ÇUKUROVA ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

DOKTORA TEZİ

Sedat KARAAHMETLİ

GFRP DONATILI BETON DERİN KİRİŞLERİN KESME DAVRANIŞININ İNCELENMESİ

İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI

ADANA-2023

ÇUKUROVA ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

GFRP DONATILI BETON DERİN KİRİŞLERİN KESME DAVRANIŞININ İNCELENMESİ

Sedat KARAAHMETLİ

DOKTORA TEZİ

İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI

Bu Tez 17/03/2023 Tarihinde Aşağıdaki Jüri Üyeleri Tarafından Oybirliği/Oyçokluğu ile Kabul Edilmiştir.

.....	.....	.....
Prof. Dr. İsmail Hakkı ÇAĞATAY DANIŞMAN	Prof. Dr. Cengiz DÜNDAR ÜYE	Prof. Dr. İlker Fatih KARA ÜYE
.....	.....	
Prof. Dr. Hüseyin Rızkullah YERLİ ÜYE	Doç. Dr. Gözde TANTEKİN ÇELİK ÜYE	

Bu Tez Enstitümüz İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalında hazırlanmıştır.
Kod No:

Prof. Dr. Sadık DİNÇER
Enstitü Müdürü

Not: Bu tezde kullanılan özgün ve başka kaynaktan yapılan bildirişlerin, çizelge ve fotoğrafların kaynak gösterilmeden kullanımı, 5846 sayılı Fikir ve Sanat Eserleri Kanunundaki hükümlere tabidir.

ÖZ

DOKTORA TEZİ

GFRP DONATILI BETON DERİN KİRİŞLERİN KESME DAVRANIŞININ İNCELENMESİ

Sedat KARAAHMETLİ

ÇUKUROVA ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ
İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI

Danışman : Prof. Dr. İsmail Hakkı ÇAĞATAY
Prof. Dr. Serkan TOKGÖZ
Yıl: 2023, Sayfa: 271
Jüri : Prof. Dr. İsmail Hakkı ÇAĞATAY
: Prof. Dr. Cengiz DÜNDAR
: Prof. Dr. İlker Fatih KARA
: Prof. Dr. Hüseyin Rızkullah YERLİ
: Doç. Dr. Gözde TANTEKİN ÇELİK

Bu çalışmada, cam elyaf takviyeli polimer (Glass fiber reinforced polymer, GFRP) donatılı beton derin kirişlerin kesme davranışı deneysel ve sayısal olarak incelenmiştir. Deneysel çalışmada; aynı boy ve kesit özelliklerine sahip 12 adet derin kiriş numunesi dört nokta yükleme etkisi altında test edilmiştir. Kesme açıklık/derinlik oranı (*a/d*), donatı oranı ve beton çelik lif oranının GFRP donatılı derin kirişlerin kesme davranışı üzerine etkileri araştırılmıştır. Yapılan testlerde, tüm kirişlerde kemer davranışı etkin olmuş ve kesme altında diyagonal basınç çubuğu kırılmasıyla taşıma gücüne ulaşılmıştır. Derin kirişlerin kesme davranışında *a/d*, donatı ve beton çelik lif oranlarının oldukça etkili olduğu gözlenmiştir. Sayısal çalışmada; basınç ve çekme çubuğu modeli (strut-and-tie model, STM) ele alınmıştır. Derin kiriş nihai kesme dayanımı tahmininde önemli rol oynayan, diyagonal basınç çubuğu dayanım azaltma faktörünü (β_s) etkileyen parametreler incelenmiş ve yapılan analizler sonucunda ACI 318-19 ve CSA S806 için doğrusal ve doğrusal olmayan modeller önerilmiştir. Analizler sonucunda, araştırılan parametrelerin GFRP donatılı derin kirişlerin kesme davranışı üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğu belirlenmiştir. Literatürde yer alan deney sonuçları ile sayısal sonuçlar karşılaştırıldığında, derin kiriş taşıma gücü kapasiteleri ACI 318-19 modeli ile daha yüksek elde edilirken, CSA S806 modeli ile daha düşük ve güvenli tarafta elde edilmiştir. Çalışma kapsamında önerilen β_s modelleri, derin kiriş nihai kesme dayanımı tahmininde oldukça başarılı performans göstermiştir.

Anahtar Kelimeler: Derin kiriş, Kesme davranışı, GFRP donatı, Çelik lif, Basınç ve çekme çubuğu modeli

ABSTRACT

PhD THESIS

A RESEARCH STUDY ON SHEAR BEHAVIOR OF GFRP REINFORCED DEEP BEAMS

Sedat KARAAHMETLİ

ÇUKUROVA UNIVERSITY
INSTITUTE OF NATURAL AND APPLIED SCIENCES
DEPARTMENT OF CIVIL ENGINEERING

Supervisor : Prof. Dr. İsmail Hakkı ÇAĞATAY
Prof. Dr. Serkan TOKGÖZ
Year: 2023, Page: 271
Jury : Prof. Dr. İsmail Hakkı ÇAĞATAY
: Prof. Dr. Cengiz DÜNDAR
: Prof. Dr. İlker Fatih KARA
: Prof. Dr. Hüseyin Rızkullah YERLİ
: Assoc. Prof. Dr. Gözde TANTEKİN ÇELİK

In this study, shear behavior of (Glass fiber reinforced polymer, GFRP) reinforced concrete deep beams was investigated experimentally and numerically. In the experimental study, 12 deep beam specimens with the same length and cross-section properties were tested under the effect of four-point loading. The effects of shear span/depth ratio (a/d), reinforcement ratio and concrete steel fiber ratio on shear behavior of GFRP reinforced deep beams were investigated. In the tests, arch behavior was effective in all beams and the ultimate load capacity was achieved by shear failure. It has been observed that *a/d* ratio, reinforcement ratio and concrete steel fiber ratio are considerable effective in the shear behavior of deep beams. In numerical study, strut-and-tie model is discussed. The parameters affecting the strut efficiency factor (β_s), which effective in the estimation of the deep beam ultimate shear strength, were examined and because of the analyses linear and nonlinear models were proposed for ACI 318-19 and CSA S806. As a result of the analyses, it was determined that the investigated parameters have a significant effect on the shear behavior of FRP reinforced deep beams. When the experimental results in the literature are compared with the numerical results, the deep beam ultimate load capacities are overestimate with the ACI 318-19 model, while it is underestimated and on the safe side with the CSA S806 model. The β_s models proposed within the scope of the study showed a very successful performance in estimating the deep beam ultimate load capacities.

Keywords: Deep beam, Shear behavior, GFRP reinforcement, Steel fiber, Strut-and-tie model

GENİŞLETİLMİŞ ÖZET

Sunulan çalışmada, cam elyaf takviyeli polimer (GFRP) (Glass Fiber-Reinforced Polymer) donatılı beton derin kirişlerin kesme davranışı belirlemek ve bu tür kirişlerin kesme kapasitesini doğru bir şekilde tahmin etmek için deneysel ve sayısal bir çalışma sunulmuştur. Bu amaçla laboratuvar ortamında 150 × 350 × 2000 mm boyutlarında on iki adet derin kiriş numunesi hazırlanmıştır. Çalışmada; kesme açıklık/derinlik oranı (a/d), donatı oranı ve beton çelik lif oranı parametrelerinin derin kirişlerin kesme davranışı üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Deneylerde yük-yer değiştirme ilişkileri, yük-şekil değiştirme ilişkileri ve taşıma gücü kapasiteleri elde edilmiştir.

Çalışmanın deneysel kısmı Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Yapı Laboratuvarında gerçekleştirilmiştir. Sayısal çalışmada, tez çalışması kapsamında ve literatürde sunulan FRP derin kiriş numunelerine ait deney sonuçlarından faydalanılarak bir veri tabanı oluşturmuş, ACI 318-19 ve CSA S806 standartlarında önerilen basınç ve çekme çubuğu modeli kullanılmıştır. Deneyler ve sayısal analizlerden elde edilen sonuçların oldukça uyumlu olduğu görülmüş ve çalışmanın sonucunda, araştırılan parametrelerin derin kiriş kesme davranışı üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğu belirlenmiştir.

a/d oranının derin kirişlerin kesme davranışına etkisini incelemek amacıyla yapılan deneyler ve sayısal analizlerde, *a/d* oranının derin kiriş taşıma gücü kapasitesinde belirgin bir etkisi olduğu ve *a/d* oranı arttıkça derin kiriş taşıma kapasitesinin düştüğü gözlenmiştir. Ayrıca aynı yük düzeyinde *a/d* oranı arttıkça kirişlerde meydana gelen yer değiştirme ve donatıda ölçülen şekil değiştirmenin arttığı tespit edilmiştir.

Donatı oranının derin kirişlerin kesme davranışı üzerindeki etkisini araştırmaya yönelik yapılan deneylerde, donatı oranının derin kiriş taşıma gücü kapasitesine katkı sağladığı, *a/d* oranı arttıkça bu katkının daha etkili olmuştur.

Aynı yük düzeyinde donatı oranı arttıkça kirişlerde meydana gelen yer değiştirme ve donatıda ölçülen şekil değiştirmenin azaldığı gözlenmiştir.

Aynı kesit boyutları, *a/d* oranı ve donatı oranına sahip kirişlerin farklı beton çelik lif oranları ile gerçekleştirilen deneyler sonucunda, çelik lifin, derin kiriş numunelerinde kesme ve eğilme çatlak genişliklerini sınırlı düzeyde tutması ve daha fazla kılcal çatlağın oluşmasına katkıda bulunması nedeniyle kiriş taşıma gücüne ve sünek davranışa katkıda bulunmuştur.

Sayısal çalışma kapsamında derin kiriş nihai kesme dayanımı tahmininde önemli rol oynayan, diyagonal basınç çubuğu dayanım azaltma faktörü (β_s) araştırılmıştır. β_s değerini etkileyen parametreler incelenmiş ve yapılan analizler sonucunda ACI 318-19 ve CSA S806 için doğrusal ve doğrusal olmayan denklemler önerilmiştir. Çalışmada; kesme açıklık/derinlik oranı (*a/d*), kiriş yükseklik/kiriş genişlik oranı (*h/b*) ve çekme çubuğundaki uzama şekil değiştirme miktarının (ε_s) derin kirişlerin kesme davranışı üzerindeki etkileri araştırılmıştır.

β_s değerinin belirlenmesinde ACI 318-19, basınç çubuğunun konumu ve tipine bağlı sabit bir değer dikkate alırken, CSA S806 bu değeri çekme çubuğundaki uzama şekil değiştirme miktarına (ε_s) ve diyagonal basınç çubuğunun açısına dolayısı ile *a/d* oranına bağlı olarak hesaplamakta, bu da β_s değerleri arasında tutarsızlıkların ortaya çıkmasına sebep olmaktadır. β_s değerinin belirlenmesinde *a/d* oranı, *h/b* oranı ve ε_s değerinin oldukça etkili olduğu gözlenmiştir. Derin kiriş kesme dayanımı tahmini için önerilen β_s modelleriyle oldukça başarılı sonuçlar elde edilmiştir.

Sonuç olarak, çalışma kapsamında araştırılan *a/d* oranı, *h/b* oranı, donatı oranı ve çelik lif oranı parametrelerinin FRP donatılı beton derin kiriş kesme davranışında önemli bir etkiye sahip olduğu görülmüş ve elde edilen sonuçlar detaylı olarak sunulmuştur.

TEŞEKKÜR

Doktora eğitimim süresince, bilgi, tecrübe ve yardımlarını benden esirgemeyen, tezimi hayata geçirebilmem konusunda destekleyen ve cesaretlendiren değerli hocalarım Sayın Prof. Dr. İsmail Hakkı ÇAĞATAY'a, Sayın Prof. Dr. Serkan TOKGÖZ'e ve Sayın Prof. Dr. Cengiz DÜNDAR'a sonsuz teşekkürlerimi sunarım.

Doktora tezimin son halini almasında önemli katkıları olan değerli jüri üyeleri Sayın Prof. Dr. İlker Fatih KARA'ya, Sayın Doç. Dr. Gözde TANTEKİN ÇELİK'e ve Sayın Prof. Dr. Hüseyin Rızkullah YERLİ'ye teşekkür ederim.

Deney modellerinin oluşturulmasında ve deneyler esnasında karşılaştığım sorunların çözümünde bilgi ve tecrübesinden yararlandığım Arş. Gör. Timuçin Alp ASLAN'a, İnş. Müh. Duhan Zerakki IŞIK'a, İnş. Müh. Osman Kayahan KAYA'ya, Sika Bölge Satış Sorumlusu Göksel ÇAPKIN'a, Hasan DAŞ'a, Mak. Müh. Necati IŞIL'a ve sayısal analizlerimde yapmış olduğu katkılarından dolayı Dr. Öğr. Üyesi Serkan AYDINLI'ya teşekkür ederim

Lisansüstü eğitimim süresince Öğretim Üyesi Yetiştirme Programı kapsamında verdiği desteklerden dolayı Yükseköğretim Kurumu'na teşekkürlerimi sunarım.

Çalışmalarım boyunca varlığından her zaman destek aldığım, sevgi, hoşgörü ve sonsuz desteğini benden esirgemeyen eşim İpek KARAAHMETLİ'ye teşekkür ederim.

Hayatımın her alanında karşılıksız desteklerini hiçbir zaman esirgemeyen, bugünlere gelmemde en büyük pay sahibi olan babam Mustafa KARAAHMETLİ'ye, annem Leman KARAAHMETLİ'ye ve kardeşlerime tüm kalbimle teşekkür ederim.

İÇİNDEKİLER **SAYFA**

ÖZ I
ABSTRACT II
GENİŞLETİLMİŞ ÖZET III
TEŞEKKÜR V
İÇİNDEKİLER VI
ÇİZELGELER DİZİNİ X
ŞEKİLLER DİZİNİ XII
SİMGELER VE KISALTMALAR XXII
1. GİRİŞ 1
1.1. Genel 1
1.2. Amaç ve Kapsam 4
2. ÖNCEKİ ÇALIŞMALAR 7
2.1. Deneysel Çalışmalar 7
2.2. Sayısal Çalışmalar 17
3. DENEYSEL ÇALIŞMA 29
3.1. Giriş 29
3.2. Deney Numuneleri ve Test Parametreleri 29
3.3. Deney Numunelerinin Hazırlanışı 32
3.3.1. Beton 32
3.3.2. Kiriş Numune Kalıbı 36
3.3.3. Donatı 37
3.3.4. Deney Numunelerinin Üretimi 39
3.4. Deney Düzeneği 41
3.4.1. Yükleme Sistemi 41
3.4.2. Yük Hücresi (Load Cell) 43
3.4.3. Ölçer (LVDT-Linear Variable Differential Transformer) 44
3.4.4. Gerinim Ölçer (Strain Gauge) 46

3.4.5. Veri Kaydetme Ünitesi (Data Logger) 53
3.5. Deneyin Yapılışı 54
3.6. Deney Sonuçları 56
3.6.1. Birinci Seri Deney Sonuçları 56
3.6.1.1. S1G-0.85 Numunesi 56
3.6.1.2. S1G-1.08 Numunesi 63
3.6.1.3. S1G-1.23 Numunesi 70
3.6.1.4. S1G-1.54 Numunesi 78
3.6.2. İkinci Seri Deney Sonuçları 85
3.6.2.1. S2G-0.85 Numunesi 85
3.6.2.2. S2G-1.08 Numunesi 93
3.6.2.3. S2G-1.23 Numunesi 102
3.6.2.4. S2G-1.54 Numunesi 110
3.6.3. Üçüncü Seri Deney Sonuçları 118
3.6.3.1. S3G-0.85-SF40 Numunesi 118
3.6.3.2. S3G-1.08-SF40 Numunesi 126
3.6.4. Dördüncü Seri Deney Sonuçları 135
3.6.4.1. S4G-0.85-SF60 Numunesi 135
3.6.4.2. S4G-1.08-SF60 Numunesi 143
4. SAYISAL ÇALIŞMA 153
4.1. Giriş 153
4.2. Basınç ve Çekme Çubuğu Modeli 157
4.2.1. CSA S806 (2017) ve CSA A23.3 (2019) Standardı 162
4.2.2. ACI 318-19 Standardı 167
4.2.3. ACI 318-19 ve CSA S806 (2017) Standardına Göre Analiz Sonuçları 169
4.3. Diyagonal Basınç Çubuğu Dayanım Azaltma Faktörü (β_s) 177
4.3.1. Strut Etkinlik Faktörünü Etkileyen Parametreler 178
4.3.2. Önerilen β_s 185

5. SONUÇLARIN KARŞILAŞTIRILMASI 187
5.1. Giriş 187
5.2. Deneysel Çalışma Sonuçların Karşılaştırılması 187
5.2.1. Çatlak Gelişimi 187
5.2.2. Yük-Yer değiştirme İlişkisi 201
5.2.2.1. a/d Oranının Yük-Yer değiştirme İlişkisine Etkisi 202
5.2.2.2. Donatı Oranının Yük-Yer değiştirme İlişkisine Etkisi 204
5.2.2.3. Betonun Çelik Lif Oranının Yük-Yer değiştirme İlişkisine Etkisi 208
5.2.3. Yük-Donatı Şekil Değiştirme İlişkisi 211
5.2.3.1. a/d Oranının Yük-Donatı Şekil Değiştirme İlişkisine Etkisi 211
5.2.3.2. Donatı Oranının Yük-Donatı Şekil Değiştirme İlişkisine Etkisi 220
5.2.3.3. Beton Çelik Lif Oranının Yük-Donatı Şekil Değiştirme İlişkisine Etkisi 228
5.2.4. Yük-Beton Şekil Değiştirme İlişkisi 235
5.2.4.1. a/d Oranının Yük-Beton Şekil Değiştirme İlişkisine Etkisi 235
5.2.4.2. Donatı Oranının Yük-Beton Şekil Değiştirme İlişkisine Etkisi 238
5.2.4.3. Beton Çelik Lif Oranının Yük-Beton Şekil Değiştirme İlişkisine Etkisi 240
5.2.5. Taşıma Gücü Kapasitesi 243
5.2.5.1. a/d Oranının Taşıma Gücü Kapasitesine Etkisi 243
5.2.5.2. Donatı Oranının Taşıma Gücü Kapasitesine Etkisi 246
5.2.5.3. Betonun Çelik Lif Oranının Taşıma Gücü Kapasitesine Etkisi 248
5.3. Sayısal Çalışma Sonuçların Karşılaştırılması 249

6. SONUÇLAR VE ÖNERİLER 259
6.1. Genel 259
6.2. Sonuçlar 260
6.3. Öneriler 264
KAYNAKLAR 265
ÖZGEÇMİŞ 271

ÇİZELGELER DİZİNİ **SAYFA**

Çizelge 3.1. Hazırlanan derin kiriş numuneleri donatı özellikleri ve test parametreleri 32
Çizelge 3.2. Hazırlanan numunelerin 1 m^3 beton karışım ağırlıkça değerleri 33
Çizelge 3.3. Kiriş numunelerine ait silindir basınç dayanımları 34
Çizelge 3.4. Kiriş numunelerine ait eğilmede çekme dayanımları 35
Çizelge 3.5. Gerinim ölçerlerin konumları 52
Çizelge 3.6. S1G-0.85 numunesi deney gözlemleri 57
Çizelge 3.7. S1G-1.08 numunesi deney gözlemleri 64
Çizelge 3.8. S1G-1.23 numunesi deney gözlemleri 71
Çizelge 3.9. S1G-1.23 numunesi deney gözlemleri 79
Çizelge 3.10. S2G-0.85 numunesi deney gözlemleri 86
Çizelge 3.11. S2G-1.08 numunesi deney gözlemleri 94
Çizelge 3.12. S2G-1.23 numunesi deney gözlemleri 103
Çizelge 3.13. S2G-1.54 numunesi deney gözlemleri 111
Çizelge 3.14. S3G-0.85-SF40 numunesi deney gözlemleri 119
Çizelge 3.15. S3G-1.08-SF40 numunesi deney gözlemleri 128
Çizelge 3.16. S4G-0.85-SF60 numunesi deney gözlemleri 136
Çizelge 3.17. S4G-1.08-SF60 numunesi deney gözlemleri 144
Çizelge 4.1. β_s dayanım azaltma faktörü 168
Çizelge 4.2. β_c basınç çubuğu ve düğüm sargı faktörü 168
Çizelge 4.3. β_n düğüm bölgesi katsayısı 169
Çizelge 4.4. Veri tabanını oluşturan numunelerin kesit özellikleri ve kesme dayanımları 171
Çizelge 4.5. ACI 318-19 ve CSA S806 standartlarına dayalı analiz sonuçları 175
Çizelge 4.6. ACI ve CSA için elde edilen x_1,x_2,x_3 ve x_4 katsayıları 186
Çizelge 5.1. Kiriş numunelerine yük aşamaları 201

Çizelge 5.2. *a/d* artış oranı ile taşıma gücü kapasitesi azalma oranı 246
Çizelge 5.3. ACI için önerilen modelin değerlendirilmesi 250
Çizelge 5.4. CSA için önerilen modelin değerlendirilmesi..... 254

ŞEKİLLER DİZİNİ **SAYFA**

Şekil 1.1. Derin kiriş uygulama örnekleri 1
Şekil 1.2. Basınç ve Çekme Çubuğu Modeli..... 3
Şekil 3.1. Derin kiriş numune detayı ve kesit özellikleri 30
Şekil 3.2. Kiriş adlandırma sistemi 32
Şekil 3.3. Betonarme derin kiriş numune kalıpları..... 36
Şekil 3.4. Nervürlü cam lifli polimer donatılar 37
Şekil 3 5. Donatı detayı ve uygulama..... 38
Şekil 3.6. Beton dökümü öncesi kalıplar..... 39
Şekil 3.7. Betonun yerleştirilmesi 40
Şekil 3.8. Beton dökümü ve numuneler 41
Şekil 3.9. Laboratuvar deney düzeneği 42
Şekil 3.10. Yük hücresi 44
Şekil 3.11. Yük hücresi kalibrasyon eğrisi..... 44
Şekil 3.12. Yer değiştirme ölçer (LVDT)..... 45
Şekil 3.13. Yer değiştirme ölçer teknik özellikleri..... 46
Şekil 3.14. Gerinim Ölçer..... 46
Şekil 3.15. Beton gerinim ölçer yapıştırma uygulaması (LVDT) 47
Şekil 3.16. GFRP donatısı üzerine yapıştırılan gerinim ölçer üzerine yapılan kaplama 48
Şekil 3.17. GFRP üzerine gerinim ölçerler yapıştırma ve kaplama işlemi..... 50
Şekil 3.18. Derin kiriş GFRP donatısı gerinim ölçer uygulaması 51
Şekil 3.19. Gerinim ölçerlerin konumları..... 52
Şekil 3.20. Beton dökümü sonrası birim deformasyon ölçerlerin kontrolü..... 53
Şekil 3.21. Veri kaydetme ünitesi ve yazılımı..... 54
Şekil 3.22. S1G-0.85 numunesi deney düzeneği..... 56
Şekil 3.23. S1G-0.85 numunesi yükleme aşamaları..... 58
Şekil 3.24. S1G-0.85 numunesi çatlak ve çatlak gelişimi 59

Şekil 3.25. S1G-0.85 numunesi kesme çatlağı genişliği 59
Şekil 3.26. Yük kaldırıldıktan sonra S1G-0.85 numunesi..... 60
Şekil 3. 27. S1G-0.85 numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği 61
Şekil 3.28. S1G-0.85 numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği..... 62
Şekil 3.29. S1G-0.85 numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı 62
Şekil 3.30. S1G-0.85 numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği..... 63
Şekil 3.31. S1G-1.08 numunesi deney düzeneği..... 64
Şekil 3.32. S1G-1.08 numunesi yükleme aşamaları..... 66
Şekil 3.33. S1G-1.08 numunesi çatlak ve çatlak gelişimi 67
Şekil 3.34. S1G-1.08 numunesi kesme çatlağı genişliği 67
Şekil 3.35. Yük kaldırıldıktan sonra S1G-1.08 numunesi..... 67
Şekil 3.36. S1G-1.08 numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği 68
Şekil 3.37. S1G-1.08 numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği..... 69
Şekil 3.38. S1G-1.08 numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı 69
Şekil 3.39. S1G-1.08 numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği..... 70
Şekil 3.40. S1G-1.23 numunesi deney düzeneği..... 71
Şekil 3.41. S1G-1.23 numunesi yükleme aşamaları..... 73
Şekil 3.42. S1G-1.23 numunesi çatlak ve çatlak gelişimi 74
Şekil 3.43. S1G-1.23 numunesi kesme çatlağı genişliği 74
Şekil 3.44. Yük kaldırıldıktan sonra S1G-1.23 numunesi..... 75
Şekil 3.45. S1G-1.23 numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği 76
Şekil 3.46. S1G-1.23 numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği..... 77
Şekil 3.47. S1G-1.23 numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı 77
Şekil 3.48. S1G-1.23 numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği..... 78
Şekil 3.49. S1G-1.54 numunesi deney düzeneği..... 79
Şekil 3.50. S1G-1.54 numunesi yükleme aşamaları..... 81
Şekil 3.51. S1G-1.54 numunesi çatlak ve çatlak gelişimi 82
Şekil 3.52. S1G-1.54 numunesi kesme çatlağı genişliği 82
Şekil 3.53. S1G-1.54 numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği 83

Şekil 3.54. S1G-1.54 numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği 84
Şekil 3.55. S1G-1.54 numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği 85
Şekil 3.56. S2G-0.85 numunesi deney düzeneği 86
Şekil 3.57. S2G-0.85 numunesi yükleme aşamaları 88
Şekil 3.58. S2G-0.85 numunesi çatlak ve çatlak gelişimi 89
Şekil 3.59. S2G-0.85 numunesi kesme çatlağı genişliği 89
Şekil 3.60. S1G-0.85 numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği 90
Şekil 3.61. S2G-0.85 numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği 91
Şekil 3.62. S2G-0.85 numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı 92
Şekil 3.63. S2G-0.85 numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği 93
Şekil 3.64. S2G-1.08 numunesi deney düzeneği 93
Şekil 3.65. S2G-1.08 numunesi yükleme aşamaları 97
Şekil 3.66. S2G-1.08 numunesi çatlak ve çatlak gelişimi 98
Şekil 3.67. S2G-1.08 numunesi kesme çatlağı genişliği 98
Şekil 3.68. S2G-1.08 numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği 99
Şekil 3.69. S2G-1.08 numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği 100
Şekil 3.70. S2G-1.08 numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı 101
Şekil 3.71. S2G-1.08 numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği 102
Şekil 3.72. S2G-1.23 numunesi deney düzeneği 102
Şekil 3.73. S2G-1.23 numunesi yükleme aşamaları 105
Şekil 3.74. S2G-1.23 numunesi çatlak ve çatlak gelişimi 106
Şekil 3.75. S2G-1.23 numunesi kesme çatlağı genişliği 106
Şekil 3.76. S2G-1.23 numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği 107
Şekil 3.77. S2G-1.23 numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği 108
Şekil 3.78. S2G-1.23 numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı 109
Şekil 3.79. S2G-1.23 numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği 110
Şekil 3.80. S2G-1.54 numunesi deney düzeneği 111
Şekil 3.81. S2G-1.54 numunesi yükleme aşamaları 113
Şekil 3.82. S2G-1.54 numunesi çatlak ve çatlak gelişimi 114

Şekil 3.83. S2G-1.54 numunesi kesme çatlağı genişliği 114
Şekil 3.84. S2G-1.54 numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği 115
Şekil 3.85. S2G-1.54 numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği..... 116
Şekil 3.86. S2G-1.54 numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı 117
Şekil 3.87. S2G-1.54 numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği..... 118
Şekil 3.88. S3G-0.85-SF40 numunesi deney düzeneği 119
Şekil 3.89. S3G-0.85-SF40 numunesi yükleme aşamaları 121
Şekil 3.90. S3G-0.85-SF40 numunesi çatlak ve çatlak gelişimi 122
Şekil 3.91. S3G-0.85-SF40 numunesi kesme çatlağı genişliği 122
Şekil 3.92. Yük kaldırıldıktan sonra S3G-0.85-SF40 numunesi 122
Şekil 3.93. S3G-0.85-SF40 numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği 124
Şekil 3.94. S3G-0.85-SF40 numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği 125
Şekil 3.95. S3G-0.85-SF40 numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı 125
Şekil 3.96. S3G-0.85-SF40 numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği 126
Şekil 3.97. S3G-1.08-SF40 numunesi deney düzeneği 127
Şekil 3.98. S3G-1.08-SF40 numunesi yükleme aşamaları 130
Şekil 3.99. S3G-1.08-SF40 numunesi çatlak ve çatlak gelişimi 131
Şekil 3.100. S3G-1.08-SF40 numunesi kesme çatlağı genişliği 131
Şekil 3.101. Yük kaldırıldıktan sonra S3G-1.08-SF40 numunesi 132
Şekil 3.102. S3G-1.08-SF40 numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği 133
Şekil 3.103. S3G-1.08-SF40 numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği 134
Şekil 3.104. S3G-1.08-SF40 numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı 134
Şekil 3.105. S3G-1.08-SF40 numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği 135
Şekil 3.106. S4G-0.85-SF60 numunesi deney düzeneği 136
Şekil 3.107. S4G-0.85-SF60 numunesi yükleme aşamaları 138

Şekil 3.108. S4G-0.85-SF60 numunesi çatlak ve çatlak gelişimi 139
Şekil 3.109. S4G-0.85-SF60 numunesi kesme çatlağı genişliği 139
Şekil 3.110. Yük kaldırıldıktan sonra S4G-0.85-SF60 numunesi 140
Şekil 3.111. S4G-0.85-SF60 numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği 141
Şekil 3.112. S4G-0.85-SF60 numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği 142
Şekil 3.113. S4G-0.85-SF60 numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı 142
Şekil 3.114. S4G-0.85-SF60 numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği 143
Şekil 3.115. S4G-1.08-SF60 numunesi deney düzeneği 144
Şekil 3.116. S4G-1.08-SF60 numunesi yükleme aşamaları 146
Şekil 3.117. S4G-1.08-SF60 numunesi çatlak ve çatlak gelişimi 147
Şekil 3.118. S4G-1.08-SF60 numunesi kesme çatlağı genişliği 147
Şekil 3.119. Yük kaldırıldıktan sonra S4G-1.08-SF60 numunesi 148
Şekil 3.120. S4G-1.08-SF60 numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği 149
Şekil 3.121. S4G-1.08-SF60 numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği 150
Şekil 3.122. S4G-1.08-SF60 numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı 150
Şekil 3.123. S4G-1.08-SF60 numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği 151
Şekil 4.1. Derin kirşlerde gerilme dağılımı 154
Şekil 4.2. Kirişte oluşan B ve D bölgeleri 155
Şekil 4.3. Betonarme kirişte geleneksel kiriş ve kemer davranışı 156
Şekil 4.4. Strut-and-Tie model elemanları 157
Şekil 4.5. Basınç çubuğu tipleri 158
Şekil 4.6. Düğüm noktası tipleri 159
Şekil 4.7. Çekme ve Basınç çubuğundaki şekil değiştirmeler 164
Şekil 4.8. STM serbest cisim diyagramı 165

Şekil 4.9. CSA 806'ya göre derin kiriş kesme dayanımı hesap akış diyagramı 166
Şekil 4.10. ACI 318-19'a göre derin kiriş kesme dayanımı hesap akış diyagramı 170
Şekil 4.11. ACI yöntemlerine göre β_s değerinin *a/d* oranı ile ilişkisi 179
Şekil 4.12. ACI yöntemlerine göre β_s değerinin *h/b* oranı ile ilişkisi 180
Şekil 4.13. ACI yöntemlerine göre β_s değerinin ε_s oranı ile ilişkisi 181
Şekil 4.14. CSA yöntemlerine göre β_s değerinin *a/d* oranı ile ilişkisi 182
Şekil 4.15. CSA yöntemlerine göre β_s değerinin *h/b* oranı ile ilişkisi 183
Şekil 4.16. CSA yöntemlerine göre β_s değerinin ε_s oranı ile ilişkisi 184
Şekil 5.1. S1G-0.85 numunesi çatlak gelişimi 189
Şekil 5.2. S1G-1.08 numunesi çatlak gelişimi 190
Şekil 5.3. S1G-1.23 numunesi çatlak gelişimi 191
Şekil 5.4. S1G-1.54 numunesi çatlak gelişimi 192
Şekil 5.5. S2G-0.85 numunesi çatlak gelişimi 193
Şekil 5.6. S2G-1.08 numunesi çatlak gelişimi 194
Şekil 5.7. S2G-1.23 numunesi çatlak gelişimi 195
Şekil 5.8. S2G-1.54 numunesi çatlak gelişimi 196
Şekil 5.9. S3G-0.85-SF40 numunesi çatlak gelişimi 197
Şekil 5 10. S3G-1.08-SF40 numunesi çatlak gelişimi 198
Şekil 5.11. S4G-0.85-SF60 numunesi çatlak gelişimi 199
Şekil 5.12. S4G-1.08-SF60 numunesi çatlak gelişimi 200
Şekil 5.13. Birinci seri numuneleri yük-yer değiştirme ilişkisi 202
Şekil 5.14. İkinci seri numuneleri yük-yer değiştirme ilişkisi 203
Şekil 5.15. Üçüncü seri numuneleri yük-yer değiştirme ilişkisi 203
Şekil 5.16. Dördüncü seri numuneleri yük-yer değiştirme ilişkisi 204
Şekil 5.17. S1G-0.85 ve S2G-0.85 numunelerine ait yük-yer değiştirme grafiği 205

Şekil 5.18. S1G-1.08 ve S2G-1.08 numunelerine ait yük-yer değiştirme grafiği 206
Şekil 5.19. S1G-1.23 ve S2G-1.23 numunelerine ait yük-yer değiştirme grafiği 206
Şekil 5.20. S1G-1.54 ve S2G-1.54 numunelerine ait yük-yer değiştirme grafiği 207
Şekil 5.21. S1G-0.85, S3G-0.85-SF40 ve S4G-0.85-SF60 numunelerine ait yük-yer değiştirme grafiği 208
Şekil 5.22. S1G-0.85, S3G-0.85-SF40 ve S4G-0.85-SF60 numunelerine ait normalize yük-yer değiştirme grafiği 209
Şekil 5.23. S1G-1.08, S3G-1.08-SF40 ve S4G-1.08-SF60 numunelerine ait yük-yer değiştirme grafiği 209
Şekil 5.24. S1G-1.08, S3G-1.08-SF40 ve S4G-1.08-SF60 numunelerine ait normalize yük-yer değiştirme grafiği 210
Şekil 5.25. Birinci seri numuneleri yük-donatı şekil değiştirme ilişkisi 213
Şekil 5.26. İkinci seri numuneleri yük-donatı şekil değiştirme ilişkisi 215
Şekil 5.27. Üçüncü seri numuneleri yük-donatı şekil değiştirme ilişkisi 217
Şekil 5.28. Dördüncü seri numuneleri yük-donatı şekil değiştirme ilişkisi..... 219
Şekil 5.29. S1G-0.85 ve S2G-0.85 numunelerine yük-donatı şekil değiştirme ilişkisi 222
Şekil 5.30. S1G-1.08 ve S2G-1.08 numunelerine yük-donatı şekil değiştirme ilişkisi 223
Şekil 5.31. S1G-1.23 ve S2G-1.23 numunelerine yük-donatı şekil değiştirme ilişkisi 225
Şekil 5.32. S1G-1.54 ve S2G-1.54 numunelerine yük-donatı şekil değiştirme ilişkisi 227
Şekil 5.33. S1G-0.85, S3G-0.85-SF40 ve S4G-0.85-SF60 numunelerine ait yük-donatı şekil değiştirme grafiği 229

Şekil 5.34. S1G-0.85, S3G-0.85-SF40 ve S4G-0.85-SF60 numunelerine ait normalize yük-donatı şekil değiştirme grafiği 231
Şekil 5.35. S1G-1.08, S3G-1.08-SF40 ve S4G-1.08-SF60 numunelerine ait yük-donatı şekil değiştirme grafiği 232
Şekil 5.36. S1G-1.08, S3G-1.08-SF40 ve S4G-1.08-SF60 numunelerine ait normalize yük-donatı şekil değiştirme grafiği 234
Şekil 5.37. Birinci seri numuneleri yük-beton şekil değiştirme ilişkisi..... 236
Şekil 5.38. İkinci seri numuneleri yük-beton şekil değiştirme ilişkisi 236
Şekil 5.39. Üçüncü seri numuneleri yük-beton şekil değiştirme ilişkisi 237
Şekil 5.40. Dördüncü seri numuneleri yük-beton şekil değiştirme ilişkisi..... 237
Şekil 5.41. S1G-0.85 ve S2G-0.85 numunelerine yük-beton şekil değiştirme ilişkisi 238
Şekil 5.42. S1G-1.08 ve S2G-1.08 numunelerine yük-beton şekil değiştirme ilişkisi 239
Şekil 5.43. S1G-1.23 ve S2G-1.23 numunelerine yük-beton şekil değiştirme ilişkisi 239
Şekil 5.44. S1G-1.54 ve S2G-1.54 numunelerine yük-beton şekil değiştirme ilişkisi 240
Şekil 5.45. S1G-0.85, S3G-0.85-SF40 ve S4G-0.85-SF60 numunelerine ait yük-beton şekil değiştirme grafiği..... 241
Şekil 5.46. S1G-0.85, S3G-0.85-SF40 ve S4G-0.85-SF60 numunelerine ait normalize yük-beton şekil değiştirme grafiği..... 241
Şekil 5.47. S1G-1.08, S3G-1.08-SF40 ve S4G-1.08-SF60 numunelerine ait yük-donatı şekil değiştirme grafiği 242
Şekil 5.48. S1G-1.08, S3G-1.08-SF40 ve S4G-1.08-SF60 numunelerine ait normalize yük-donatı şekil değiştirme grafiği 242
Şekil 5.49. Birinci seri numuneleri taşıma gücü-a/d oranı ilişkisi..... 244
Şekil 5.50. İkinci seri numuneleri taşıma gücü-a/d oranı ilişkisi 244
Şekil 5.51. Üçüncü seri numuneleri taşıma gücü-a/d oranı ilişkisi 245

Şekil 5.52. Dördüncü seri numuneleri taşıma gücü-a/d oranı ilişkisi..... 245
Şekil 5.53. Donatı oranının taşıma gücüne etkisi..... 247
Şekil 5.54. Çelik lif oranının taşıma gücüne etkisi..... 249
Şekil 5.55. ACI 318-19 için önerilen modellerin değerlendirilmesi 253
Şekil 5.56. CSA S806 için önerilen modellerin değerlendirilmesi..... 257

SİMGELER VE KISALTMALAR

2PKT : İki parametreli kinematik teori

a : Kesme açıklığı

a/d : Kesme açıklığının faydalı yüksekliğe oranı

A_1 : Mesnet/yükleme yüzey alanı

A_2 : Basınç çubuğu ile düğüm noktasının birleştiği yüzey alanı

ACI : American Concrete Institute

A_{frp} : FRP donatı alanını

AFRP : Aramid takviyeli polimer (Aramid fiber reinforced polymer)

A_{strut} : Diyagonal beton basınç çubuğu kesit alanını

b : Kesit genişliği

BFRP : Bazalt elyaf takviyeli polimer (Basalt fiber reinforced polymer)

CCC : Basınç çubukları, mesnet/yükleme yüzeyi ya da her ikisi ile çevrili düğüm

CCT : Bir adet çekme çubuğu bulunduran düğüm

CFRP : Karbon elyaf takviyeli polimer (Carbon fiber reinforced polymer)

NLFEA : Doğrusal olmayan sonlu elemanlar analizi

CoV : Varyasyon katsayısı

CSA : Canadian Standards Association

CSTM : Çatlamış basınç ve çekme modeli

CTT : İki adet çekme çubuğu bulunduran düğüm

d : Kesit faydalı yükseklik

E_{frp} : FRP elastisite modülü

$F_{(strut)d}$: Diyagonal basınç çubuğu basınç dayanımını

$F_{(strut)y}$: Yatay basınç çubuğu basınç dayanımını

f_{ck} : Karakteristik beton basınç dayanımı (Silindir)

f_{cu} : Diyagonal beton basınç çubuğunda müsaade edilebilir maksimum gerilme

$f_{cu,n}$: Düğüm noktasında müsaade edilebilir maksimum gerilme

FEA : Sonlu eleman analizi (FEA)

f_{fu} : FRP donatısının kopma dayanımını

F_{node} : Düğüm bölgelerindeki etkin basınç dayanımı

FRP : Elyaf takviyeli polimer (Fiber reinforced polymer)

F_{tie} : Çekme çubuğundaki kuvvet

GFRP : Cam elyaf takviyeli polimer (Glass fiber reinforced Polymer)

h : Kesit yüksekliği

h_a : Alt düğüm noktası yüksekliği

$h_ü$: Üst düğüm noktası yüksekliği

l : Kiriş açıklığı

l_a : Mesnet plakası genişliğini

$l_ü$: Yükleme plakası genişliğini

MCFT : Değiştirilmiş basınç alan teorisi (modified compression field theory)

P : Derin kirişlerin kesme kapasitesi

SST : Yumuşatılmış basınç çekme çubuğu (Softened strut-and-tie)

STM : Basınç ve çekme çubuğu modeli (Strut-and-tie model)

TTT : Sadece çekme çubuğu bulunduran düğüm

w_{st} : Diyagonal basınç çubuğu genişliği

β_c : Basınç çubuğu ve düğüm sargı katsayısı

β_n : Düğüm bölgesi katsayısını

β_s : Diyagonal basınç çubuğu dayanım azaltma katsayısı

ε_1 : Beton basınç çubuğundaki enine şekil değiştirme

ε_s : Çekme çubuğundaki uzama şekil değiştirme

θ : Diyagonal basınç çubuğunu açısı

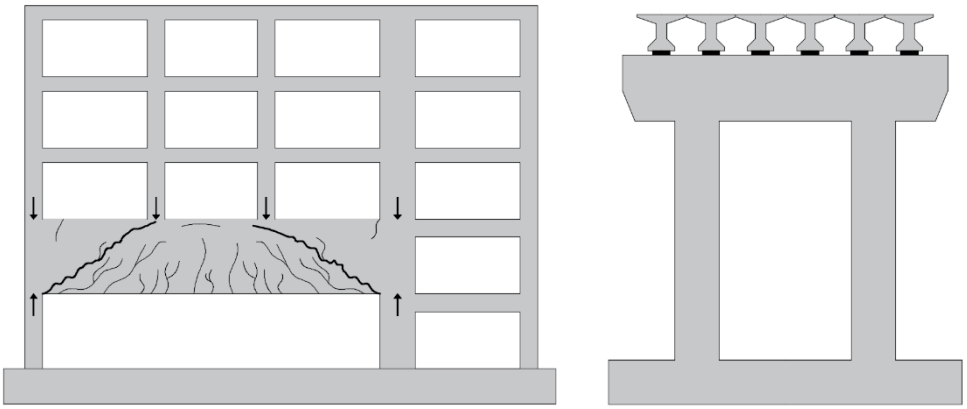
ρ_f : FRP donatı oranı

ϕ_c : Beton direnç faktörünü

1. GİRİŞ

1.1. Genel

Betonarme derin kirişler açık deniz yapıları, temel duvarları, kazık başlıkları, köprülerde üstyapı elemanı, yüksek yapılarda transfer kirişi gibi birçok yapısal uygulamalarda kullanılmaktadır (Şekil 1.1). Derin kirişlerde, diğer kirişlerden farklı olarak kayma deformasyonları ihmal edilemeyecek kadar önemli olmaktadır. Ayrıca kesme açıklığının faydalı yüksekliğe oranı (a/d<2) çok küçük olduğundan, eğilme önemini kaybetmekte ve kirişte kemer davranışı etkin olmaktadır. Bu nedenle yükün tekil veya yayılı yük oluşu, uygulandığı yer (üst veya alt yüze), büyük önem kazanmaktadır. Kemer etkisinin doğal sonucu olarak da donatı aderansı kritik olmaktadır (Ersoy ve Özcebe, 2017). Derin kirişlerde, normal kirişler için elastik analizde varsayılan doğrusal gerilme dağılımı geçerliliğini kaybetmektedir. Bu da düzlem olan kesitlerin eğildikten sonra düzlem kalmadığı ve bu varsayıma dayalı çözümlerin doğru olmadığı anlamına gelmektedir. Dolayısıyla bu tür kirişlerin tasarımı ve detaylandırılması daha fazla özen gerektirmektedir.

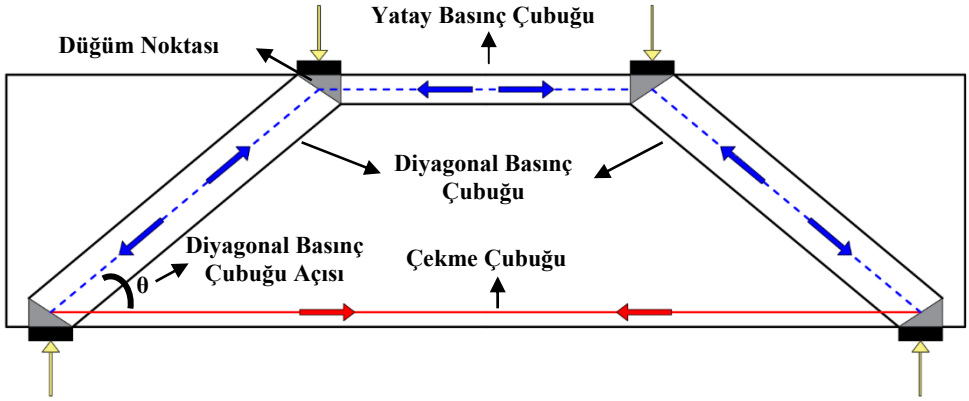


Şekil 1.1. Derin kiriş uygulama örnekleri

Çelik betonarme yapılar uzun bir süredir inşa edilmekte ve bu tür yapıların davranışını belirlemek için çok sayıda araştırma yapılmaktadır. Bununla birlikte, çelik donatıların önemli eksiği, korozyona karşı düşük direnç göstermeleridir. Betonarme yapılar değerlendirildiğinde, yapılarda kullanılan standart çelik donatılarda meydana gelen korozyon problemi bir dezavantaj olarak söylenebilir. Birçok yapısal uygulamadaki derin kirişler, korozyon riskine veya ömürlerinin kısalmasıyla sonuçlanabilecek ciddi çevresel koşulların etkisinde kalmaktadır. Bu tür ağır çevresel koşulların etkisinde kalan betonarme yapılarda bulunan çelik donatıların korozyona uğraması da bu yapılarda ortaya çıkan en büyük problemlerden birini oluşturmaktadır. Bu durum betonarme yapılarda zaman alıcı ve yüksek maliyetli bakım, onarım ve güçlendirme işlemleri uygulanmasını gerektirmekte ve bu tür yapıların kullanılabilirlik sürelerinin kısalmasına neden olmaktadır. Fiber Takviyeli Polimer (FRP) malzemeler, geleneksel çelik donatıya kıyasla korozyon sorunu yaşamamasının yanı sıra hafiflik, yüksek dayanım, yorulma mukavemetinin yüksek olması, düşük ısı iletkenlik özelliği ve manyetik geçirgenliğinin olmaması gibi avantajlarından dolayı çeliğe alternatif olarak birçok uygulamada ön plana çıkmaktadır.

FRP donatılı betonarme elemanlar üzerine yapılan çalışmalar, FRP donatılarının olumlu etkisini kanıtlamış olmakla birlikte, FRP donatılarıyla güçlendirilmiş betonarme derin kirişler için mevcut çalışmaların sayısının yeterli olmadığını göstermektedir. Tarihsel olarak, betonarme derin kirişler ampirik yöntemlerle veya basit yaklaşımlarla tasarlanmıştır. Son yıllarda, literatürde ve modern standartlarda betonarme derin kirişlerin kesme dayanımı, Şekil 1.2'de gösterilmekte olan basınç ve çekme çubuğu modeline (strut-and-tie model, STM) dayalı olarak kapsamlı bir şekilde incelenmektedir. STM'de, çekme çubuğu (Tie) çekme gerilmelerini karşılarken basınç çubukları (Strut) basınç gerilmelerini karşılamaktadır. Çekme ve Basınç çubukları düğüm noktalarında kesişir. Bu nedenle, STM üç ana unsurdan oluşur: basınç çubuğu, çekme çubuğu ve düğümler. ACI 318-19 (American Concrete Institute) ve CSA S806 (Canadian Standards

Association) gibi uluslararası standartlarda ve literatürde STM'nin uygulaması birbirinden farklı olduğundan betonarme derin kirişlerin kesme dayanımının belirlenmesinde farklılıklar ortaya çıkmaktadır. Bunun temel nedeni uygulamalarda önerilen diyagonal basınç çubuğu dayanım azaltma faktörleri (β_s) arasındaki farklılıklardan ortaya çıkmaktadır (Farghaly ve Benmokrane, 2013). Yapılan çok sayıda deneysel araştırmalar basınç çubuğu dayanım azaltma faktörünün ve doğal olarak derin kirişlerin kesme dayanımının, *a/d* oranı, boyuna donatı oranı, kesme donatısı, beton basınç dayanımı, kiriş genişliği, boyuna donatı tipi gibi birçok parametreden etkilendiğini göstermektedir.



Şekil 1.2. Basınç ve çekme çubuğu modeli (STM)

FRP donatıları ile takviye edilmiş derin kirişlerin davranışlarının belirlenmesi üzerine yapılan çalışmalar, çelik takviyeli derin kirişler üzerine yapılan çalışmalara kıyasla çok sınırlı olduğundan, FRP donatılarıyla takviye edilmiş derin kirişlerin davranışının doğru bir şekilde belirlenebilmesi için daha fazla çalışmaya ihtiyaç duyulmaktadır.

ACI 318-19 (2019), FRP donatılı betonarme derin kirişler için değil, geleneksel çelikle güçlendirilmiş derin kirişlerin kesme dayanımını tahmin etmek için STM yöntemini öne sürmektedir. Ayrıca ACI 440.1R-15 (2015), FRP donatılı betonarme kirişlerin tasarımına yönelik herhangi bir kural içermemektedir.

Ülkemizde betonarme yapıların tasarımı ve yapımı için kullanılmakta olan TS500-2000'de FRP donatılı derin kirişler hakkında herhangi bir bilgiye yer verilmemektedir. Bu da tıpkı ACI 318-19 (2019) ve ACI 440.1R-15 (2015)'de olduğu gibi TS500'ün de FRP donatılı derin kirişlerin tasarımı hakkında eksikliğini ortaya koymaktadır.

1.2. Amaç ve Kapsam

Bu çalışmada, FRP donatılı derin kirişlerin kesme davranışı deneysel ve sayısal olarak incelenmiştir. Bu amaçla, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Yapı Laboratuvarında üretilen on iki adet derin kiriş dört nokta yükleme deneyi etkisi altında test edilmiştir. Deneysel çalışmada test edilen kirişlerin yük-yer değiştirme ve yük-birim şekil değiştirme eğrileri sunulmuş ve kirişlerin kesme kapasiteleri belirlenmiştir. Sayısal çalışma kapsamında derin kiriş nihai kesme dayanımı tahmininde önemli rol oynayan, diyagonal basınç çubuğu dayanım azaltma faktörü (β_s) incelenmiştir. β_s değerini etkileyen parametreler incelenmiş ve yapılan analizler sonucunda ACI 318-19 ve CSA S806 için doğrusal ve doğrusal olmayan denklemler önerilmiştir.

Deneysel ve sayısal çalışma kapsamında ele alınan parametreler şöyle sıralanmıştır;

- Kesme açıklığının faydalı yüksekliğe oranı (*a/d*)
- Kiriş yüksekliğinin kiriş genişliğine oranı (*h/b*)
- Donatı oranı,
- Çelik lif etkisi,

Çalışmanın sunuluş düzeni şu şekildedir.

Önceki Çalışmalar bölümünde**,** FRP donatılı derin kirişlerin kesme davranışı ile ilgili olarak yapılmış çalışmalar incelenmiştir. FRP donatılı derin

kirişlerin kesme kapasitesini etkileyen parametreler ve çekme kapasitelerinin tahmin edilmesi amacıyla geliştirilmiş analitik tasarım yöntemleri de açıklanmıştır.

Deneysel Çalışmalar bölümünde**,** deney düzeneği ve FRP donatılı derin kiriş numuneleri ile ilgili ayrıntılı bilgiler verilmiştir. Uygulanacak deney programı ve deneylerden elde edilen veriler sunularak, sonuçların karşılaştırması yapılmıştır.

Sayısal Çalışmalar bölümünde**,** basınç ve çekme çubuğu modeline değinilerek, ACI 318 ve CSA S806 standartları hesap adımları incelenmiştir. Literatürde sunulan FRP derin kiriş numunelerine ait deney sonuçlarından faydalanılarak bir veri tabanı oluşturulmuştur. ACI 318 ve CSA S806 standartlarının performans analizleri gerçekleştirilmiş ve bu standartlar için yeni denklemler önerilmiştir.

Sonuçların Karşılaştırılması bölümünde**,** deneylerden elde edilen veriler incelenerek, sonuçların karşılaştırması yapılmıştır. Sayısal çalışma kapsamında önerilen denklemler için performans analizi yapılarak, teorik sonuçlar ile deneysel sonuçlar karşılaştırılmıştır.

Sonuç ve Öneriler bölümünde ise**,** tez kapsamında gerçekleştirilen analitik ve deneysel çalışmalara bağlı olarak tezin amacı doğrultusunda analitik ve deneysel bulguların değerlendirilmesi yapılmıştır.

2. ÖNCEKİ ÇALIŞMALAR

Çelik donatılı beton derin kirişlerin kesme davranışını anlaşılması ve kirişlerin kesme dayanımını tahmin etmek için çok sayıda araştırma yapılmıştır. Bu çalışmaların sonucunda STM'nin, çelik donatılı derin kirişlerin tasarımı için uygun bir yöntem olduğu anlaşılmıştır. FRP donatılı derin kirişlerin davranışları üzerine yapılan çalışmalar, çelik takviyeli derin kirişlere kıyasla çok sınırlı olduğundan FRP donatılarıyla takviye edilmiş derin kirişlerin davranışı birçok araştırmacı tarafından deneysel ve teorik olarak incelenmektedir. Bu bölümde, araştırmacıların çelik ve FRP donatılı derin kirişler üzerindeki çalışmalarının ana hatları sunulmuştur.

2.1. Deneysel Çalışmalar

Yapılan çok sayıda deneysel araştırmalar derin kirişlerin kesme davranışının, *a/d* oranı, boyuna donatı oranı, kesme donatısı, beton basınç dayanımı, kiriş genişliği ve boyuna donatı tipi gibi birçok parametreden etkilendiğini göstermektedir.

Leonhardt ve Walther (1966) derin kiriş davranışının anlaşılması üzerine araştırmada bulunmuşlardır. Çalışma kapsamında dokuz adet tek açıklıklı, iki adet iki açıklıklı derin kiriş numunesinin kesme davranışını incelemişlerdir. Araştırmacılar çatlamamış kirişte, elastik teorinin iyi bir uyum sağladığını, kiriş çatladıktan sonra deneysel sonuçlarının elastisite teorisinden elde edilen değerlerden oldukça farklı olduğunu ve kirişte kemer davranışının etkili olduğunu belirlemişlerdir. Elastisite teorisine göre hesaplanan donatıdaki çekme gerilmesinin, gerçekte daha az olduğunu saptamışlardır. Çekme ve eğilme etkisini karşılamak için yerleştirilen donatılardaki gerilmelerin, kirişlerin net açıklığı boyunca neredeyse sabit olduğunu tespit edilmiştir. Bu da donatının neredeyse sabit bir yükle bir mesnetten bir diğerine çekme çubuğu olarak görev yaptığını göstermektedir. Bu nedenle eğilme ve çekme çubuklarının mesnetlere ulaşmadan

kesilmemesi gerektiğini vurgulamışlardır. Açıklığın yüksekliğe oranı (*l/h*) 2'den küçük olan kirişlerde eğimli (pilye) donatıların faydası olmadığını çünkü betonun daima mesnete yakın bir noktadan yük uygulanan bölge boyunca ezilerek kırıldığını belirlemişlerdir.

Kani (1967), betonarme elemanların kesme davranışı ile kesme açıklıklarının faydalı yüksekliğe oranı (*a/d*) arasında güçlü bir ilişki olduğunu bulmuştur. Ayrıca, kesme kırılması meydana gelen bazı durumlarda, kirişin tam eğilme kapasitesine ulaşamadığını ve bunun *a/d* oranı ile kontrol edildiği sonucuna varmıştır.

Kong ve ark. (1970) çalışmalarında 1 ile 3 arasında değişen *l/h* ve 0.23 ile 0.7 arasında değişen *a/d* oranlarında 35 adet basit mesnetli derin kirişi test etmiştir. Kirişlere yedi farklı gövde donatısı düzenlenerek yer değiştirme, çatlak genişliği, çatlakların izlediği yol, kırılma şekilleri ve nihai kırılma yükleri üzerindeki davranışları incelenmiştir. Farklı gövde donatısı ve farklı açıklık oranları olmasına rağmen tüm kirişlerde çatlak şekilleri ve kırılma biçimleri aynı olduğu saptanmıştır. Yük nihai kırılma yükünün yaklaşık %70-90'a ulaştığında çatlaklar mesnete yakın bölgede başlamış ve yükleme noktasına doğru diyagonal bir şekilde yayılmıştır. Çatlak genişliği ve çökme üzerinde etkiler *l/h* ve *a/d* oranına bağlı olarak değişmiştir. Kesme kuvveti üzerinde *l/h* oranı 1.5'ten *a/d* oranı ise 0.35'ten küçük iken yatay yerleştirilen kesme donatıları da etkili olurken, büyük *l/h* ve *a/d* oranlarında düşey yerleştirilen etriyeler kesme kuvveti üzerinde daha etkili olduğunu vurgulamışlardır.

Zhang ve Tan (2007) yayınlamış oldukları çalışmada, derin kirişlerde boyut etkisinin araştırılması için tasarlanan deneysel bir programın bulgularını sunmuşlardır. Çalışmada üç grup beton derin kiriş tasarlanmıştır. Her grupta, kiriş yüksekliği (*h)*, 350 ila 1000 mm arasında değişen dört kiriş bulunmaktadır. Yükleme ve mesnet plaka genişlikleri ise 52.5 ila 1500 mm arasında değişmektedir. Tüm kirişler aynı *a/d* oranına (1.1) ve boyuna donatı oranına (%1.2) sahiptir. Kirişler iki nokta yükleme altında test edilmiştir. Kiriş genişliğinin, *h/b*

oranı 12.5'a kadar olan ince derin kirişler için kesme dayanımı üzerinde ihmal edilebilir ve çatlak gelişimi üzerinde ise sınırlı bir etkisi olduğu gösterilmişlerdir. Yazarlar, bir basınç elemanının nihai gücünü etkileyen en önemli faktörlerin, boyut etkisi, basınç çubuğu geometrisi ve sınır koşulları olduğunu vurgulamıştır. Çalışmada yükleme ve mesnet plakalarının boyutlarını daha yüksek *h/b* oranına sahip kirişler ve dolu gövdeli betonarme kirişler için bile uygun şekilde yapılandırarak, nihai kesme dayanımındaki boyut etkisi önemli ölçüde azaltılabileceği belirtilmiştir.

Nehdi ve ark. (2008), sekiz CFRP donatılı, yedi GFRP donatılı ve dört çelik donatılı beton derin kirişin deneysel sonuçlarını sunmuştur. Test programındaki ana değişkenler *a/d* oranı, etkili derinlik, donatının eksenel rijitliği ve beton dayanımıdır. *a/d* oranı 1.4 ile 2.3 arasında, donatı oranı ise %1.13 ile 2.33 arasında değişmektedir. Normal dayanımlı beton ve yüksek dayanımlı beton karışımları kullanılmıştır. Kirişler, yük kontrolü olarak dört nokta eğilme etkisi altında test edilmiştir. CFRP donatılı kirişlerin kesme kapasitesinin, aynı etkili derinliklere, *a/d* oranlarına ve benzer donatı oranlarına ve beton dayanımlarına sahip çelik donatılı kirişlerin kesme kapasitesinden daha yüksek olduğu gözlenmiştir. Testler sonucunda, GFRP donatılı kirişler, aynı kesit ve malzeme özelliğine sahip çelik ve CFRP donatılı kirişlerle kıyaslandığında daha geniş diyagonal çatlaklara sahip olduğu ve %6 ila %35 oranında daha düşük kesme kapasitesine sahip olduğu anlaşılmıştır. CFRP donatılı kirişlerim, çelik donatılı kirişlerle benzer çatlak genişliklerine sahip olduğu, CFRP ve çelik donatılı kirişlerin çoğu diyagonal kesme çatlağından taşıma gücüne ulaştığı belirlenmiştir.

Arabzadeh ve ark. (2009), betonarme derin kirişlerin kesme davranışının belirlemesine yönelik deneysel bir çalışma sunmuşlardır. Deneysel bulgulara göre, basınç çubuğu eğim açısının azalmasından ya da derin kirişin *a/d* oranının artmasından dolayı gövde donatısının etkisinin azaldığını ve gövde donatısının basınç çubuğu eksenine dik olarak yerleştirildiğinde en verimli şekilde çalıştığını vurgulamışlardır.

Brena ve Nathan (2009) çalışmalarında, boyuna donatının kısa düz çubuk ankrajlar kullanılarak mesnete ankrajlandığı 12 derin kiriş numunesinin deney sonuçlarını sunmaktadır. Üç farklı kesme açıklığı/derinlik oranı (*a/d*) ve iki boyuna donatı çapı kullanılarak dört farklı seri oluşturulmuştur. Kirişlerin çoğu, açıklık ortasındaki boyuna donatının akmasından sonra basınç çubuğunun ezilmesiyle taşıma gücüne ulaşmıştır. Test sonuçları, uygulanan kesme kuvvetinin önemli bir bölümünün, düşük *a/d* oranına sahip kirişlerde kafes hareketi yoluyla aktarılabileceğini göstermektedir. Yazarlar, *a/d* ve enine donatı oranı gibi parametrelere ek olarak, kısa ankraj uzunluğunun, test edilen derin kirişlerin yük transfer özelliklerini etkilediğini vurgulamıştır.

Taranath (2010), düzün yayılı yük taşıyan farklı kiriş açıklık/kiriş yükseklik (*l/h*) oranlarına sahip derin kirişlerde meydana gelen gerilme dağılımları üzerine araştırmada bulunmuştur. *l/h*=4 olduğu durumda gerilme dağılımı lineer olurken, *l/h*<4 olduğu durumlarda gerilme dağılımı lineer olmayan bir davranış sergilemektedir. Ayrıca gerilim dağılımları incelendiğinde *l/h* oranı azaldıkça tarafsız eksen aşağı doğru hareket etmektedir. Sonuç olarak (*l/h*), gerilme dağılımının doğrusaldan doğrusal olmayana değişiminde önemli bir etkiye sahiptir.

Arabzadeh ve ark. (2011) yüksek dayanımlı beton kullanarak 16 adet derin kiriş test etmişlerdir. Tüm kirişlerde *a/d* oranı 1.11 olarak belirlenmiş ve farklı oranda düşey ve yatay donatılar kullanılarak derin kirişlerin kesme davranışı incelenmiştir. Yüklemelerde eğilme çatlakları oluşmasına rağmen tüm kirişler basınç çubuğu ekseninde betonun ezilmesi ile taşıma gününe ulaşmıştır. Diyagonal çatlaklar nihai kesme dayanımının %50-60 civarında ortaya çıkmıştır. Deney sonuçlarına göre yatay yerleştirilen kesme donatıları düşey yerleştirilen kesme donatıları kadar kesme dayanımının arttırılmasında çok etkili olmamışlardır.

Wight ve Macgregor (2011) gövde donatısı olmayan derin kirişlerin davranışını ve göçmesini *a/d* oranlarına göre iki kategoride gruplandırmıştır. 0 ila 1.0 *a/d* oranına sahip çok kısa elemanlar, yükleme noktası ve mesneti birleştiren eğimli çatlaklar geliştirdiği, bu da elemandaki kayma akımını bozarken, yükleme

ve mesnet noktaları arasında doğrudan basınç bölgeleri geliştirdiği (kemer hareketi) tespit edilmiştir. 1.0 ila 2.5 *a/d* oranına sahip kısa kirişlerin, kemer mekanizmasında iç kuvvetlerin yeniden dağılımıyla eğik çatlak oluşumundan sonra ek yükler taşıyabildiği ve *a/d* oranı arttıkça kirişin kesme kapasitesinin düştüğü vurgulanmıştır.

Farghaly ve Benmokrane (2013) yaptıkları çalışmada beton basınç çubukları için önerilen dayanım azaltma katsayıları arasındaki uyumsuzluğun, ACI 318 ve CSA S806 kodlarında belirtilen değerler arasındaki önemli tutarsızlıklara neden olduğunu belirtmişlerdir. Çalışmada *a/d* oranı 1.13 olan ve farklı donatı tipi (GFRP ve CFRP) ve oranına sahip dört adet derin kiriş test etmişlerdir. Araştırmacılar donatı oranının, eğilme veya kesme çatlaklarının ortaya çıkmasında hiçbir etkisi olmadığını ve derin kirişin nihai yük kapasitesini açıkça etkilediğini vurgulanmıştır.

Andermatt ve Lubell (2013) GFRP ile güçlendirilmiş 12 büyük ölçekli derin kirişin dört nokta yükleme deneyini yapmışlardır. Kesit geometrisi, beton dayanımı, *a/d* oranı ve boyuna donatı oranının kesme kapasitesi üzerindeki etkilerini araştırmışlardır. Çalışma sonucunda, tüm kirişlerde kemer etkisinin etkili olduğu, eğik çatlak oluşumundan sonra kiriş taşıma kapasitesinin, *a/d* oranının arttıkça azaldığı ve bu da kemer mekanizmasının daha yüksek *a/d* oranında daha az verimli olduğunu tespit etmişlerdir. Tam tersi a/d oranı azaldıkça veya donatı oranının arttıkça, FRP donatılı derin kiriş numunelerinin çatlama sonrası rijitliğinin ve kesme dayanımı artığı sonucuna varmışlardır. Son olarak kiriş yüksekliği ve f_c'nin, kirişlerin çatlama sonrası rijitliği üzerinde ihmal edilebilir bir etkiye sahip olduğunu görmüşlerdir.

Sherif ve ark. (2014) çalışmalarında, GRFP donatılar ile güçlendirilmiş beton derin kirişler ile gövde donatısız beton derin kirişlerin davranışını incelemek için deneysel çalışmalar yapmışlardır. Dört nokta yükleme etkisi altında üç adet derin kiriş test etmişlerdir. Üç kirişten bir tanesinde gövde donatısı bulunmazken, birinde cam liflerden oluşan donatılar diğerinde ise polipropilen malzeme

liflerinden üretilmiş donatılar yer almaktadır. Test sonuçlarıyla karşılaştırmak için, FRP takviyeli kirişler için kesme denklemleri ile STM'ye dayanan yaklaşım kullanılmıştır. STM'nin deney sonuçlarına en yakın tahminleri sağladığı belirlenmiştir.

Issa ve ark. (2014) lifli, GFRP donatılı ve etriyesiz beton derin kirişlerin davranışını incelemek için deneysel bir çalışma yapmıştır. Dört nokta eğilme etkisi altında üç adet kiriş test etmişlerdir. GFRP ile güçlendirilmiş olanlar kirişler biri lifsiz, biri polipropilen lifli ve diğeri ise cam lifli olarak üretilmiştir. Deney sonucunda lifli olarak üretilen derin kirişlerin lifsiz olarak üretilenlere kıyasla daha sünek bir şekilde taşıma gününe ulaştığı görülmüştür.

Birrcher ve ark. (2014) kesit derinliğinin betonarme derin kirişlerin dayanım ve kullanılabilirliği üzerindeki etkisini incelemek için deneysel bir çalışma sunmuşlardır. 8433 mm uzunluğunda ve farklı kesit boyutlarına (533×584 mm, 533×1067 mm ve 533×1905 mm) sahip sekiz adet kiriş tek açıklıklı basit mesnetlenmiş olarak test edilmiştir. Testler, farklı kesme açıklığı/derinlik oranlarında (1.2, 1.85 ve 2.5) her bir kesit tipi üzerinde gerçekleştirilmiştir. Her test için diyagonal çatlama yükleri, diyagonal çatlak genişlikleri ve taşıma gücü değerleri kayıt altına alınmıştır. Yazarlar, derin kiriş kesme kapasitesinin, kiriş derinliği ile doğru orantılı olmayan düğüm bölgelerinin dayanımına bağlı olduğunu savunmuşlardır. Ayrıca, derin kirişlerin numunelerinin davranışının daha tutarlı bir şekilde tahmin edebilmek için, düğüm bölgelerindeki gerilme koşullarını açıkça hesaba katan STM'lerinin kullanılması gerektiğini önermişlerdir.

Said ve ark. (2016) çalışmalarında, laboratuvarda üretilen GFRP donatılarla ve etriyelerle güçlendirilmiş beton kirişlerin kesme davranışları üzerine deneysel ve analitik bir çalışma sunmaktadır. 120 mm genişliğinde, 300 mm derinliğinde ve 1550 mm uzunluğunda toplam on kiriş üretilmiş ve dört nokta yük altında göçmeye kadar test etmişlerdir. Ana parametreler beton basınç dayanımı ve düşey GFRP gövde donatısı oranıdır (GFRP etriye şeklinde etriyesiz ve etriyeli Ø8/215, Ø8/150 ve Ø8/100). Test edilen kirişlerdeki GFRP donatıları ile etriyelerin

deformasyonları, orta açıklıktaki eğilme ve eğik çatlak yükü kaydetmiş ve karşılaştırmışlardır. Test sonuçları, Ø8/215 ve Ø8/100 GFRP gövde donatısı kullanılarak oluşturulan kirişlerin gövde donatısı olmayan kirişlere göre kesme kapasitesinin sırasıyla %41 ve %82 kadar arttığını ortaya koymuşlardır. Beton basınç dayanımı 25 MPa'dan 70 MPa'a yükseldiğinde kesme kapasitesinin sırasıyla %49 ve %104 artığını tespit etmişlerdir. FRP etriyelerin kesme mukavemetini hesaplamak için yeni bir yöntem önerilmiş ve mevcut çalışma ile önceki deneysel çalışmaların sonuçları ile karşılaştırarak doğrulamışlardır. Test edilen örneklerin kesme kapasiteleri, STM ve doğrusal olmayan sonlu elemanlar analizi (NLFEA) kullanılarak hesaplanmıştır. NLFEA ve STM kullanılarak hesaplanan deneysel kesme kapasitesinin ortalama oranını (V_{exp}/V_{pred}) sırasıyla 1.2 ve 0.9 elde etmişlerdir.

Ali ve ark. (2016) çalışmalarında, GFRP donatılar ve spiraller ile güçlendirilmiş dairesel beton elemanların kesme davranışlarını incelemişlerdir. Deneylerde 3000 mm uzunluğunda ve 500 mm çapında kirişler, dört noktalı yükleme altında test edilmiştir. Farklı spiral aralıkları (100, 150 ve 200 mm) ve spiral çaplarına (13 ve 15 mm) sahip olan GFRP donatılı kirişler, 1.5 ile 3.0 arasında değişen *a/d* oranları altında teste tabi tutulmuştur. Kirişler GFRP spiral kopması veya $a/d>2.5$ olan kirişler için eğilme-kesme çatlağı ve $a/d<2.5$ olan kirişler için spiral kopması ile basınç çubuğu (strut) kırılması sonucu kesmede taşıma gücüne ulaşmıştır. Deney sonuçları literatürdeki STM ve MCFT (Modified Compression Field Theory)'ye dayanan mevcut analitik yaklaşımlarla karşılaştırılmıştır. Karşılaştırmalar sonucunda, FRP donatılı dairesel kesitli beton elemanların kesme kapasitesinin dikdörtgen kesitler için geliştirilen kesme tasarım hükümleri ile belirlenebileceğini göstermişlerdir.

Mohamed ve ark. (2017) çalışmalarında GFRP ile güçlendirilmiş derin kirişlerin davranışını ve gövde donatısının bu tür yapısal elemanlar için etkisini araştırmışlardır. Araştırma kapsamında 10 adet tam ölçekli GFRP donatılı derin kiriş test edilmiştir. Kirişler farklı *a/d* oranlarına (1.47, 1.13 ve 0.83) ve gövde

donatısına sahiptirler. Araştırmacılar test edilen GFRP donatılı derin kirişlerde kırılma biçimi, çelik donatılı derin kirişlerle tutarlı bir şekilde diyagonal basınç çubuğunda ezilme nedeniyle gevrek bir şekilde meydana geldiğini göstermişlerdir. Ek olarak, boyuna donatıdaki üniform şekil değiştirme ile kemer davranışını göstermişlerdir. Sadece düşey olarak yerleştirilen gövde donatısı, GFRP takviyeli derin kirişlerin nihai kapasitelerini artırmada etkisiz bulunmuştur. Nihai kapasite, düşey gövde donatısı bulunduran kirişler gövde donatısı olmayan kirişlere kıyasla %18'den daha az artmıştır. Araştırmacılar sadece yatay gövde donatısını önermemektedir. Çünkü bu konfigürasyon, diyagonal beton çubuğundaki betonun ezilmesine bağlı olarak, yatay donatılardaki yüksek şekil değiştirme nedeniyle diyagonal basınç çubuğunda betonu zayıflatan daha düşük kesme kapasitesine yol açmıştır. İki doğrultuda yerleştirilen gövde donatısı konfigürasyonunun ise kayma mukavemeti kapasitesi üzerindeki önemsiz etkisi, minimum gövde donatısı kullanıldığında, ACI 318'deki "Derin kiriş taşıma kapasitesini arttırır." ifadesiyle çeliştiğini vurgulamış ve bu kritik noktayı netleştirmek için daha fazla deneysel araştırma yapılması gerektiğini önermişlerdir. Araştırmacıların deneylerdeki gözlemleri, gövde donatılı kirişlerde meydana gelen çatlak genişliğinin gövde donatısız kirişlerde meydana gelen çatlak genişliğine kıyasla %77 azaldığı yönündedir.

Al-Jamel ve Al-Mutairee (2019) doğru eksenli betonarme kirişlerin (Straight Reinforced Concrete Beam (SRCB)) eğilme davranışı üzerine kesme donatısının etkisi hakkında bir çalışma gerçekleştirmişlerdir. Boyuna ve kesme donatısının miktarı, kirişin en-boy oranı (*h/b*) ve *a/d* oranı dikkate alınmıştır. Basit mesnetli normal dayanıma sahip 15 adet (SRCB) kirişi deneysel olarak incelenmiştir. Kirişler, *h/b* oranlarına göre (1.5, 2 ve 2.5) 3 gruba ayrılmıştır. Deneysel sonuçlar, *h/b*=2'de ve kesme donatısı miktarı %50 ve %100 oranlarında arttırıldığında, nihai taşıma kapasitesinin sırasıyla %30.8 ve %22.23 oranlarında arttığını göstermiştir. Ayrıca, sonuçlar kesme donatısı aralığının azalmasıyla hem

nihai yük kapasitesinde bir artış olduğunu hem de çatlak genişliğinde bir azalış olduğunu göstermiştir.

Mohammed Ali ve ark. (2019) 140 mm × 500 mm'lik bir kesite ve toplam 1700 mm uzunluğa sahip iki adet betonarme sürekli derin kiriş üzerinde yapılan deneysel testlerin sonuçlarını sunmaktadır. Kirişler tekil ve üniform dağılmış yüklere maruz bırakılmıştır. Her test örneği, ACI 318-14'ün Ek A bölümünde sunulan STM yöntemi kullanılarak tasarlanmıştır. Test edilen kirişlerde meydana gelen çatlama yükü, göçme yükü, eğilme, çatlak türü, çelik donatıdaki şekil değiştirme, beton yüzeyi ortalama şekil değiştirme ve kopma ya da göçme yerleri tespit edilmiş, kaydedilmiş ve tartışılmıştır. Deney sonuçlarından elde edilen tekil yük (P_f) ve yayılı yük (W_f) değerleri STM teorik yöntemden elde edilen P_{STM} sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Test sonuçları, her kirişin STM teorik tasarım yükünden daha büyük yükler taşıdığını göstermiştir. Diğer bir deyişle, sonuçlar STM'nin tasarımcılara geniş esneklik sağlayan konservatif bir yöntem olduğunu göstermektedir. Daha spesifik olarak, bu çalışmada, tekil yük durumunda P_{STM} değeri P_f değerinden yaklaşık %21 daha az, buna karşılık bu değer yayılı yükleme durumunda W_f değerinden yaklaşık %27 daha az olarak belirlenmiştir.

Rezaei ve ark. (2019) numune şekli (dikdörtgen ve kafes benzeri), donatı şekli (düz, çengelli, harici bağlanmamış ve dahili bağlı donatılar), çıkıntı uzunluğu (0, 241, 457 ve 1016 mm), ve basınç çubuğu açısı (30, 45 ve 60º) gibi parametrelerin beton derin kirişlerin davranışı üzerindeki etkisini araştırmışlardır. Nümerik analizden elde edilen sonuçları doğrulamak için, büyük ölçekli deney testlerinden elde edilen çatlak biçimleri, yük deplasman davranışı ve nihai yükler kullanılmış ve yukarıda belirtilen parametreleri araştırmak için sayısal modeller geliştirmişlerdir.

Mohamed ve ark. (2020) yaptıkları çalışmada, GFRP donatılı üç adet basit mesnetli ve açıklı, üç adet de derin sürekli derin kiriş test sonuçlarını sunmuşlardır. Çalışmada değişken olarak 1.0 ile 2.0 arasında değişen *a/d* oranı kullanılmıştır. Test sonuçlarına dayanarak, çatlama, sehim, betondaki ve donatıdaki şekil

değiştirmeler, taşıma gücü ve kırılma biçimi araştırılmıştır. Çatlama modeli ve ölçülen şekil değiştirmeler, tüm kirişlerde kemer hareket mekanizmasının gelişimini göstermiştir. Test sonuçları kesme açıklığı/derinlik oranının arttırılmasının, kirişlerin yük taşıma kapasitesinde önemli ölçüde azalmaya yol açtığını göstermiştir. Ayrıca, sürekli kirişler, basit mesnetli derin kirişlere göre daha yüksek yük taşıma kapasitesine ulaşmışlardır.

Sandeep ve ark. (2022) derin kirişlerin süneklilik performansını arttırmada kırıntı kauçuk ve çelik lif etkisini anlamak için deneysel bir çalışma sunmuşlardır. Çalışmada, beton elemanların sünekliğini iyileştirmede kırıntı kauçuğun ve çelik lifin potansiyelini vurgulanmış ve %0.75 çelik lif ile birlikte %10 ön işlemden geçirilmiş kırıntı kauçuğu ilavesinin yapısal uygulamalar için ideal olduğu belirlenmiştir. Deneysel araştırmadan elde edilen derin kirişlerin taşıma gücü değerine dayanarak, şişe şeklindeki basınç çubuğu için dayanım azaltma faktörü (β_s) hesaplanmıştır. ACI 318-14 tarafından önerilen β_s değerinin ihtiyatlı tarafta olduğu ve bu nedenle, kauçuk ve çelik lif içeren beton için dayanım azaltma faktörünü tahmin etmek için modeller geliştirmesi gerektiğini vurgulamışlardır.

Sagi ve ark. (2022) çalışmalarında, farklı hacim oranlarına sahip makro çelik liflerin (%0.5, %1.0 ve %1.5) kendiliğinden yerleşen betondan yapılan betonarme derin kirişlerin kesme davranışı incelenmiştir. Tüm kirişler, 1.0 kesme açıklığı/derinlik oranında test edilmiş ve yükleme plakası genişliğinin taşıma gücü kapasitesi üzerindeki etkisi de incelenmiştir. Benzer şekilde, çelik liflerin kesme davranışına etkisi, gövde donatısız ve hem yatay hem de dikey yönlerde %0.3 gövde donatılı kirişler karşılaştırılmıştır. Test sonuçları, makro çelik liflerin eklenmesinin derin kirişlerin performansını, özellikle ilk çatlama yükünü, nihai kesme kapasitesini, nihai deformasyonu ve sünekliği önemli ölçüde iyileştirdiğini ortaya koymuştur. Bununla birlikte, %1.0 hacim oranından daha fazla çelik lif ilavesinin nihai kesme kapasitesini artırmadığı tespit edilmiştir.

2.2. Sayısal Çalışmalar

STM, doğrusal olmayan gerinim dağılımlarının bölgelerini analiz etmek için kullanılan bir tekniktir ve Schlaich ve ark. (1987), Marti (1985a-b), ACI-ASCE Committee 445 (1999) ve Wight ve MacGregor (2009) tarafından detaylı olarak anlatılmıştır.

Nehdi ve ark. (2008) çalışmalarında, *a/d* oranı 1.5 ile 2.5 arasında olan FRP donatılı kısa kirişlerin nihai taşıma gücü kapasitelerini belirlemede, STM'de kullanılan dayanım azaltma faktörü (β_s) için yeni bir model önermişlerdir (Denklem (2.1,2)).

$$\text{Eğer } (E_f \rho_f)^{1/3} \leq 10 \text{ ise, } \beta_s = 0.68 - 0.012\left(\frac{a}{d}\right)^4 \tag{2.1}$$

$$\text{Eğer } (E_f \rho_f)^{1/3} > 10 \text{ ise, } \beta_s = 0.75 - 0.01\left(\frac{a}{d}\right)^4 \tag{2.2}$$

burada E_f FRP elastisite modülünü, ρ_f ise FRP donatı oranını ifade etmektedir.

Test edilen FRP donatılı kısa kirişlerin nihai yük kapasitesi, önerilen model ve ACI, CSA ve AS3600 gibi tasarım standartlarının önerdiği STM ile hesaplanmış ve karşılaştırmışlardır. Mevcut betonarme tasarım standartlarında kullanılan β_s modellerinin, FRP ile güçlendirilmiş kısa kirişlerin nihai yük kapasitesinin tahmininde de oldukça iyi sonuçlar verdiğini vurgulamışlardır. Önerdikleri modelin nihai kesme yükü kapasitesi tahminleri, laboratuvarda test edilen 15 GFRP ve CFRP betonarme derin kirişlerden elde edilen deneysel veriler ile uyumlu olduğunu göstermişlerdir. β_s için önerilen modelin ACI, AS3600 ve CSA modellerine kıyasla en düşük standart sapma ve varyasyon katsayısı verecek şekilde istatistiksel olarak daha doğru olduğunu göstermişlerdir.

Basit mesnetli betonarme derin kirişlerin kesme kapasitesini belirlemek için Arabzadeh ve ark. (2009) tarafından STM'ye dayanan ve gövde donatısının da etkisini dikkate alan bir denklem geliştirmişlerdir (Denklem 2.3).

$$V_u = v_{cw} f_c^{'} A_{str} \sin\theta$$
$$v_{cw} = v_c + \beta\rho_p \frac{a}{a_s}\left(\frac{f_y}{f_c^{'}}\right)\frac{1}{\sin\theta} \tag{2.3}$$

burada V_u kiriş kesme kapasitesini, v_{cw} dayanım azaltma faktörünü, f'_c karakteristik beton basınç dayanımı (silindir), A_{str} diyagonal beton basınç çubuğu kesit alanını, θ diyagonal basınç çubuğunu açısını, ρ_p gövde donatı oranını, a kesme açıklığını, a_s basınç çubuğunun genişliğini ve f_y FRP donatısının kopma dayanımını ifade etmektedir.

Bilinmeyen fonksiyonlar ve parametreler literatürdeki başka araştırmacılar tarafından gerçekleştirilmiş 324 adet deneysel sonuçlardan belirlenmiştir. Önerilen yöntemi doğrulamak için elde edilen sonuçlar ACI 318-05 ve CSA gibi standartlar karşılaştırılmıştır. Sonuçlar, önerilen yöntemin çeşitli derin kirişlerin kesme dayanımını kabul edilebilir doğrulukla tahmin edildiğini göstermektedir.

Yang ve Ashour (2011) derin kirişlerin kesme kapasitesini belirlemek için Çatlak Bant Teorisine (Crack Band Theory) dayanan boyut etkisini içeren basitleştirilmiş bir STM önermiştir. Önerilen modeli, ACI 381-08, EC-2 ve Tan ve Cheng tarafından önerilen modeller ile karşılaştırmışlardır. 637 adet deney verisi ile kullanılarak yapılan karşılaştırmalarda, hesaplanan derin kiriş kesme dayanımı değerleri ile diğer modeller arasında iyi bir uyum yakalamışlardır. Buna ek olarak, önerilen modelden tahmin edilen çeşitli parametrelere karşın derin kirişlerin kesme kapasitesinin, deneysel sonuçlarda yapılan gözlem ile uyum içerisinde olduğu belirtilmiştir. Ayrıca, mevcut model derin kirişin normalize edilmiş kesme kapasitesinin $(h)^{-0.25}$ ile orantılı olduğunu göstermiştir.

Farghaly ve Benmokrane (2013) yaptıkları çalışmada, CSA S806'da beton basınç çubuğunun nihai taşıma kapasitesinin, beton basınç çubuğundaki enine şekil değiştirmesine bağlı olduğunu ve MCFT'yi kullanan bu yöntemin oldukça iyi bir tahmin değeri sunduğu sonucuna ulaşmışlardır. ACI 318'de STM, boyuna donatının etkisi göz önüne alınmadan, sadece kiriş geometrisine ve beton basınç dayanımına dayalı olarak derin kirişlerin nihai kapasitesini ön gördüğünden dolayı iyi bir tahmin değeri sunmadığı ve STM'nin farklı donatı oranlarını dikkate alması için geliştirilmesi gerektiği sonucuna ulamışlardır.

Mihaylov ve ark. (2013) çalışmada, derin kirişlerin deforme olmuş şeklini sadece iki ana parametre açısından tanımlayabilen kinematik bir model sunmaktadır. Kinematik model denge denklemleri ve gerilme-şekil değiştirme ilişkileri ile birleştirerek, derin kirişlerin kesme dayanımını ve kırılma biçimini tahmin etmektedir. Teori, literatürde yer alan çok sayıda deneysel sonuçla karşılaştırılarak doğrulanmış ve derin kirişlerin kesme dayanımının *a/d* oranı ile ilişkisi incelenmiştir.

Ahmed ve ark. (2013) farklı yük aktarma mekanizmalarını tanımlamak için STM'nin çeşitli idealizasyonu üzerine çalışmışlardır. Farklı kuvvet etkisindeki beton elemanlar farklı karakteristikler ve davranışlar göstereceği ve STM'nin rasyonelleştirilmesi için, betonun verimlilik faktörü, donatı çubuğu ankraj değeri, enine donatı ve basınç çubuğunun açısının yük transfer mekanizmalarına göre *a/d* oranlarıyla ilişkilendirilmesi gerektiği vurgulamışlardır. Kirişin yük aktarım mekanizmasını daha iyi anlamak ve baskın yük aktarım mekanizmasını temel alan STM yöntemini etkileyen çeşitli faktörleri belirlemek için *a/d* oranına dayalı özel analitik ve deneysel araştırmaların gerekli olduğu sonucuna varmışlardır.

Kim ve ark. (2013) gövde donatısız FRP donatılı beton derin kirişlerin kesme dayanımı üzerine bir çalışma gerçekleştirmişlerdir. STM kullanılarak gerçekleştirilen bu çalışma ile diyagonal beton basınç çubuğunun taşıyabileceği basınç kuvvetinin belirlenmesi için yeni bir β_s önerilmiştir (Denklem 2.4).

$$\beta_s = \begin{cases} 0.62, Eğer\ L/W > 5.5, \\ 0.65, Eğer\ L/W \leq 5.5, \end{cases} \quad (2.4)$$

Denklem 2.4'te belirtilen β_s diyagonal basınç çubuğunu boyu (L) ve genişliği (W) oranına göre belirlenmektedir. L/W oranı denklem 2.5'te belirtilen ifade ile hesaplanmaktadır.

$$L/W = -4.2 + 9.674\left(\frac{a}{d}\right)^{\frac{1}{2}} + 0.328(d)^{\frac{1}{4}} - 37.754(\rho)^{\frac{1}{2}} - 0.003(f_{fu}) \quad (2.5)$$

Çelik, AFRP ve CFRP ile takviye edilmiş toplam 15 adet derin kiriş numunesi, faydalı yükseklik, kesme açıklığı, a/d oranı ve donatı oranı gibi değişkenleri dikkate alınarak test edilmiştir. Kiriş numunelerinin genel davranışları ile test parametrelerinin, kiriş numunelerinin kesme dayanımları üzerindeki etkileri incelenmiştir. Ayrıca, deneylerden elde edilen sonuçlar, literatürde yer alan yöntemler ile karşılaştırılmıştır. Sonuç olarak, önerilen β_s gövde donatısız FRP takviyeli derin kirişlerin kesme dayanımı üzerinde son derece hassas tahminler sağlayabildiği anlaşılmıştır. Bununla birlikte, çelik donatı ile güçlendirilmiş kirişlerin, AFRP ve CFRP donatılar ile güçlendirilmiş olanlara göre daha sünek davranış gösterdiği belirlenmiştir

Metwally (2015) GFRP donatılı, gövde donatısız ve kesmeden dolayı göçmüş 12 adet büyük ölçekli derin kirişi sayısal olarak modellemiştir. Çalışmada, beton dayanımı, etkili derinlik, donatı oranı ve a/d oranı gibi derin kiriş davranışını ve dayanımını etkileyen bazı parametrelerin etkisi incelenmiştir. Beton derin kirişler genellikle ampirik eşitlikler ile STM gibi geleneksel yöntemler kullanılarak analiz edilmektedir. Fakat, bu yöntemler malzemenin doğrusal olmayan davranışının sebep olduğu kuvvetlerin yeniden dağılımını hesaba katmamaktadır. Bu yüzden, malzemenin doğrusal olmayan davranışını dikkate alan sonlu elemanlar

yöntemi (ABAQUS) dikkate alınmıştır. Beton deformasyon dağılımı, göçme yükü ve biçimi ve yük-deformasyon davranışı gibi sonuçlar, GFRP donatılar ile güçlendirilmiş betonarme derin kirişlerin gerçek davranışının bu program ile sağladığını göstermiştir.

El-Shaer (2016) çalışmasında, kısa süreli statik düşey yükler altında BFRP donatılarla güçlendirilmiş betonarme kirişin eğilme davranışını analiz etmek için doğrusal olmayan bir sonlu eleman analizi (FEA) yapmıştır. Üç boyutlu modeli oluşturmak ve analizleri gerçekleştirmek için Sonlu Elemanlar Modeli ANSYS 12.0 kullanılmıştır. Sayısal modelin güvenilirliği, başka bir yazar tarafından gerçekleştirilen BFRP donatılar ile güçlendirilmiş beton kirişin deneysel sonuçlarıyla karşılaştırılarak gösterilmiş ve teorik tahminin test sonuçlarıyla uyum içerisinde olduğunu belirlenmiştir. İki kiriş grubu için önerilen analiz çalışmasında, birincisi orta açıklıkta tek bir yük ile ikincisi üçüncü açıklıktaki çekme yüklerine ek olarak nihai yük, yük-yer değiştirme davranışı, BFRP donatılarının oranına karşılık gelen süneklilik, nihai beton gerilmesi ve donatılardaki nihai çekme kuvveti gibi birçok faktörü dikkate almıştır. Yazar geleneksel çelik takviyeli donatıların BFRP donatılarla değiştirilmesi stratejisinin, beton kirişlerin nihai yükünü ve sünekliğini yaklaşık %34 ile %53 oranında önemli ölçüde artırdığı, maksimum eğilmenin yaklaşık %30, donatılardaki nihai gerilme kuvvetini yaklaşık %82 ile %104 arttırırken, nihai beton gerilmesi yaklaşık %220 ile %268 arttırdığını vurgulamıştır.

FRP donatılı beton derin kiriş için yapılmış deneylerden elde edilen bilgilere göre bu tür kirişlerin geleneksel çelik takviyeli beton derin kirişlerden daha düşük kesme dayanımına sahip olduğu bilgisine ulaşılmıştır. Mihaylov (2016) geleneksel derin kirişler için 2 parametreli kinematik teoriye (2PKT) dayanan bir yaklaşım önermiştir. 2PKT, çatlamış kirişlerin deformasyon modellerini tanımlayan iki serbestlik derecesine sahip kinematik bir model üzerine kurulmuştur. Bu yaklaşım literatürde yer alan FRP donatılı derin kirişlere ait 39 deneyden elde edilmiş bir veri tabanına uygulanmıştır. Sonuç olarak, 2PKT yönteminin donatı rijitliği, kesit derinliği, beton dayanımı, *a/d* oranı gibi FRP

donatılı derin kirişler üzerinde etkili olan bazı parametreleri yeterince iyi şekilde ifade ettiği anlaşılmıştır.

Mohamed ve ark. (2016) çalışmalarında FRP donatılı derin kirişlerin kesme dayanımını tahmin etmek için STM temelli bir model önermişlerdir (Denklem 2.7).

$$\beta_s = 0.5 \frac{1}{\sqrt{f_c'}} \frac{1}{\left(a/d\right)^{0.8}} \frac{1}{\sqrt{\varepsilon_1}} \tag{2.7}$$

Dayanım azaltma faktörünü (β_s) etkileyen önemli parametrelerin belirlenmesiyle ACI ve CSA standartlarındaki modellerin bir değerlendirmesini yapmışlardır. Her parametrenin (beton basınç dayanımı (f'_c) , *a/d* oranı ve boyuna donatıdaki şekil değiştirme (ε_1)) β_s üzerindeki etkisini incelemişlerdir. Önerilen modeli değerlendirmek için, çalışmalarında test edilmiş 12 adet ve literatürden alınmış 16 adet FRP donatılı derin kiriş numunesinden elde edilen veriler kullanmışlardır. Önerilen modelle FRP ile güçlendirilmiş derin kirişlerin kırılma biçimleri ve nihai kapasiteleri tahmin edilebilmektedir.

Dhahir (2017) gövde donatısız FRP donatılı kirişlerin kesme dayanımını incelemek için yaptığı çalışma sonucunda Eurocode 2 tabanlı bir STM önermiştir. Önerilen bu modelin geçerliliği, farklı FRP tipleri ile takviye edilmiş 52 adet derin kiriş bilgisi içeren bir veri tabanı ile değerlendirilmiştir. Bu yöntem ile elde edilen sonuçların, deneysel sonuçlardan elde edilenlere oldukça yakın (%96) olduğu görülmüş olup, bu yöntemin derin kirişler için çözüm yöntemi öneren diğer metotlarınkinden daha iyi olduğu gözlenmiştir. Ayrıca, β_s'in kirişin *a/d* oranına ve FRP takviyesinin eksenel rijitliğine bağlı olarak 0.2 ile 0.4 arasında değişmekte olduğunu belirlemişlerdir. Buna karşın, bu katsayı Eurocode 2 ve ACI 318M-14'te sırasıyla 0.6v ve 0.4 olarak alınmaktadır. Dolayısıyla, önerilen bu modele göre

yukarıda bahsedilen iki yöntemin (Eurocode 2 ve ACI 318M-14) derin kirişin kesme dayanımını olduğundan daha büyük hesapladığı düşünülmektedir.

Zinkaah ve ark. (2017) tarafından gerçekleştirilen çalışmada, ACI ve Eurocode'da yer alan STM yönteminin FRP donatılarla güçlendirilmiş derin kirişlere uyarlanabilmesi ile CSA standardındaki MCFT'nin FRP donatılarla güçlendirilmiş betonarme kirişlerin kesme dayanımını tahmin etmedeki güvenirliliğini araştırmışlardır. Bu amaç için, literatürde yer alan FRP donatılarla güçlendirilmiş basit mesnetli 80 adet derin kirişe ait bir veri tabanı oluşturulmuş ve literatürden elde edilen sonuçlar, deneyden elde edilen kesme dayanımı sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Sonuç olarak, ACI ve Eurocode standartlarında yer alan STM, FRP donatılarla güçlendirilmiş derin kirişlerin kesme dayanımını olduğundan fazla hesaplamıştır. Değişim katsayıları ACI ,Eurocode ve CSA standartlarına göre sırasıyla %42, %41 ve %35 olarak hesaplanmıştır. Ayrıca, bu üç standartta, gövde donatısının derin kirişin kesme dayanımı üzerindeki etkileri için elde edilen sonuçlar arasında herhangi bir uyum gözlenmemiştir.

İsmail ve ark. (2018) betonarme derin kirişlerin tasarımı için uygulanan STM'leri karşılaştırmak ve dayanım azaltma faktörünü (β_s) için önerilen güncel formülasyonları değerlendirmek için bir çalışmada bulunmuşlardır. Dayanım azaltma faktörünün, beton basınç dayanımı, *a/d* oranı ve kayma donatı oranı gibi farklı parametrelerden nasıl etkilendiğini değerlendirmişlerdir. Daha güvenilir ve şekil değiştirmeyi dikkate alan β_s'e ulaşmak için gövde donatılı ve donatısız birçok deneysel ve sayısal çalışmayı dikkate almışlardır. Yazarlara göre sonuçlar, önerilen β_s'in en güvenilir ve en doğru tahminleri verdiğini ve daha ekonomik ve daha güvenli tasarım yöntemlerine yol açabileceğini göstermektedir.

Thomas ve Ramadass (2019) çalışmalarında, a/d oranı 0.5 ila 1.0 olan GFRP donatılı altı beton derin kirişin yük ve yer değiştirme ilişkisini sunmuştur. Yazarlar çelik boyuna donatılı beton derin kirişlerin nihai kesme dayanımı ve yer değiştirme tahmini için önerilen mevcut modeli, yumuşatılmış basınç çekme çubuğu (softened strut-and-tie, SST) yaklaşımını kullanarak, derin kirişteki FRP

donatı etkisini hesaba katacak şekilde değiştirmiştir. Önerilen modelde basınç çubuğu verimlilik faktörünün değeri, 47 test verisinin regresyon analizine dayanılarak önerilmiştir. Yazarlar model, FRP betonarme derin kirişlerin yük-yer değiştirme ilişkisinin tahmini için oldukça faydalı olduğunu vurgulamıştır. Ayrıca kirişte meydana gelen çatlaklar sonucu oluşan rijitlik azalması bu modelde dikkate alınmıştır. Çalışma kapsamında test edilen 6 adet kirişin yük-yer değiştirme eğrileri ile literatürden alınan FRP donatılı 47 basit mesnetli derin kirişlerin nihai taşıma gücü ve açıklık ortası yer değiştirme önerilen model kullanılarak tahmin edilmiş ve deney sonuçları ile karşılaştırılmıştır. 47 kiriş için deneysel yükün tahmin edilen yüke oranının ortalaması ve deneysel açıklık ortası yer değiştirme değerinin tahmin edilen yer değiştirme değerine oranının ortalaması sırasıyla 1.05 ve 1.03 olduğu, karşılık gelen varyasyon katsayısı (CoV) sırasıyla% 29.5 ve% 40.8 olarak bulunmuştur.

Chen ve ark. (2020) çalışmalarında, FRP ve çelik donatılar arasındaki aderans ve eksenel rijitlik farklılıklarının beton derin kirişlerin kesme davranışı üzerindeki etkilerini sayısal olarak analiz etmişlerdir. Sayısal analizde çatlamış basınç ve çekme modeli (CSTM) kullanılmıştır. Çalışmada kirişe uygulanan yük kısmen çatlamış olan diyagonal basınç çubuğu ile mesnete aktırılmaktadır. Basınç çubuğuna etkiyen bileşke kuvvet F_{si} ve F_{sc} olarak iki bileşene bölünmüştür. F_{si} kuvveti, basınç çubuğunun çatlamamış kesitindeki bölge aracılığıyla mesnete aktarılır. Öte yandan F_{sc}, basınç çubuğunun çatlak bölgesinden aktarılır. Bu nedenle, diyagonal basınç çubuğunun iki bölgesinde farklı dayanım azaltma faktörü (β_{si} ve β_{sc}) uygulamışlardır. Yazarlar sayısal analizlerin, çelik ve FRP ile güçlendirilmiş derin kirişler arasındaki donatı rijitliği farkının, derin kirişlerin kesme performansı üzerine etkili olduğunu vurgulamıştır. Bununla birlikte, ana yük aktarım mekanizmaları (STM davranışı) ve kesme kırılma modunun (betonun kesme-basınç) uyumlu olduğunu belirtmiştir. Kritik kesme çatlağının diyagonal basınç çubuğu üzerindeki etkisini teorik olarak göz önünde bulundurarak geliştirilen CSTM, derin kirişlerin kesme mukavemetini ve ana parametrelerin

(kesme açıklığı-derinlik oranı, efektif derinlik, beton basınç dayanımı, etriye oranı ve donatı rijitliği) etkisini iyi tahmin ettiği ortaya konmuştur.

Ali ve ark. (2021) çalışmalarında, 67'den fazla araştırmadan toplam 510 adet etriyesiz FRP donatılı kirişle bir veri tabanı oluşturmuşlardır. Kirişlerin kesme dayanımını hesaplamak için seçilen tasarım standartları (CSA S806, ACI-440-15, CSA-S6, ACI-318-19 ve Eurocode (2004)) ve mevcut modeller (Nehdi ve ark. (2007), Kara (2011), Mari ve ark. (2014), Zhang ve ark. (2014), Dhahir ve Nadir (2018) ve Baghi ve ark.(2018))kullanılmıştır. Ayrıca çalışmalarının sonucunda bir model sunmuşlardır. Yapılan incelemelerde, donatı oranı, etkili derinlik , kesme açıklı/derinlik oranı, FRP donatı türü, beton dayanımı ve kiriş genişliği parametrelerinin kirişlerin kesme dayanımı üzerinde etkili olduğu görülmüştür. Araştırmacılar CSA S806 tasarım standardının, FRP ile güçlendirilmiş kirişlerin kesme kapasitesi için diğer standartlardan daha doğru ve güvenli tahminler verdiğini vurgulamışlardır. Ayrıca önerilen model, literatürde mevcut olan seçilmiş modeller ile karşılaştırılmış, etriyesiz FRP betonarme kirişler için, deneysel olarak ölçülen ve önerilen model kullanılarak tahmin edilen taşıma gücü kapasitesi arasındaki korelasyon, seçilen modellere kıyasla oldukça iyi bulunmuştur.

Thomas ve Ramadass (2019) çalışmalarında, kesme açıklığı/derinlik oranı 0.5 ila 1.0 arasında değişen GFRP donatılı altı beton derin kirişin yük-yer değiştirme ilişkisi sunulmuştur. Mevcut STM'nin, orijinal olarak çelik donatılı beton derin kirişlerin göçme anında kesme dayanımı ve sehimin tahmini için önerildiğini, bu yüzden modelde birtakım değişiklikler yaparak FRP donatılı kirişlerin etkisini hesaba katacak SST geliştirmişlerdir. 47 test verisinin regresyon analizine dayalı olarak basınç çubuğu dayanım azaltma faktörü önermişlerdir. Önerilen model, FRP betonarme derin kirişlerin göçme anına kadar yük-yer değiştirme ilişkisinin tahmini için kullanışlıdır. Bu modelde, betonun kademeli olarak çatlamasına bağlı olarak rijitliğin azalması hesaba katılmıştır. Çalışma kapsamında üretilen altı kirişin ve analizlerde kullanılan 47 adet kirişin test

sonuçları, teorik olarak elde edilen veriler ile oldukça uyumlu olduğu gösterilmiştir.

Thomas ve Ramadass (2021) FRP donatılı derin kirişlerin taşıma gücünü tahmin etmek için SST'de yer alan dayanım azaltma faktörü için ampirik bir model önermişlerdir. Önerilen model *a/d* oranı, beton dayanımı, donatı oranı, diyagonal basınç çubuğunun açısı ve yükleme plağı genişliği parametrelerini içermektedir. Çalışma kapsamında cam fiber takviyeli polimerler (GFRP) donatılı etriyesiz altı adet derin kiriş imal edilmiştir. Altı kirişin tümü 170 mm × 500 mm en kesite ve 416 mm etkili derinliğe sahiptir. Kirişler, 990 mm açıklığa sahip dört noktalı yükleme altında test edilmiştir. Araştırmacılar, önerilen modellin, ilgili parametrelerin çeşitli değer aralığı için FRP donatılı betonarme derin kirişlerin taşıma gücünü ve orta açıklık yer değiştirmenin doğru bir şekilde tahmin edebildiğini vurgulamışlardır.

Dhahir ve ark. (2021) FRP donatılarla güçlendirilmiş derin kirişlerin taşıma gücünü değerlendirmek için ACI 318-14, Eurocode 2 ve CSA S806-12 standartları tarafından önerilen STM'lerin doğruluğunu araştırmışlardır. Ayrıca, FRP donatılı derin kirişlerin analizi ve tasarımı için uygun bir STM önermek için toplanan veri tabanından bir regresyon analizi yapmışlardır. Analizin ana amacı, FRP ile güçlendirilmiş derin kirişlerin kırılma biçimini kontrol eden eğimli şişe şeklindeki diyagonal basınç çubuğu için uygun bir dayanım azaltma faktörü belirlemektir. Bu amaçla, önceki deneysel araştırmalardan toplam 52 adet FRP donatılı derin kirişin deneysel sonuçları toplanmış ve belirtilen standartların önerdiği STM'ler kullanılarak taşma gücü hesaplanmış ve deneylerden elde edilen gerçek taşıma gücü ile karşılaştırılmıştır. Genel olarak sonuçlar, hem ACI 318-14 hem de Eurocode 2 STM'lerin, FRP ile güçlendirilmiş derin kirişlerin kesme dayanımını önemli ölçüde fazla tahmin ettikleri için güvenli olmayan tasarımla sonuçlanabileceğini göstermiştir. CSA S806-12 tarafından önerilen STM, kesme dayanımını önemli ölçüde hafife aldığı için ekonomik olmayan tasarımla sonuçlanabilir. Regresyon analizi sonucu elde edilen yeni dayanım azaltma faktörü

STM'ye dahil edilmiş ve kirişlerin dayanım gücünün diğer modellere göre daha tutarlı hesaplandığı gösterilmiştir.

Sagi ve ark. (2022) çalışmalarında, çelik fiber takviyeli beton derin kirişlerin nihai kesme kapasitesini tahmin etmek için basitleştirilmiş bir analitik model önermişlerdir (FR-CSTM). Önerilen yeni model, Chen ve ark. (2020) tarafından önerilen modelin (CSTM) liflerin etkisini içerecek şekilde genişletilmiş halidir. FR-CSTM tahminleri, CSTM ve iki parametreli kinematik teori (2PKT) ile karşılaştırılmıştır. Tahminlerin test sonuçları ve mevcut modellerle karşılaştırılması, önerilen yöntemin derin kirişlerin nihai kesme kapasitesini makul bir doğrulukla yakalayabildiğini göstermektedir.

3. DENEYSEL ÇALIŞMA

3.1. Giriş

Deneysel çalışma kapsamında, cam lifli polimer (GFRP) donatılı olarak hazırlanan derin kirişlerin basit mesnetli dört nokta yüklemesi altında deneysel çalışması sunulmaktadır. Söz konusu kirişler, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Yapı Laboratuvarı'nda hazırlanarak test edilmiştir. Deneysel çalışmanın amacı, GFRP donatılı derin kirişlerin dört nokta yükleme etkisi altında kesme davranışının incelenmesi, yük-yer değiştirme ilişkisinin elde edilmesi, yük-şekil değiştirme ilişkisinin belirlenmesi ve taşıma gücü kapasitelerinin elde edilmesidir.

Laboratuvar ortamında aynı boy ve kesit özelliklerine sahip olmak üzere 12 adet derin kiriş hazırlanmıştır. Deneysel çalışmada değişken tutulan başlıca parametreler aşağıda verilmektedir;

- Donatı oranı (ρ)
- Kesme açıklık/derinlik oranı (a/d)
- Betonun lifsiz veya çelik lifli olması

Deneysel çalışma kapsamında, kirişlere uygulanan yük ve karşılık gelen yer değiştirme ve birim deformasyonları elde etmek için elektronik veri toplama sistemi kurulmuştur. Elde edilen veriler ile kirişlere ait yük-yer değiştirme, yük-birim uzama ve yük-birim kısalma eğrileri elde edilmiştir.

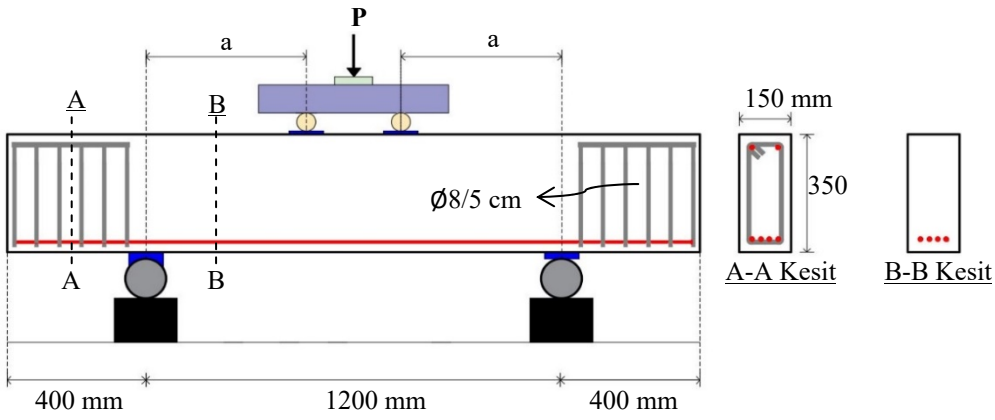
3.2. Kiriş Numuneleri ve Test Parametreleri

Çalışma kapsamında, dikdörtgen kesitli, GFRP donatılı, çelik lifli ve lifsiz olmak üzere toplam 12 adet derin kiriş laboratuvar ortamında üretilmiştir.

Derin kirişler ACI 318-19 standardına göre, bir yüze yüklenen ve karşı yüz üzerinde mesnetlenen, yükler ve mesnetler arasında basınç elemanlarının gelişebileceği ve aşağıdaki durumlardan birini sağlayan elemanlar olarak tanımlanmıştır:

- Kiriş açıklığı, kiriş yüksekliğinin (h) dört katını geçmeyen
- Tekil yüklerin, mesnet yüzüne 2h'tan daha yakın uygulandığı elemanlar

Tüm kirişler ACI 318-19 standardının derin kiriş tanımına uyacak şekilde 150 mm genişliğinde (b), 350 mm yüksekliğinde (h) ve 1200 mm uzunluğunda (L) tasarlanmıştır. Yük etkisi altında kiriş uç kısımlarında oluşabilecek aderans sıyrılmasının bu bölgelerde olası bir tahribata yol açmasını önlemek amacıyla, ACI 440.1R-03, ACI 440.2R-17, Japon Tasarım Standardı (Recommendation for Design and Construction of Concrete Structures Using Continuous Fiber Reinforcing Materials), Wambeke ve Shield (2006) ve Cihan ve ark. (2014) tarafından sunulan modeller dikkate alınarak, kirişin her iki ucu (mesnet ile kiriş ucu arası), beton ve donatı arasındaki aderansı sağlamak amacıyla, 400 mm uzatılmış ve boyuna GFRP donatılar 50 mm aralıklarla 8 mm çaplı (Ø) etriye ile bağlanmıştır (Şekil 3.1). Kirişlerde boyuna donatılarda mandal tipi, etriyeler de ise perde tipi 25 mm'lik paspayı aparatları kullanılmıştır.



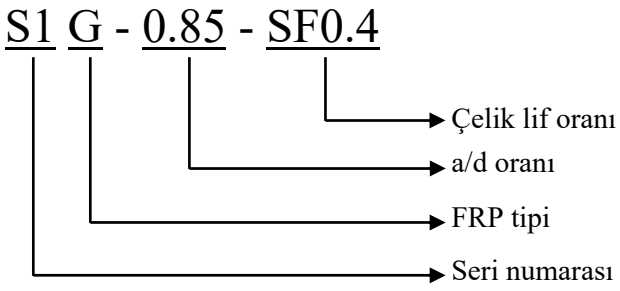
Şekil 3.1. Derin kiriş numune detayı ve kesit özellikleri

Deneysel çalışmada ele alınan kirişler dört seriden oluşmaktadır. Tüm serilerde test edilen kirişler aynı kesit özelliklerine ve boyuta sahiptir. Uygulanan kuvvetler ve mesnet tepkileri 100×150×50 mm çelik levhalarla kirişlere uygulanmıştır. Birinci seride test edilen kiriş kirişler %0.582 donatı oranına sahiptir. Bu seride kesme açıklığının derinliğe oranı (*a/d*), 0.85, 1.08, 1.23 ve 1.54 değerleri için kiriş davranışı incelenmiştir. İkinci seride test edilen kiriş kirişler %0.852 donatına oranına sahiptir. Bu seride, birinci seride olduğu gibi benzer *a/d* oranları etkisi altında deneyler gerçekleştirilerek donatı oranının ve *a/d* oranının kiriş davranışına etkisi incelenmiştir. Üçüncü ve dördüncü seride test edilen tüm kirişler, birinci seri kirişleri ile benzer donatı oranına (%0.582) sahiptir. Üçüncü ve dördüncü serilerde beton, sırasıyla 40 kg/m^3 ve 60 kg/m^3 miktarında çelik lif içermektedir. Söz konusu lifli serilerde *a/d* oranı ve çelik liflerin davranışa etkisi incelenmiştir.

GFRP donatılı derin kirişlerin kesme davranışının incelenmesi deneysel çalışmanın başlıca araştırma konularından biri olduğundan, test numunelerinin eğilmede taşıma gücü kapasitesine ulaşmasını engellemek amacıyla kiriş tasarımında ACI-440.1R-15'e göre minimum FRP donatı oranı ($A_{f,min}$) göz önünde bulundurulmuştur.

$$A_{f,\min} = \frac{0.41\sqrt{f_c'}}{f_{fu}} b_w d \geq \frac{2.3}{f_{fu}} b_w d \tag{3.1}$$

Bu eşitlikte f_c' beton basınç dayanımı, f_{fu} FRP tasarım çekme dayanımı, b_w kiriş kesit genişliği, d ise kiriş faydalı yüksekliğidir. Kiriş numunelerinin tanımı Şekil 3.2'de sunulmuştur.



Şekil 3.2. Kiriş numunelerinin tanımı

Tüm serilere ait donatı oranı ve test parametreleri Çizelge 3.1'de sunulmuştur.

Çizelge 3.1. Kiriş numunelerinin donatı özellikleri ve test parametreleri

Seri	Kiriş	*a/d*	Beton (MPa)	Çelik Lif (kg/m^3)	Donatı Tipi	Donatı
1	S1G-0.85	0.85	40.8	-	GFRP	4Ø9.5
	S1G-1.08	1.08	40.8	-	GFRP	4Ø9.5
	S1G-1.23	1.23	40.8	-	GFRP	4Ø9.5
	S1G-1.54	1.54	40.8	-	GFRP	4Ø9.5
2	S2G-0.85	0.85	40.8	-	GFRP	4Ø11.5
	S2G-1.08	1.08	40.8	-	GFRP	4Ø11.5
	S2G-1.23	1.23	40.8	-	GFRP	4Ø11.5
	S2G-1.54	1.54	40.8	-	GFRP	4Ø11.5
3	S3G-0.85-SF0.4	0.85	55.1	40	GFRP	4Ø9.5
	S3G-1.08-SF0.4	1.08	55.1	40	GFRP	4Ø9.5
4	S4G-0.85-SF0.6	0.85	55.1	60	GFRP	4Ø9.5
	S4G-1.08-SF0.6	1.08	55.1	60	GFRP	4Ø9.5

3.3. Kiriş Numunelerinin Hazırlanışı

3.3.1. Beton

Deney çalışma kapsamında Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Yapı Laboratuvarı'nda 12 adet derin kiriş üretilmiştir. Seri 1 ve Seri 2'de yer alan toplam 8 adet kiriş için kullanılan beton, özel bir beton üretim santralinden temin edilmiştir. Seri 3 ve Seri 4 kirişleri için kullanılan beton ise, Seri 1 ve Seri 2

kirişleri için kullanılan beton karşım oranları kullanılarak laboratuvarda üretilmiştir. Betonun hazırlığında tüm kirişler için CEM I 42.5R Portland çimentosu, maksimum dane çapı 16 mm olan agrega ve iyi derecelenmiş kum kullanılmıştır. Çizelge 3.2'de hazırlanan kirişlerin 1 m^3 beton karışımı için malzeme ağırlıkça değerleri ve su/çimento oranı miktarları verilmiştir.

Çizelge 3.2. Kirişlerin 1 m^3 beton karışım ağırlıkça değerleri

Seri	Kum (kg/m^3)	Çakıl (d_{max}=16 mm) (kg/m^3)	Su (kg/m^3)	Çimento (kg/m^3)	Çelik Lif (kg/m^3)	Su/Çimento Oranı
1	1048	792	164	340	-	0.48
2	1048	792	164	340	-	0.48
3	1048	792	164	340	40	0.48
4	1048	792	164	340	60	0.48

Seri 1 ve Seri 2 için hazırlanan derin kiriş numuneleri aynı beton karşımdan hazırlanmıştır. Kirişlerin beton basınç dayanımının ve eğilmede çekme dayanımının belirlenebilmesi amacıyla beton karışımından TS EN 12390-2 standardına uygun bir şekilde 12 adet 150 mm çapında 300 mm yüksekliğinde standart silindir numune ve 6 adet 100×100×500 mm boyutlarında prizma numune alınarak kür havuzunda deney gününe kadar muhafaza edilmiştir. Seri 3 ve Seri 4 için hazırlanan her bir derin kiriş numunesi için beton silindir basınç dayanımını belirlemek üzere, beton karışımından 3 adet standart silindir numune, çekme dayanımını belirlemek üzere 2 adet prizma numune alınarak kür havuzunda muhafaza edilmiştir. Kirişlerin dört nokta yükleme testine tabi tutulduğu gün, kirişlere ait silindir numuneler de daha sonra analizde kullanılacak olan silindir basınç dayanım değerinin belirlenmesi ve numuneye ait beton gerilme−birim deformasyon ilişkilerinin deneysel olarak elde edilmesi amacıyla beton basınç

dayanım testine tabi tutulmuşlardır. Benzer şekilde kirişlere ait prizma numuneler de daha sonra analizde kullanılacak olan çekme dayanım değerinin belirlenmesi amacıyla eğilmede çekme dayanımı testine tabi tutulmuşlardır.

Çizelge 3.3'te kiriş numunelerine ait beton döküm tarihi, silindir numune basınç testi tarihi ve TS EN 12390-3'e uygun bir şekilde belirlenen numune basınç dayanım değerleri sunulmuştur.

Çizelge 3.3. Kiriş numunelerine ait silindir basınç dayanımları

Seri	Döküm Tarihi	Deney Tarihi	Basınç Dayanımı (MPa)
1 ve 2	06.04.2020	23.09.2021	33.65
	06.04.2020	23.09.2021	30.22
	06.04.2020	27.09.2021	35.82
	06.04.2020	29.09.2021	43.36
	06.04.2020	06.10.2021	41.17
	06.04.2020	06.10.2021	43.00
	06.04.2020	08.10.2021	43.51
	06.04.2020	08.10.2021	41.84
	06.04.2020	12.10.2021	34.84
	06.04.2020	15.10.2021	37.65
	06.04.2020	21.10.2021	43.64
	06.04.2020	21.10.2021	43.09
3	10.12.2021	10.02.2022	57.84
	10.12.2021	10.02.2022	45.54
	10.12.2021	10.02.2022	55.04
	10.12.2021	04.02.2022	52.13
	10.12.2021	04.02.2022	49.62
	10.12.2021	04.02.2022	59.18
4	13.12.2021	16.02.2022	54.78
	13.12.2021	16.02.2022	58.43
	13.12.2021	16.02.2022	57.58
	13.12.2021	08.02.2022	46.31
	13.12.2021	08.02.2022	53.75
	13.12.2021	08.02.2022	56.80

Çizelge 3.4'te kiriş numunelerine ait beton döküm tarihi, prizma numune eğilmede çekme dayanımı testi tarihi ve TS EN 12390-5'e uygun bir şekilde belirlenen numunelerin eğilmede çekme dayanımı değerleri sunulmuştur.

Çizelge 3.4. Kiriş numunelerine ait eğilmede çekme dayanımları

Seri	Döküm Tarihi	Deney Tarihi	Eğilmede Çekme Dayanımı (MPa)	Karakteristik Çekme Dayanımı (MPa)
1 ve 2	06.04.2020	23.09.2021	6,82	3,41
	06.04.2020	06.10.2021	7,36	3,68
	06.04.2020	29.09.2021	7,18	3,59
	06.04.2020	12.10.2021	6,52	3,26
	06.04.2020	15.10.2021	6,53	3,27
	06.04.2020	21.10.2021	7,47	3,73
3	10.12.2021	10.02.2022	11,36	5,68
	10.12.2021	10.02.2022	10,87	5,43
	10.12.2021	04.02.2022	9,92	4,96
	10.12.2021	04.02.2022	10,94	5,47
4	13.12.2021	16.02.2022	12,21	6,11
	13.12.2021	16.02.2022	13,55	6,77
	13.12.2021	08.02.2022	12,69	6,35
	13.12.2021	08.02.2022	12,29	6,15

Derin kiriş numuneleri hazırlığı aşamasında, tasarımda öngörülen şekilde donatı paspayı verilerek, kiriş kalıbına yerleştirilmiştir. Her bir kiriş için hazırlanan beton kalıba dökülerek vibratör ile sıkıştırılmış ve ilk prizini almaya bırakılmıştır. Silindir ve prizma numuneler döküm işleminden 48 saat sonra kalıptan

çıkarılmıştır. Derin kiriş numunelerinin 48 saat sonra kalıplarının yan yüzeyleri çıkarılmış ve üzerine nemli bir bez örtülerek düzenli olarak sulanmıştır.

3.3.2. Kiriş Numune Kalıbı

Sunulan çalışmada; 150 mm × 350 mm × 2000 mm boyutlarında derin kiriş numuneleri üretilmiştir. Kalıpları 3 mm et kalınlığında çelik sac ve sac plakaları desteklemek amacıyla profil malzemeler kullanılarak üretilmiştir (Şekil 3.3). Kalıplar 4000 mm uzunluğunda modüler olarak tasarlanmıştır. Her bir kalıbın uzunluk boyunca ortasına yerleştirilen bir plaka sayesinde her bir kiriş kalıbında tek seferde 2000 mm uzunluğunda iki adet kiriş üretimi yapılabilmektedir. Kalıp detayı Şekil 3.3'te sunulmaktadır.



Şekil 3.3. Kiriş kalıpları

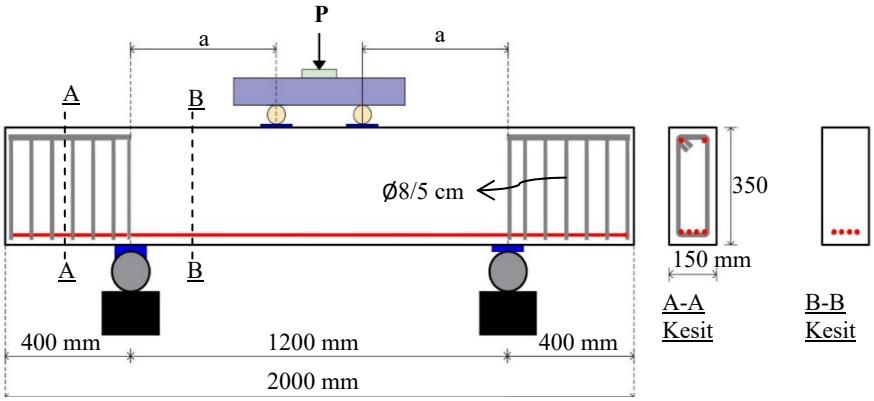
3.3.3. Donatı

Deneysel çalışma kapsamında üretilen kirişlerde kullanılan GFRP donatıları ICT İnşaat San. ve Tic. A.Ş. firması tarafından temin edilmiştir. 9.5 mm ve 11.5 mm çapındaki GFRP donatıların kopma dayanımı ve elastisite modülünün minimum değerleri üretici firma tarafından sırasıyla 1000 MPa ve 50 GPa olarak belirtilmiştir. Şekil 3.4'te gösterildiği üzere GFRP donatıları, donatı ve beton arasındaki aderansı sağlamak için nervürlü bir yüzeye sahiptir. Ayrıca kirişin her iki ucu (mesnet ile kiriş ucu arası), beton ve donatı arasındaki aderansı sağlamak amacıyla, 400 mm uzatılmış ve söz konusu bölgede donatılar 50 mm aralıklarla 8 mm çaplı etriye ile bağlanmıştır. Şekil 3.5'te kullanılan etriyeler, Adana Sertaş Demir Ticaret A.Ş firmasından temin edilmiş ve akma dayanımı en az 420 MPa ve çekme mukavemeti en az 500 MPa olan, S420 çeliği sınıfındadır.



Şekil 3.4. Nervürlü cam lifli polimer donatılar

Deneysel çalışma dört seriden oluşmaktadır. Birinci, üçüncü ve dördüncü seride test edilen kirişler %0.582 donatı oranına sahiptir. İkinci seride bulunan kirişler ise %0.852 donatına oranına sahiptir. Derin kirişlere ait donatı detayı ve donatı görünümü Şekil 3.5'te sunulmaktadır.





Şekil 3 5. Donatı detayı ve uygulama

3.3.4. Deney Numunelerinin Üretimi

Hazırlanan donatılar, içerisi temizlenmiş ve yağlanmış olan kalıplara paspayı uygulanarak yerleştirilmiştir (Şekil 3.6).



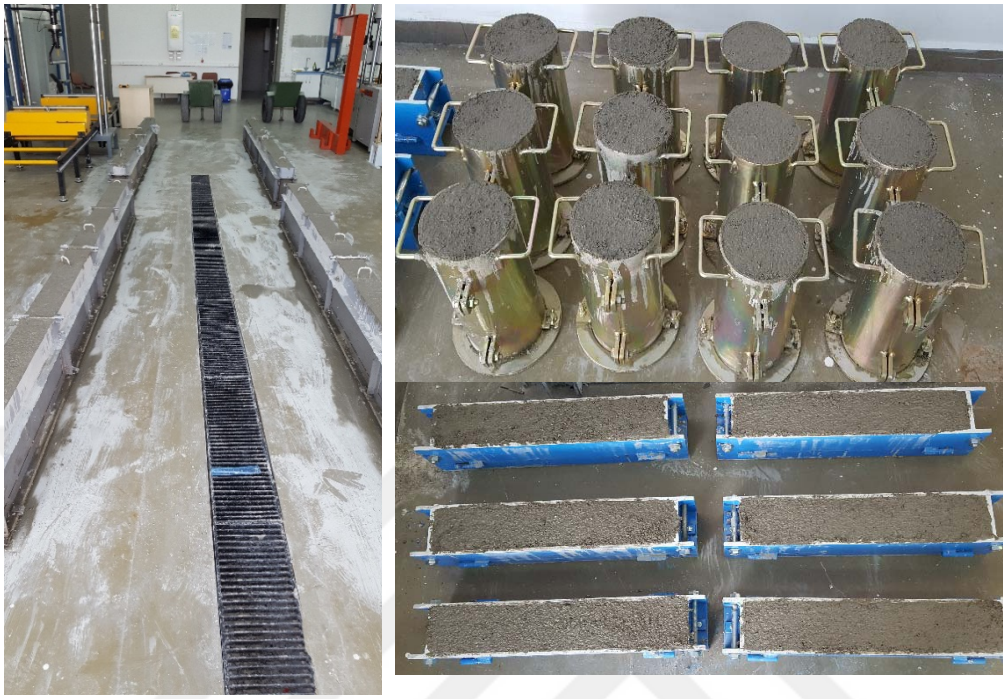
Şekil 3.6. Beton dökümü öncesi kalıplar

Adana Çimko Beton tarafından temin edilen hazır beton kalıplara yerleştirilmeden önce betonun kıvam durumu kontrol edilmiş ve slump (çökme) deneyi yapılmıştır. Beton dökümü sırasında betonda ayrışma olmaması ve homojenliğin korunması için beton öncelikle hazır beton mikserinden el arabasına aktırılmıştır. Daha sonra kalıplara dökülen betonda hava boşlukları oluşmaması ve beton ve donatı arasında aderansın tam anlamıyla sağlanması amacıyla beton şişe tipi vibratör ile sıkıştırılmıştır (Şekil 3.7).



Şekil 3.7. Betonun yerleştirilmesi

Beton döküm işlemi sırasında TS EN 12350-1 standardına uygun olarak beton standart silindir ve prizma numuneler alınmıştır (Şekil 3.8).



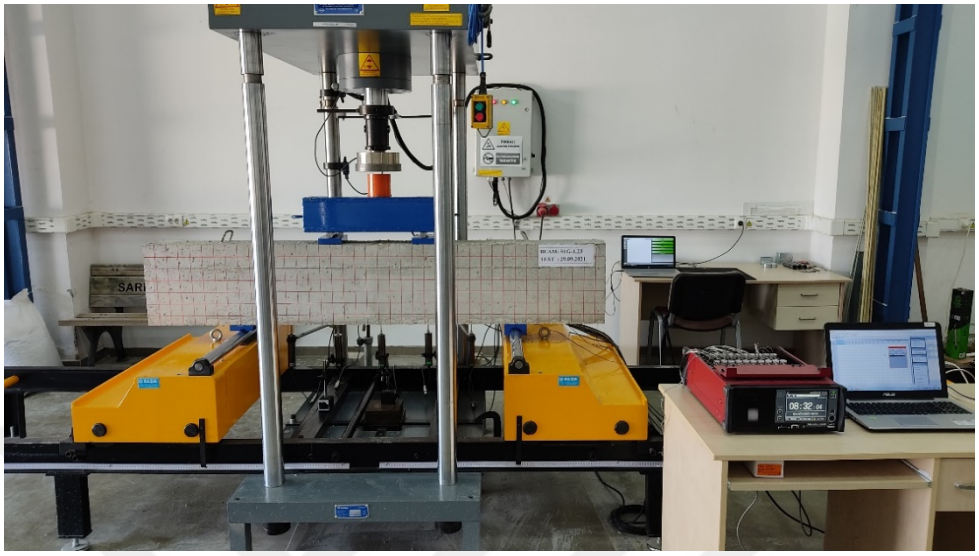
Şekil 3.8. Beton dökümü ve numuneler

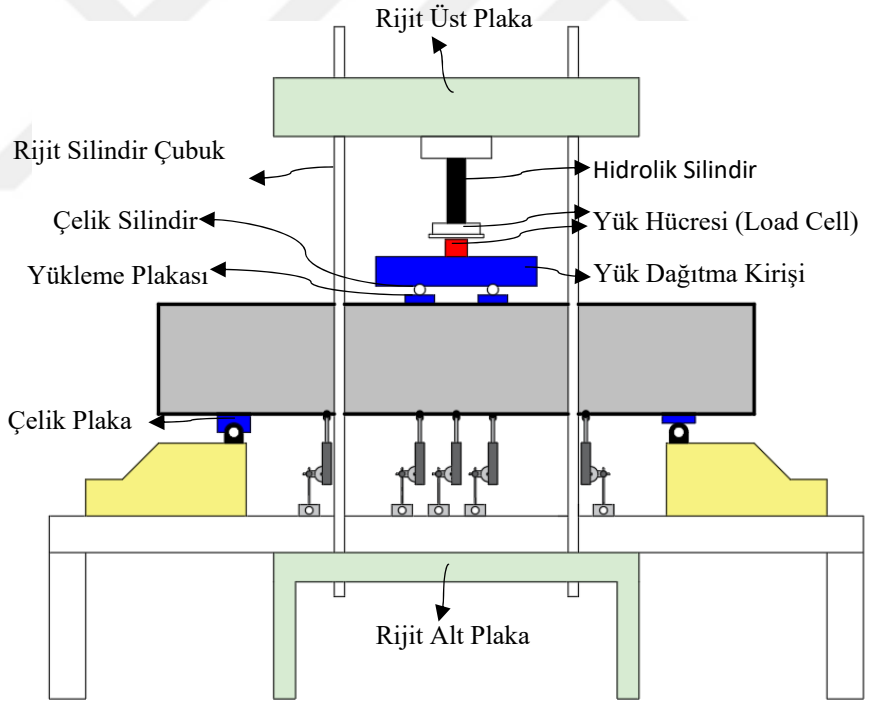
Beton dökümden bir gün sonra kiriş kalıplarının yan tarafları açılmış ve imalatı tamamlanan derin kirişler teste tabi tutulacağı güne kadar laboratuvarda ortam sıcaklığında bakımı yapılmıştır.

3.4. Deney Düzeneği

3.4.1. Yükleme Sistemi

Sunulan tez çalışmasında, hazırlanan GFRP donatılı derin kirişler Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Yapı Laboratuvarında yer alan çelik eğilme çerçevesi cihazı ile test edilmiştir. ALŞA Laboratuvar Cihazları Ltd. Şti. tarafından üretilen eğilme test cihazı, 6 metreye kadar ayarlanabilir mesnet açıklığına sahip, yükleme hızı kontrollü yükleme yapabilen, 450 kN kapasiteli ve tek açıklıklıdır. Eğilme test cihazı ve test edilen kirişlerin deney düzeneği Şekil 3.9'da sunulmuştur.





Şekil 3.9. Laboratuvar deney düzeneği

Şekil 3.9'da gösterildiği üzere, deney düzeneği alt ve üst iki rijit plaka, dört adet rijit silindir çubuk, hidrolik silindir ve iki adet mesnetten oluşmaktadır. Alt ve üst rijit plakalar arasında hidrolik silindirden gelen tekil yük, çelik yük dağıtma kirişine aktarılmaktadır. Yük dağıtma kirişine gelen yük 50 mm çapındaki iki çelik silindire oradan da 100 mm eninde, 150 mm boyunda ve 50 mm kalınlıktaki plakalar aracılığı ile kirişlere uygulanmaktadır (Şekil 3.9). Tüm kirişler tek açıklıklı olarak mesnetlenmiştir. Mesnet bölgelerinde yükleme noktalarında olduğu gibi 100 mm eninde, 150 mm boyunda ve 50 mm kalınlıkta plakalar kullanılmıştır. Mesnete gelen yük alt rijit plakaya aktarılmaktadır. Sonuç olarak hidrolik silindir ile üretilen yük, alt ve üst rijit plakalar arasında yer alan dört adet rijit çubuk ile deney düzeneği içerisinde paylaşılmaktadır.

Kirişlerde oluşan yer değiştirme kiriş uzunluğu boyunca beş farklı noktada yer değiştirme ölçerler ile okunmuştur. Bunlara ilave olarak, kirişlerde altı farklı noktada şekil değiştirme (birim uzama ve birim kısalma) değerleri gerinim ölçerler yardımıyla belirlenmiştir. Deneylerde, kirişlere başlangıçtan taşıma gücü anına kadar 20 kN/dk sabit yükleme hızı ile yük uygulanmıştır. Deney sırasında her bir aşamada uygulanan yük ve karşılık gelen yer değiştirme ve birim deformasyon değerleri ölçülerek veri toplama sistemi yardımıyla bilgisayara kaydedilmiştir. Böylece elde edilen veriler ile kirişlere ait yük-yer değiştirme, yük-birim uzama ve yük-birim kısalma eğrileri elde edilmiştir.

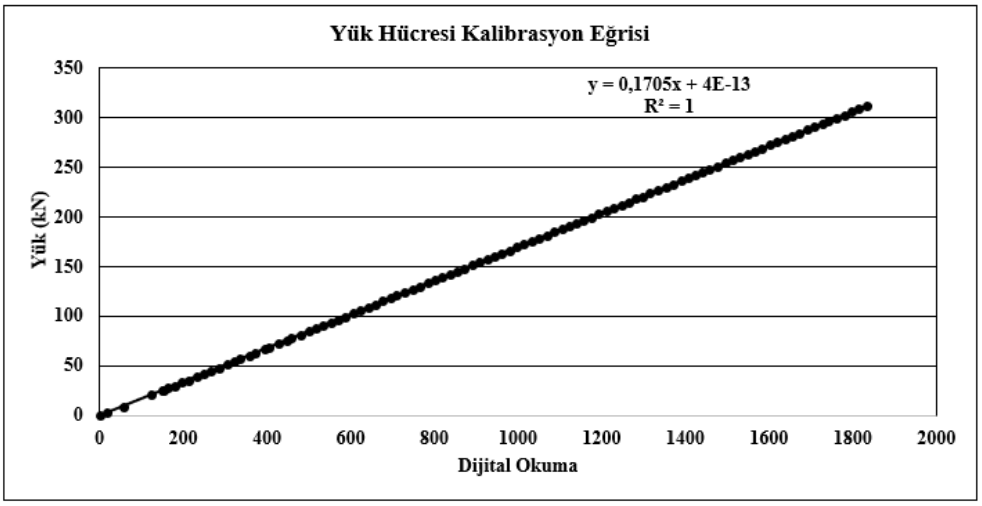
3.4.2. Yük Hücresi (Load Cell)

Deneysel esnasında, kirişlere uygulanan yük değerlerini okumak amacı ile Tokyo Measuring Instruments Lab. Co. Ltd. firması tarafından üretilen 500 kN kapasiteli; CLC−500KNA tipinde, ALH210001 seri numaralı elektronik yük hücresi kullanılmıştır (Şekil 3.10).



Şekil 3.10. Yük hücresi

Deneysel çalışmada kullanılan yük hücresi, deneysel çalışmadan önce kalibre edilmiştir. Yük hücresine ait kalibrasyon eğrisi Şekil 3.11'de sunulmaktadır.

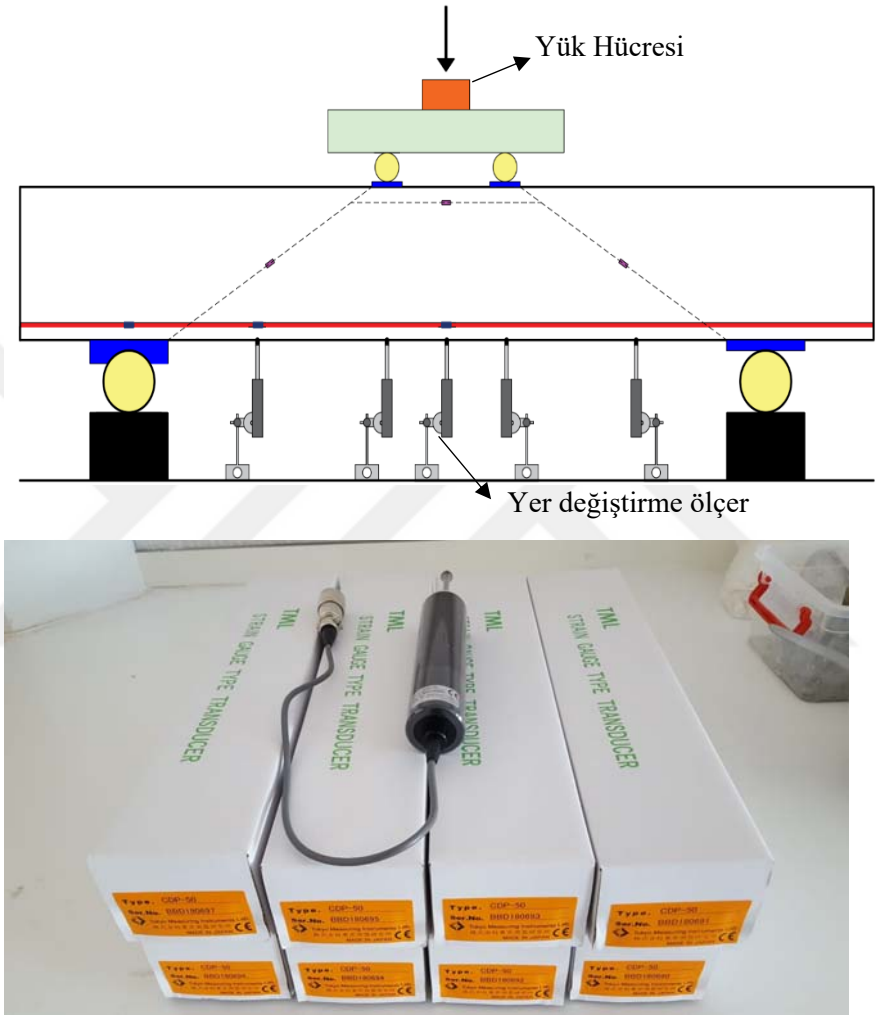


Şekil 3.11. Yük hücresi kalibrasyon eğrisi

3.4.3. Yer değiştirme Ölçer (LVDT-Linear Variable Differential Transformer)

Test edilen kirişlerin açıklık ortası, yükleme noktası ve kesme açıklık ortasında meydana gelen yer değiştirmeleri ölçmek için Şekil 3.12'de görülen yer değiştirme ölçerler (Linear variable differential transformer-LVDT) kullanılmıştır.

Deneysel çalışmada kullanılan yer değiştirme ölçerler; 50 mm kapasiteli (BBD180690, BBD180691, BBD180692, BBD180693, BBD180694 seri numaralı olarak) Tokyo Measuring Instruments Lab. Co. Ltd. firması tarafından üretilmiştir.



Şekil 3.12. Yer değiştirme ölçer (LVDT)

Deneylerde kullanılan ölçüm cihazları için üretici firma Tokyo Measuring Instruments Lab. Co. Ltd. tarafından belirtilen kalibrasyon katsayıları kullanılmıştır (Şekil 3.13).

DISPLACEMENT TRANSDUCER TEST DATA

Type	CDP-50	Capacity	50 mm	Serial No.	BBD180690
Date	October 31, 2018	Temperature	22 ℃	Humidity	38 %

Rated output		****	−5000	μV/V
	(Strain K=2.00)	****	−10000	$\times 10^{-6}$
Calibration coefficient		****	0.00500	mm /1×10^{-6}
Non−linearity			0.1	%RO
Input & output resistance	Input	350.2 Ω	Output 348.9	Ω
Insulation resistance	More than	1000	MΩ(DC50V)	
Connection cable		0.3 mm^2	10	m

We hereby certify that this product has passed our in-house inspection.

Tokyo Measuring Instruments Lab.

Tokyo Measuring Instruments Laboratory Co., Ltd.

8-2, Minami-Ohi 6-Chome, Shinagawa-Ku, Tokyo 140-8560, JAPAN

Supervised by : K. Koganei

Tested by : Y. Kaida

(Form K40-326)

Şekil 3.13. Yer değiştirme ölçer teknik özellikleri

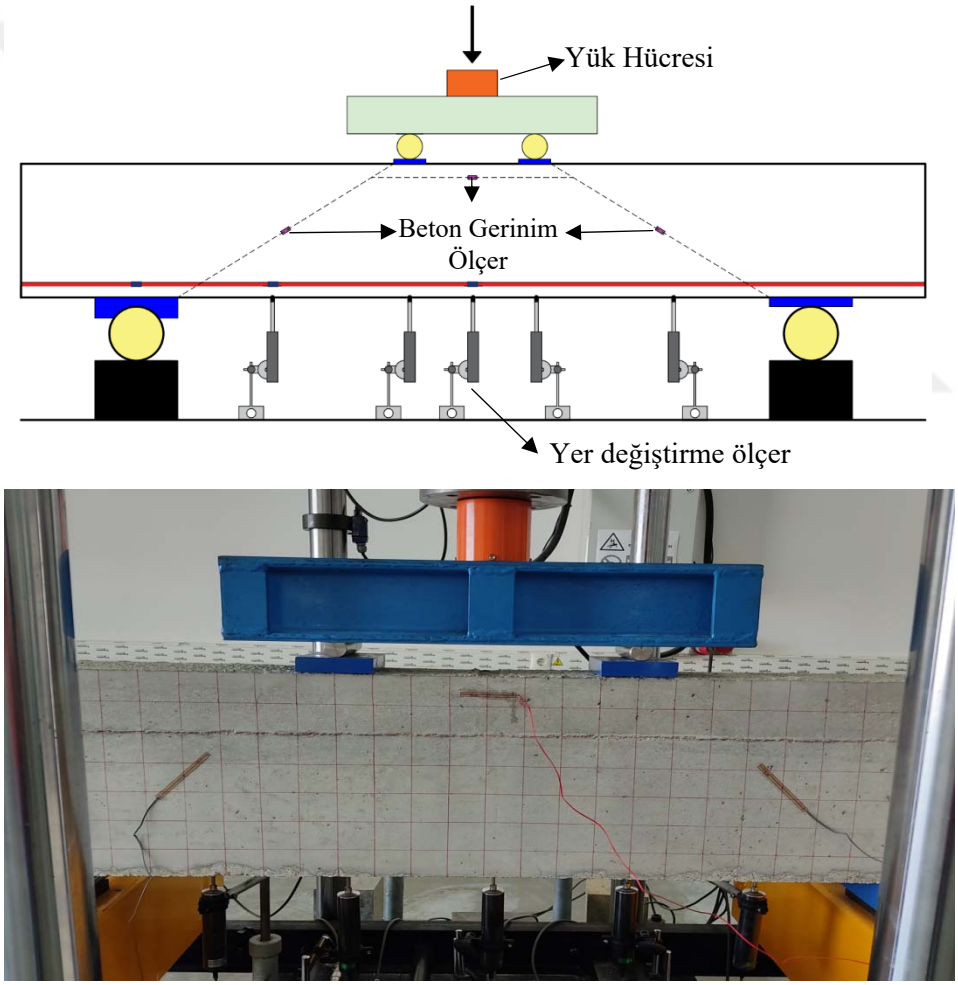
3.4.4. Gerinim Ölçer (Strain Gauge)

Test edilen betonarme derin kirişlerin en çok zorlanan beton basınç bölgesinde birim kısalma değerlerini ölçmek için Tokyo Measuring Instruments Lab. tarafından üretilen PL-90-11-5LJC-F ve PL-60-11-5LJC-F tipi beton gerinim ölçer ile GFRP donatıda meydana gelen uzama değerlerini ölçmek için FLAB-5-11-3LJC-F tipi gerinim ölçerler kullanılmıştır (Şekil 3.14). Gerinim ölçerler için üretici firma (Tokyo Measuring Instruments Lab. Co. Ltd.) tarafından belirtilen kalibrasyon katsayıları kullanılmıştır.



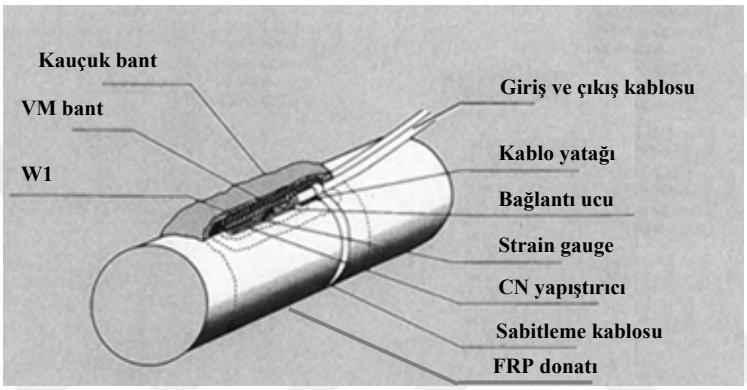
Şekil 3.14. Gerinim Ölçer

Yük noktası ile mesnet noktası arasında meydana gelen yük aktarımını anlamak ve bu bölgede oluşan şekil değiştirmeleri belirlemek için PL-90-11-5LJC-F tipi beton gerinim ölçerler yük noktası ile mesnet noktası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerine yerleştirilmiştir. PL-60-11-5LJC-F tipi beton gerinim ölçer iki yükleme noktası arasındaki beton basınç alanında meydana gelen şekil değiştirmeyi ölçek için yerleştirilmiştir (Şekil 3.15). Gerinim ölçerler deney günü beton yüzeyi temizlenerek dikkatli bir şekilde yapıştırılmıştır.



Şekil 3.15. Beton gerinim ölçer yapıştırma uygulaması (LVDT)

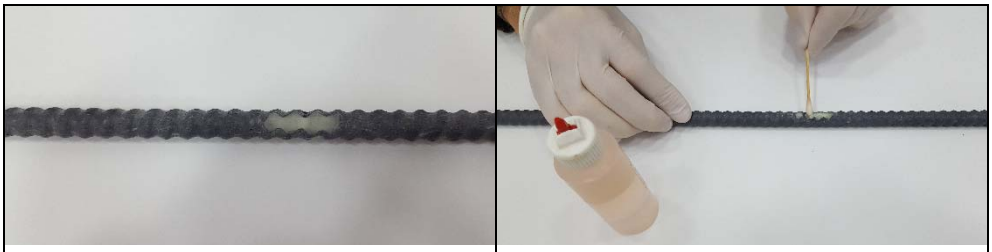
GFRP donatı çubuğundaki birim deformasyonları ölçmek amacıyla donatı üzerine Şekil 3.16'te gösterildiği gibi FLAB-5-11-3LJC-F tipi gerinim ölçerler yapıştırılmıştır. Gerinim ölçerler su ve yaş betondan etkilenmemesi için farklı kaplama malzemeleri kullanılarak oluşturulan çok katmanlı kaplama yöntemi ile kaplanmıştır. Söz konusu katmanlar sırası ile W-1 (Microcrystalline wax), VM bant (Buthyl rubber) ve kendinden eriyen kauçuk banttan oluşmaktadır.



Şekil 3.16. GFRP donatısı üzerine yapıştırılan gerinim ölçer üzerine yapılan kaplama

Gerinim ölçerlerin GFRP donatı üzerine yapıştırma ve kaplama işlemi aşağıda belirtilen sıra ile uygulanmıştır;

1. Donatı yüzeyinin su zımparası ile düzleştirilmesi (Şekil 3.17 (a)).
2. Aseton ile donatı yüzeyinin temizlenmesi (Şekil 3.17 (b-c)).
3. Birim deformasyon ölçerlerin yapıştırılması (Şekil 3.17 (d)).
4. VM bant ile kablo yatağının hazırlanması ve kablonun sabitlenmesi (Şekil 3.17 (e)).
5. İlk kaplama katmanı W1 uygulaması (Şekil 3.17 (f-g)).
6. İlk kaplama işlemi sonrası devre kontrolünün yapılması (Şekil 3.17 (h)).
7. İkinci kaplama katmanı VM bant uygulaması (Şekil 3.17 (i)).
8. Üçüncü kaplama katmanı kauçuk bant uygulaması (Şekil 3.17 (j)).
9. Kaplama işlemleri sonrası devre kontrolünün yapılması (Şekil 3.17 (k)).

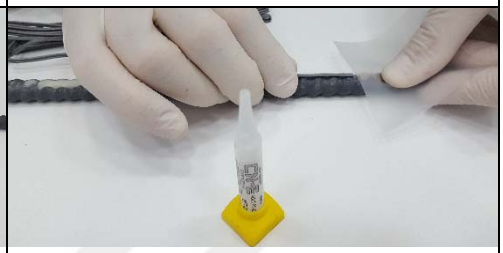


(a)

(b)



(c)



(d)



(e)



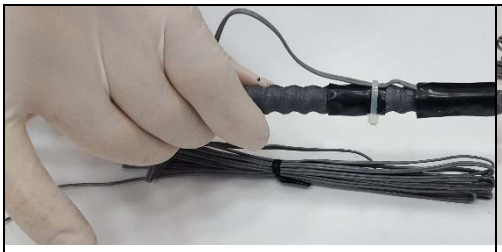
(f)



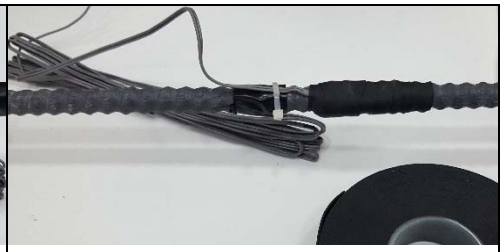
(g)



(h)



(i)



(j)



(k)

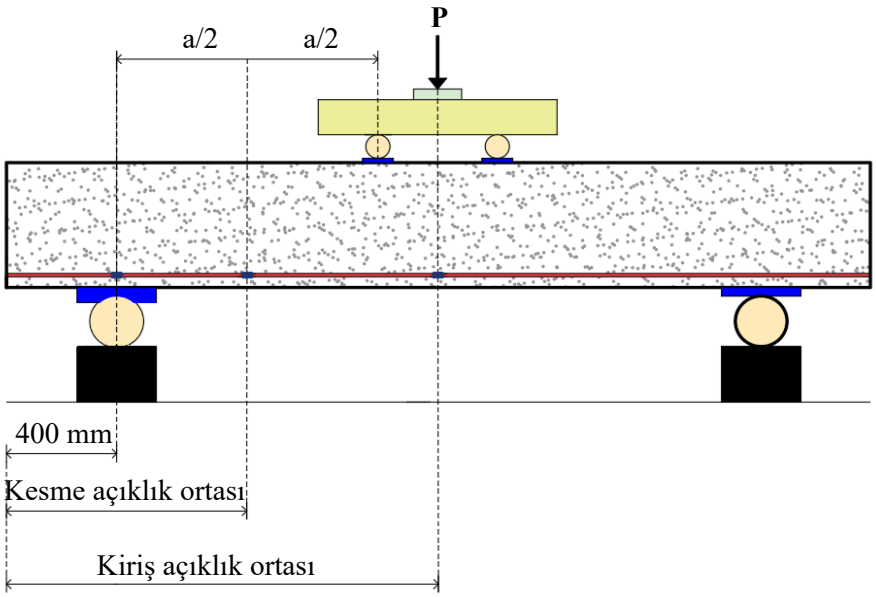
Şekil 3.17. GFRP üzerine gerinim ölçerler yapıştırma ve kaplama işlemi

Tüm betonarme derin kiriş numuneleri için kiriş açıklık ortası, kesme açıklığı ortası ve mesnet noktasına gerinim ölçerler yapıştırılmıştır (Şekil 3.18).



Şekil 3.18. Derin kiriş GFRP donatısı gerinim ölçer uygulaması

Donatı üzerine yerleştirilen gerinim ölçerlerin konumları şematik olarak Şekil 3.19'da gösterilmiştir. Tüm kiriş numuneleri için gerinim ölçerlerin konumları Çizelge 3.5'te sunulmuştur.

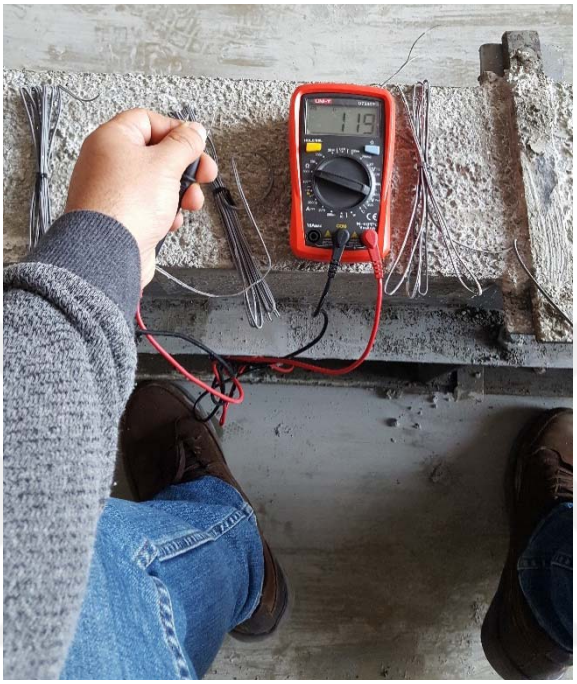


Şekil 3.19. Gerinim ölçerlerin konumları

Çizelge 3.5. Gerinim ölçerlerin konumları

No.	Kiriş	Mesnet (mm)	Kesme açıklık ortası (mm)	Kiriş açıklık ortası (mm)
1	S1G-0.85	400	538	1000
	S1G-1.08	400	575	1000
	S1G-1.23	400	600	1000
	S1G-1.54	400	650	1000
2	S2G-0.85	400	538	1000
	S2G-1.08	400	575	1000
	S2G-1.23	400	600	1000
	S2G-1.54	400	650	1000
3	S3G-0.85-SF0.4	400	538	1000
	S3G-1.08-SF0.4	400	575	1000
4	S4G-0.85-SF0.6	400	538	1000
	S4G-1.08-SF0.6	400	575	1000

Beton dökümünden bir gün sonra yapılan kontroller sonucunda gerinim ölçerlerin hepsi sorunsuz olarak çalıştığı tespit edilmiştir (Şekil 3.20).

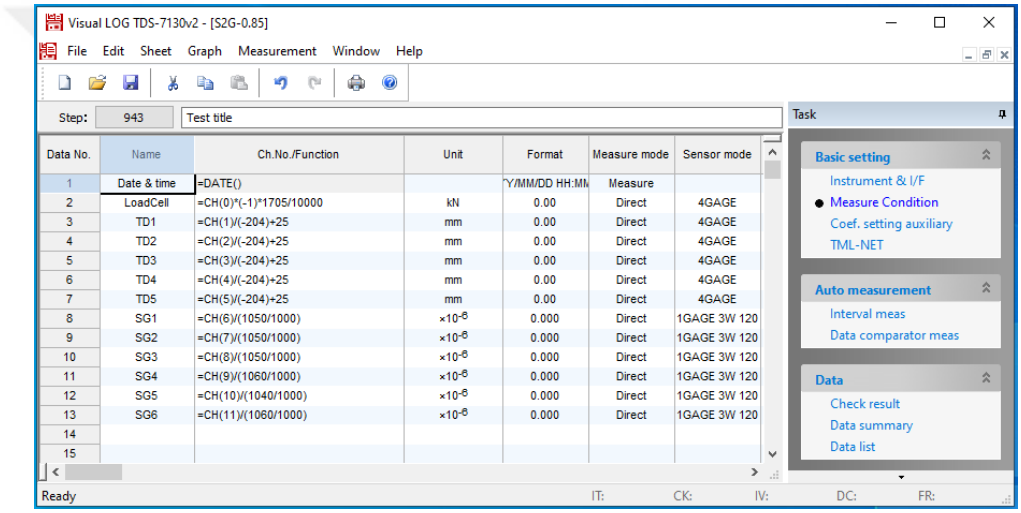


Şekil 3.20. Beton dökümü sonrası birim deformasyon ölçerlerin kontrolü

3.4.5. Veri Kaydetme Ünitesi (Data Logger)

Kiriş deneylerinde kirişe uygulanan yük ile karşılık gelen yer değiştirme ve şekil değiştirmeler (birim uzama ve birim kısalma) olmak üzere üç farklı türde ölçüm yapılmıştır. Deneyler esnasında zamana bağlı olarak okunan yük ve yüke karşılık gelen yer değiştirme ve şekil değiştirme değerlerini okumak ve kaydetmek için Tokyo Measuring Instruments Lab. Co. Ltd firması tarafından C0W0180431 seri numaralı olarak üretilen TDS-540 model veri kaydetme ünitesi ve TDS-7130v2 yazılımından faydalanılmıştır (Şekil 3.21). Kullanılan veri kaydetme ünitesi 30 kanallı olup 0.4 saniyede 1000 adet veri okuma kapasitesine sahiptir. Böylece elde edilen veriler yardımıyla test edilen kirişlere ait yük-yer değiştirme ve yük-şekil değiştirme eğrileri elde edilmiştir.





Data No.	Name	Ch.No./Function	Unit	Format	Measure mode	Sensor mode
1	Date & time	=DATE()		'Y/MM/DD HH:MM	Measure	
2	LoadCell	=CH(0)*(-1)*1705/10000	kN	0.00	Direct	4GAGE
3	TD1	=CH(1)/(-204)+25	mm	0.00	Direct	4GAGE
4	TD2	=CH(2)/(-204)+25	mm	0.00	Direct	4GAGE
5	TD3	=CH(3)/(-204)+25	mm	0.00	Direct	4GAGE
6	TD4	=CH(4)/(-204)+25	mm	0.00	Direct	4GAGE
7	TD5	=CH(5)/(-204)+25	mm	0.00	Direct	4GAGE
8	SG1	=CH(6)/(1050/1000)	$\times 10^{-6}$	0.000	Direct	1GAGE 3W 120
9	SG2	=CH(7)/(1050/1000)	$\times 10^{-6}$	0.000	Direct	1GAGE 3W 120
10	SG3	=CH(8)/(1050/1000)	$\times 10^{-6}$	0.000	Direct	1GAGE 3W 120
11	SG4	=CH(9)/(1060/1000)	$\times 10^{-6}$	0.000	Direct	1GAGE 3W 120
12	SG5	=CH(10)/(1040/1000)	$\times 10^{-6}$	0.000	Direct	1GAGE 3W 120
13	SG6	=CH(11)/(1060/1000)	$\times 10^{-6}$	0.000	Direct	1GAGE 3W 120
14						
15						

Şekil 3.21. Veri kaydetme ünitesi ve yazılımı

3.5. Deneyin Yapılışı

Farklı donatı ve çelik lif oranına sahip cam lifli polimer (GFRP) donatılı olarak üretilen derin kirişler farklı a/d oranlarında dört nokta yükleme altında basit mesnetli olarak teste tabi tutulmuştur. Kiriş deneyleri Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Yapı Laboratuvarı'nda gerçekleştirilmiştir.

Deneysel çalışmada ilk olarak test aletinde yer alan mesnetler 1200 mm açıklığa uygun bir şekilde konumlandırılmıştır. Mesnetlerin üzerine 100 mm eninde, 150 mm boyunda ve 50 mm yükseklikteki çelik plakalar konulmuş ve

kirişler vinç yardımıyla mesnetlerin üzerine yerleştirilmiştir. Mesnet noktalarındakilere benzer olarak, yükleme noktalarına da 100 mm eninde, 150 mm boyunda ve 50 mm yükseklikteki çelik plakalar yerleştirilmiştir. Yükleme sisteminden gelen yükü kirişlere iki noktadan uygulayabilmek amacıyla uygun rijitliğe sahip özel olarak üretilmiş çelik profil kullanılmıştır (Şekil 3.9). Çelik profil ve yükleme plakaları arasına 50 mm çapında çelik silindir elemanlar yerleştirilmiştir. Deney esnasında meydana gelecek olan çatlakların daha net bir şekilde takip edilebilmesi amacıyla kiriş üzerinde 50 mm × 50 mm boyutlarında karolaj uygulanmıştır (Şekil 3.22).

Kirişlere uygulanacak olan yükü ölçmek için 500 kN kapasiteli yük hücresi hidrolik silindir ve çelik profil arasına yerleştirilmiştir. Deney esnasında yüke karşılık gelen yer değiştirmeleri ölçmek için kiriş açıklık ortası, yükleme noktası ve kesme açıklık ortası olmak üzere beş noktaya yer değiştirme ölçerler yerleştirilmiştir. En çok zorlanan beton basınç bölgelerindeki birim kısalma değerlerini ölçmek için iki yükleme noktası arasına kiriş eksenine paralel olacak şekilde bir adet, yükleme ve mesnet noktaları arasına ise iki adet beton gerinim ölçerler yapıştırılmıştır. Kiriş numune üretim aşamasında belirtildiği şekilde GFRP donatı üzerine açıklık ortası, kesme açıklık ortası ve mesnet bölgesine olmak üzere üç adet donatı gerinim ölçerler yapıştırılmıştır.

Yükleme sistemi farklı hızlarda yer değiştirme veya yük kontrollü yükleme yapabilmektedir. Deneyler, 20 kN/dk.'lık sabit bir hız altında yapılmış ve kirişlerde oluşan çatlaklar belirli bir düzeye ulaşıncaya kadar yüklemeye devam edilmiştir.

Deney sırasında her yük aşamasında meydana gelen çatlaklar ve gelişimleri kiriş üzerine özenli bir şekilde işaretlenmiştir. Deney boyunca kiriş davranışı üç farklı kamera ile farklı açılardan kayıt altına alınmıştır.

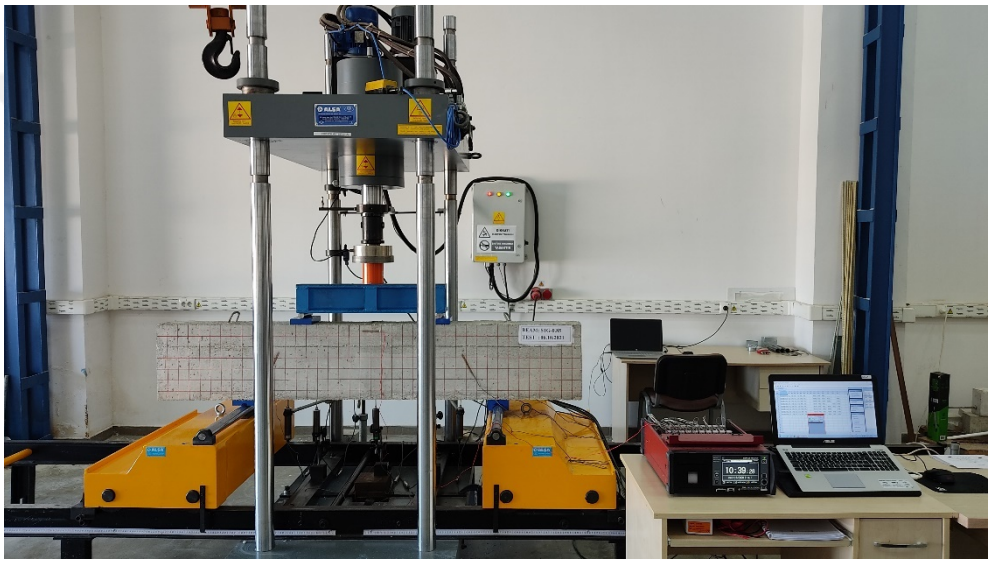
Deney sırasında kirişlere uygulanan yük ve karşılık gelen yer değiştirmeler ile birim uzama ve birim kısalma değerleri zamana bağlı olarak veri toplama cihazı yardımıyla bilgisayara kaydedilmiştir.

3.6. Deney Sonuçları

3.6.1 Birinci Seri Deney Sonuçları

3.6.1.1. S1G-0.85 Kiriş Numunesi

S1G-0.85 kiriş numunesi 4 adet Ø9.5 GFRP donatısı içermekte olup toplam donatı oranı %0.582'dir. Dört nokta yükleme etkisi altında basit mesnetli olarak teste tabi tutulan kirişte kesme açıklığının derinliğe oranı (*a/d*) 0.85'tir. S1G-0.85 kiriş numunesine ait deney düzeneği Şekil 3.22'de sunulmuştur.

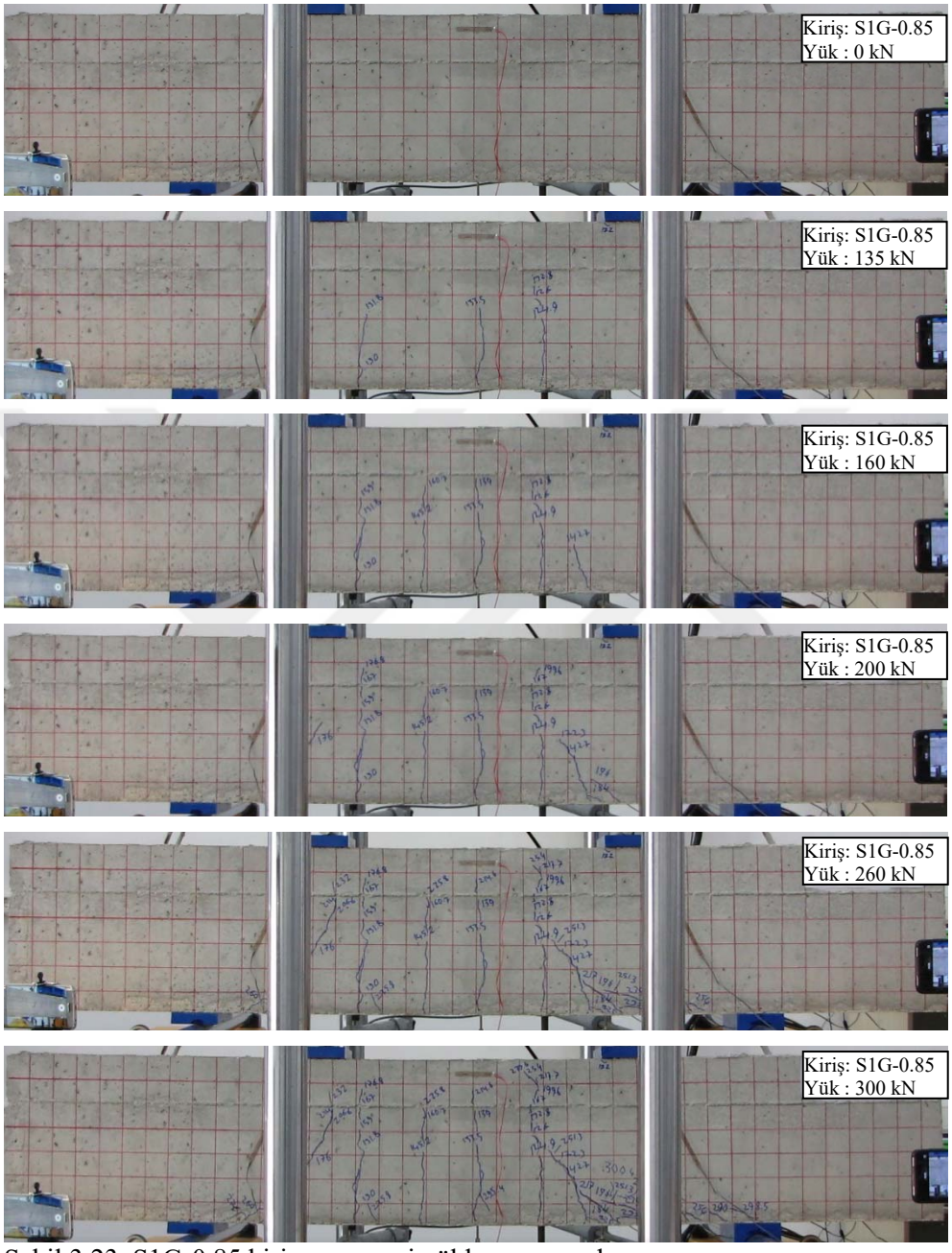


Şekil 3.22. S1G-0.85 kiriş numunesi deney düzeneği

Deney esnasında kirişe uygulanan yük aşamaları ve gözlenen davranış Çizelge 3.6 ve Şekil 3.23'te sunulmaktadır.

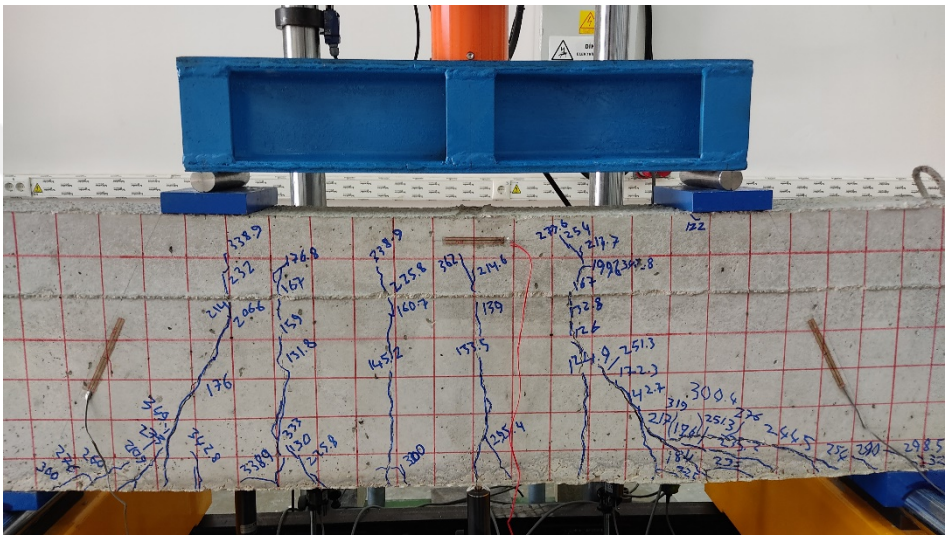
Çizelge 3.6. S1G-0.85 kiriş numunesi deney gözlemleri

Yük (kN)	Gözlemler	Çatlak No	Bölge
5	Deneye başlamadan önce kirişe ön yük verilerek, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerlerin çalışıp çalışmadığı kontrol edildi.		
5	20 kN/dk.'lık sabit yükleme hızıyla deneye başlandı.		
125-218	İlk eğilme çatlağı kirişin orta noktası ile sağ yükleme noktası arasında meydana gelmiştir. Çatlak kiriş alt yüzünden yaklaşık 17.5 cm uzaklığında ortaya çıkmış ve kiriş alt yüzüne kadar ilerlemiştir. 1 numaralı çatlağın 218 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişimine devam etti.	1	
130-177	İkinci eğilme çatlağı kirişin orta noktası ile sol yükleme noktası arasında tespit edildi. 2 numaralı çatlak 177 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişimine devam etmiştir.	2	
134-215	Kirişin açıklık ortasında üçüncü eğilme çatlağı belirlendi. 3 numaralı çatlak 215 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişimine devam ettiği gözlendi.	3	
143-251	1 numaralı çatlağın yaklaşık 10 cm sağında kesme çatlağı tespit edildi. 143 kN yük düzeyinde oluşan çatlak, 251 kN yük düzeyine ulaştığında 1 numaralı çatlak ile birleşmiştir	4	
145-226	Kirişin açıklık ortasında dördüncü eğilme çatlağı belirlendi. 5 numaralı çatlağın 226 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişimine devam etmiştir.	5	
176-232	2 numaralı çatlağın yaklaşık 14 cm solunda kesme çatlağı gözlenmiştir. 176 kN yük düzeyinde oluşan çatlağın, 232 kN yük düzeyine ulaşılana kadar gelişimine devam etmiştir.	6	
196-300	4 numaralı kesme çatlağının 5 cm sağında ilave kesme çatlağı oluştu. Bu yükleme düzeyinden deney sonuna kadar, sağ yükleme plakası ile mesnet plakası arasında kalan donatı üzerinde ilave birçok kesme çatlağı gözlenmiştir.	7	Sağ yükleme plakası ile sağ mesnet arası
211-300	6 numaralı kesme çatlağının 5 cm solunda ilave kesme çatlağı tespit edilmiştir. Bu yükleme düzeyinden deney sonuna kadar, sol yükleme plakası ile mesnet plakası arasında kalan donatı üzerinde ilave birçok kesme çatlağı ortaya çıkmıştır.	8	Sol yükleme plakası ile sol mesnet arası
300-338	Yük aralığında yükleme hızı arttırılmasına rağmen yeni çatlak oluşumu tespit edilemedi. Mevcut çatlakların genişlemiştir.		

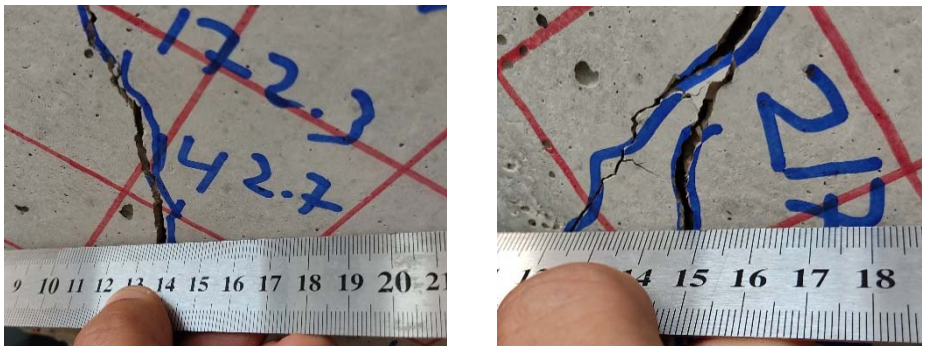


Şekil 3.23. S1G-0.85 kiriş numunesi yükleme aşamaları

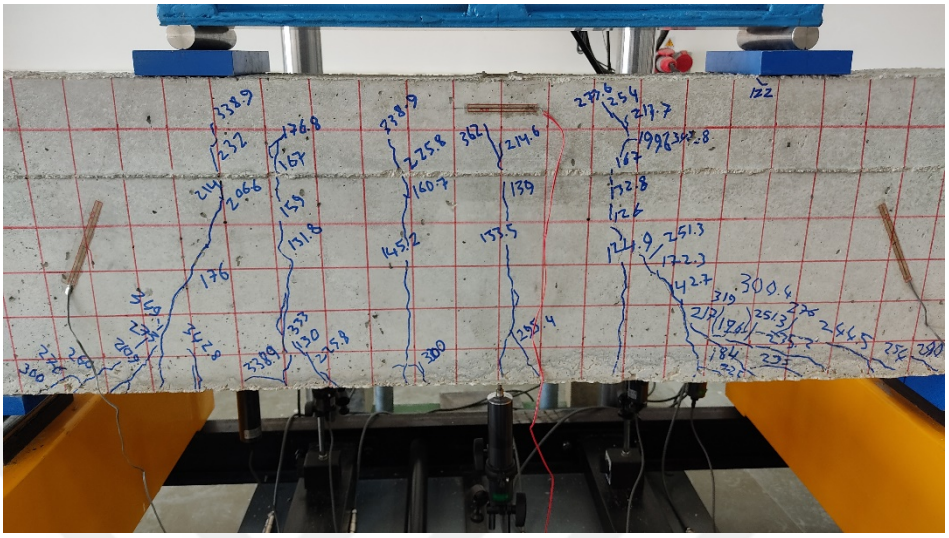
Yükleme sırasında gözlenen çatlaklar ve çatlak gelişimi Şekil 3.24'te sunulmaktadır. Deney sonunda eğilme çatlakları kılcal düzeyde kalırken, kesme çatlakları 4 ile 5 mm arasında genişliğe sahiptir (Şekil 3.25). Yük kaldırıldıktan sonra çatlakların büyük oranda kapandığı ve yükleme sırasında oluşan sehimin azaldığı Şekil 3.26 gösterilmiştir.



Şekil 3.24. S1G-0.85 kiriş numunesi çatlak ve çatlak gelişimi

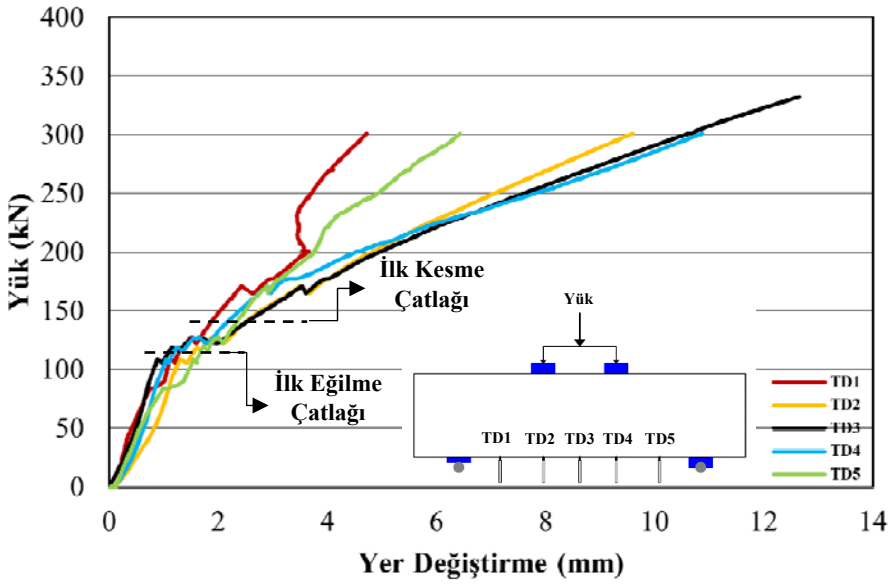


Şekil 3.25. S1G-0.85 kiriş numunesi kesme çatlağı genişliği



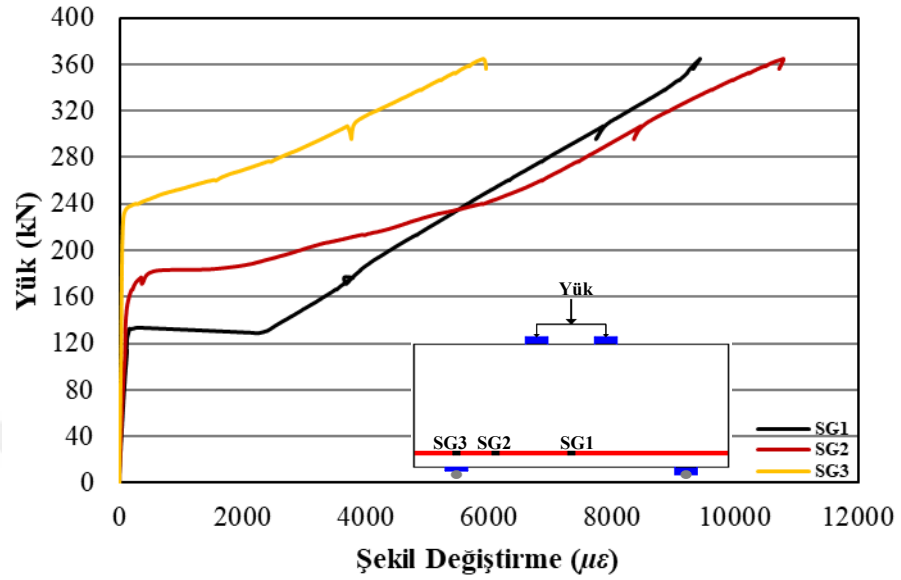
Şekil 3.26. Yük kaldırıldıktan sonra S1G-0.85 kiriş numunesi

Deneyin sonrası, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerler aracılığı ile veri kaydetme ünitesine aktarılmış veriler kullanılarak deneye ait yük-yer değiştirme, yük-donatı şekil değiştirme, yük-beton şekil değiştirme ve donatı şekil değiştirme eğrileri elde edilmiştir. Şekil 3.27'de S1G-0.85 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında beş farklı noktada yer değiştirme okumaları alınmıştır. TD1 ve TD5 kesme açıklığı orta noktası, TD2 ve TD4 yükleme noktası ve son olarak TD3 kiriş açıklık ortasına yerleştirilen yer değiştirme ölçerlerden elde edilen okumaları ifade etmektedir. Maksimum yüke karşılık açıklık ortasında meydana gelen yer değiştirme 12.88 mm olarak ölçülmüştür. Şekil 3.27'de görüleceği üzere yük yer değiştirme eğrilerindeki doğrusal davranışın, ilk eğilme çatlağının gözlenmesi sonrası elastisite modülünün azalmasıyla, daha düşük eğimle devam etmiştir. TD1 ve TD5'in kesme bölgesinde, TD2, TD3 ve TD4'ün ise sabit moment bölgesinde konumlandırılmasına bağlı olarak, TD1 ve TD5'ten elde edilen eğrilerin, TD2, TD3 ve TD4'ten açıkça farklı bir davranış göstermiştir.

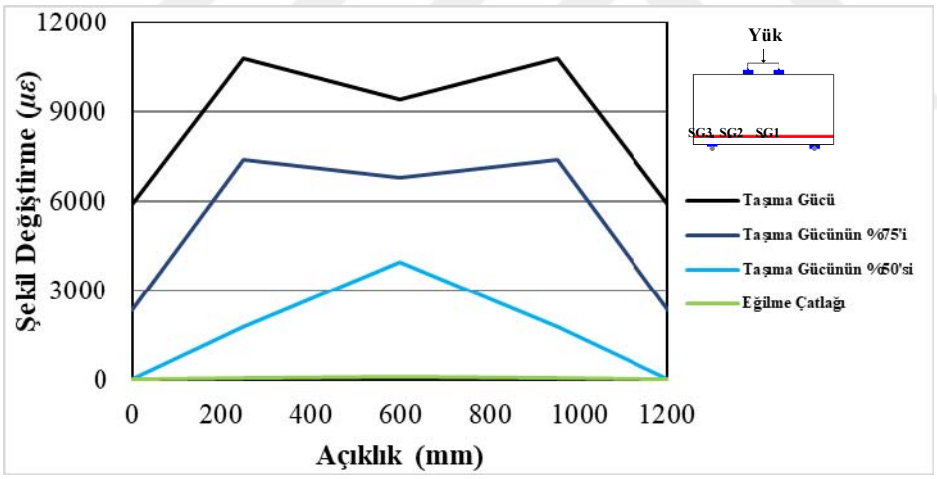


Şekil 3. 27. S1G-0.85 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği

Şekil 3.28'de S1G-0.85 kiriş numunesine ait yük-donatı şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında donatıda üç farklı noktada şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG1 kiriş açıklık ortası, SG2 kesme açıklığı ortası ve SG3 mesnet noktasını ifade etmektedir. Kirişte ilk eğilme çatlağı 124.9 kN yük düzeyinde meydana gelmiştir. Bu aşamaya kadar GFRP donatılarında dikkat çekici düzeyde şekil değiştirme gözlenmemiştir. Eğilme çatlağı meydana geldikten sonra ilk olarak GFRP donatısının açıklık ortasında bulunan SG1 gerinim ölçerinde şekil değiştirmeler tespit edilmiştir. Bu esnada SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde dikkat çekici düzeyde şekil değiştirme tespit edilmemiştir. Yükün artması ile meydana gelen eğik çatlak ve *a/d* oranına bağlı olarak kiriş gergili kemer davranışı sergilemeye başlamıştır. Kemerleşme etkisiyle boyuna donatıda meydana gelen kuvvet artışı sonucunda SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde ölçülen şekil değiştirme değerlerinde artış meydana gelmiştir. Çeşitli yük aşamalarında donatı üzerinde meydana gelen şekil değiştirme değerleri Şekil 3.29'da sunulmuştur.



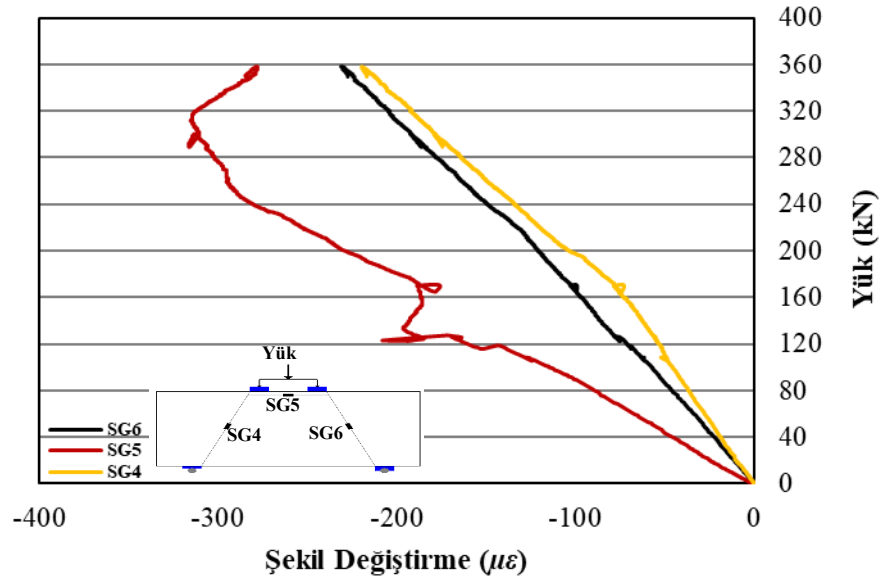
Şekil 3.28. S1G-0.85 kiriş numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği



Şekil 3.29. S1G-0.85 kiriş numunesine ait donatı şekil değiştirme dağılımı

Şekil 3.30'da S1G-0.85 kiriş numunesine ait yük-beton şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında üç farklı noktada beton şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG4 sol yükleme plakası ile sol mesnet plakası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde, SG5 iki yükleme noktası arasındaki beton basınç

alanında ve SG6 sağ yükleme plakası ile sağ mesnet plakası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde meydana gelen şekil değiştirmeyi ölçmek için yerleştirilmiştir. Beton basınç bölgesinde ölçülen şekil değiştirme değerinin büyüklüğünün 3000 με'den az olması kirişin eğilmede değil, kesme kırılması nedeniyle taşıma gücüne ulaştığını doğrulamaktadır.



Şekil 3.30. S1G-0.85 kiriş numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği

3.6.1.2. S1G-1.08 Kiriş Numunesi

S1G-1.08 kiriş numunesi 4 adet Ø9.5 GFRP donatısı içermekte olup toplam donatı oranı %0.582'dir. Dört nokta yükleme etkisi altında basit mesnetli olarak teste tabi tutulan kirişte kesme açıklığının derinliğe oranı (*a/d*) 1.08'dir. S1G-1.08 kiriş numunesine ait deney düzeneği Şekil 3.31'de sunulmuştur.



Şekil 3.31. S1G-1.08 kiriş numunesi deney düzeneği

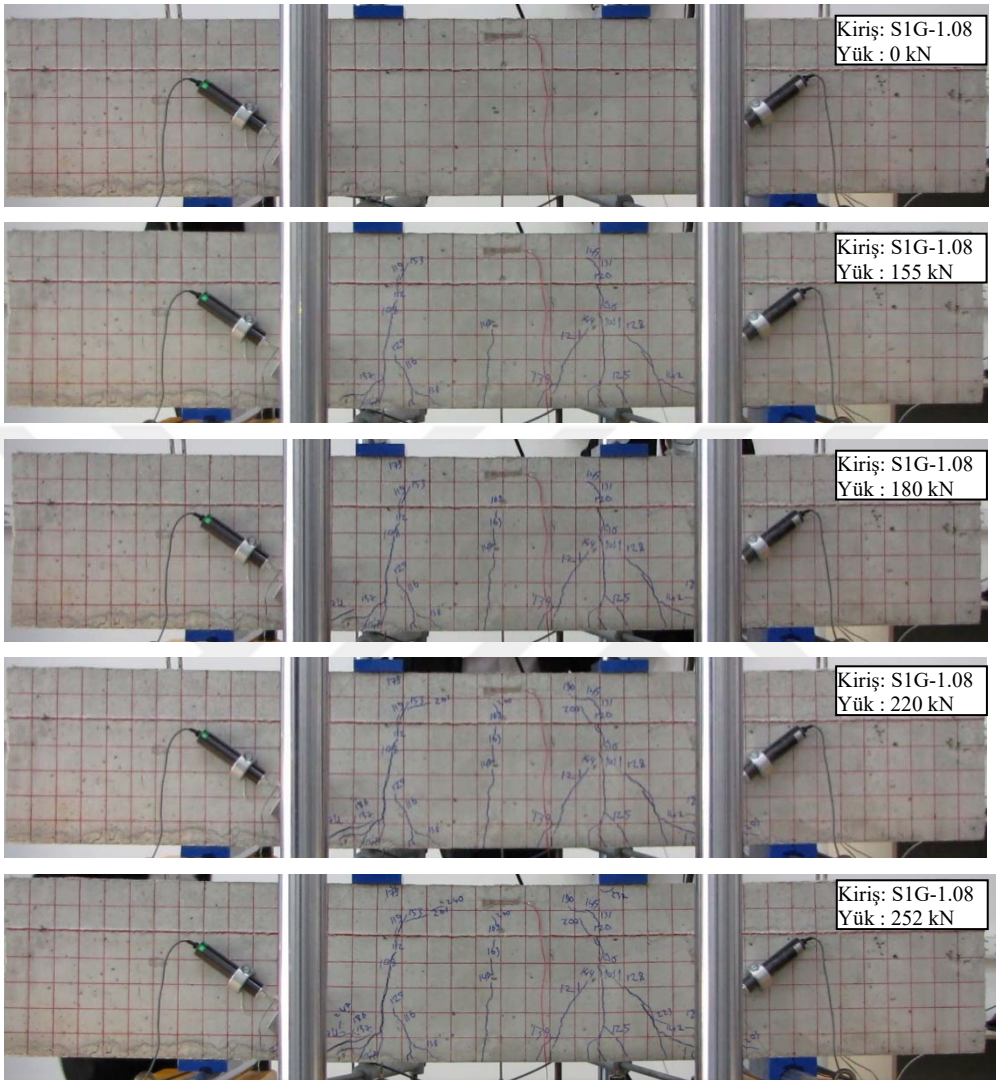
Deney esnasında kirişe uygulanan yük aşamaları ve gözlenen davranış Çizelge 3.7 ve Şekil 3.32'de sunulmaktadır.

Çizelge 3.7. S1G-1.08 kiriş numunesi deney gözlemleri

Yük (kN)	Gözlemler	Çatlak No	Bölge
5	Deneye başlamadan önce kirişe ön yük verilerek, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerlerin çalışıp çalışmadığı kontrol edildi.		
5	20 kN/dk.'lık sabit yükleme hızıyla deneye başlandı.		
101.1	Sağ yükleme plakasının altında ilk eğilme çatlağı tespit edildi. Çatlak kiriş alt yüzünden yaklaşık 17.5 cm uzaklığında ortaya çıkmıştır. Kiriş alt yüzüne kadar ilerlemiştir.	1	
108	Sol yükleme plakası altında eğilme çatlağı gözlendi. Çatlak kiriş alt yüzünden yaklaşık 17.5 cm uzaklığında ortaya çıkmıştır. Kiriş alt yüzüne kadar ilerlemiştir.	2	
116	Sol yükleme plakasının 2.5 cm sağında eğilme çatlağı oluşmuştur.	3	
121	Kiriş açıklık ortası ile sağ yükleme plakasının tam ortasında eğilme çatlağı oluşmuştur.	4	

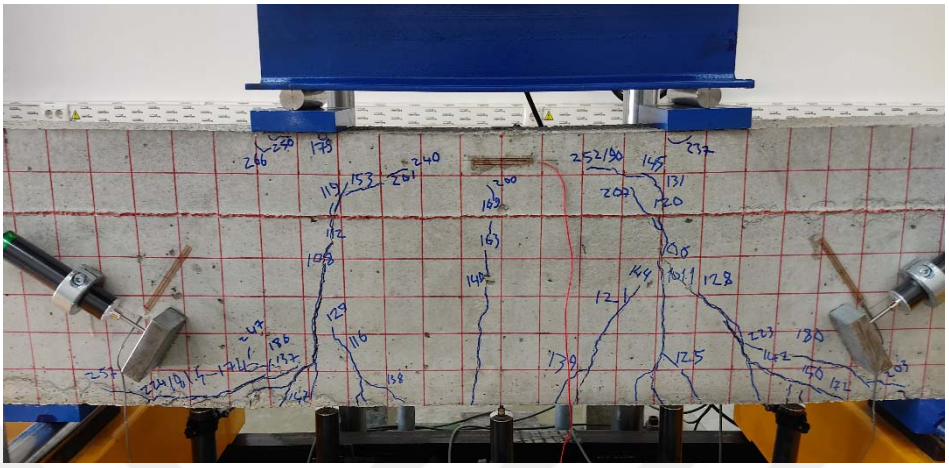
Çizelge 3.7. devamı

128	Sağ mesnet ile sağ yükleme plakası arasında kesme çatlağı oluşmuştur. Çatlağın eğimi yaklaşık 59 derecedir.	5	Sağ yükleme plakası ile sağ mesnet arası
129	3 numaralı çatlak 2 numaralı çatlağa doğru gelişimini devam ettirmektedir		
137-257	2 numaralı çatlağın kiriş alt yüzeyinden 6 cm üstünden sol mesnete doğru kesme çatlağı belirlenmiştir. Bu yükleme düzeyinden deney sonuna kadar, çatlak gelişimini sol mesnet plakasına doğru yapmıştır. Donatı çevresinde ilave birçok çatlak oluşmuştur.	6	Sol yükleme plakası ile sol mesnet arası
140	Kiriş açıklık ortasında eğilme çatlağı tespit edilmiştir. Tüm eğilme çatlaklarında olduğu gibi çatlak, kirişin alt yüzünden yukarıya doğru yaklaşık 17.5 cm uzunluğunda gelişmiştir.	7	
142-203	Bu yükleme düzeyinden deney sonuna kadar, 5 numaralı çatlak gelişimini sağ mesnet plakasına doğru yapmıştır. Donatı çevresinde ilave birçok çatlak gözlenmiştir.		Sağ yükleme plakası ile sağ mesnet arası
144	4 numaralı çatlak 1 numaralı çatlağın ilk oluşum noktasına doğru gelişimini devam ettirmektedir.	4	
145	1 ve 2 numaralı çatlaklar yükleme plakalarına dik bir şekilde gelişimlerine devam etmektedir.	1 ve 2	
140-200	7 numaralı çatlak kiriş basınç bölgesine dik bir şekilde gelişim göstermiştir. Deney sonunda kılcal düzeyde kalmıştır.	7	
145-252	1 ve 2 numaralı çatlaklar 90 derecelik açılarını değiştirerek basınç bölgesi boyunca yatay olarak gelişim göstermiştir.	1 ve 2	Basınç bölgesi
252	Yükleme hızı arttırılmasına rağmen yeni çatlak oluşları tespit edilemedi. Mevcut çatlaklar genişledi.		

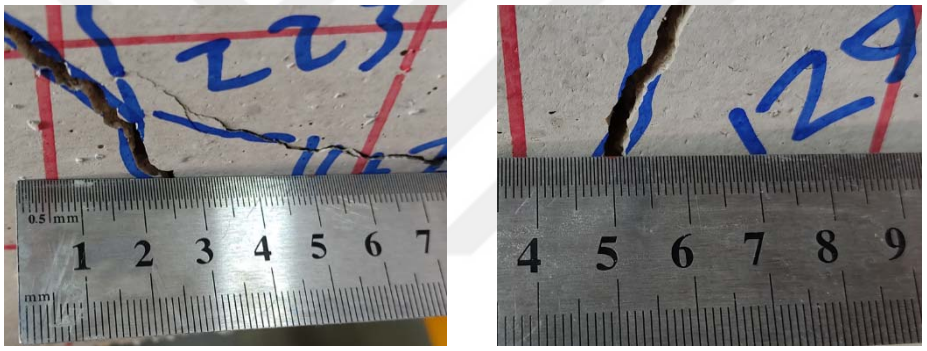


Şekil 3.32. S1G-1.08 kiriş numunesi yükleme aşamaları

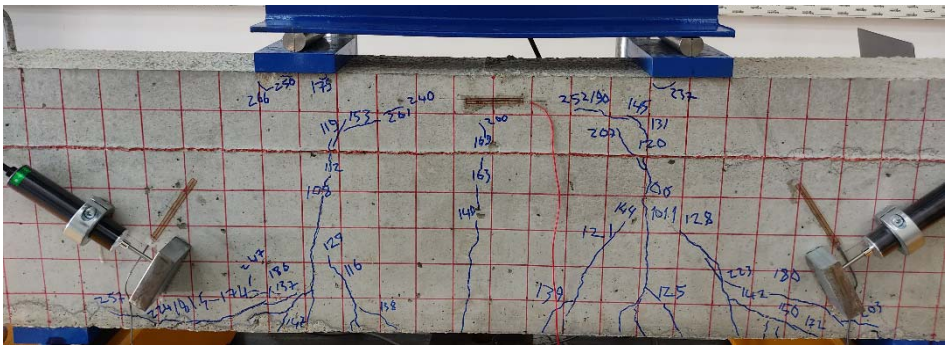
Yükleme sırasında gözlenen çatlaklar ve çatlak gelişimi Şekil 3.33'te sunulmaktadır. Deney sonunda eğilme çatlakları kılcal düzeyde kalırken, kesme çatlakları 4 ile 5 mm arasında genişliğe sahiptir (Şekil 3.34). Yük kaldırıldıktan sonra çatlakların büyük oranda kapandığı ve yükleme sırasında oluşan sehimin azaldığı Şekil 3.35 gösterilmiştir.



Şekil 3.33. S1G-1.08 kiriş numunesi çatlak ve çatlak gelişimi

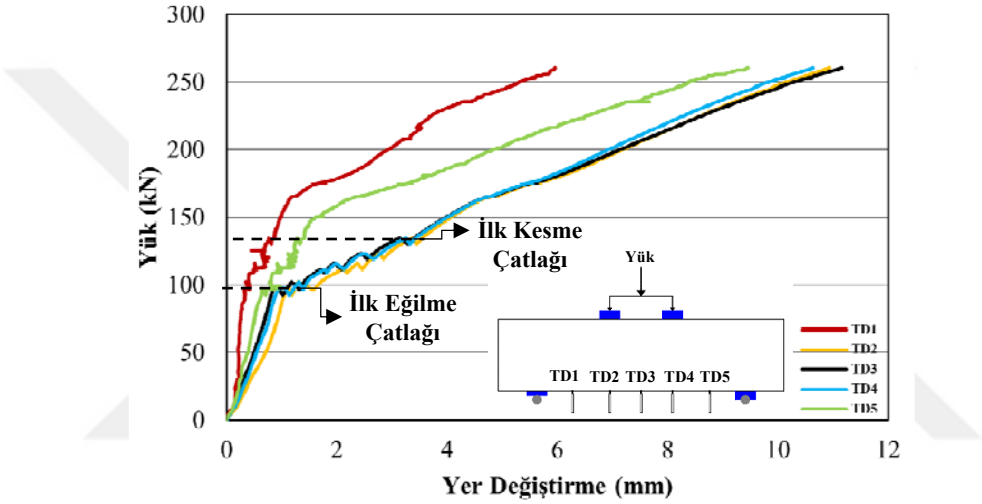


Şekil 3.34. S1G-1.08 kiriş numunesi kesme çatlağı genişliği



Şekil 3.35. Yük kaldırıldıktan sonra S1G-1.08 kiriş numunesi

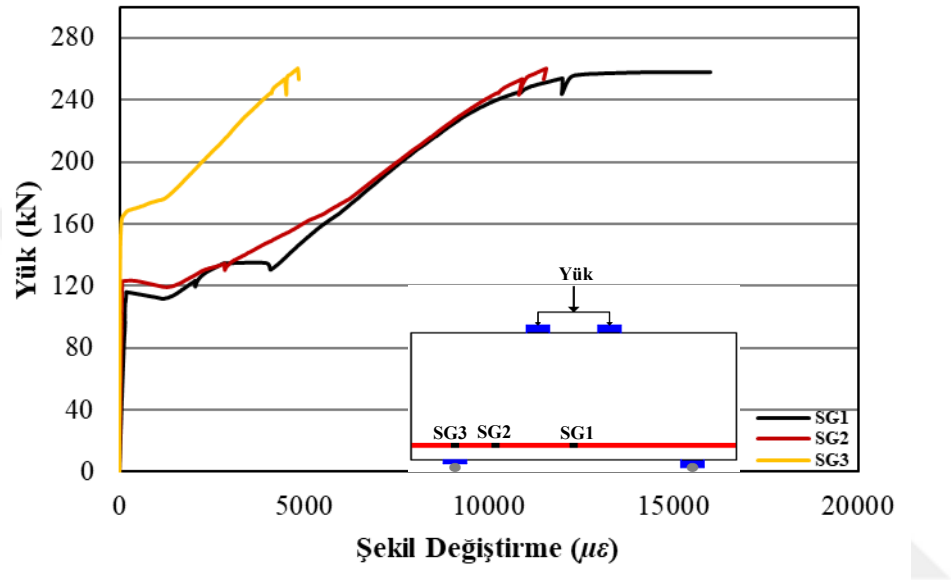
Şekil 3.36'da S1G-1.08 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği sunulmaktadır. Maksimum yüke karşılık açıklık ortasında meydana gelen yer değiştirme 11.17 mm olarak ölçülmüştür. S1G-0.85 kiriş numunesine benzer şekilde, Şekil 3.36'da da görüleceği üzere yük yer değiştirme eğrilerindeki doğrusal davranışın, ilk eğilme çatlağının gözlenmesi sonrası elastisite modülünün azalmasıyla, daha düşük eğimle devam etmiştir.



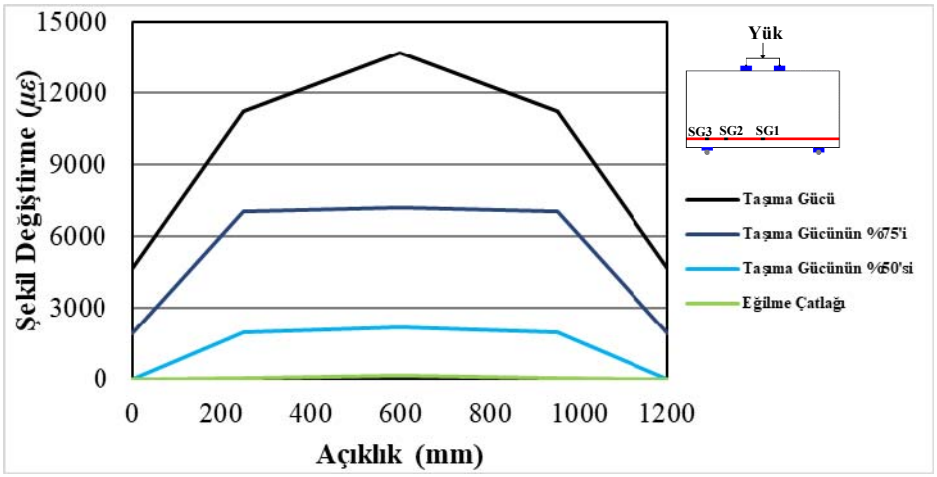
Şekil 3.36. S1G-1.08 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği

Şekil 3.37'de S1G-1.08 kiriş numunesine ait yük-donatı şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında donatıda üç farklı noktada şekil değiştirme okumaları alınmıştır. Kirişte ilk eğilme çatlağı 101.1 kN yük düzeyinde meydana gelmiştir. Bu aşamaya kadar GFRP donatılarında dikkat çekici düzeyde şekil değiştirme gözlenmemiştir. Eğilme çatlağı meydana geldikten sonra ilk olarak GFRP donatısının açıklık ortasında bulunan SG1 gerinim ölçerinde şekil değiştirmeler tespit edilmiştir. Bu esnada SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde şekil değiştirme meydana gelmemiştir. Yükün artması ile oluşan eğik çatlağa ve a/d oranına bağlı olarak kiriş gergili kemer davranışı sergilemeye başlamıştır. Kemerleşme etkisiyle boyuna donatıda meydana gelen kuvvet artışı sonucunda

SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde ölçülen şekil değiştirme değerleri artmıştır. Çeşitli yük aşamalarında donatı üzerinde meydana gelen şekil değiştirme değerleri Şekil 3.38'de sunulmuştur.

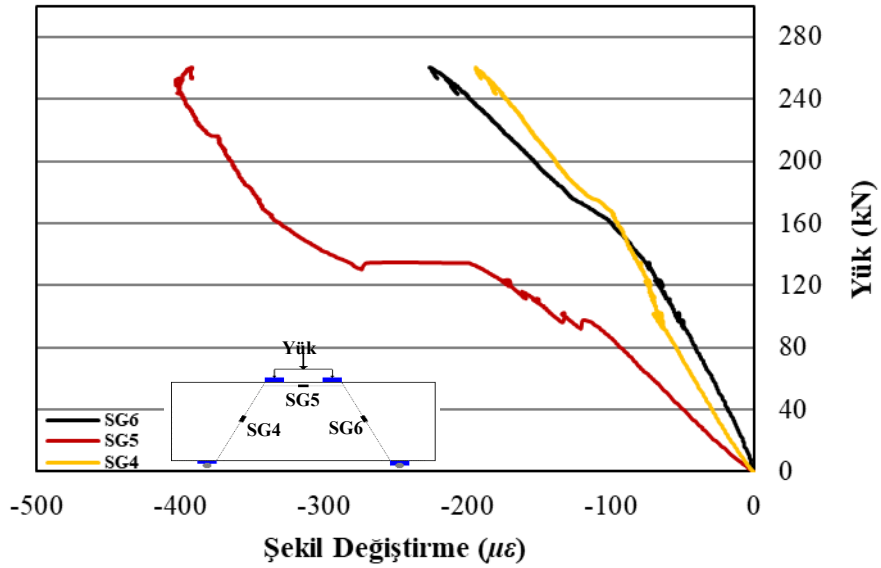


Şekil 3.37. S1G-1.08 kiriş numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği



Şekil 3.38. S1G-1.08 kiriş numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı

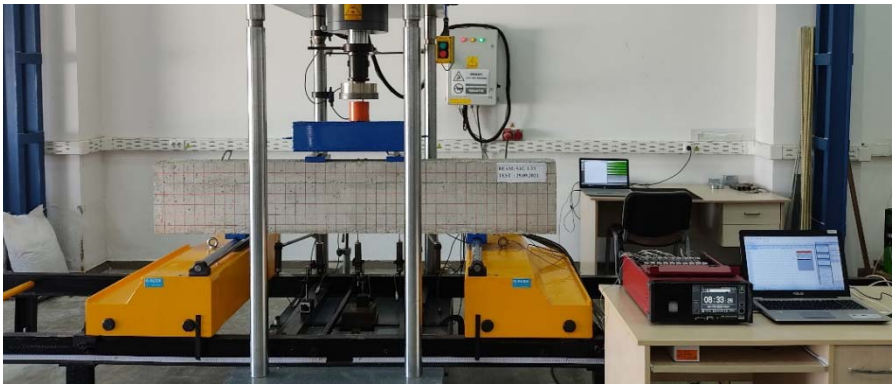
Şekil 3.39'da S1G-1.08 kiriş numunesine ait yük-beton şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında üç farklı noktada beton şekil değiştirme okumaları alınmıştır. Beton basınç bölgesinde ölçülen şekil değiştirme değerinin büyüklüğünün 3000 με'den az olması kirişin eğilmede değil, kesme kırılması nedeniyle taşıma gücüne ulaştığını doğrulamaktadır.



Şekil 3.39. S1G-1.08 kiriş numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği

3.6.1.3. S1G-1.23 Kiriş Numunesi

S1G-1.23 kiriş numunesi 4 adet Ø9.5 GFRP donatısı içermekte olup toplam donatı oranı %0.582'dir. Dört nokta yükleme etkisi altında basit mesnetli olarak teste tabi tutulan kirişte kesme açıklığının derinliğe oranı (*a/d*) 1.23'tür. S1G-1.23 kiriş numunesine ait deney düzeneği Şekil 3.40'ta sunulmuştur.



Şekil 3.40. S1G-1.23 kiriş numunesi deney düzeneği

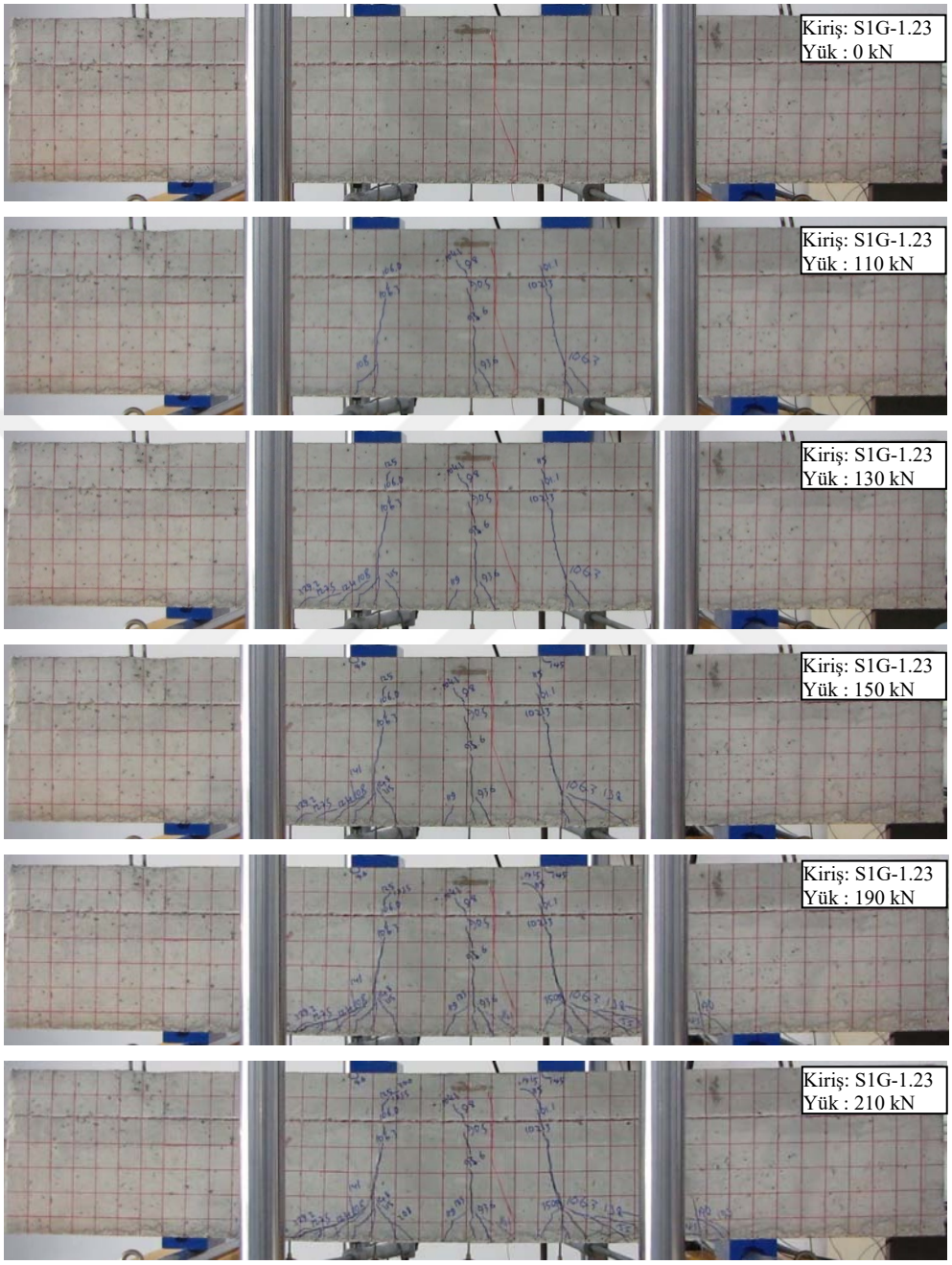
Deney esnasında kirişe uygulanan yük aşamaları ve gözlenen davranış Çizelge 3.8 ve Şekil 3.41'de sunulmaktadır.

Çizelge 3.8. S1G-1.23 kiriş numunesi deney gözlemleri

Yük (kN)	Gözlemler	Çatlak No	Bölge
5	Deneye başlamadan önce kirişe ön yük verilerek, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerlerin çalışıp çalışmadığı kontrol edildi.		
5	20 kN/dk.'lık sabit yükleme hızıyla deneye başlandı.		
93.6	Kiriş açıklık ortasında ilk eğilme çatlağı tespit edildi. Çatlak kiriş alt yüzünden yaklaşık 17.5 cm uzaklığında ortaya çıkmış ve kiriş alt yüzüne kadar ilerlemiştir.	1	
102.3	Sağ yükleme plakası altında eğilme çatlağı oluştu.	2	
104.1	1 numaralı çatlak basınç bölgesine dik bir şekilde gelişimine devam etmektedir.	1	
106	Sol yükleme plakası altında eğilme çatlağı gözlenmiştir.	3	
106-125	2 ve 3 numaralı çatlaklar yükleme plakalarına dik bir şekilde gelişimlerine devam etmektedir.	2 ve 3	

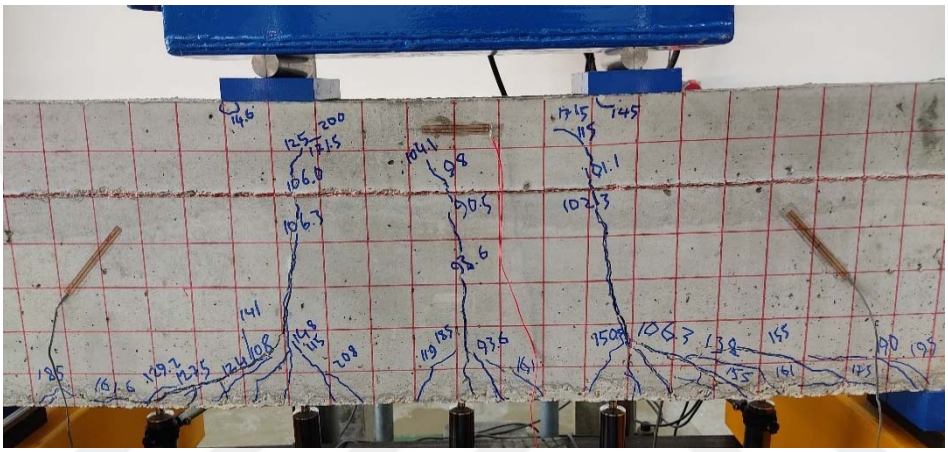
Çizelge 3.8. devamı

108-185	3 numaralı çatlağın 5 cm solunda kesme çatlağı belirlendi. Bu yükleme düzeyinden deney sonuna kadar, sol yükleme plakası ile mesnet plakası arasında kalan donatı üzerinde ilave birçok kesme çatlağı oluşmuştur.	4	Sol yükleme plakası ile sol mesnet arası
115-148	3 numaralı çatlağın 5 cm sağında eğik yönlü eğilme çatlağı tespit edilmiştir. 115 kN yük düzeyinde oluşan çatlak, 148 kN yük düzeyine ulaştığında 3 numaralı çatlak ile birleşmiştir.	6	
119-185	1 numaralı çatlağın 5 cm solunda eğik yönlü eğilme çatlağı gözlenmiştir. 119 kN yük düzeyinde oluşan çatlak, 185 kN yük düzeyine ulaştığında 1 numaralı çatlak ile birleşmiştir.	7	
138-195	2 numaralı çatlağın 15 cm sağında kesme çatlağı belirlenmiştir. Bu yükleme düzeyinden deney sonuna kadar, sağ yükleme plakası ile mesnet plakası arasında kalan donatı üzerinde ilave birçok kesme çatlağı gözlenmiştir.	8	Sağ yükleme plakası ile sağ mesnet arası
145-146	Sağ ve sol yükleme plakaların altında az miktarda ezilme tespit edilmiştir.		
150	2 numaralı çatlağın 5 cm solunda eğik yönlü eğilme çatlağı oluşmuştur.	9	
161-185	1 numaralı çatlağın 10 cm sağında eğik yönlü eğilme çatlağı tespit edilmiştir. 161 kN yük düzeyinde oluşan çatlağın, 185 kN yük düzeyine ulaştığında 1 numaralı çatlak ile birleşmiştir.	10	
171.5	2 ve 3 numaralı çatlaklar 90 derecelik açılarını değiştirerek basınç bölgesinde yatay olarak gelişim göstermiştir.		
210.7	Yükleme hızı arttırılmasına rağmen yeni çatlak oluşumu tespit edilmemiş ve mevcut çatlakların genişlediği gözlenmiştir.		

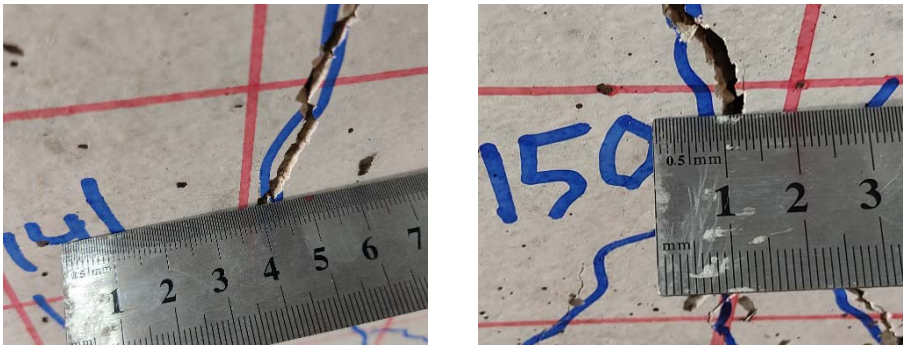


Şekil 3.41. S1G-1.23 kiriş numunesi yükleme aşamaları

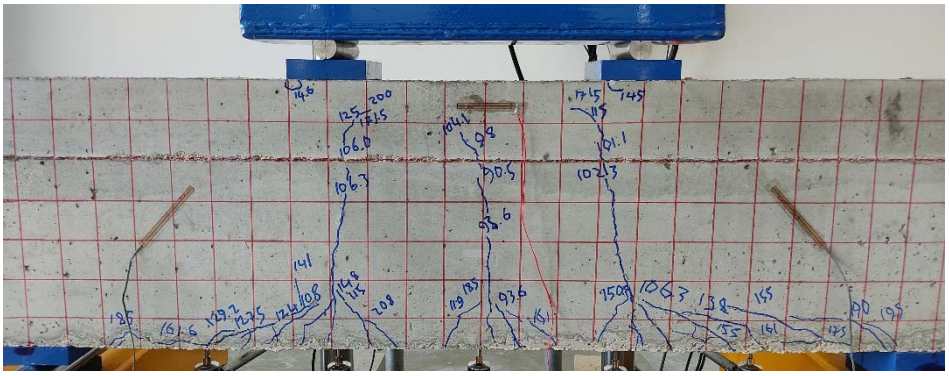
Yükleme sırasında gözlenen çatlaklar ve çatlak gelişimi Şekil 3.42'de sunulmaktadır. Deney sonunda eğilme çatlakları kılcal düzeyde kalırken, kesme çatlakları 2 ile 3 mm arasında genişliğe sahiptir (Şekil 3.43). Yük kaldırıldıktan sonra çatlakların büyük oranda kapandığı ve yükleme sırasında oluşan sehimin azaldığı Şekil 3.44'te gösterilmiştir.



Şekil 3.42. S1G-1.23 kiriş numunesi çatlak ve çatlak gelişimi

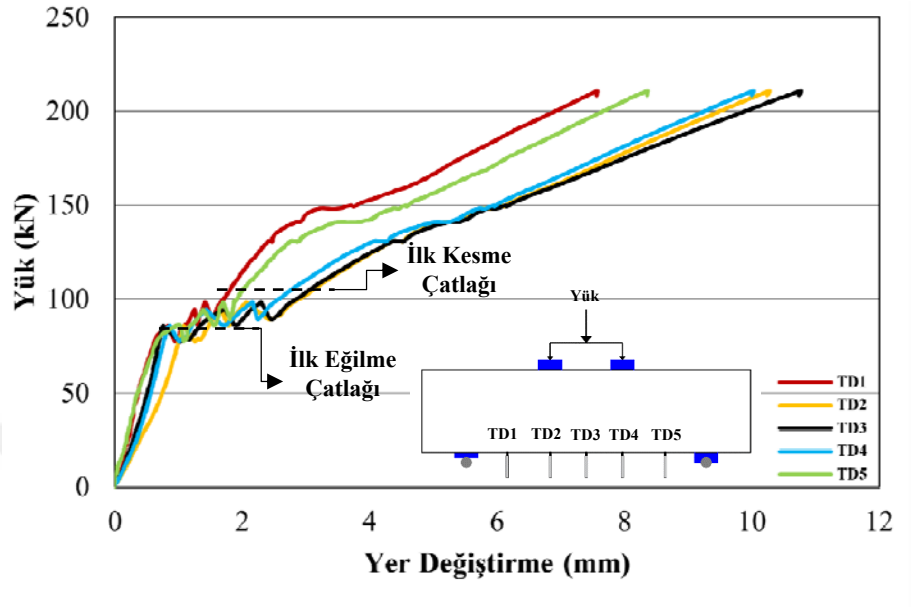


Şekil 3.43. S1G-1.23 kiriş numunesi kesme çatlağı genişliği



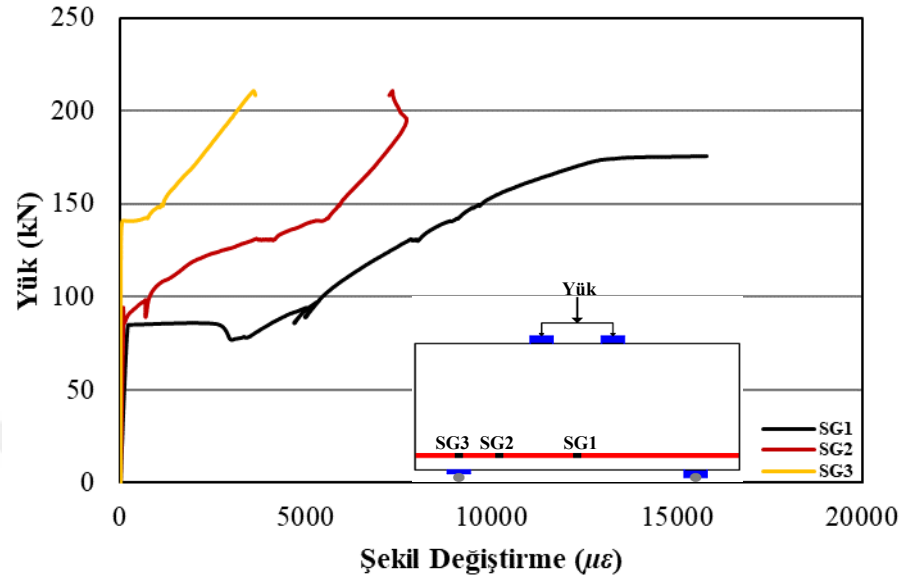
Şekil 3.44. Yük kaldırıldıktan sonra S1G-1.23 kiriş numunesi

Şekil 3.45'te S1G-1.23 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında beş farklı noktada yer değiştirme okumaları alınmıştır. TD1 ve TD5 kesme açıklığı orta noktası, TD2 ve TD4 yükleme noktası ve son olarak TD3 kiriş açıklık ortasına yerleştirilen yer değiştirme ölçerlerden elde edilen okumaları ifade etmektedir. Maksimum yüke karşılık açıklık ortasında meydana gelen yer değiştirme 10.79 mm olarak ölçülmüştür. Yük yer değiştirme eğrilerindeki doğrusal davranışın, ilk eğilme çatlağının oluşması sonrası elastisite modülünün azalmasıyla, daha düşük eğimle devam ettiği tespit edilmiştir.

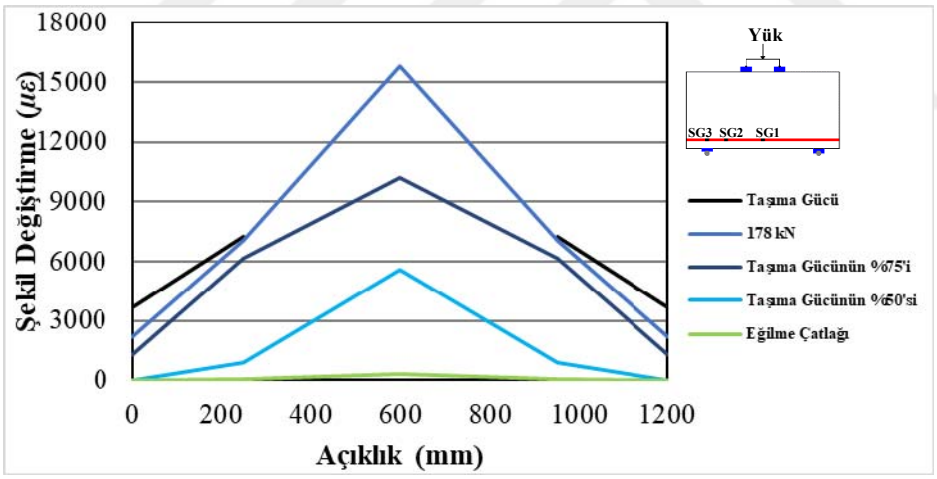


Şekil 3.45. S1G-1.23 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği

Şekil 3.46'da S1G-1.23 kiriş numunesine ait yük-donatı şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında donatıda üç farklı noktada şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG1 kiriş açıklık ortası, SG2 kesme açıklığı ortası ve SG3 mesnet noktasını ifade etmektedir. Kiriş numunede ilk eğilme çatlağı 93.6 kN yük düzeyinde meydana gelmiştir. Yükün artması ile meydana gelen eğik çatlak ve a/d oranına bağlı olarak kiriş kemer davranışı sergilemeye başlamıştır. Kemerleşme etkisiyle boyuna donatıda meydana gelen kuvvet artışı sonucunda SG1, SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde ölçülen şekil değiştirme değerlerinde artış gözlenmiştir. Çeşitli yük aşamalarında donatı üzerinde meydana gelen şekil değiştirme değerleri Şekil 3.47'de sunulmuştur.



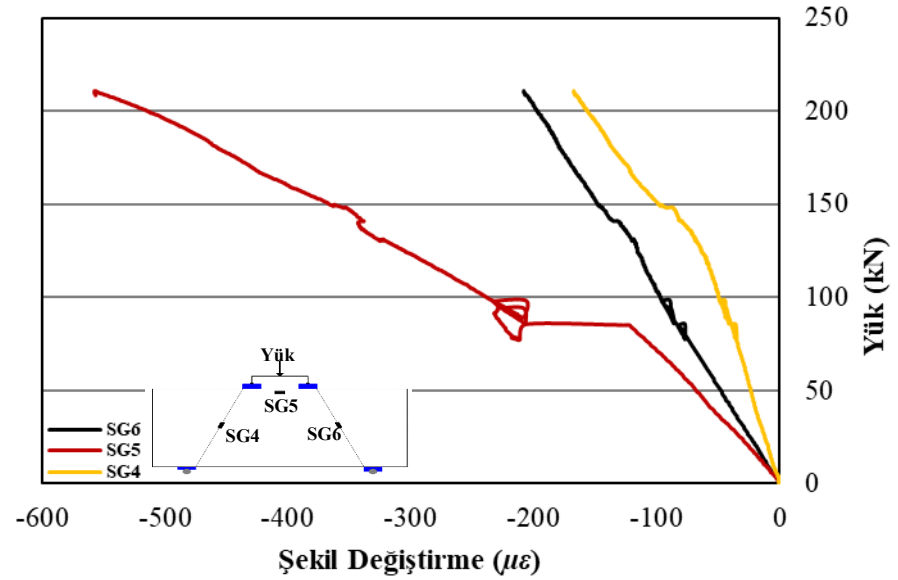
Şekil 3.46. S1G-1.23 kiriş numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği



Şekil 3.47. S1G-1.23 kiriş numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı

Şekil 3.48'de S1G-1.23 kiriş numunesine ait yük-beton şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında üç farklı noktada beton şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG4 sol yükleme plakası ile sol mesnet plakası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde, SG5 iki yükleme noktası arasındaki beton basınç

alanında ve SG6 sağ yükleme plakası ile sağ mesnet plakası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde meydana gelen şekil değiştirmeyi ölçmek için yerleştirilmiştir. Beton basınç bölgesinde ölçülen şekil değiştirme değerinin büyüklüğünün 3000 με'den az olması kirişin eğilmede değil, kesme kırılması nedeniyle taşıma gücüne ulaştığını doğrulamaktadır.



Şekil 3.48. S1G-1.23 kiriş numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği

3.6.1.4. S1G-1.54 Kiriş Numunesi

S1G-1.54 kiriş numunesi 4 adet Ø9.5 GFRP donatısı içermekte olup toplam donatı oranı %0.582'dir. Dört nokta yükleme etkisi altında basit mesnetli olarak teste tabi tutulan kirişte kesme açıklığının derinliğe oranı (*a/d*) 1.54'tür. S1G-1.54 kiriş numunesine ait deney düzeneği Şekil 3.49'da sunulmuştur.



Şekil 3.49. S1G-1.54 kiriş numunesi deney düzeneği

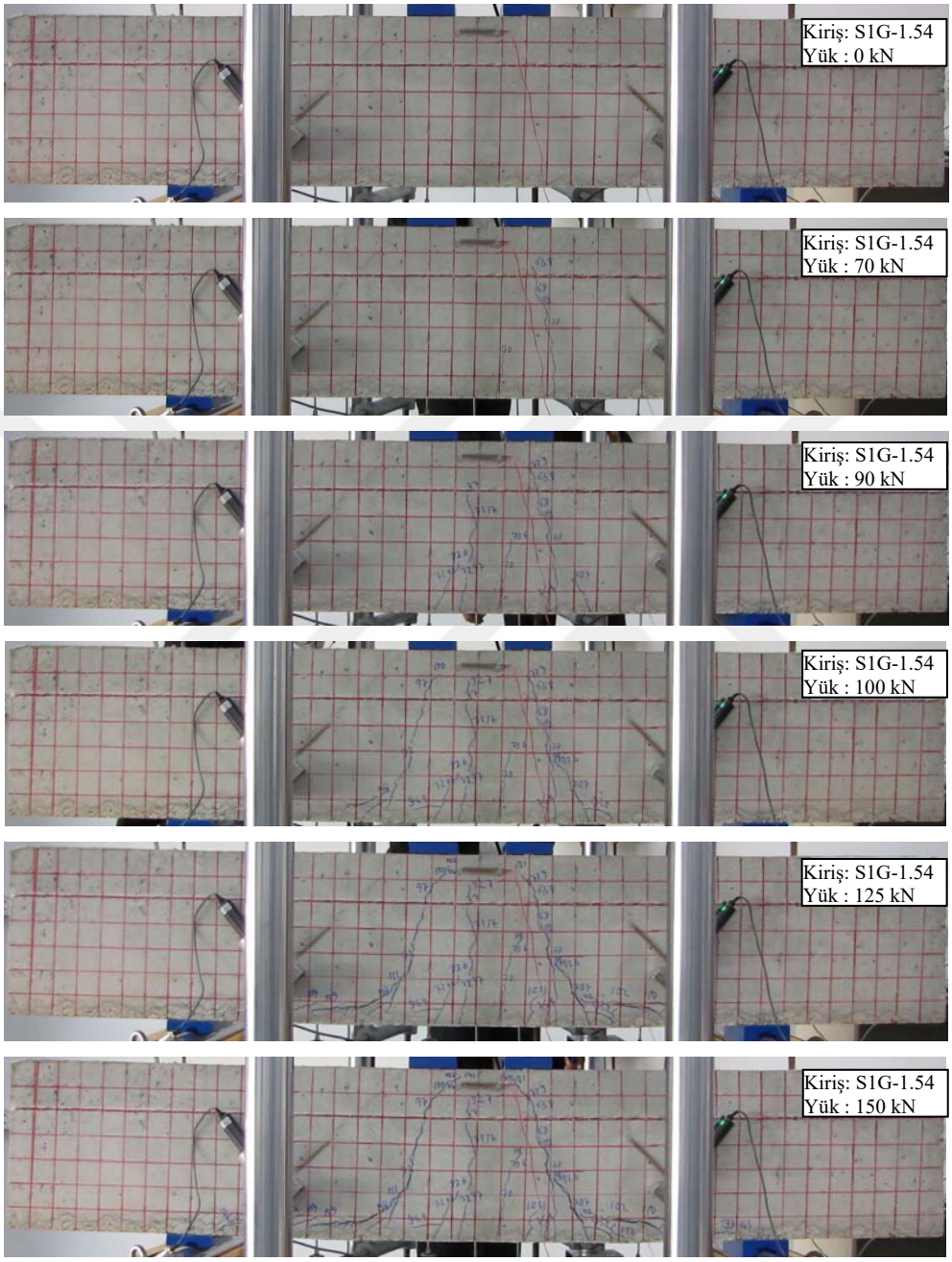
Deney esnasında kirişe uygulanan yük aşamaları ve gözlenen davranış Çizelge 3.9 ve Şekil 3.50'de sunulmaktadır.

Çizelge 3.9. S1G-1.23 kiriş numunesi deney gözlemleri

Yük (kN)	Gözlemler	Çatlak No	Bölge
5	Deneye başlamadan önce kirişe ön yük verilerek, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerlerin çalışıp çalışmadığı kontrol edildi.		
5	20 kN/dk.'lık sabit yükleme hızıyla deneye başlandı.		
77	Sağ yükleme plakası altında ilk eğilme çatlağı tespit edildi. Çatlak kiriş alt yüzünden yaklaşık 17.5 cm uzaklığında ortaya çıkmış ve kiriş alt yüzüne kadar ilerlemiştir.	1	
67-69	1 numaralı çatlak oluştuktan sonra yükte yaklaşık 10 kN'luk düşüş meydana geldi. Kiriş tekrar yük almaya başladığında çatlakta 10 cm'lik ilerleme tespit edildi.	1	
70	Kiriş açıklık ortasının 5 cm sağında eğilme çatlağı gözlendi	2	

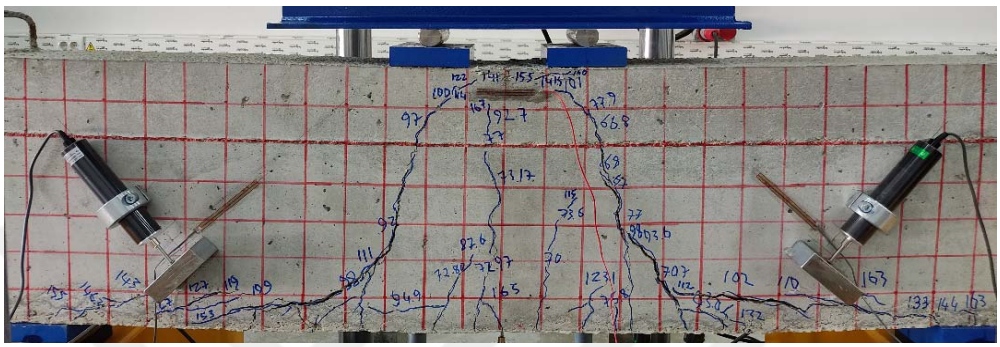
Çizelge 3.9. devamı

70.7-98	1 numaralı çatlağın 7 cm sağında 62 derece açıyla kesme çatlağı belirlenmiştir. 70 kN yük düzeyinde oluşan çatlak, 98 kN yük düzeyine ulaştığında 1 numaralı çatlak ile birleşmiştir.	3	
72.97	Kiriş açıklık ortasının 4 cm solunda eğilme çatlağı tespit edildi.	4	
72.8-87.6	4 numaralı çatlağın 5 cm solunda eğik yönlü eğilme çatlağı gözlenmiştir. 72.8 kN yük düzeyinde oluşan çatlak, 87.6 kN yük düzeyine ulaştığında 4 numaralı çatlak ile birleşmiştir.	5	
73.2-92.7	4 numaralı çatlak beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişimine devam etmektedir.	4	
92	Sol yükleme plakasının 5 cm solunda 59 derece açılı kesme çatlağı tespit edildi. Çatlak kiriş alt yüzünden yaklaşık 17.5 cm uzaklığında ortaya çıkmış ve kiriş alt yüzüne kadar ilerlemiştir.	6	
93-163	Bu yükleme düzeyinden deney sonuna kadar, sağ yükleme plakası ile mesnet plakası arasında kalan donatı üzerinde ilave birçok kesme çatlağı oluştu.	3	Sağ yükleme plakası ile sağ mesnet arası
97	6 numaralı çatlakta sol yükleme plakasına doğru yaklaşık 12.5 cm'lik gelişim saptandı.	6	
98-155	6 numaralı çatlağın 5 cm solunda kesme çatlağı tespit edildi. Bu yükleme düzeyinden deney sonuna kadar, sol yükleme plakası ile mesnet plakası arasında kalan donatı üzerinde ilave birçok kesme çatlağı oluştu.	7	Sol yükleme plakası ile sol mesnet arası
100	3 ve 6 numaralı kesme çatlakları beton basınç bölgesine ulaştı ve bu yük düzeyinden sonra yatay olarak ilerlemiştir.		
155	Beton basınç bölgesinde ezilme gözlendi ve kiriş taşıma gücüne ulaştı.		



Şekil 3.50. S1G-1.54 kiriş numunesi yükleme aşamaları

Yükleme sırasında gözlenen çatlaklar ve çatlak gelişimi Şekil 3.51'te sunulmaktadır. Deney sonunda eğilme çatlakları kılcal düzeyde kalırken, kesme çatlakları yaklaşık 5 mm genişliğe sahiptir (Şekil 3.52).



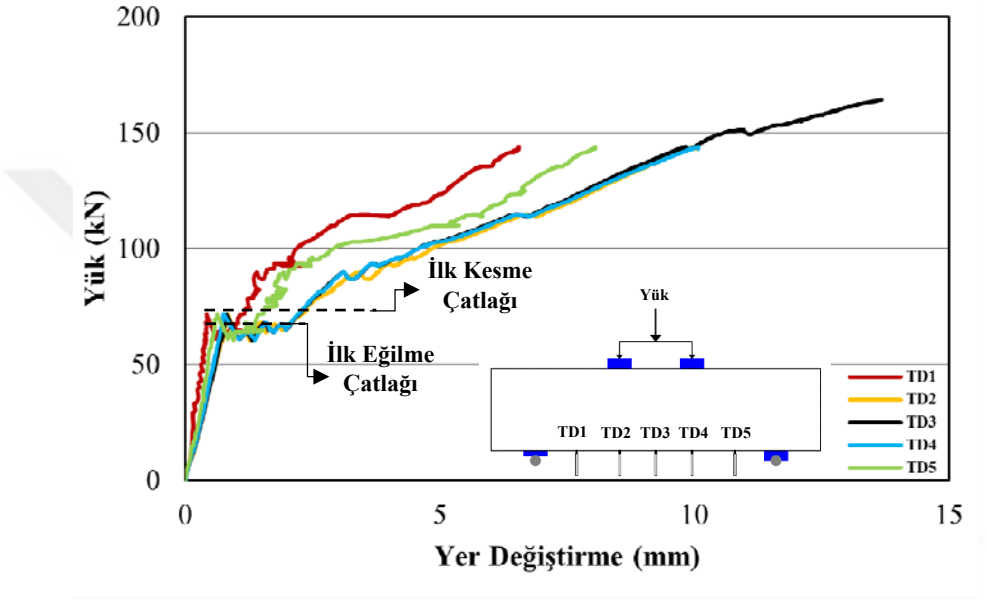
Şekil 3.51. S1G-1.54 kiriş numunesi çatlak ve çatlak gelişimi



Şekil 3.52. S1G-1.54 kiriş numunesi kesme çatlağı genişliği

Deney sonrası, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerler aracılığı ile veri kaydetme ünitesine aktarılmış veriler kullanılarak deneye ait yük-yer değiştirme, yük-donatı şekil değiştirme, yük-beton şekil değiştirme ve donatı şekil değiştirme eğrileri elde edilmiştir. Şekil 3.53'te S1G-1.54 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği sunulmaktadır. Maksimum yüke karşılık açıklık ortasında meydana gelen yer değiştirme 13.68 mm olarak ölçülmüştür. Birinci seriye ait diğer kirişlerde olduğu gibi yük yer değiştirme eğrilerindeki doğrusal davranış, ilk eğilme çatlağının oluşumu sonrasında elastisite modülünün

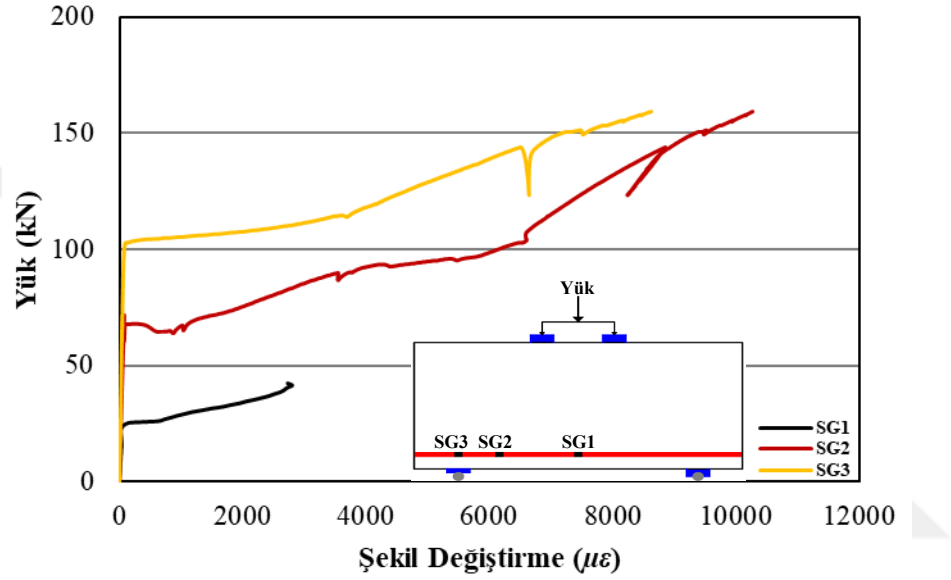
azalmasıyla, daha düşük eğimle devam ettiği gözlenmiştir. TD1 ve TD5'in kesme bölgesinde, TD2,TD3 ve TD4'ün ise sabit moment bölgesinde konumlandırılmasına bağlı olarak, TD1 ve TD5'ten elde edilen eğrilerin, TD2,TD3 ve TD4'ten açıkça farklı bir davranış göstermiştir.



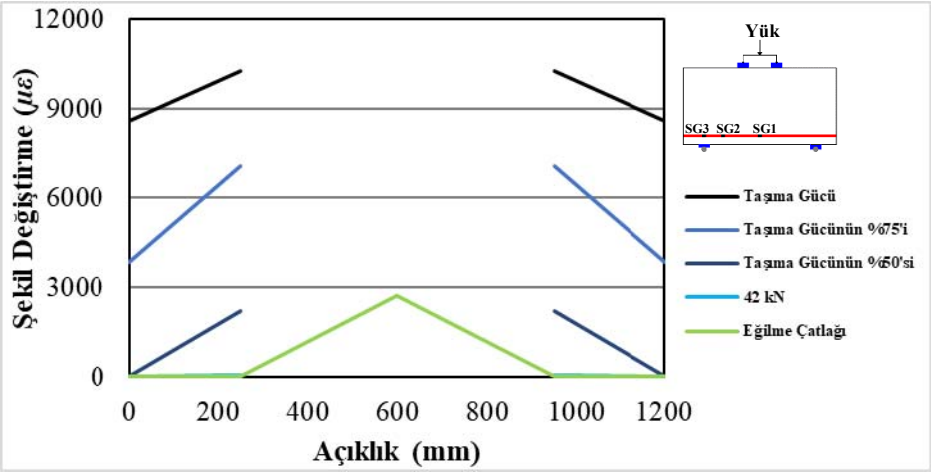
Şekil 3.53. S1G-1.54 kiriş numunesi ait yük-yer değiştirme grafiği

Şekil 3.54'te S1G-1.54 kiriş numunesine ait yük-donatı şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında donatıda üç farklı noktada şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG1 kiriş açıklık ortası, SG2 kesme açıklığı ortası ve SG3 mesnet noktasını ifade etmektedir. Kirişte ilk eğilme çatlağı 77 kN yük düzeyinde meydana gelmiştir. Bu aşamaya kadar GFRP donatılarında dikkat çekici düzeyde şekil değiştirme tespit edilmemiştir. Eğilme çatlağı oluşumundan sonra ilk olarak GFRP donatısının açıklık ortasında bulunan SG1 gerinim ölçerinde şekil değiştirme değeri ölçülmüştür. Bu esnada SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde şekil değiştirme gözlenmemiştir. Yükün artması ile meydana gelen eğik çatlak ve a/d oranına bağlı olarak kiriş gergili kemer davranışı sergilemeye başlamıştır.

Kemerleşme etkisiyle boyuna donatıda meydana gelen kuvvet artışı sonucunda SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde ölçülen şekil değiştirme değerlerinde artış gözlenmiştir. Çeşitli yük aşamalarında donatı üzerinde meydana gelen şekil değiştirme değerleri Şekil 3.55'te sunulmuştur.

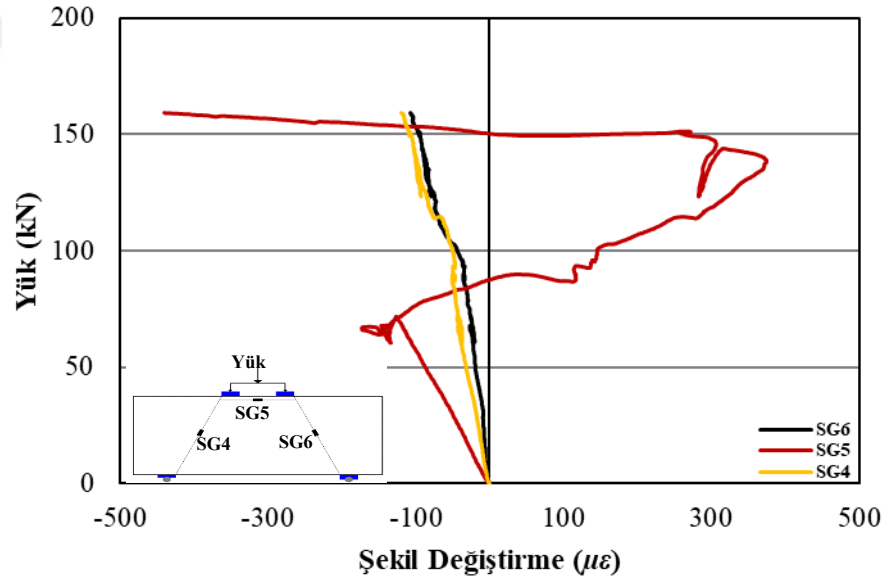


Şekil 3.54. S1G-1.54 kiriş numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği



Şekil 3.55. S1G-1.54 kiriş numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı

Şekil 3.56'de S1G-1.54 kiriş numunesine ait yük-beton şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında üç farklı noktada beton şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG4 sol yükleme plakası ile sol mesnet plakası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde, SG5 iki yükleme noktası arasındaki beton basınç alanında ve SG6 sağ yükleme plakası ile sağ mesnet plakası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde meydana gelen şekil değiştirmeyi ölçmek için yerleştirilmiştir.



Şekil 3.55. S1G-1.54 kiriş numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği

3.6.2 İkinci Seri Deney Sonuçları

3.6.2.1. S2G-0.85 Kiriş Numunesi

S2G-0.85 kiriş numunesi 4 adet Ø11.5 GFRP donatısı içermekte olup toplam donatı oranı %0.852'dir. Dört nokta yükleme etkisi altında basit mesnetli olarak teste tabi tutulan kirişte kesme açıklığının derinliğe oranı (*a/d*) 0.85'tir. S1G-0.85 kiriş numunesine ait deney düzeneği Şekil 3.57'de sunulmuştur.



Şekil 3.56. S2G-0.85 kiriş numunesi deney düzeneği

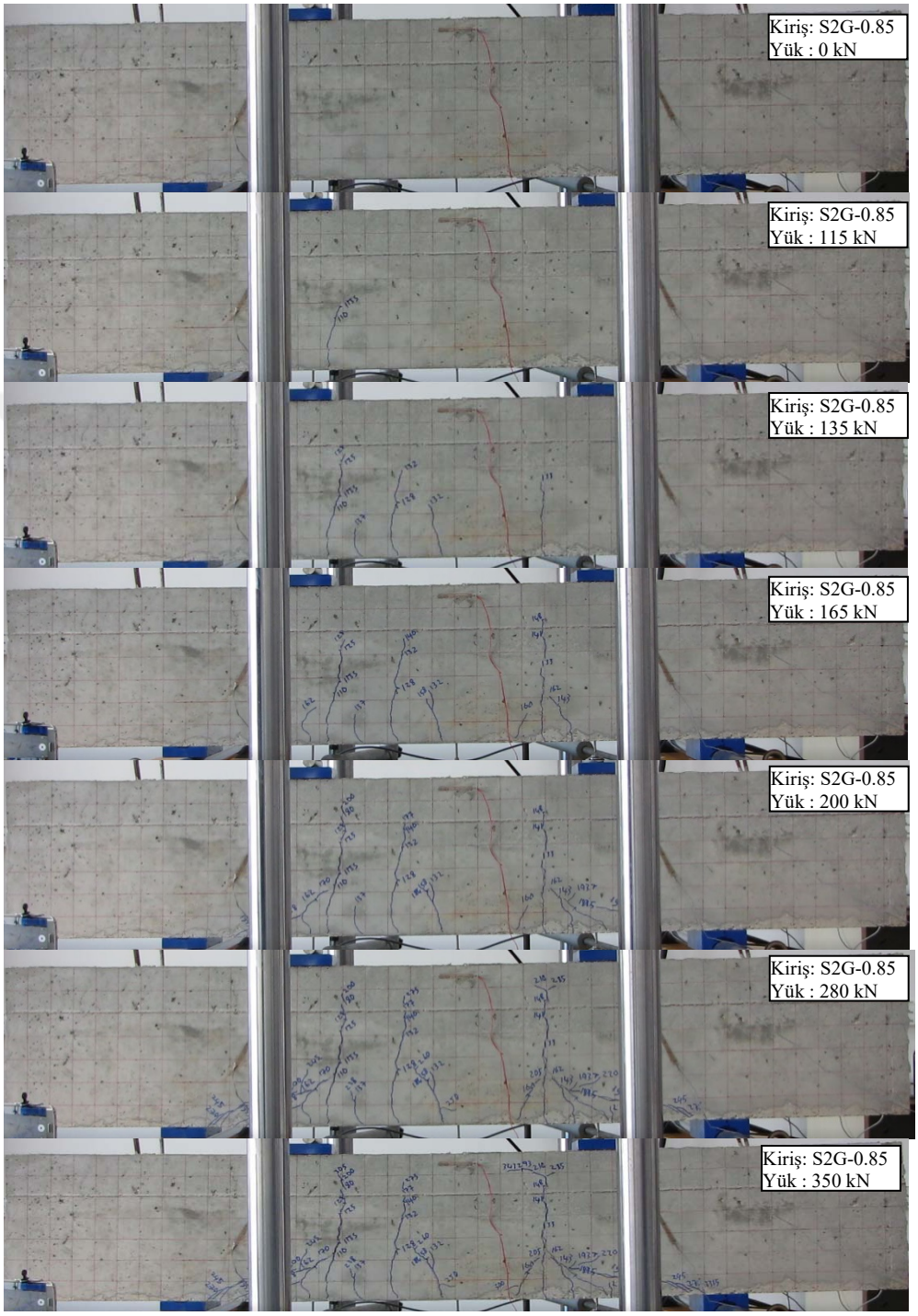
Deney esnasında kirişe uygulanan yük aşamaları ve gözlenen davranış Çizelge 3.10 ve Şekil 3.58'de sunulmaktadır.

Çizelge 3.10. S2G-0.85 kiriş numunesi deney gözlemleri

Yük (kN)	Gözlemler	Çatlak No	Bölge
5	Deneye başlamadan önce kirişe ön yük verilerek, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerlerin çalışıp çalışmadığı kontrol edildi.		
5	20 kN/dk.'lık sabit yükleme hızıyla deneye başlandı.		
110	Sol yükleme plakası altında eğilme çatlağı tespit edildi. Çatlak kiriş alt yüzünden yaklaşık 12.5 cm uzaklığında ortaya çıkmış ve kiriş alt yüzüne kadar ilerlemiştir.	1	
113-305	1 numaralı çatlağın 305 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişimine devam etti.	1	
128	Kiriş açıklık ortasının yaklaşık 13 cm solunda eğilme çatlağı meydana gelmiştir. Çatlak kiriş alt yüzünden yaklaşık 12.5 cm uzaklığında ortaya çıkmış ve kiriş alt yüzüne kadar ilerlemiştir.	2	

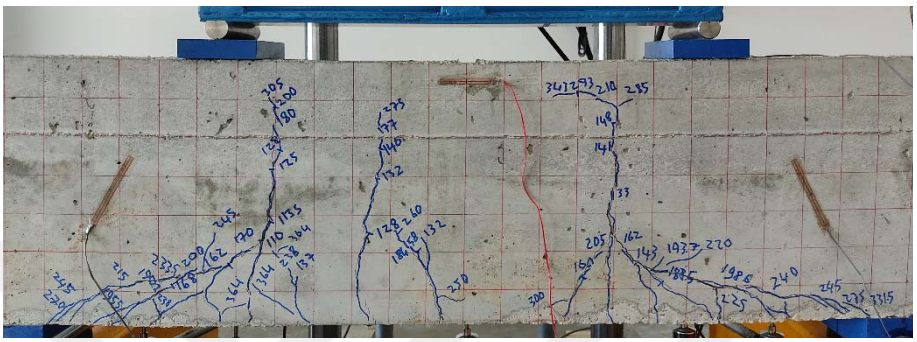
Çizelge 3.10. devamı

132-260	Kiriş açıklık ortasının yaklaşık 2.5 cm solunda yaklaşık 70 derece açılı eğilme çatlağı belirlendi. Çatlak kiriş alt yüzünden yaklaşık 12.5 cm uzaklığında ortaya çıkmış ve kiriş alt yüzüne kadar ilerlemiştir. Çatlak gelişimi 260 kN yük düzeyine kadar devam etmiştir ve kılcal düzeyde kalmıştır.	3	
132-275	2 numaralı çatlak 275 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişimine devam etti.	2	
133-148	Sağ yükleme plakasının 7.5 cm solunda eğilme çatlağı gözlendi. Çatlak kiriş alt yüzünden yaklaşık 17.5 cm uzaklığında ortaya çıkmış ve kiriş alt yüzüne kadar ilerlemiştir. 148 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişim gösterdi.	4	
137-238	1 numaralı çatlağın 5 cm sağında eğilme çatlağı tespit edildi. 238 kN yük düzeyine kadar gelişim gösteren çatlak kılcal düzeyde kalmıştır. Toplam çatlak uzunluğunun yaklaşık 7.5 cm olarak ölçüldü.	5	
143-332	4 numaralı çatlağın 7 cm sağında kesme çatlağı meydana geldi. Bu yükleme düzeyinden deney sonuna kadar, sağ yükleme plakası ile mesnet plakası arasında kalan donatı üzerinde ilave birçok kesme çatlağı oluştu.	6	Sağ yükleme plakası ile sağ mesnet arası
160-205	4 numaralı çatlağın 5 cm solunda eğik yönlü eğilme çatlağı gözlenmiştir. 160 kN yük düzeyinde oluşan çatlak, 205 kN yük düzeyine ulaştığında 4 numaralı çatlak ile birleşmiştir.	7	
162-270	1 numaralı çatlağın 10 cm solunda kesme çatlağı tespit edildi. Bu yükleme düzeyinden deney sonuna kadar, sol yükleme plakası ile mesnet plakası arasında kalan donatı üzerinde ilave birçok kesme çatlağı oluştu.	1	Sol yükleme plakası ile sol mesnet arası
210-343	4 numaralı çatlak 90 derecelik açısını değiştirerek basınç bölgesinde yatay olarak gelişim göstermiştir.	4	
371	Yükleme hızı arttırılmasına rağmen yeni çatlak oluşumları tespit edilemedi. Mevcut çatlakların genişlediği gözlendi.		

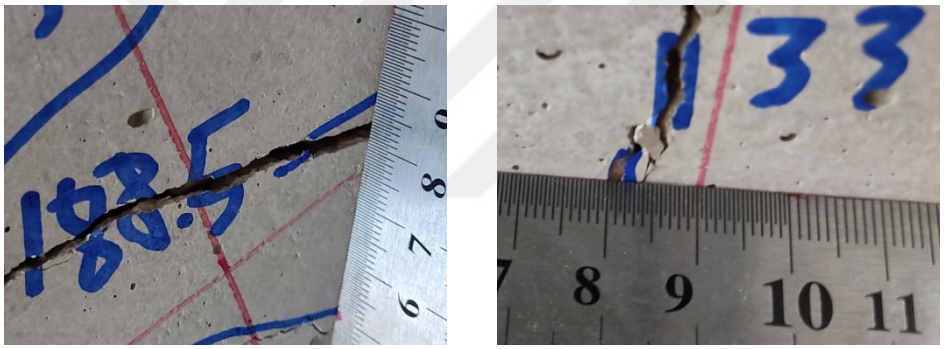


Şekil 3.57. S2G-0.85 kiriş numunesi yükleme aşamaları

Yükleme sırasında gözlenen çatlaklar ve çatlak gelişimi Şekil 3.59'da sunulmaktadır. Deney sonunda eğilme çatlakları kılcal düzeyde kalırken, kesme çatlakları 3 ile 4 mm arasında genişliğe sahiptir (Şekil 3.60).



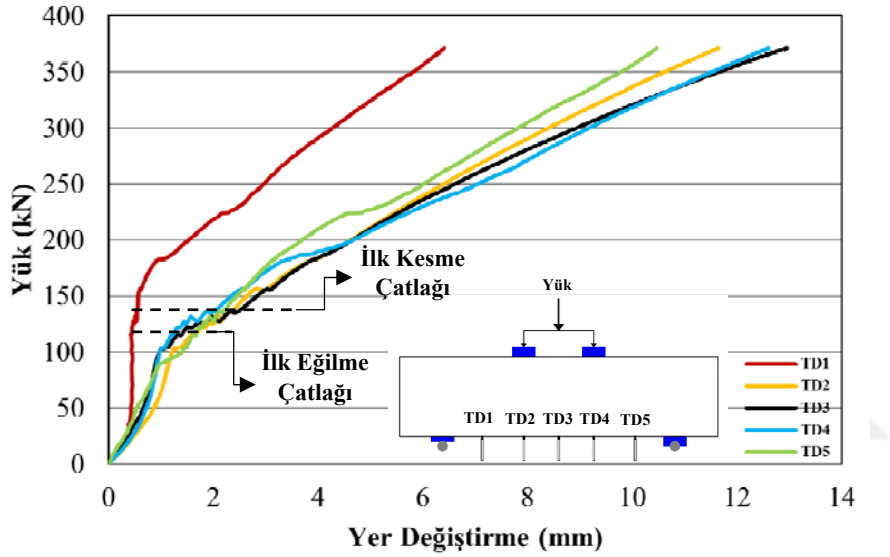
Şekil 3.58. S2G-0.85 kiriş numunesi çatlak ve çatlak gelişimi



Şekil 3.60. S2G-0.85 kiriş numunesi kesme çatlağı genişliği

Deney sonrası, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerler aracılığı ile veri kaydetme ünitesine aktarılmış veriler kullanılarak deneye ait yük-yer değiştirme, yük-donatı şekil değiştirme, yük-beton şekil değiştirme ve donatı şekil değiştirme eğrileri elde edilmiştir. Şekil 3.61'de S1G-1.23 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında beş farklı noktada yer değiştirme okumaları alınmıştır. TD1 ve TD5 kesme açıklığı orta noktası, TD2 ve TD4 yükleme noktası ve son olarak TD3 kiriş açıklık ortasına yerleştirilen yer değiştirme ölçerlerden elde edilen okumaları ifade etmektedir. Maksimum yüke

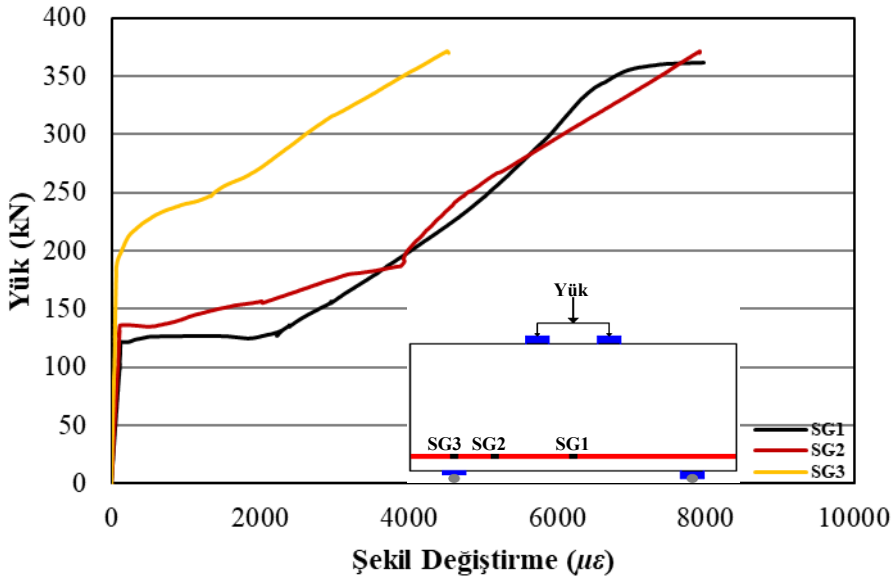
karşılık açıklık ortasında meydana gelen yer değiştirme 12.95 mm olarak ölçülmüştür. Yük-yer değiştirme eğrilerindeki doğrusal davranış, ilk eğilme çatlağının gözlenmesi sonrası elastisite modülünün azalmasıyla, daha düşük eğimle devam etmiştir. TD1 ve TD5'in kesme bölgesinde, TD2,TD3 ve TD4'ün ise sabit moment bölgesinde konumlandırılmasına bağlı olarak, TD1 ve TD5'ten elde edilen eğrilerin, TD2,TD3 ve TD4'ten açıkça farklı bir davranış göstermiştir.



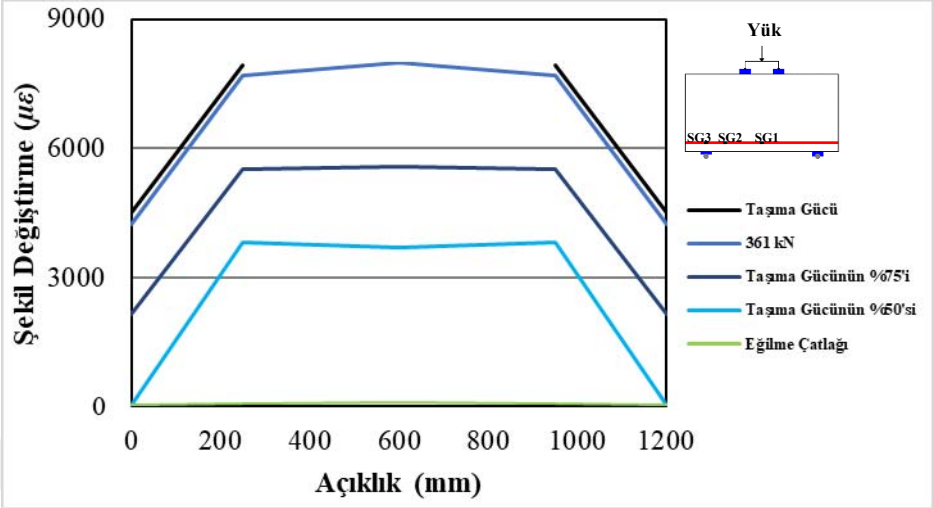
Şekil 3.59. S2G-0.85 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği

Şekil 3.62'de S2G-0.85 kiriş numunesine ait yük-donatı şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında donatıda üç farklı noktada şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG1 kiriş açıklık ortası, SG2 kesme açıklığı ortası ve SG3 mesnet noktasını ifade etmektedir. Kirişte ilk eğilme çatlağı 110 kN yük düzeyinde meydana gelmiştir. Bu aşamaya kadar GFRP donatılarında dikkat çekici düzeyde şekil değiştirme gözlenmemiştir. Eğilme çatlağı meydana geldikten sonra ilk olarak GFRP donatısının açıklık ortasında bulunan SG1 gerinim ölçerinde şekil değiştirmeler tespit edilmiştir. Bu esnada SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde dikkat çekici düzeyde şekil değiştirme değeri ölçülmemiştir. Yükün artması ile meydana

gelen eğik çatlak ve a/d oranına bağlı olarak kiriş gergili kemer davranışı sergilemeye başlamıştır. Kemerleşme etkisiyle boyuna donatıda meydana gelen kuvvet artışı sonucunda SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde ölçülen şekil değiştirme değerleri artmıştır. Çeşitli yük aşamalarında donatı üzerinde meydana gelen şekil değiştirme değerleri Şekil 3.63'te sunulmuştur.

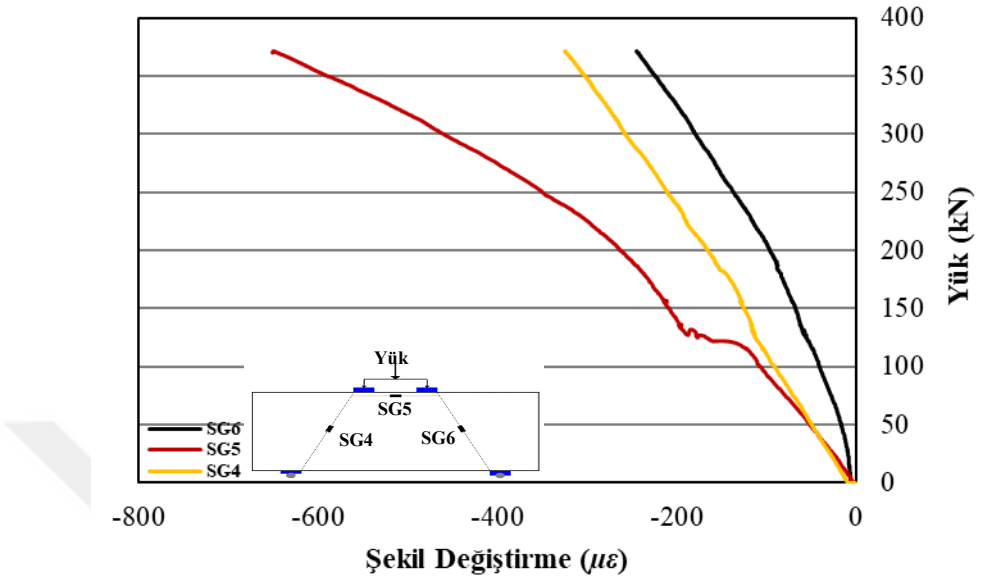


Şekil 3.60. S2G-0.85 kiriş numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği



Şekil 3.61. S2G-0.85 kiriş numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı

Şekil 3.64'te S2G-0.85 kiriş numunesine ait yük-beton şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında üç farklı noktada beton şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG4 sol yükleme plakası ile sol mesnet plakası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde, SG5 iki yükleme noktası arasındaki beton basınç alanında ve SG6 sağ yükleme plakası ile sağ mesnet plakası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde meydana gelen şekil değiştirmeyi ölçmek için yerleştirilmiştir. Beton basınç bölgesinde ölçülen şekil değiştirme değerinin büyüklüğünün 3000 με'den az olması kirişin eğilmede değil, kesme kırılması nedeniyle taşıma gücüne ulaştığını doğrulamaktadır.



Şekil 3.62. S2G-0.85 kiriş numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği

3.6.2.2. S2G-1.08 Kiriş Numunesi

S2G-1.08 kiriş numunesi 4 adet Ø11.5 GFRP donatısı içermekte olup toplam donatı oranı %0.852'dir. Dört nokta yükleme etkisi altında basit mesnetli olarak teste tabi tutulan kirişte kesme açıklığının derinliğe oranı (*a/d*) 0.85'tir. S2G-1.08 kiriş numunesine ait deney düzeneği Şekil 3.65'te sunulmuştur.



Şekil 3.63. S2G-1.08 kiriş numunesi deney düzeneği

Deney esnasında gözlenen gelişmeler ve yük aşamaları sırasıyla Çizelge 3.11 ve Şekil 3.66'da sunulmaktadır.

Çizelge 3.11. S2G-1.08 kiriş numunesi deney gözlemleri

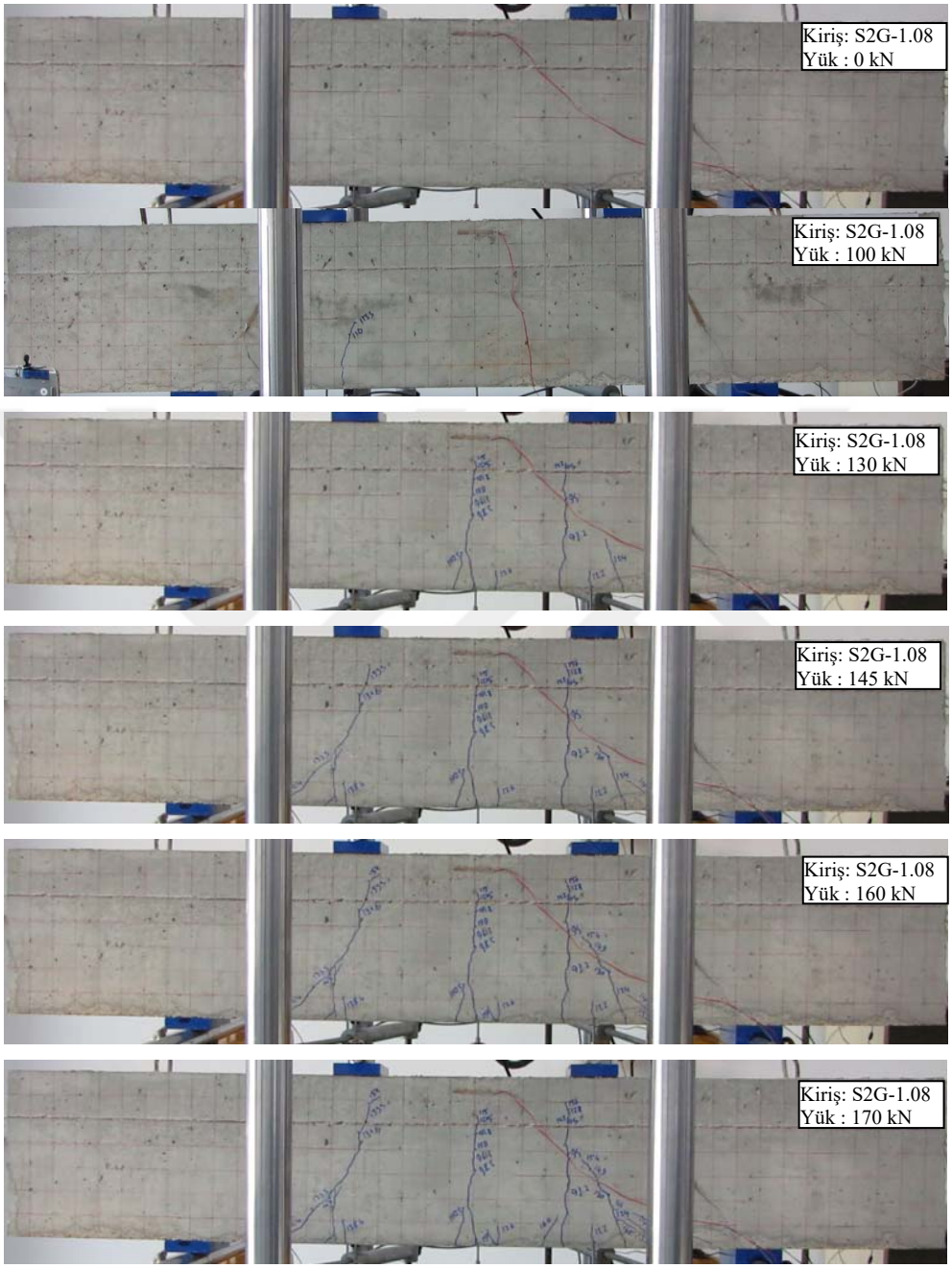
Yük (kN)	Gözlemler	Çatlak No	Bölge
5	Deneye başlamadan önce kirişe ön yük verilerek, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerlerin çalışıp çalışmadığı kontrol edildi.		
5	20 kN/dk.'lık sabit yükleme hızıyla deneye başlandı.		
93.2	Sağ yükleme plakası altında eğilme çatlağı tespit edildi. Çatlak kiriş alt yüzünden yaklaşık 12.5 cm uzaklığında ortaya çıkmış ve kiriş alt yüzüne kadar ilerlemiştir.	1	
95-136	1 numaralı çatlağın 136 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişimine devam etti.	1	
98.5-304	Kiriş açıklık ortasında eğilme çatlağı belirlendi. Çatlak kiriş alt yüzünden yaklaşık 16 cm uzaklığında ortaya çıkmış ve kiriş alt yüzüne kadar ilerlemiştir. 2 numaralı çatlağın 304 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişim gösterdi.	2	

Çizelge 3.11. devamı

110.5	2 numaralı çatlağın 5 cm solunda eğilme çatlağı meydana geldi. Deney sonuna kadar ekstra bir gelişme göstermedi ve kılcal düzeyde kaldı.	3	
124-304	1 numaralı çatlağın 10 cm sağında kesme çatlağı gözlenmiştir. Bu yükleme düzeyinden deney sonuna kadar, sağ yükleme plakası ile mesnet plakası arasında kalan donatı üzerinde ilave birçok kesme çatlağı oluştu.	4	Sağ yükleme plakası ile sağ mesnet arası
130-262	2 numaralı çatlağın 5 cm sağında eğik yönlü eğilme çatlağı tespit edildi. 130 kN yük düzeyinde oluşan çatlak, 262 kN yük düzeyine ulaştığında 2 numaralı çatlak ile birleşmiştir.		
131.6	Sol yükleme plakası altında eğilme çatlağı belirlendi.	5	
121.6	5 numaralı eğilme çatlağı oluştuktan sonra yükte yaklaşık 10 kN düzeyinde düşüş meydana geldi.		
124-282	5 numaralı çatlağın 10 cm solunda kesme çatlağı gözlenmiştir. Bu yükleme düzeyinden deney sonuna kadar, sol yükleme plakası ile mesnet plakası arasında kalan donatı üzerinde ilave birçok kesme çatlağı oluştu.	6	Sol yükleme plakası ile sol mesnet arası
133-239	5 numaralı çatlak 90 derecelik açısını değiştirerek basınç bölgesinde yatay olarak gelişim göstermiştir.	5	

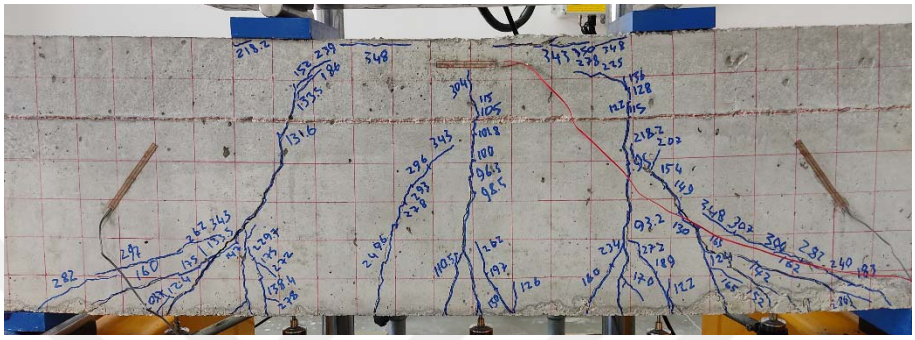
Çizelge 3.11. devamı

138-229	5 numaralı çatlağın 3 cm sağında eğik yönlü eğilme çatlağı tespit edildi. 138 kN yük düzeyinde oluşan çatlak, 229 kN yük düzeyine ulaştığında 5 numaralı çatlak ile birleşmiştir.	7	
218.5	Sol yükleme plakası altında az miktarda ezilme meydana geldi.		
225-278	1 numaralı çatlak 90 derecelik açısını değiştirerek basınç bölgesinde yatay olarak gelişim göstermiştir.	1	
249-278	Kiriş açıklık ortasının 12.5 cm solunda eğilme çatlağı belirlendi. Deney sonuna kadar ekstra bir gelişme göstermemiş ve kılcal düzeyde kalmıştır.	8	
304	Yükleme hızı arttırılmasına rağmen yeni çatlak oluşları tespit edilemedi. Mevcut çatlakların genişlediği gözlendi.		



Şekil 3.64. S2G-1.08 kiriş numunesi yükleme aşamaları

Yükleme sırasında gözlenen çatlaklar ve çatlak gelişimi Şekil 3.67'de sunulmaktadır. Deney sonunda eğilme çatlakları kılcal düzeyde kalırken, kesme çatlakları 3 ile 4 mm arasında genişliğe sahiptir (Şekil 3.68).



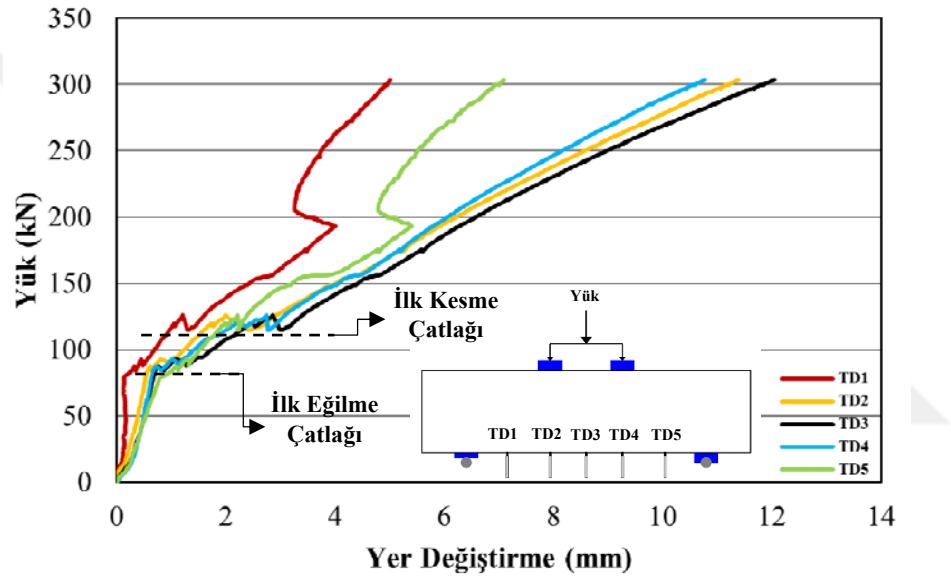
Şekil 3.65. S2G-1.08 kiriş numunesi çatlak ve çatlak gelişimi



Şekil 3.66. S2G-1.08 kiriş numunesi kesme çatlağı genişliği

Deney sonrası, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerler aracılığı ile veri kaydetme ünitesine aktarılmış veriler kullanılarak deneye ait yük-yer değiştirme, yük-donatı şekil değiştirme, yük-beton şekil değiştirme ve donatı şekil değiştirme eğrileri elde edilmiştir. Şekil 3.69'da S2G-1.08 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında beş farklı noktada yer değiştirme okumaları alınmıştır. TD1 ve TD5 kesme açıklığı orta noktası, TD2 ve TD4 yükleme noktası ve son olarak TD3 kiriş açıklık ortasına yerleştirilen yer değiştirme ölçerlerden elde edilen okumaları ifade etmektedir. Maksimum yüke

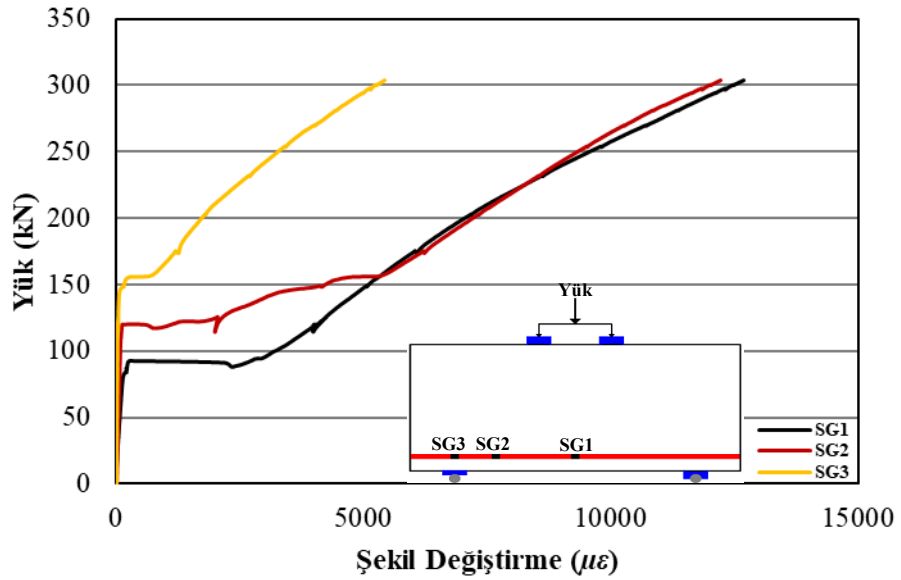
karşılık açıklık ortasında meydana gelen yer değiştirme 12.05 mm olarak ölçülmüştür. Yük yer değiştirme eğrilerindeki doğrusal davranış, ilk eğilme çatlağının gözlenmesi sonrası elastisite modülünün azalmasıyla, daha düşük eğimle devam etmiştir. TD1 ve TD5'in kesme bölgesinde, TD2,TD3 ve TD4'ün ise sabit moment bölgesinde konumlandırılmasına bağlı olarak, TD1 ve TD5'ten elde edilen eğrilerin, TD2,TD3 ve TD4'ten açıkça farklı bir davranış göstermiştir.



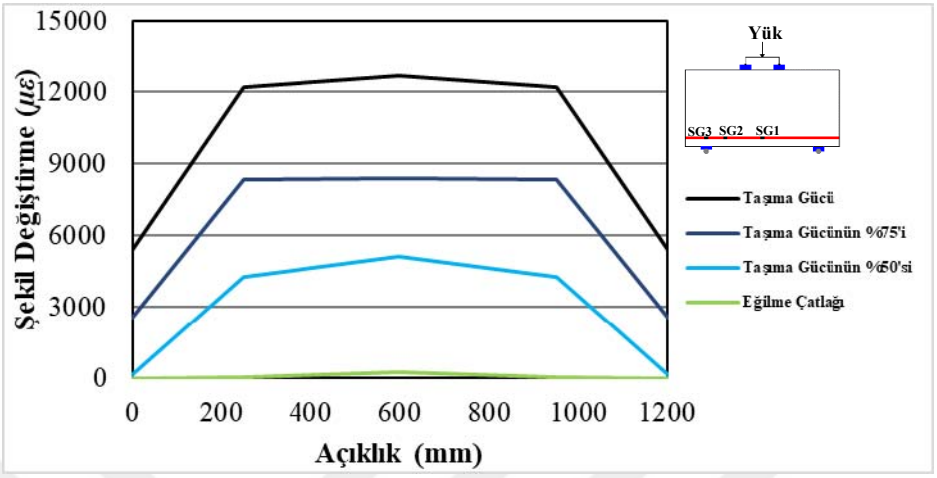
Şekil 3.67. S2G-1.08 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği

Şekil 3.70'te S2G-1.08 kiriş numunesine ait yük-donatı şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında donatıda üç farklı noktada şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG1 kiriş açıklık ortası, SG2 kesme açıklığı ortası ve SG3 mesnet noktasını ifade etmektedir. Kirişte ilk eğilme çatlağı 93.2 kN yük düzeyinde meydana gelmiştir. Bu aşamaya kadar GFRP donatılarında dikkat çekici düzeyde şekil değiştirme gözlenmemiştir. Eğilme çatlağı meydana geldikten sonra ilk olarak GFRP donatısının açıklık ortasında bulunan SG1 gerinim ölçerinde şekil değiştirmeler tespit edilmiştir. Bu esnada SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde dikkat

çekici düzeyde şekil değiştirme değeri ölçülmemiştir. Yükün artması ile meydana gelen eğik çatlak ve a/d oranına bağlı olarak kiriş gergili kemer davranışı sergilemeye başlamıştır. Kemerleşme etkisiyle boyuna donatıda meydana gelen kuvvet artışı sonucunda SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde ölçülen şekil değiştirme değerleri artmıştır. Çeşitli yük aşamalarında donatı üzerinde meydana gelen şekil değiştirme değerleri Şekil 3.71'de sunulmuştur.

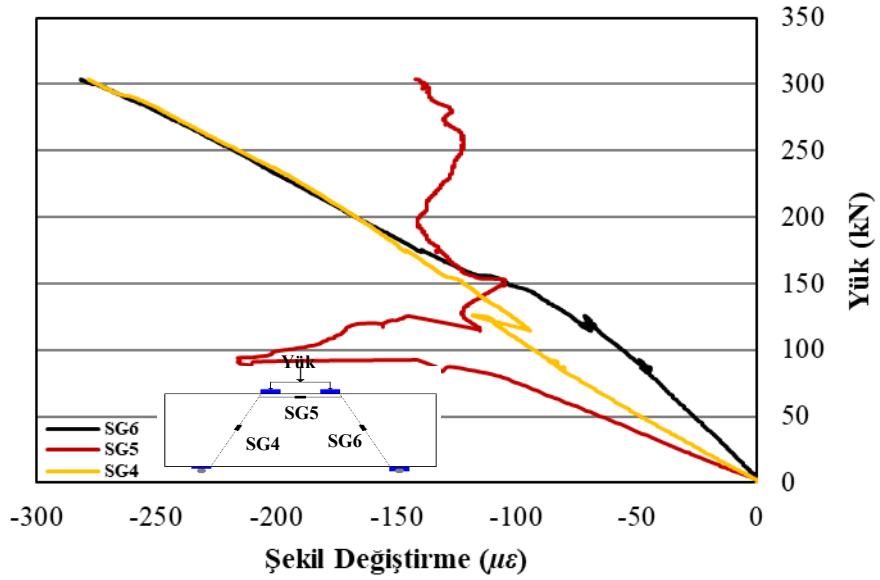


Şekil 3.70. S2G-1.08 kiriş numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği



Şekil 3.68. S2G-1.08 kiriş numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı

Şekil 3.72'de S2G-1.08 kiriş numunesine ait yük-beton şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında üç farklı noktada beton şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG4 sol yükleme plakası ile sol mesnet plakası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde, SG5 iki yükleme noktası arasındaki beton basınç alanında ve SG6 sağ yükleme plakası ile sağ mesnet plakası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde meydana gelen şekil değiştirmeyi ölçmek için yerleştirilmiştir. Beton basınç bölgesinde ölçülen şekil değiştirme değerinin büyüklüğünün 3000 με'den az olması kirişin eğilmede değil, kesme kırılması nedeniyle taşıma gücüne ulaştığını doğrulamaktadır.



Şekil 3.69. S2G-1.08 kiriş numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği

3.6.2.3. S2G-1.23 Kiriş Numunesi

S2G-1.23 kiriş numunesi 4 adet Ø11.5 GFRP donatısı içermekte olup toplam donatı oranı %0.852'dir. Dört nokta yükleme etkisi altında basit mesnetli olarak teste tabi tutulan kirişte kesme açıklığının derinliğe oranı (*a/d*) 0.85'tir. S2G-1.23 kiriş numunesine ait deney düzeneği Şekil 3.73'te sunulmuştur.



Şekil 3.70. S2G-1.23 kiriş numunesi deney düzeneği

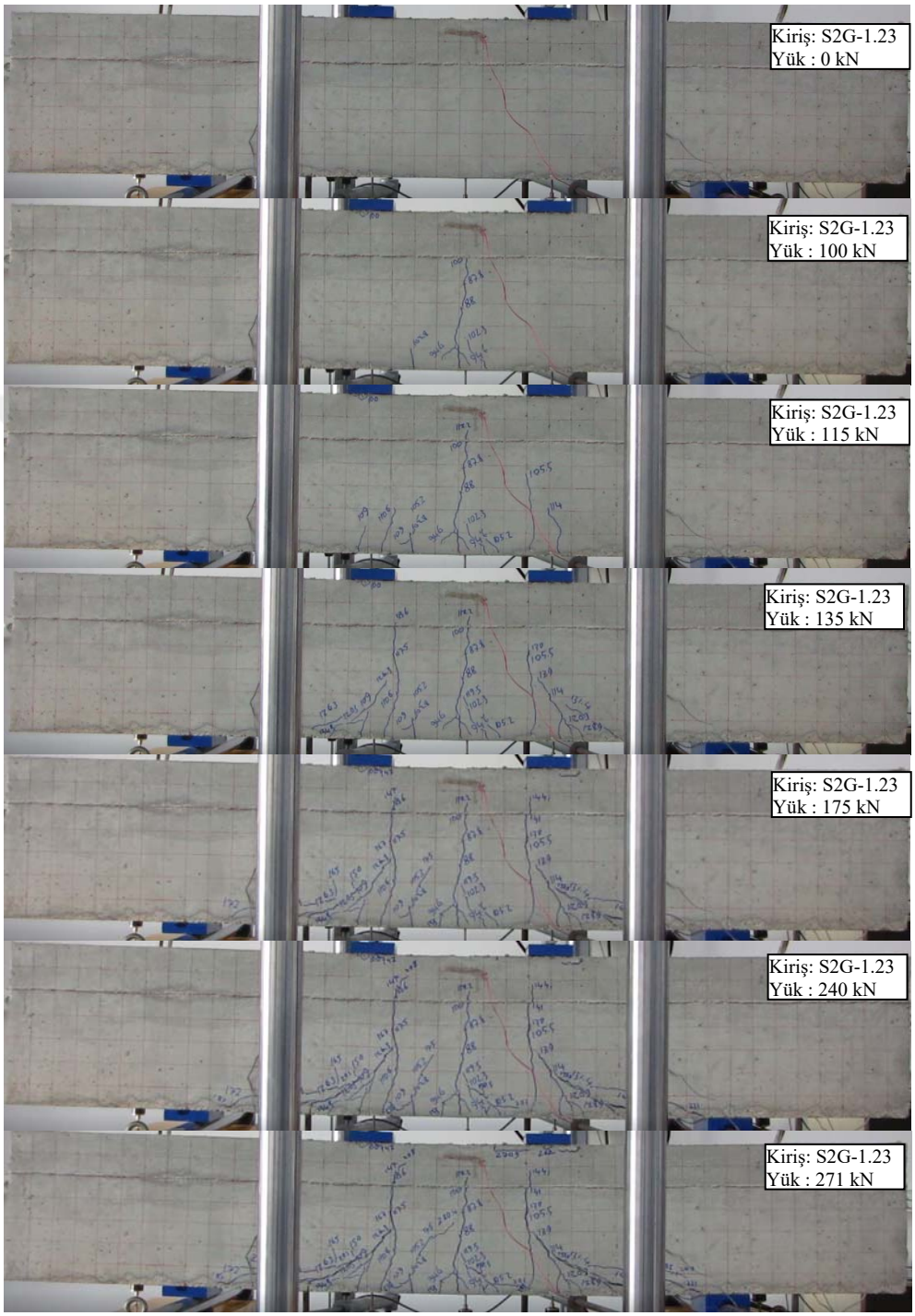
Deney esnasında gözlenen gelişmeler ve yük aşamaları sırasıyla Çizelge 3.12 ve Şekil 3. 74'te sunulmaktadır.

Çizelge 3.12. S2G-1.23 kiriş numunesi deney gözlemleri

Yük (kN)	Gözlemler	Çatlak No	Bölge
5	Deneye başlamadan önce kirişe ön yük verilerek, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerlerin çalışıp çalışmadığı kontrol edildi.		
5	20 kN/dk.'lık sabit yükleme hızıyla deneye başlandı.		
88	Kiriş açıklık ortasında eğilme çatlağı tespit edildi. Çatlak kiriş alt yüzünden yaklaşık 14 cm uzaklığında ortaya çıkmış ve kiriş alt yüzüne kadar ilerlemiştir. 1 numaralı çatlak 112.2 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişimine devam etti.	1	
94.6-119	1 numaralı çatlağın 5 cm sağında ve solunda iki eğilme çatlağı meydana geldi. 119 kN yük düzeyine kadar gelişimine devam eden çatlaklar kılcal düzeyde kaldı.	1	
102-280	Sağ yükleme plakasının 5 cm sağında eğilme çatlağı belirlendi. 175 kN yük düzeyine ulaşıldığında çatlak, 1 numaralı çatlağa doğru gelişmeye başlamıştır ve 280 kN yük düzeyine ulaşıldığında 1 numaralı çatlağa ulaşmıştır.	2	

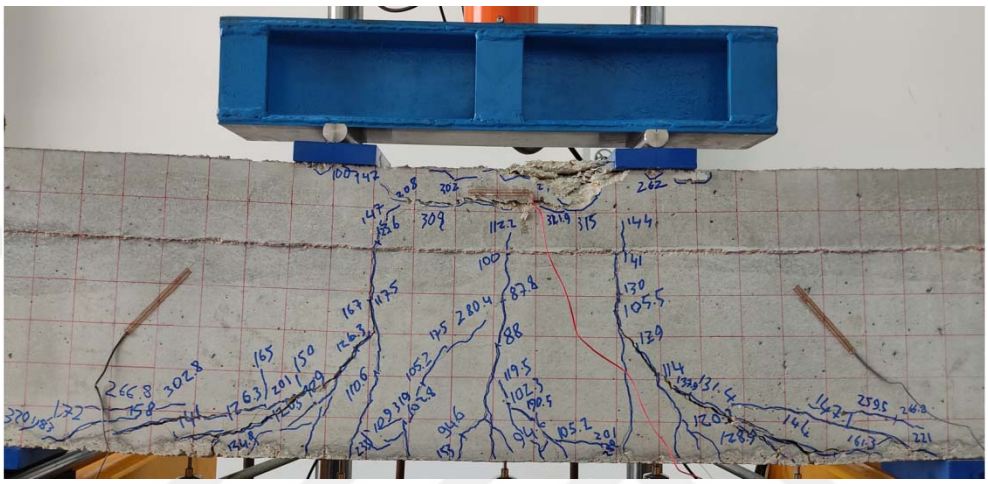
Çizelge 3.12. devamı

105-144	Sağ yükleme plakasının altında eğilme çatlağı gözlendi. Çatlak kiriş alt yüzünden yaklaşık 17.5 cm uzaklığında ortaya çıkmış ve kiriş alt yüzüne kadar ilerlemiştir. 3 numaralı çatlağın 144 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişimine devam etti.	3	
110-208	Sağ yükleme plakasının altında eğilme çatlağı tespit edildi. 4 numaralı çatlak 208 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişim gösterdi.	4	
114-266	3 numaralı çatlağın 7 cm sağında kesme çatlağı meydana geldi. Bu yükleme düzeyinden deney sonuna kadar, sağ yükleme plakası ile mesnet plakası arasında kalan donatı üzerinde ilave birçok kesme çatlağı oluştu.	5	Sağ yükleme plakası ile sağ mesnet arası
120-302	5 numaralı çatlağın 15 cm solunda kesme çatlağı belirlendi. Bu yükleme düzeyinden deney sonuna kadar, sol yükleme plakası ile mesnet plakası arasında kalan donatı üzerinde ilave birçok kesme çatlağı gözlenmiştir.	6	Sol yükleme plakası ile sol mesnet arası
271-321	Sağ yükleme plakasına yakın, beton basınç bölgesinde ezilme meydana geldi ve deney sonlandırıldı.		

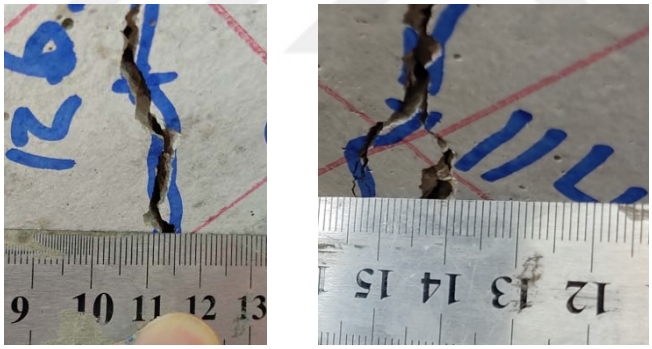


Şekil 3.71. S2G-1.23 kiriş numunesi yükleme aşamaları

Yükleme sırasında gözlenen çatlaklar ve çatlak gelişimi Şekil 3.75'te sunulmaktadır. Deney sonunda eğilme çatlakları kılcal düzeyde kalırken, kesme çatlakları 4 ile 5 mm arasında genişliğe sahiptir (Şekil 3.76).



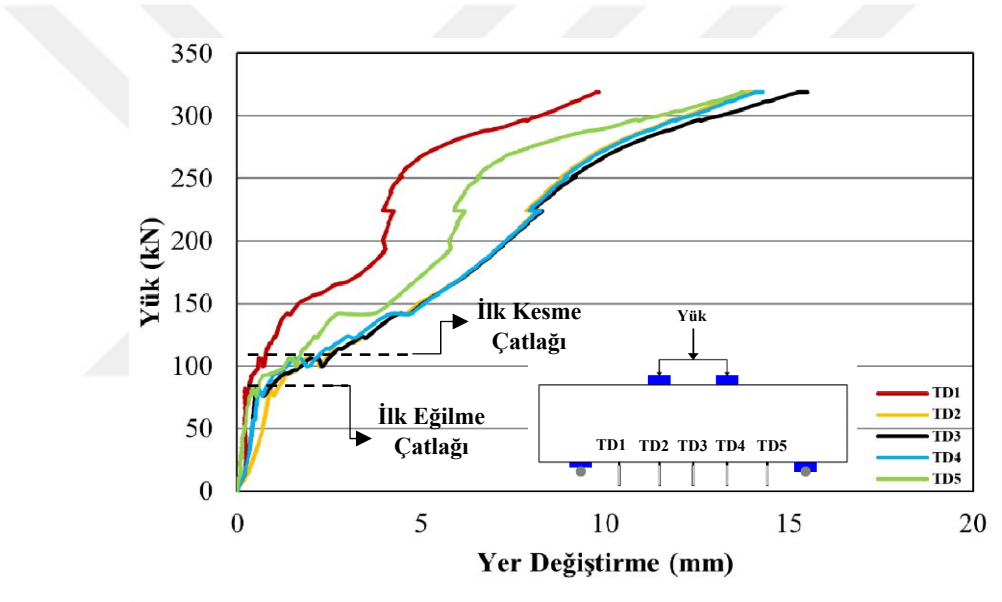
Şekil 3.72. S2G-1.23 kiriş numunesi çatlak ve çatlak gelişimi



Şekil 3.73. S2G-1.23 kiriş numunesi kesme çatlağı genişliği

Deney sonrası, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerler aracılığı ile veri kaydetme ünitesine aktarılmış veriler kullanılarak deneye ait yük-yer değiştirme, yük-donatı şekil değiştirme, yük-beton şekil değiştirme ve donatı şekil değiştirme eğrileri elde edilmiştir. Şekil 3.77'de S2G-1.23 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında beş farklı noktada yer değiştirme okumaları alınmıştır. TD1 ve TD5 kesme açıklığı orta noktası, TD2

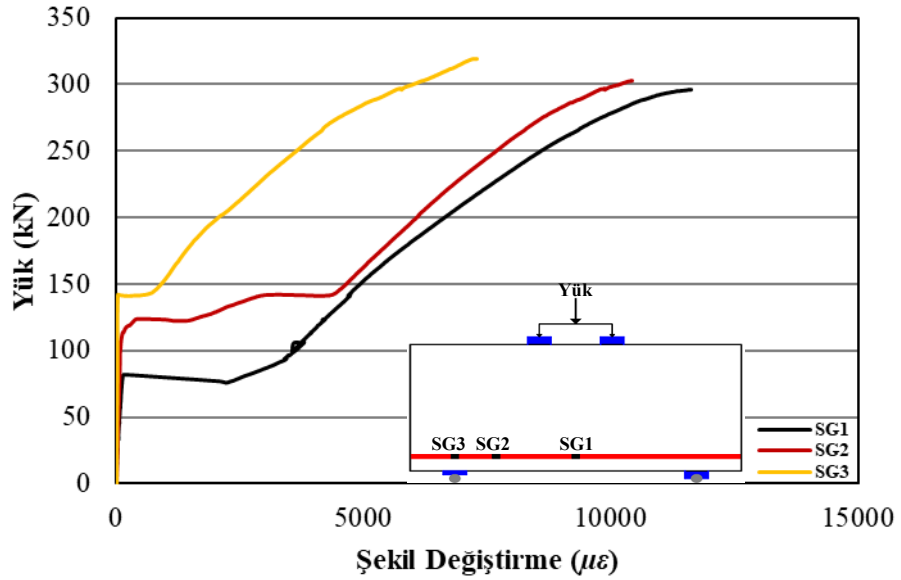
ve TD4 yükleme noktası ve son olarak TD3 kiriş açıklık ortasına yerleştirilen yer değiştirme ölçerlerden elde edilen okumaları ifade etmektedir. Maksimum yüke karşılık açıklık ortasında meydana gelen yer değiştirme 15.49 mm olarak ölçülmüştür. Yük-yer değiştirme eğrilerindeki doğrusal davranış, ilk eğilme çatlağının gözlenmesi sonrası elastisite modülünün azalmasıyla, daha düşük eğimle devam devam etmiştir. TD1 ve TD5'in kesme bölgesinde, TD2,TD3 ve TD4'ün ise sabit moment bölgesinde konumlandırılmasına bağlı olarak, TD1 ve TD5'ten elde edilen eğrilerin, TD2,TD3 ve TD4'ten açıkça farklı bir davranış göstermiştir.



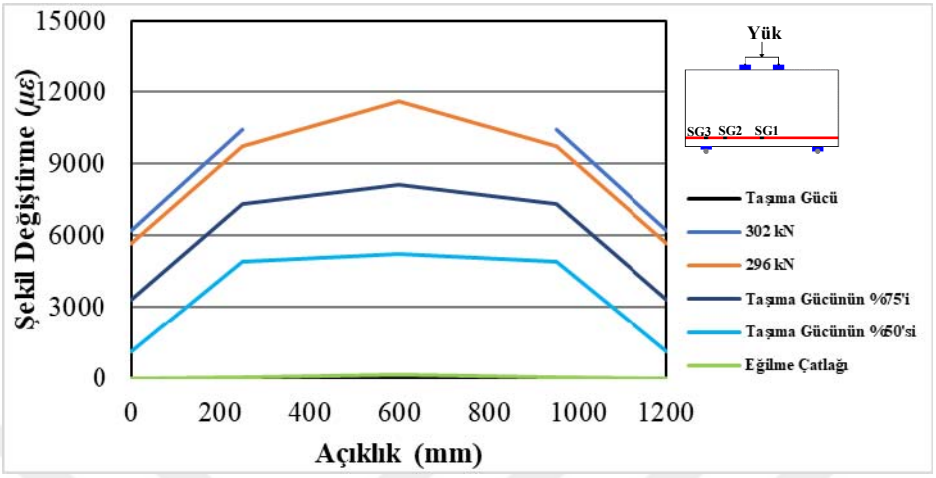
Şekil 3.74. S2G-1.23 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği

Şekil 3.78'de S2G-1.23 kiriş numunesine ait yük-donatı şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında donatıda üç farklı noktada şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG1 kiriş açıklık ortası, SG2 kesme açıklığı ortası ve SG3 mesnet noktasını ifade etmektedir. Kirişte ilk eğilme çatlağı 88 kN yük düzeyinde meydana gelmiştir. Bu aşamaya kadar GFRP donatılarında dikkat çekici düzeyde şekil değiştirme gözlenmemiştir. Eğilme çatlağı meydana geldikten sonra ilk olarak GFRP donatısının açıklık ortasında bulunan SG1 gerinim ölçerinde şekil

değiştirmeler tespit edilmiştir. Bu esnada SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde hala dikkat çekici düzeyde şekil değiştirme değeri ölçülmemiştir. Yükün artması ile meydana gelen eğik çatlak ve a/d oranına bağlı olarak kiriş gergili kemer davranışı sergilemeye başlamıştır. Kemerleşme etkisiyle boyuna donatıda meydana gelen kuvvet artışı sonucunda SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde ölçülen şekil değiştirme değerleri artmıştır. Çeşitli yük aşamalarında donatı üzerinde meydana gelen şekil değiştirme değerleri Şekil 3.79'te sunulmuştur.

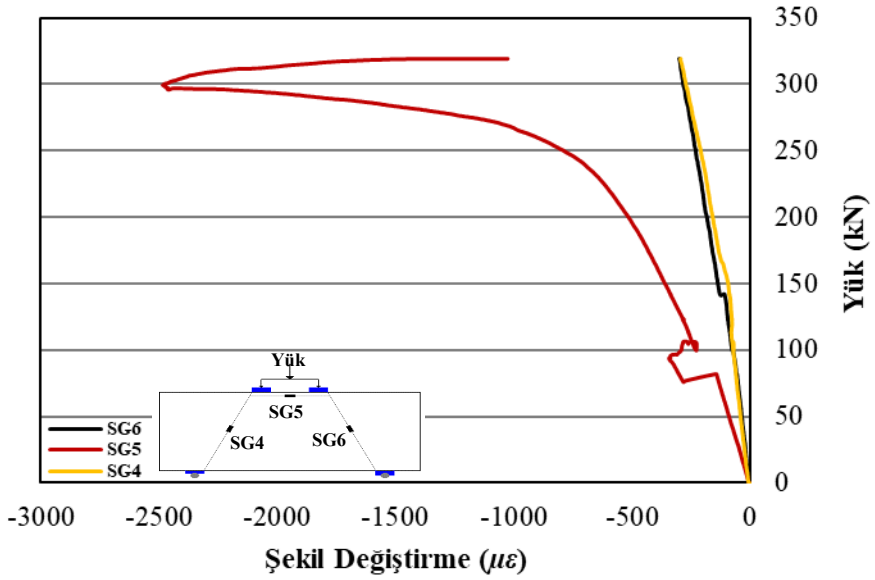


Şekil 3.75. S2G-1.23 kiriş numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği



Şekil 3.76. S2G-1.23 kiriş numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı

Şekil 3.80'de S2G-1.23 kiriş numunesine ait yük-beton şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında üç farklı noktada beton şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG4 sol yükleme plakası ile sol mesnet plakası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde, SG5 iki yükleme noktası arasındaki beton basınç alanında ve SG6 sağ yükleme plakası ile sağ mesnet plakası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde meydana gelen şekil değiştirmeyi ölçmek için yerleştirilmiştir. Beton basınç bölgesinde ölçülen şekil değiştirme değerinin büyüklüğünün 3000 με düzeyine yaklaşması kirişin basınç kırılması nedeniyle taşıma gücüne ulaştığını göstermektedir.



Şekil 3.80. S2G-1.23 kiriş numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği

3.6.2.4. S2G-1.54 Kiriş Numunesi

S2G-1.54 kiriş numunesi 4 adet Ø11.5 GFRP donatısı içermekte olup toplam donatı oranı %0.852'dir. Dört nokta yükleme etkisi altında basit mesnetli olarak teste tabi tutulan kirişte kesme açıklığının derinliğe oranı (*a/d*) 0.85'tir. S2G-1.54 kiriş numunesine ait deney düzeneği Şekil 3.81'de sunulmuştur.



Şekil 3.77. S2G-1.54 kiriş numunesi deney düzeneği

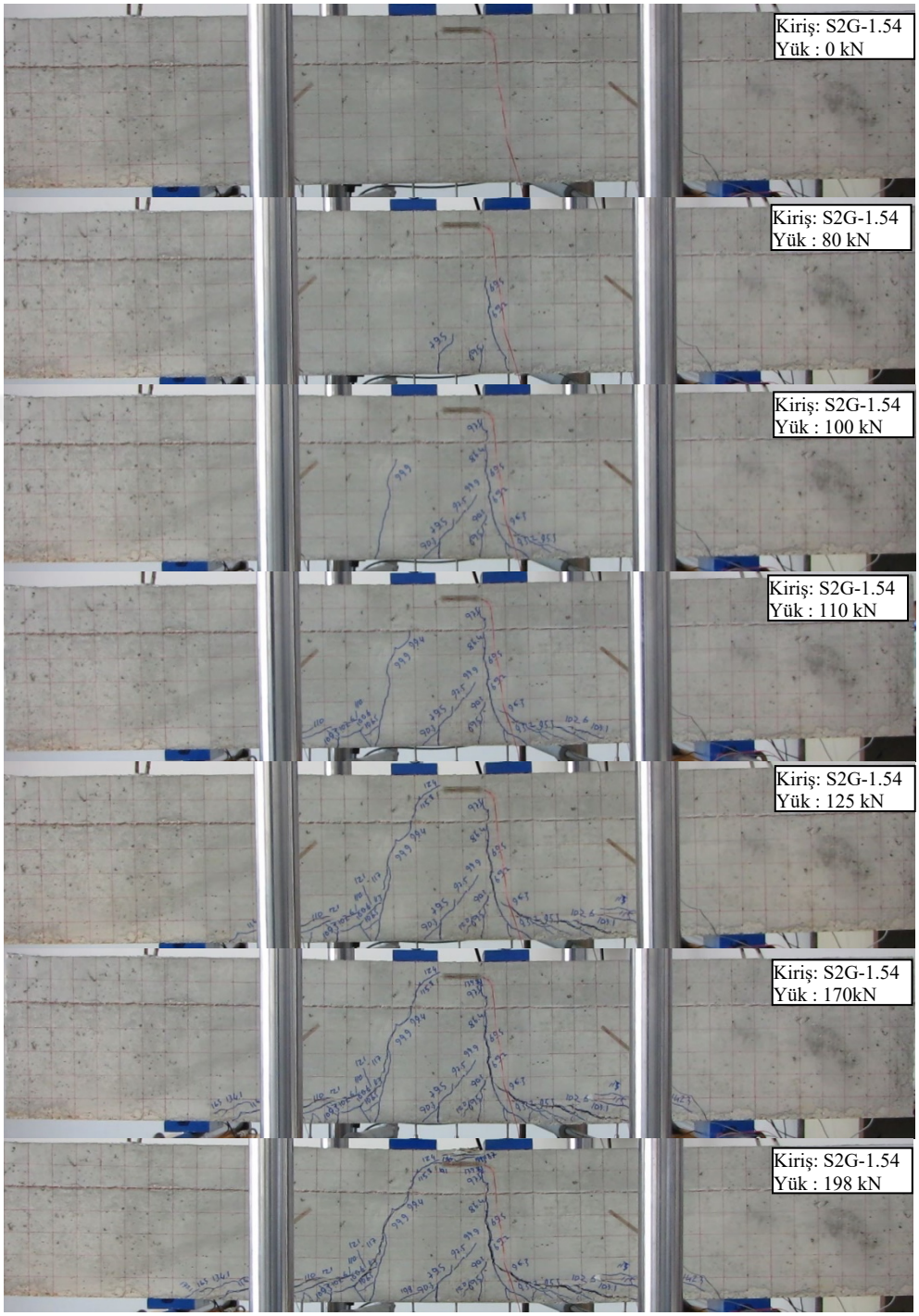
Deney esnasında gözlenen gelişmeler ve yük aşamaları sırasıyla Çizelge 3.13 ve Şekil 3.82'de sunulmaktadır.

Çizelge 3.13. S2G-1.54 kiriş numunesi deney gözlemleri

Yük (kN)	Gözlemler	Çatlak No	Bölge
5	Deneye başlamadan önce kirişe ön yük verilerek, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerlerin çalışıp çalışmadığı kontrol edildi.		
5	20 kN/dk.'lık sabit yükleme hızıyla deneye başlandı.		
69-140	Sağ yükleme plakasının altında eğilme çatlağı tespit edildi. Çatlak kiriş alt yüzünden yaklaşık 15 cm uzaklığında ortaya çıkmış ve kiriş alt yüzüne kadar ilerlemiştir. 1 numaralı çatlağın 140 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişimine devam etti.	1	

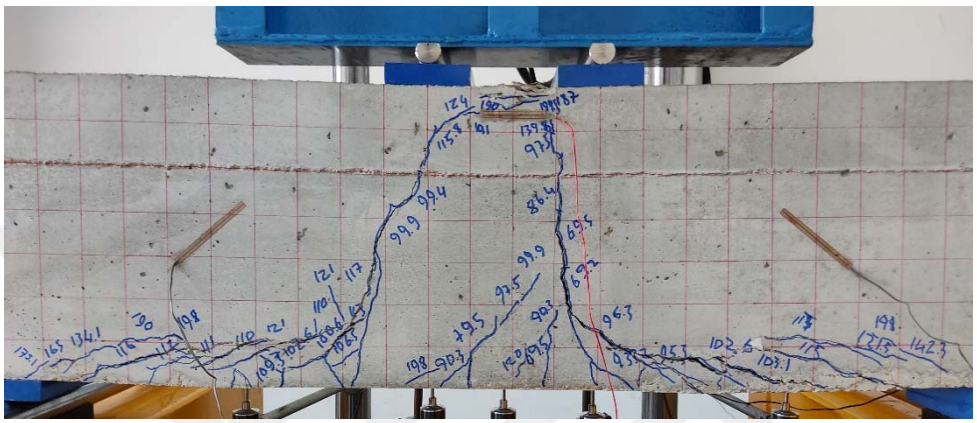
Çizelge 3.13. devamı

69.5-90	1 numaralı çatlağın 5 cm solunda eğik yönlü eğilme çatlağı meydana geldi. 69.5 kN yük düzeyinde oluşan çatlak, 90.3 kN yük düzeyine ulaştığında 1 numaralı çatlak ile birleşmiştir.	2	
79-100	1 numaralı çatlağın 15 cm solunda eğik yönlü eğilme çatlağı belirlendi. 79.5 kN yük düzeyinde oluşan çatlak, 90.3 kN yük düzeyine ulaştığında 1 numaralı çatlak ile birleşmiştir.	3	
93-198	1 numaralı çatlağın 10 cm sağında kesme çatlağı gözlenmiştir. Bu yükleme düzeyinden deney sonuna kadar, sağ yükleme plakası ile mesnet plakası arasında kalan donatı üzerinde ilave birçok kesme çatlağı oluşmuştur.	4	Sağ yükleme plakası ile sağ mesnet arası
100	Sol yükleme plakasının altında eğilme çatlağı tespit edildi.	5	
100-124	5 numaralı çatlak eğimini değiştirerek basınç bölgesine doğru 45º açı ile gelişim gösterdi.	5	
102-198	5 numaralı çatlağın 10 cm solunda kesme çatlağı meydana geldi. Bu yükleme düzeyinden deney sonuna kadar, sol yükleme plakası ile mesnet plakası arasında kalan donatı üzerinde ilave birçok kesme çatlağı oluştu.	6	Sol yükleme plakası ile sol mesnet arası
187-198	Beton basınç bölgesinde ezilme gözlendi ve deney sonlandırıldı.		

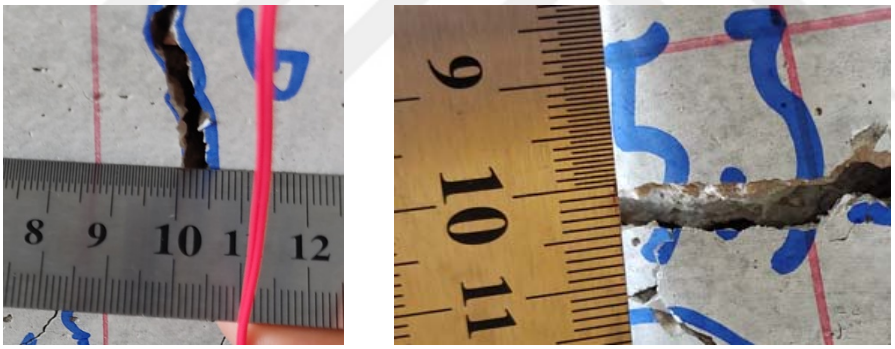


Şekil 3.78. S2G-1.54 kiriş numunesi yükleme aşamaları

Yükleme sırasında gözlenen çatlaklar ve çatlak gelişimi Şekil 3.83'te sunulmaktadır. Deney sonunda eğilme çatlakları kılcal düzeyde kalırken, kesme çatlakları 4 ile 5 mm arasında genişliğe sahiptir (Şekil 3.84).



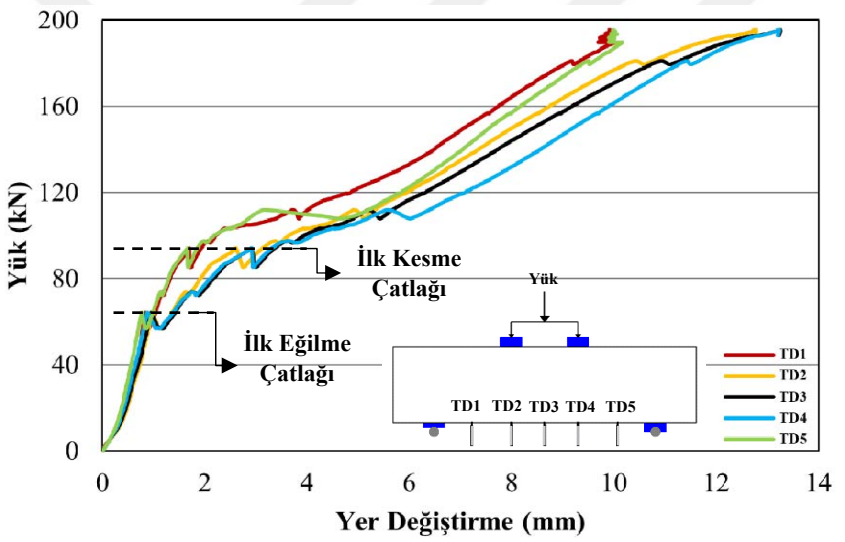
Şekil 3.79. S2G-1.54 kiriş numunesi çatlak ve çatlak gelişimi



Şekil 3.80. S2G-1.54 kiriş numunesi kesme çatlağı genişliği

Deney sonrası, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerler aracılığı ile veri kaydetme ünitesine aktarılmış veriler kullanılarak deneye ait yük-yer değiştirme, yük-donatı şekil değiştirme, yük-beton şekil değiştirme ve donatı şekil değiştirme eğrileri elde edilmiştir. Şekil 3.85'te S2G-1.54 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında beş farklı noktada yer değiştirme okumaları alınmıştır. TD1 ve TD5 kesme açıklığı orta noktası, TD2

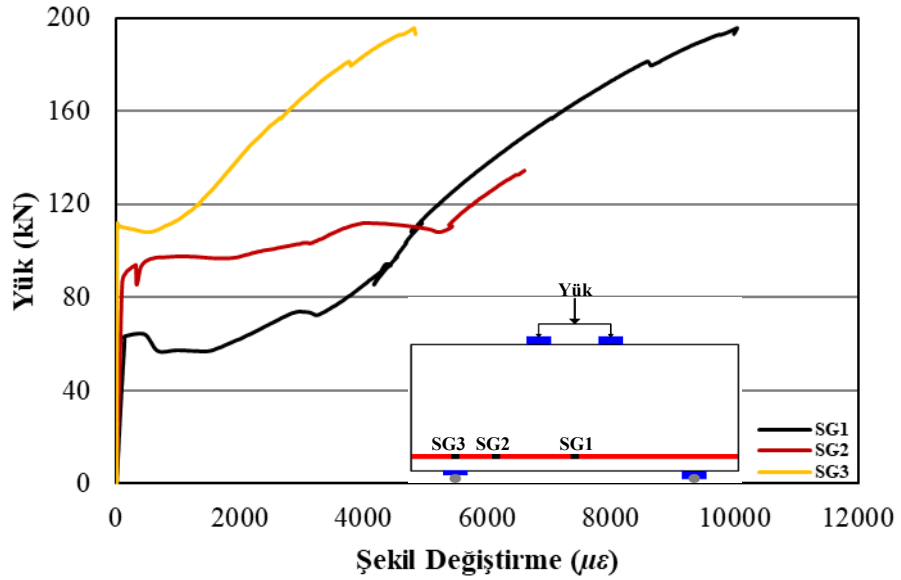
ve TD4 yükleme noktası ve son olarak TD3 kiriş açıklık ortasına yerleştirilen yer değiştirme ölçerlerden elde edilen okumaları ifade etmektedir. Maksimum yüke karşılık açıklık ortasında meydana gelen yer değiştirme 13.25 mm olarak ölçülmüştür. Yük-yer değiştirme eğrilerindeki doğrusal davranış, ilk eğilme çatlağının gözlenmesi sonrası elastisite modülünün azalmasıyla, daha düşük eğimle devam etmiştir. TD1 ve TD5'in kesme bölgesinde, TD2,TD3 ve TD4'ün ise sabit moment bölgesinde konumlandırılmasına bağlı olarak, TD1 ve TD5'ten elde edilen eğrilerin, TD2,TD3 ve TD4'ten açıkça farklı bir davranış göstermiştir.



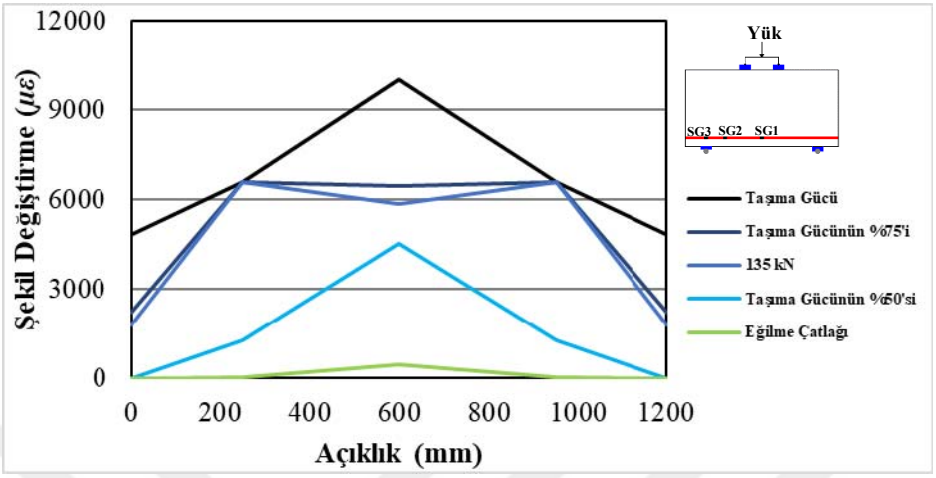
Şekil 3.81. S2G-1.54 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği

Şekil 3.86'da S2G-1.54 kiriş numunesine ait yük-donatı şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında donatıda üç farklı noktada şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG1 kiriş açıklık ortası, SG2 kesme açıklığı ortası ve SG3 mesnet noktasını ifade etmektedir. Kirişte ilk eğilme çatlağı 69 kN yük düzeyinde meydana gelmiştir. Bu aşamaya kadar GFRP donatılarında dikkat çekici düzeyde şekil değiştirme gözlenmemiştir. Eğilme çatlağı meydana geldikten sonra ilk olarak GFRP donatısının açıklık ortasında bulunan SG1 gerinim ölçerinde şekil

değiştirmeler tespit edilmiştir. Bu esnada SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde dikkat çekici düzeyde şekil değiştirme değeri ölçülmemiştir. Yükün artması ile meydana gelen eğik çatlak ve a/d oranına bağlı olarak kiriş gergili kemer davranışı sergilemeye başlamıştır. Kemerleşme etkisiyle boyuna donatıda meydana gelen kuvvet artışı sonucunda SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde ölçülen şekil değiştirme değerleri artmıştır. Çeşitli yük aşamalarında donatı üzerinde meydana gelen şekil değiştirme değerleri Şekil 3.87'de sunulmuştur.

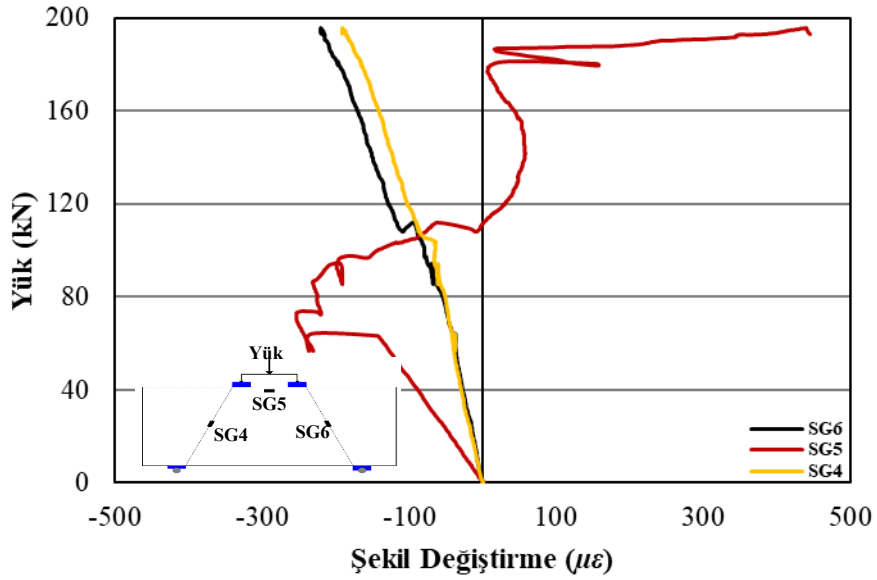


Şekil 3.82. S2G-1.54 kiriş numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği



Şekil 3.83. S2G-1.54 kiriş numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı

Şekil 3.88'de S2G-1.54 kiriş numunesine ait yük-beton şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında üç farklı noktada beton şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG4 sol yükleme plakası ile sol mesnet plakası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde, SG5 iki yükleme noktası arasındaki beton basınç alanında ve SG6 sağ yükleme plakası ile sağ mesnet plakası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde meydana gelen şekil değiştirmeyi ölçmek için yerleştirilmiştir.



Şekil 3.84. S2G-1.54 kiriş numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği

3.6.3. Üçüncü Seri Deney Sonuçları

3.6.3.1. S3G-0.85-SF40 Kiriş Numunesi

S3G-0.85-SF40 kiriş numunesi 4 adet Ø9.5 GFRP donatısı ve 40 kg/m^3 çelik lif içermekte olup toplam donatı oranı %0.582'dir. Dört nokta yükleme etkisi altında basit mesnetli olarak teste tabi tutulan kirişte kesme açıklığının derinliğe oranı (*a/d*) 0.85'tir. S3G-0.85-SF40 kiriş numunesine ait deney düzeneği Şekil 3.89'da sunulmuştur.



Şekil 3.85. S3G-0.85-SF40 kiriş numunesi deney düzeneği

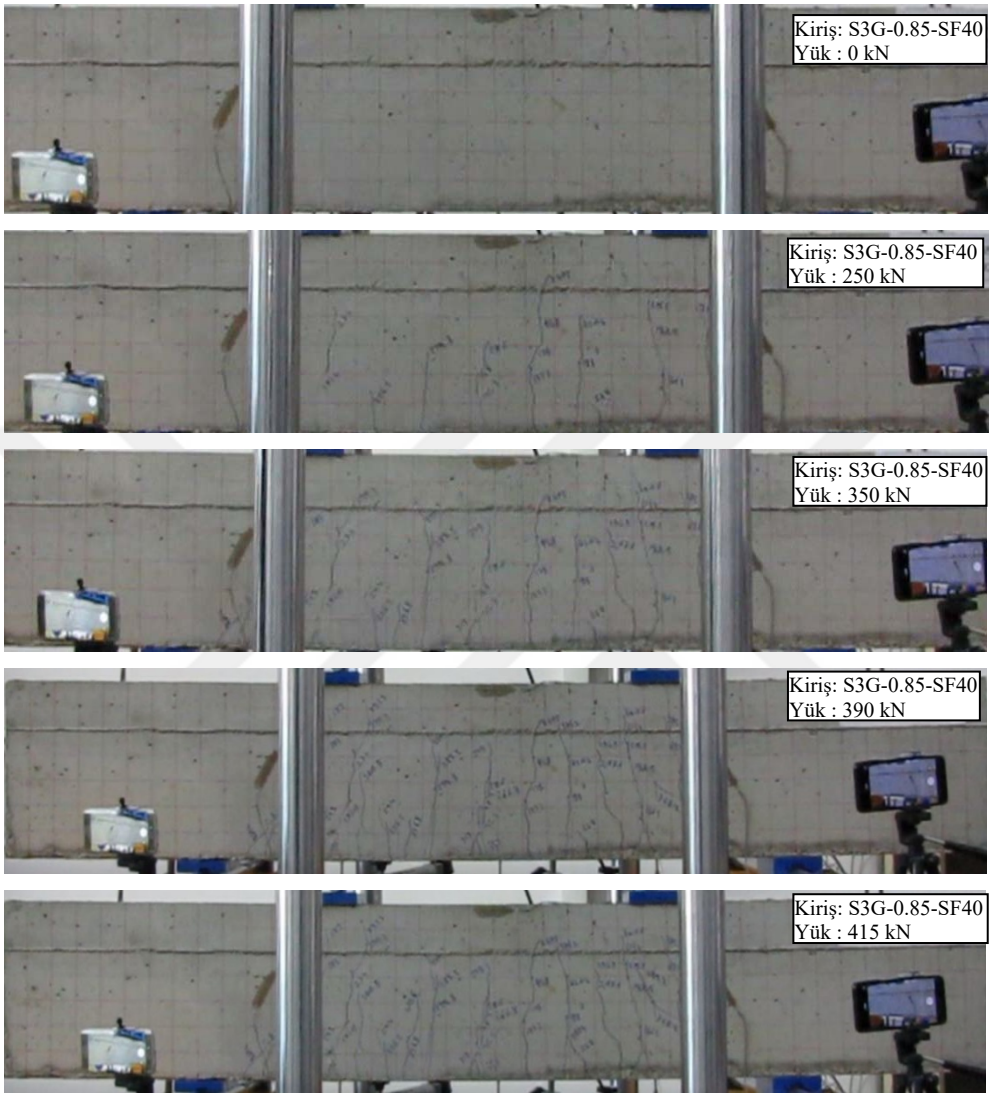
Deney esnasında gözlenen gelişmeler ve yük aşamaları sırasıyla Çizelge 3.14 ve Şekil 3.90'da sunulmaktadır.

Çizelge 3.14. S3G-0.85-SF40 kiriş numunesi deney gözlemleri

Yük (kN)	Gözlemler	Çatlak No	Bölge
5	Deneye başlamadan önce kirişe ön yük verilerek, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerlerin çalışıp çalışmadığı kontrol edildi.		
5	20 kN/dk.'lık sabit yükleme hızıyla deneye başlandı.		
142-278	Kiriş açıklık ortasında ilk eğilme çatlağı tespit edildi. Çatlak kiriş alt yüzünden yaklaşık 8 cm uzaklığında ortaya çıkmış ve kiriş alt yüzüne kadar ilerlemiştir. 1 numaralı çatlağın 342 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişimine devam etti.	1	

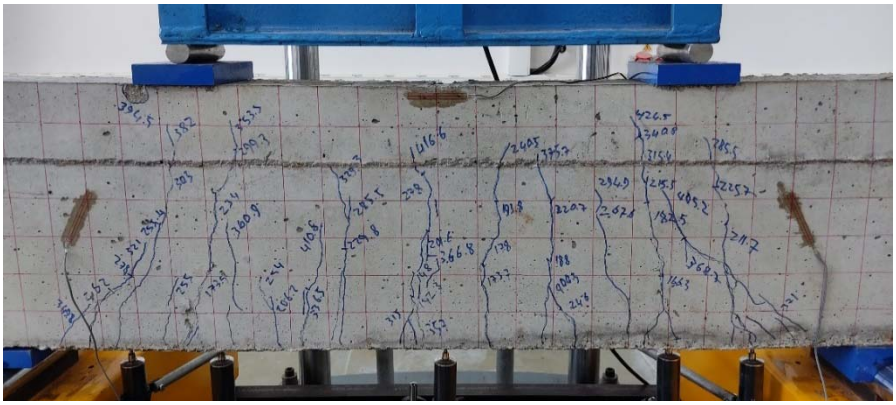
Çizelge 3.14. devamı

166-425	Sağ yükleme plakası altında eğilme çatlağı meydana geldi. 2 numaralı çatlağın 425 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişimine devam etti.	2	
174-280	Sol yükleme plakası altında eğilme çatlağı belirlendi. 3 numaralı çatlağın 354 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişim gösterdi.	3	
174-425	Mevcut eğilme çatlarının her ikisi tarafında ilave birçok kılcal düzeyde eğilme çatlağı gözlendi.		Sabit moment bölgesi
212-285	Sağ yükleme plakasının 5 cm sağında kesme çatlağı tespit edildi. 212 kN yük düzeyinde oluşan çatlağın, 286 kN yük düzeyine kadara sabit eğimle yükleme sağ plakasına doğru gelişim gösterdi.	4	
255-382	Sol yükleme plakasının 5 cm solunda kesme çatlağı meydana geldi. 255 kN yük düzeyinde oluşan çatlağın, 382 kN yük düzeyine kadara sabit eğimle yükleme sağ plakasına doğru gelişimine devam etti.	5	
262-425	5 numaralı kesme çatlağına paralel ilave birçok kesme çatlağı oluştu.		Sol yükleme plakası ile sol mesnet arası
371-425	4 numaralı kesme çatlağının 5 cm sağında ilave kesme çatlağı belirlendi. 371 kN yük düzeyinde oluşan çatlağın, 425 kN yük düzeyine kadara sabit eğimle yükleme sağ plakasına doğru gelişim gösterdi.	6	
371-425	6 numaralı kesme çatlağına paralel ilave birçok kesme çatlağı gözlenmiştir.		Sağ yükleme plakası ile sağ mesnet arası
425	Kesme çatlaklarının genişlediği, eğilme çatlaklarının ise kılcal düzeyde kaldığı tespit edildi ve deney sonlandırıldı.		

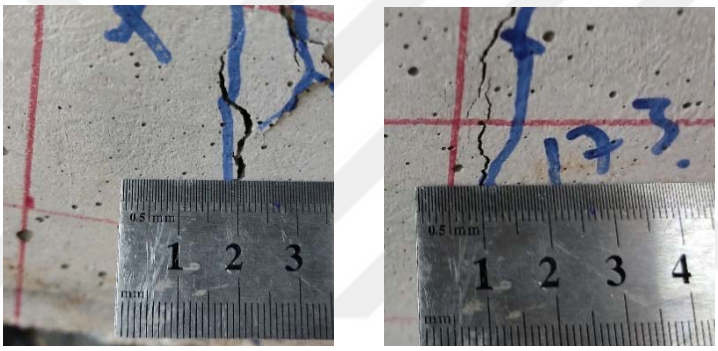


Şekil 3.90. S3G-0.85-SF40 kiriş numunesi yükleme aşamaları

Yükleme sırasında gözlenen çatlaklar ve çatlak gelişimi Şekil 3.91'de sunulmaktadır. Deney sonunda eğilme çatlakları kılcal düzeyde kalırken, kesme çatlakları 1 ile 2 mm arasında genişliğe sahiptir (Şekil 3.92). Yük kaldırıldıktan sonra çatlakların büyük oranda kapandığı ve yükleme sırasında oluşan sehimin azaldığı Şekil 3.93 gösterilmiştir.



Şekil 3.86. S3G-0.85-SF40 kiriş numunesi çatlak ve çatlak gelişimi

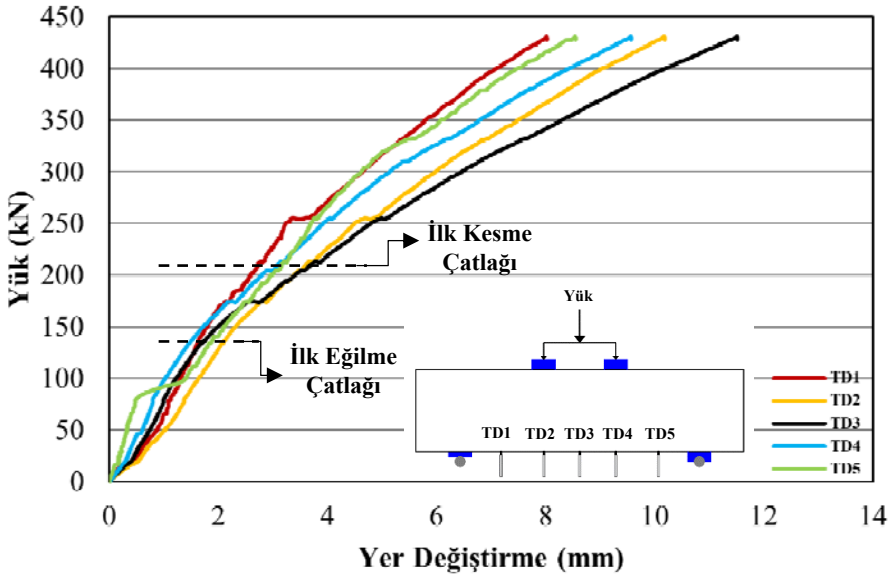


Şekil 3.87. S3G-0.85-SF40 kiriş numunesi kesme çatlağı genişliği



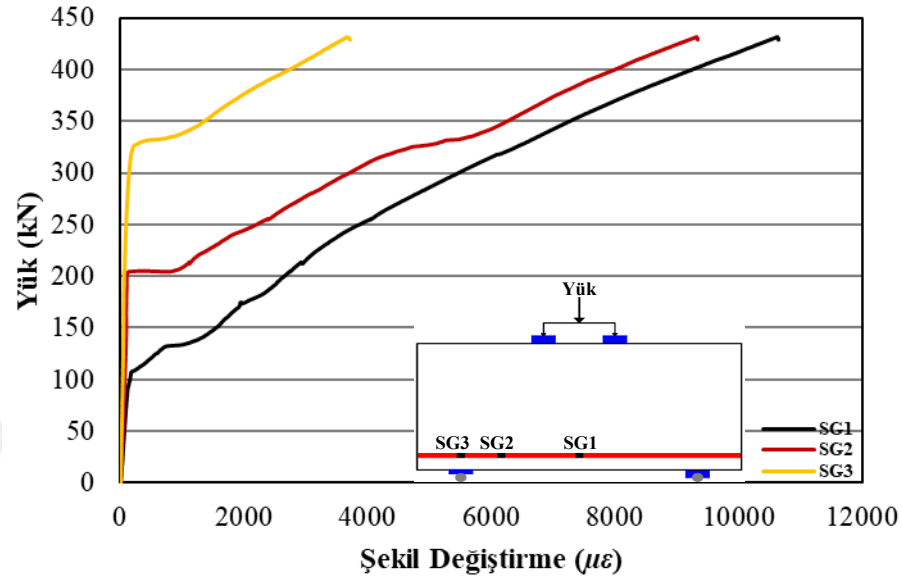
Şekil 3.88. Yük kaldırıldıktan sonra S3G-0.85-SF40 kiriş numunesi

Deney sonrası, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerler aracılığı ile veri kaydetme ünitesine aktarılmış veriler kullanılarak deneye ait yük-yer değiştirme, yük-donatı şekil değiştirme, yük-beton şekil değiştirme ve donatı şekil değiştirme eğrileri elde edilmiştir. Şekil 3.94'te S3G-0.85-SF40 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında beş farklı noktada yer değiştirme okumaları alınmıştır. TD1 ve TD5 kesme açıklığı orta noktası, TD2 ve TD4 yükleme noktası ve son olarak TD3 kiriş açıklık ortasına yerleştirilen yer değiştirme ölçerlerden elde edilen okumaları ifade etmektedir. Maksimum yüke karşılık açıklık ortasında meydana gelen yer değiştirme 11.52 mm olarak ölçülmüştür. Şekil 3.94'te görüleceği üzere yük yer değiştirme eğrilerindeki doğrusal olmayan davranış, ilk eğilme çatlağının oluşması sonrası elastisite modülünün azalmasıyla, daha düşük eğimle devam etmiştir. İlk eğilme çatlağının oluşumundan sonra yük-yer değiştirme eğrisindeki eğim değişikliği, lifsiz kirişlere kıyasla S3G-0.85-SF40 kiriş numunesinde daha az gözlenmiştir. TD1 ve TD5'in kesme bölgesinde, TD2,TD3 ve TD4'ün ise sabit moment bölgesinde konumlandırılmasına bağlı olarak, TD1 ve TD5'ten elde edilen eğrilerin, TD2,TD3 ve TD4'ten açıkça farklı bir davranış göstermiştir.

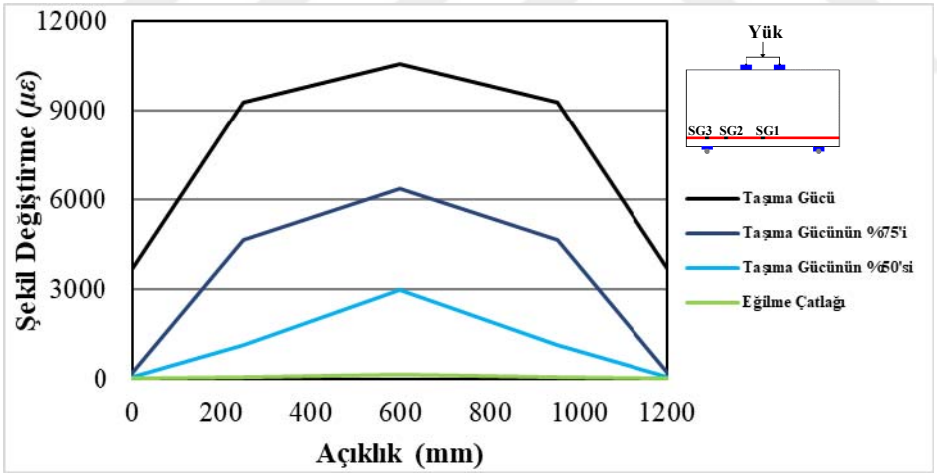


Şekil 3.89. S3G-0.85-SF40 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği

Şekil 3.95'te S3G-0.85-SF40 kiriş numunesine ait yük-donatı şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında donatıda üç farklı noktada şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG1 kiriş açıklık ortası, SG2 kesme açıklığı ortası ve SG3 mesnet noktasını ifade etmektedir. Kirişte ilk eğilme çatlağı 142.3 kN yük düzeyinde meydana gelmiştir. Bu aşamaya kadar GFRP donatılarında dikkat çekici düzeyde şekil değiştirme gözlenmemiştir. Eğilme çatlağı meydana geldikten sonra ilk olarak GFRP donatısının açıklık ortasında bulunan SG1 gerinim ölçerinde şekil değiştirmeler tespit edilmiştir. Bu esnada SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde dikkat çekici düzeyde şekil değiştirme değeri ölçülmemiştir. Yükün artması ile meydana gelen eğik çatlak ve a/d oranına bağlı olarak kiriş gergili kemer davranışı sergilemeye başlamıştır. Kemerleşme etkisiyle boyuna donatıda meydana gelen kuvvet artışı sonucunda SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde ölçülen şekil değiştirme değerleri artmıştır. Çeşitli yük aşamalarında donatı üzerinde meydana gelen şekil değiştirme değerleri Şekil 3.96'da sunulmuştur.

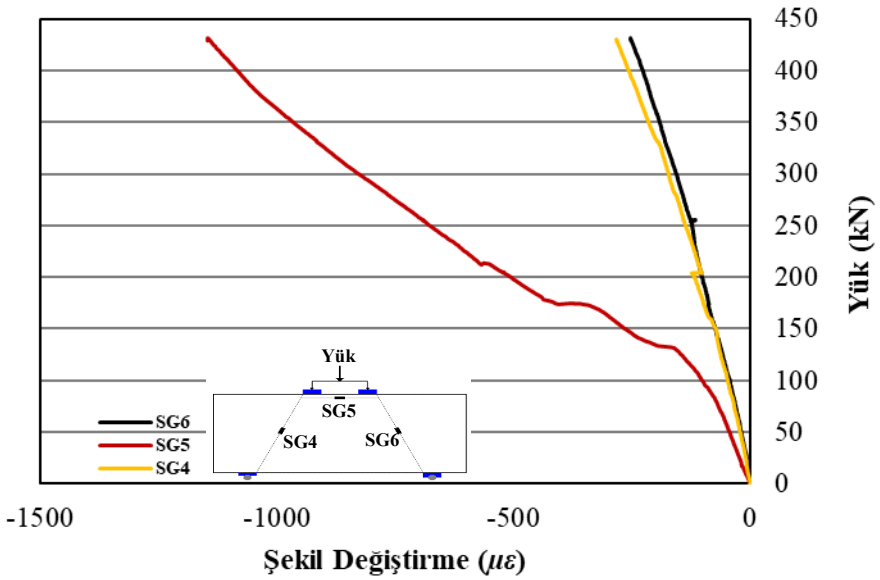


Şekil 3.90. S3G-0.85-SF40 kiriş numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği



Şekil 3.91. S3G-0.85-SF40 kiriş numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı

Şekil 3.97'de S3G-0.85-SF40 kiriş numunesine ait yük-beton şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında üç farklı noktada beton şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG4 sol yükleme plakası ile sol mesnet plakası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde, SG5 iki yükleme noktası arasındaki beton basınç alanında ve SG6 sağ yükleme plakası ile sağ mesnet plakası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde meydana gelen şekil değiştirmeyi ölçmek için yerleştirilmiştir. Beton basınç bölgesinde ölçülen şekil değiştirme değerinin büyüklüğünün 3000 με'den az olması kirişin eğilmede değil, kesme kırılması nedeniyle taşıma gücüne ulaştığını doğrulamaktadır.

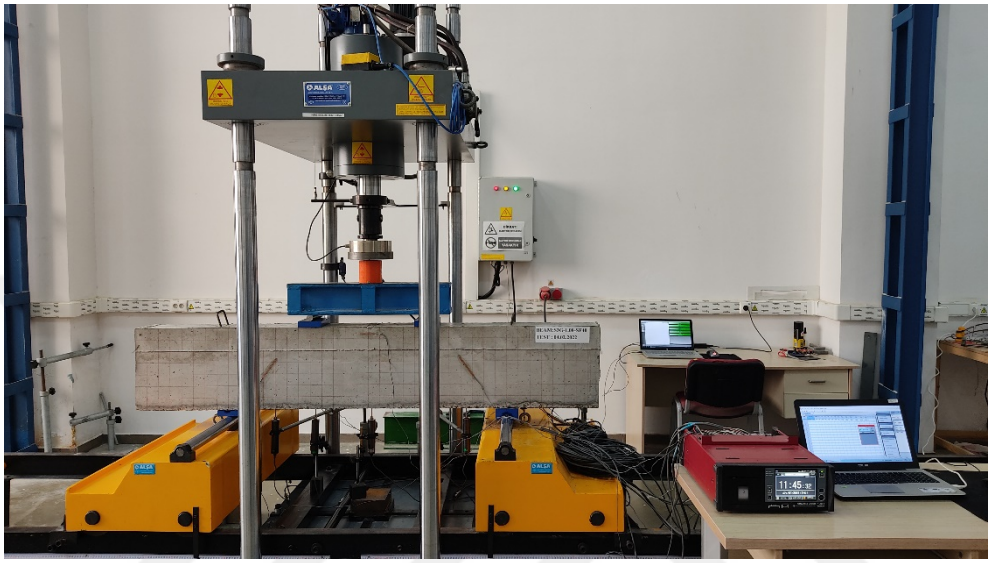


Şekil 3.92. S3G-0.85-SF40 kiriş numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği

3.6.3.2. S3G-1.08-SF40 Kiriş Numunesi

S3G-1.08-SF40 kiriş numunesi 4 adet Ø9.5 GFRP donatısı ve 40 kg/m^3 çelik lif içermekte olup toplam donatı oranı %0.582'dir. Dört nokta yükleme etkisi altında basit mesnetli olarak teste tabi tutulan kirişte kesme açıklığının derinliğe

oranı (*a/d*) 1.08'dir. S3G-1.08-SF40 kiriş numunesine ait deney düzeneği Şekil 3.98'de sunulmuştur.



Şekil 3.93. S3G-1.08-SF40 kiriş numunesi deney düzeneği

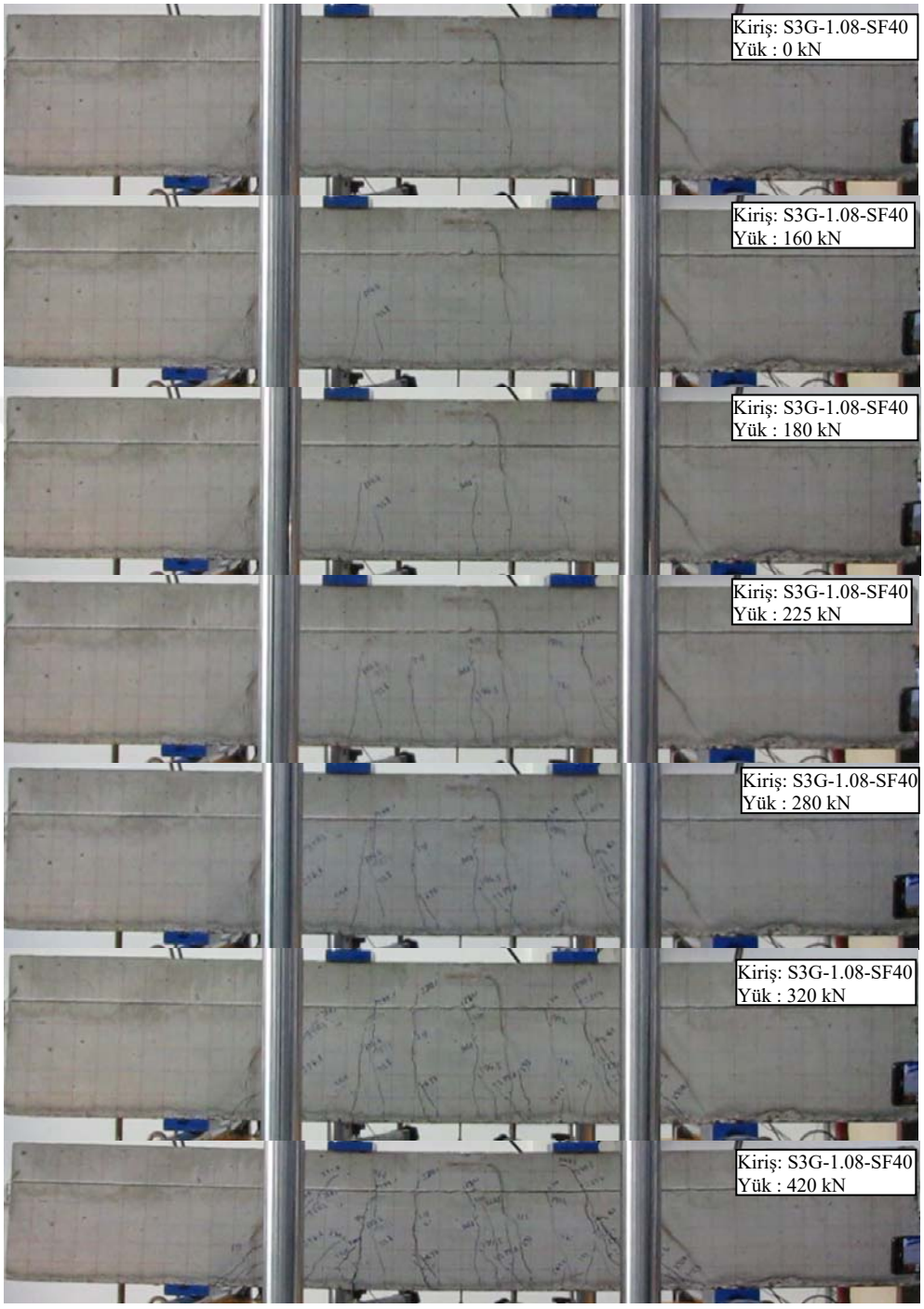
Deney esnasında gözlenen gelişmeler ve yük aşamaları sırasıyla Çizelge 3.15 ve Şekil 3.99'da sunulmaktadır.

Çizelge 3.15. S3G-1.08-SF40 kiriş numunesi deney gözlemleri

Yük (kN)	Gözlemler	Çatlak No	Bölge
5	Deneye başlamadan önce kirişe ön yük verilerek, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerlerin çalışıp çalışmadığı kontrol edildi.		
5	20 kN/dk.'lık sabit yükleme hızıyla deneye başlandı.		
139-342	Sol yükleme plakasının altında ilk eğilme çatlağı tespit edildi. Çatlak kiriş alt yüzünden yaklaşık 16 cm uzaklığında ortaya çıkmış ve kiriş alt yüzüne kadar ilerlemiştir. 1 numaralı çatlağın 342 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişimine devam etti.	1	
156-244	1 numaralı çatlağın yaklaşık 7 cm sağında eğilme çatlağı meydana geldi. 156 kN yük düzeyinde oluşan çatlak, 244 kN yük düzeyine ulaştığında 1 numaralı çatlak ile birleşmiştir	2	
167-280	Kiriş açıklık ortasının 5 cm sağında eğilme çatlağı belirlendi. 3 numaralı çatlağın 280 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişim gösterdi.	3	
174-270	Sağ yükleme plakasının altında eğilme çatlağı gözlendi. 4 numaralı çatlağın 270 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine doğru gelişimine devam etti.	4	
180-346	4 numaralı çatlağın yaklaşık 10 cm sağında kesme çatlağı tespit edildi. 180 kN yük düzeyinde oluşan çatlağın, 346 kN yük düzeyine kadara sabit eğimle yükleme sağ plakasına doğru gelişim gösterdi.	5	

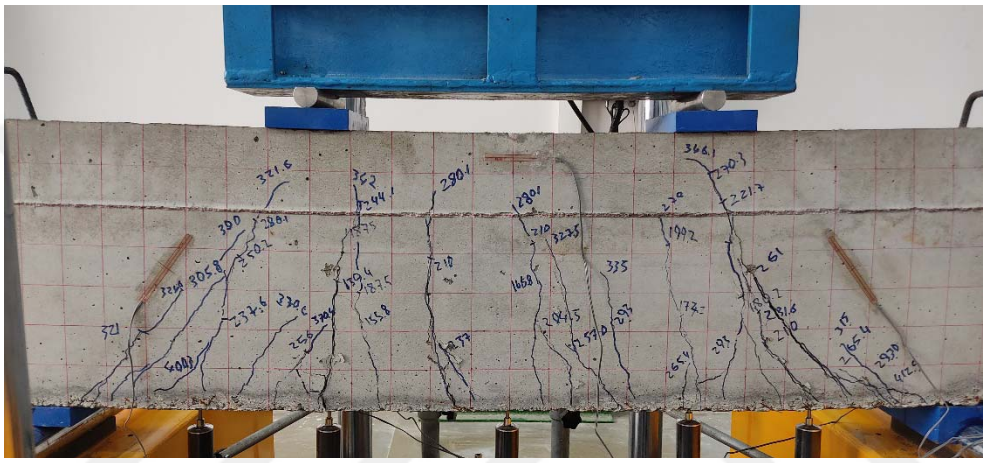
Çizelge 3.15. devamı

205-370	Mevcut eğilme çatlarının her ikisi tarafında ilave birçok kılcal düzeyde eğilme çatlağı meydan geldi.		Sabit moment bölgesi
210-413	5 numaralı kesme çatlağına paralel ilave birçok kesme çatlağı belirlendi.		Sağ yükleme plakası ile sağ mesnet arası
237-321	Sol yükleme plakasının 10 cm solunda kesme çatlağı gözlenmiştir. 237 kN yük düzeyinde oluşan çatlağın, 321 kN yük düzeyine kadara sabit eğimle yükleme sağ plakasına doğru gelişim gösterdi.	6	
306-400	6 numaralı kesme çatlağına paralel ilave birçok kesme çatlağı tespit edildi.		Sol yükleme plakası ile sol mesnet arası
420	Sağ yükleme plakası ile sağ mesnet arası bölgede gözlenen kesme çatlaklarının genişlediği, eğilme çatlaklarının ise kılcal düzeyde kaldığı tespit edildi ve deney sonlandırıldı.		Sağ yükleme plakası ile sağ mesnet arası

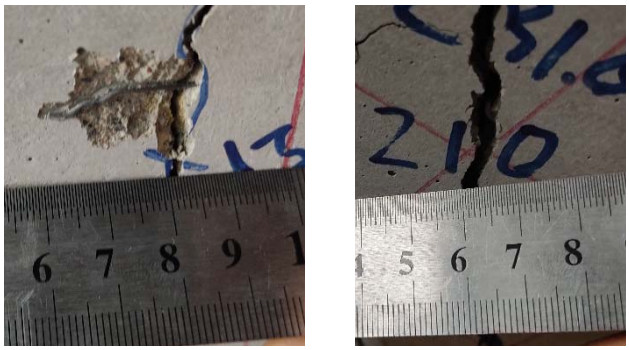


Şekil 3.94. S3G-1.08-SF40 kiriş numunesi yükleme aşamaları

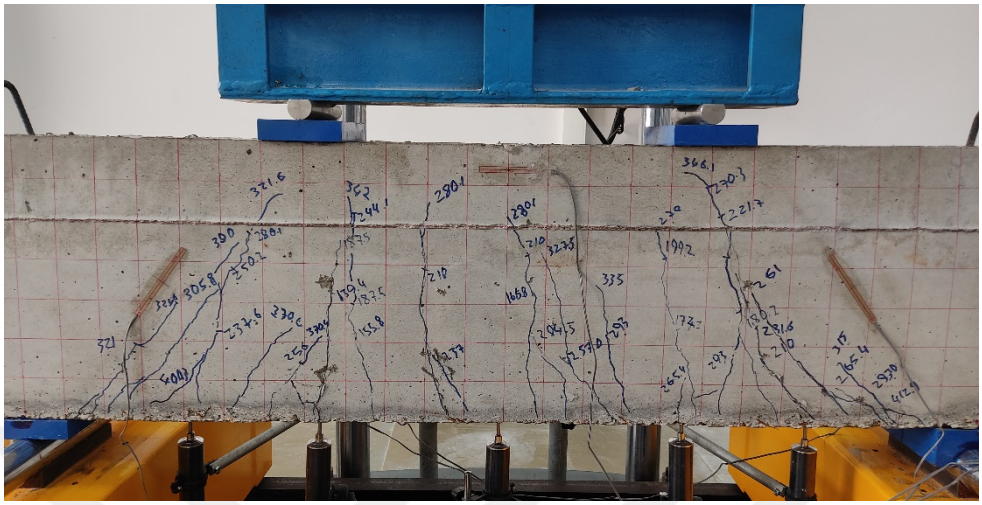
Yükleme sırasında gözlenen çatlaklar ve çatlak gelişimi Şekil 3.100'de sunulmaktadır. Deney sonunda eğilme çatlakları kılcal düzeyde kalırken, kesme çatlakları 2 ile 3 mm arasında genişliğe sahiptir (Şekil 3.101). Yük kaldırıldıktan sonra çatlakların büyük oranda kapandığı ve yükleme sırasında oluşan sehimin azaldığı Şekil 3.102 gösterilmiştir.



Şekil 3.100. S3G-1.08-SF40 kiriş numunesi çatlak ve çatlak gelişimi

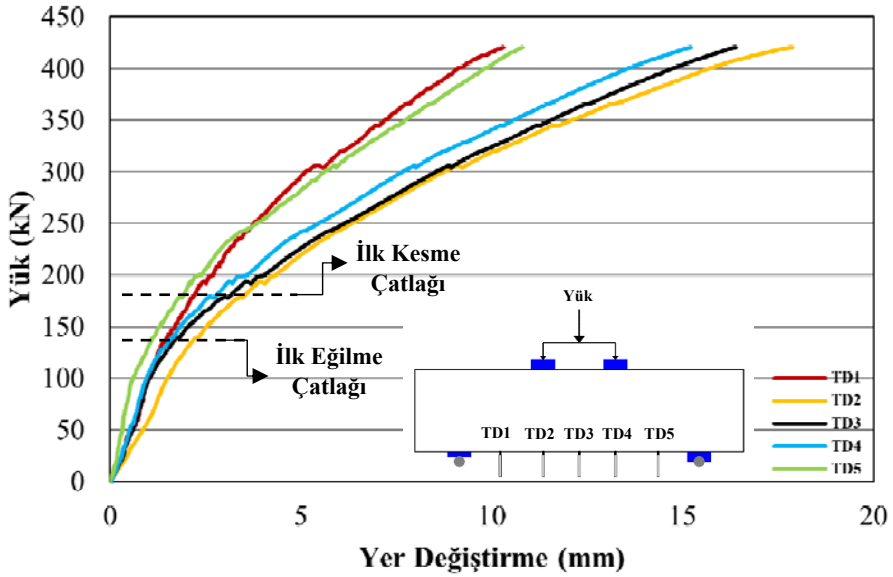


Şekil 3.95. S3G-1.08-SF40 kiriş numunesi kesme çatlağı genişliği



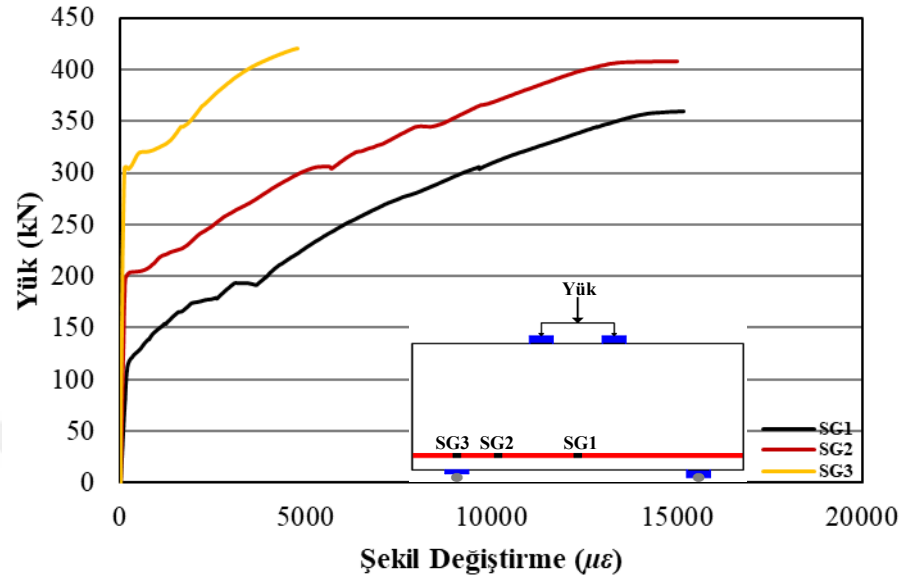
Şekil 3.96. Yük kaldırıldıktan sonra S3G-1.08-SF40 kiriş numunesi

Deney sonrası, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerler aracılığı ile veri kaydetme ünitesine aktarılmış veriler kullanılarak deneye ait yük-yer değiştirme, yük-donatı şekil değiştirme, yük-beton şekil değiştirme ve donatı şekil değiştirme eğrileri elde edilmiştir. Şekil 3.103'te S3G-1.08-SF40 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında beş farklı noktada yer değiştirme okumaları alınmıştır. TD1 ve TD5 kesme açıklığı orta noktası, TD2 ve TD4 yükleme noktası ve son olarak TD3 kiriş açıklık ortasına yerleştirilen yer değiştirme ölçerlerden elde edilen okumaları ifade etmektedir. Maksimum yüke karşılık açıklık ortasında meydana gelen yer değiştirme 16.39 mm olarak ölçülmüştür. İlk eğilme çatlağının oluşmasından sonra meydana gelen yük-yer değiştirme eğrisindeki eğim değişikliği, lifsiz kirişlere kıyasla lifli kirişlerde daha az gözlenmiştir. TD1 ve TD5'in kesme bölgesinde, TD2,TD3 ve TD4'ün ise sabit moment bölgesinde konumlandırılmasına bağlı olarak, TD1 ve TD5'ten elde edilen eğrilerin, TD2,TD3 ve TD4'ten açıkça farklı bir davranış göstermiştir.

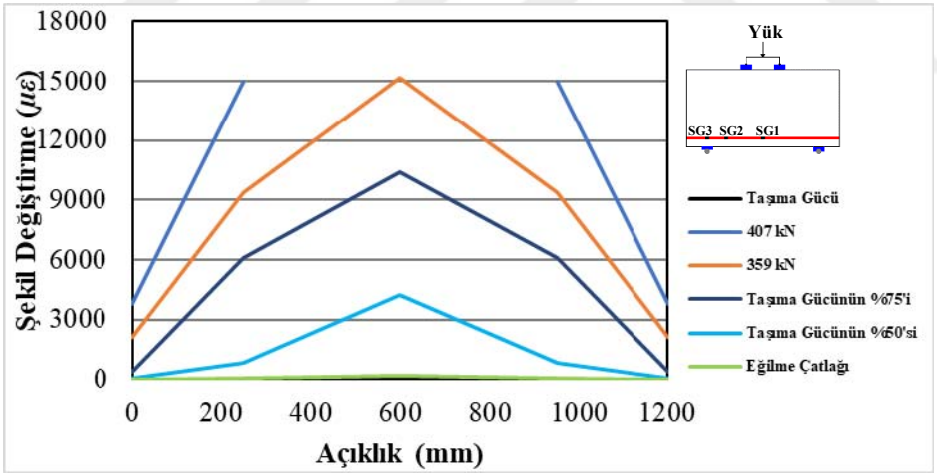


Şekil 3.97. S3G-1.08-SF40 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği

Şekil 3.104'te S3G-1.08-SF40 kiriş numunesine ait yük-donatı şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında donatıda üç farklı noktada şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG1 kiriş açıklık ortası, SG2 kesme açıklığı ortası ve SG3 mesnet noktasını ifade etmektedir. Kirişte ilk eğilme çatlağı 139 kN yük düzeyinde meydana gelmiştir. Bu aşamaya kadar GFRP donatılarında dikkat çekici düzeyde şekil değiştirme gözlenmemiştir. Eğilme çatlağı meydana geldikten sonra ilk olarak GFRP donatısının açıklık ortasında bulunan SG1 gerinim ölçerinde şekil değiştirmeler tespit edilmiştir. Bu esnada SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde dikkat çekici düzeyde şekil değiştirme değeri ölçülmemiştir. Yükün artması ile meydana gelen eğik çatlak ve a/d oranına bağlı olarak kiriş gergili kemer davranışı sergilemeye başlamıştır. Kemerleşme etkisiyle boyuna donatıda meydana gelen kuvvet artışı sonucunda SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde ölçülen şekil değiştirme değerleri artmıştır. Çeşitli yük aşamalarında donatı üzerinde meydana gelen şekil değiştirme değerleri Şekil 3.105'te sunulmuştur.



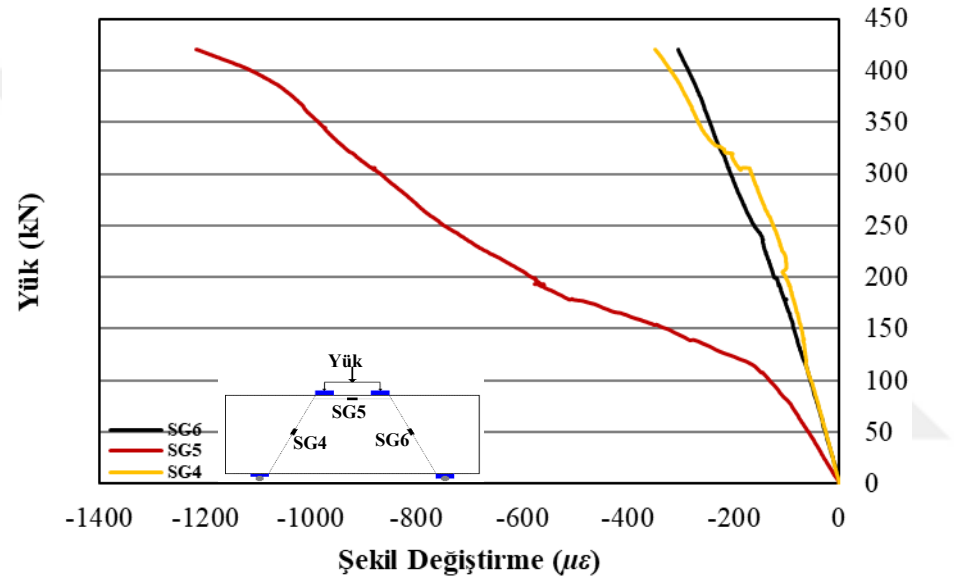
Şekil 3.98. S3G-1.08-SF40 kiriş numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği



Şekil 3.99. S3G-1.08-SF40 kiriş numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı

Şekil 3.106'da S3G-1.08-SF40 kiriş numunesine ait yük-beton şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında üç farklı noktada beton şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG4 sol yükleme plakası ile sol mesnet plakası

arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde, SG5 iki yükleme noktası arasındaki beton basınç alanında ve SG6 sağ yükleme plakası ile sağ mesnet plakası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde meydana gelen şekil değiştirmeyi ölçmek için yerleştirilmiştir. Beton basınç bölgesinde ölçülen şekil değiştirme değerinin büyüklüğünün 3000 με'den az olması kirişin eğilmede değil, kesme kırılması nedeniyle taşıma gücüne ulaştığını doğrulamaktadır.

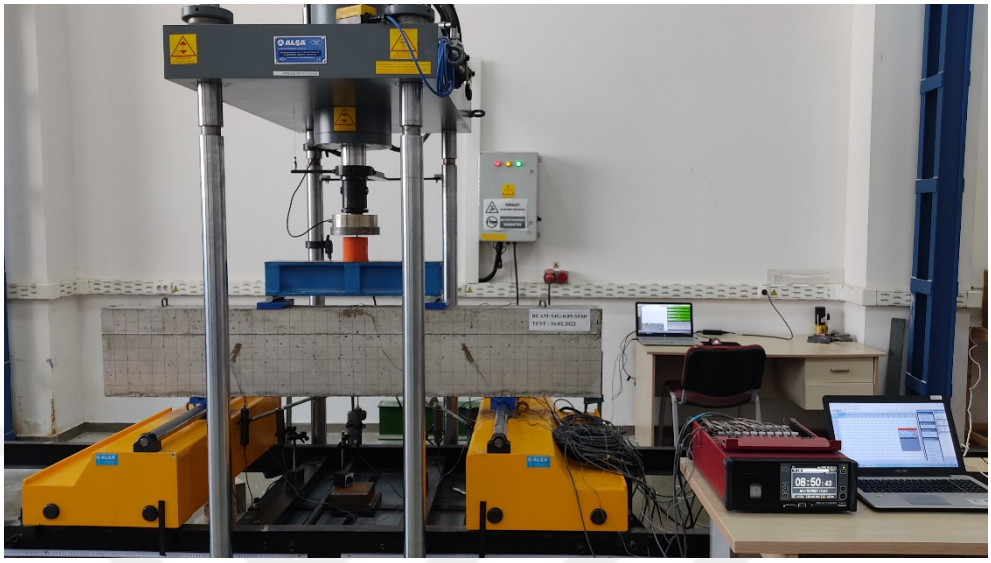


Şekil 3.100. S3G-1.08-SF40 kiriş numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği

3.6.4. Dördüncü Seri Deney Sonuçları

3.6.4.1. S4G-0.85-SF60 Kiriş Numunesi

S4G-0.85-SF60 kiriş numunesi 4 adet Ø9.5 GFRP donatısı ve 60 kg/m^3 çelik lif içermekte olup toplam donatı oranı %0.582'dir. Dört nokta yükleme etkisi altında basit mesnetli olarak teste tabi tutulan kirişte kesme açıklığının derinliğe oranı (*a/d*) 0.85'tir. S4G-0.85-SF60 kiriş numunesine ait deney düzeneği Şekil 3.107'de sunulmuştur.



Şekil 3.101. S4G-0.85-SF60 kiriş numunesi deney düzeneği

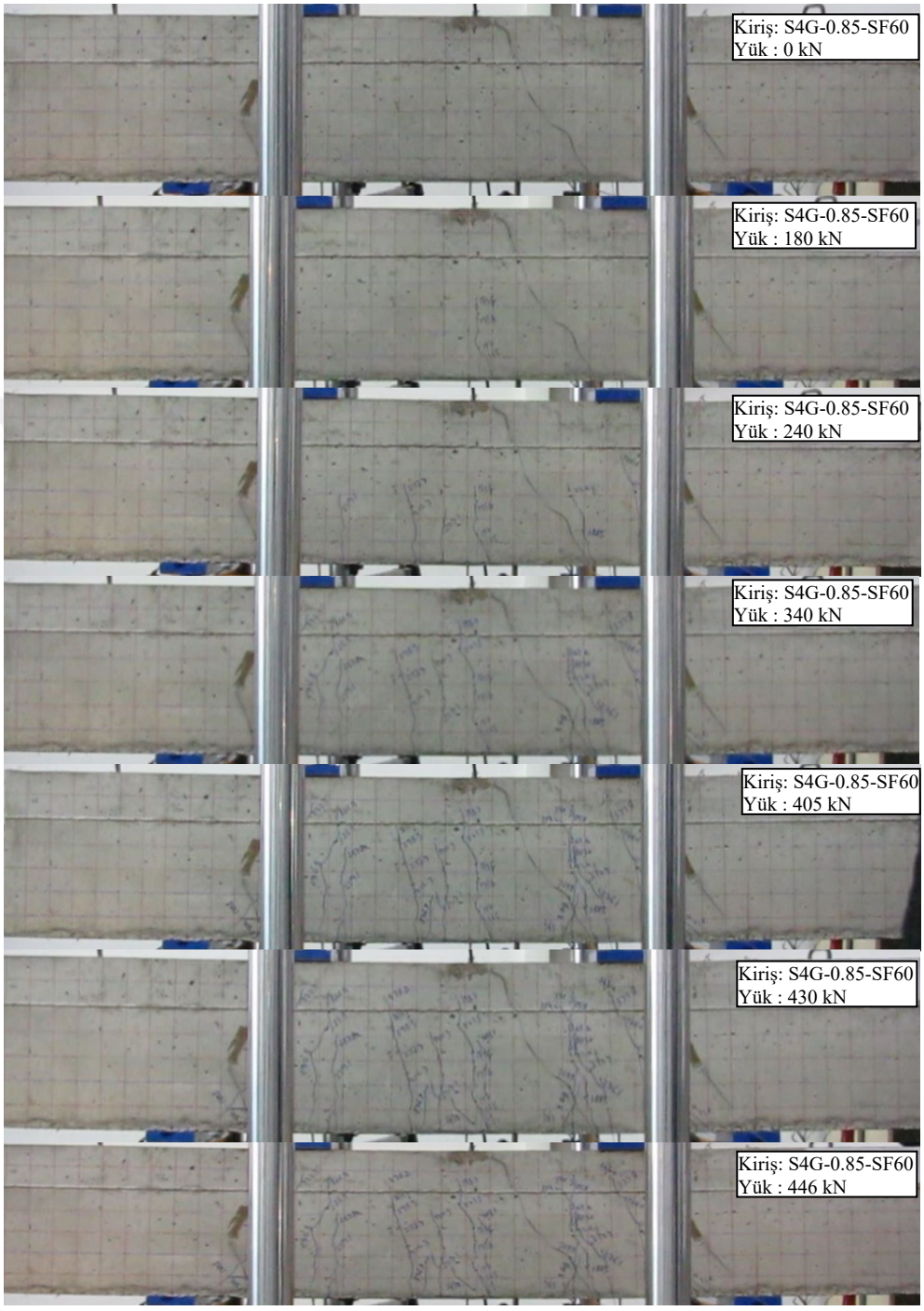
Deney esnasında gözlenen gelişmeler ve yük aşamaları sırasıyla Çizelge 3.16 ve Şekil 3.108'de sunulmaktadır.

Çizelge 3.16. S4G-0.85-SF60 kiriş numunesi deney gözlemleri

Yük (kN)	Gözlemler	Çatlak No	Bölge
5	Deneye başlamadan önce kirişe ön yük verilerek, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerlerin çalışıp çalışmadığı kontrol edildi.		
5	20 kN/dk.'lık sabit yükleme hızıyla deneye başlandı.		
157-339	Kiriş açıklık ortasının 2 cm sağında ilk eğilme çatlağı tespit edildi. Çatlak kiriş alt yüzünden yaklaşık 8 cm uzaklığında ortaya çıkmış ve kiriş alt yüzüne kadar ilerlemiştir. 1 numaralı çatlağın 356 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişim gösterdi.	1	

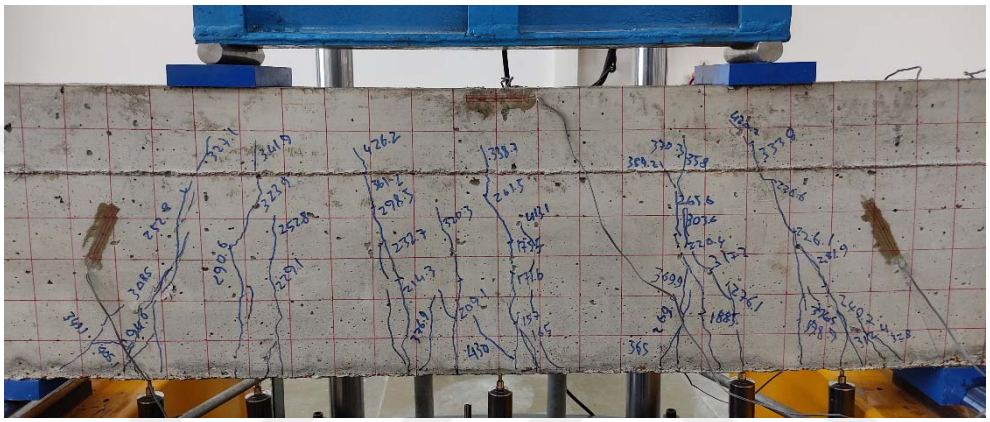
Çizelge 3.16. devamı

189-390	Sağ yükleme plakasının altında eğilme çatlağı meydana geldi. 2 numaralı çatlağın 243 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişimine devam etti.	2	
230-342	Sol yükleme plakasının altında eğilme çatlağı belirlendi. 3 numaralı çatlağın 420 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişim gösterdi	3	
230-426	Mevcut eğilme çatlaklarına ilave birçok kılcal düzeyde eğilme çatlağı gözlendi.		Sabit moment bölgesi
241-421	Sağ yükleme plakasının yaklaşık 8 cm sağında kesme çatlağı tespit edildi. 241 kN yük düzeyinde oluşan çatlağın, 421 kN yük düzeyine kadara sabit eğimle sağ yükleme plakasına doğru gelişim gösterdi.	5	Sağ yükleme plakası ile sağ mesnet arası
253-327	Sol yükleme plakasının 3 cm solunda kesme çatlağı meydana geldi. 253 kN yük düzeyinde oluşan çatlağın, 400 kN yük düzeyine kadara sabit eğimle yükleme sağ plakasına doğru gelişimine devam etti.	6	Sol yükleme plakası ile sol mesnet arası
312-421	5 numaralı kesme çatlağına paralel kesme çatlakları belirlendi.		Sağ yükleme plakası ile sağ mesnet arası
295-327	6 numaralı kesme çatlağına paralel kesme çatlakları gözlendi.		Sol yükleme plakası ile sol mesnet arası
446	Kesme çatlaklarının genişlediği, eğilme çatlaklarının ise kılcal düzeyde kaldığı tespit edildi ve deney sonlandırıldı.		

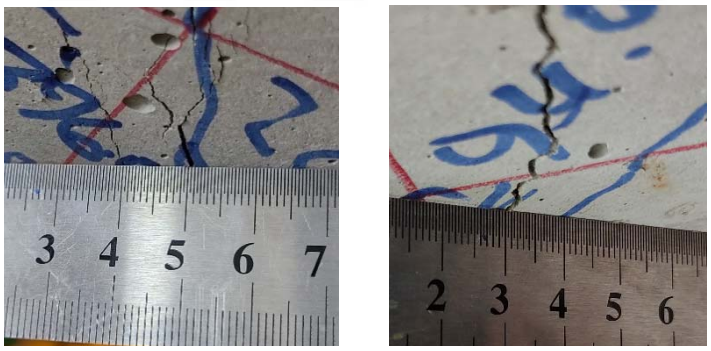


Şekil 3.102. S4G-0.85-SF60 kiriş numunesi yükleme aşamaları

Yükleme sırasında gözlenen çatlaklar ve çatlak gelişimi Şekil 3.109'da sunulmaktadır. Deney sonunda eğilme çatlakları kılcal düzeyde kalırken, kesme çatlakları yaklaşık 1 mm genişliğe sahiptir (Şekil 3.110). Yük kaldırıldıktan sonra çatlakların büyük oranda kapandığı ve yükleme sırasında oluşan sehimin azaldığı Şekil 3.111 gösterilmiştir.



Şekil 3.103. S4G-0.85-SF60 kiriş numunesi çatlak ve çatlak gelişimi

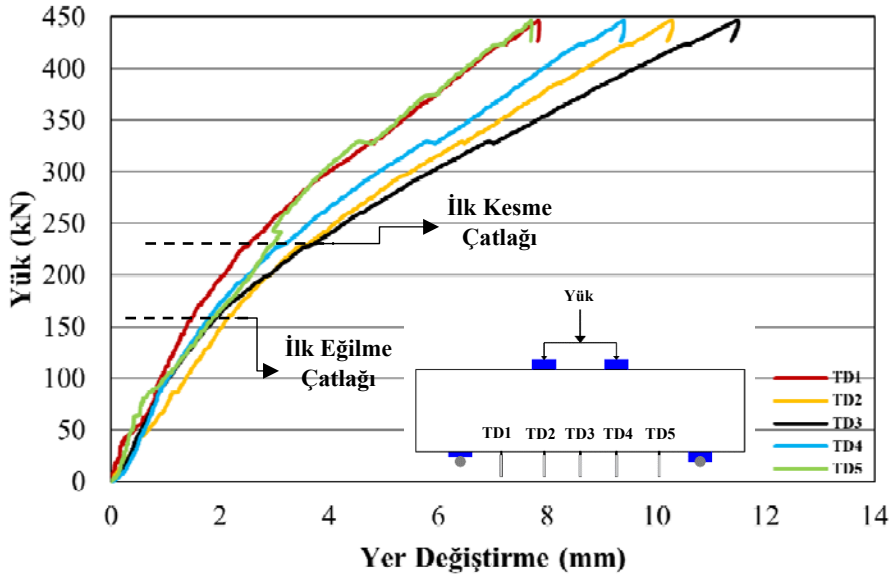


Şekil 3.104. S4G-0.85-SF60 kiriş numunesi kesme çatlağı genişliği



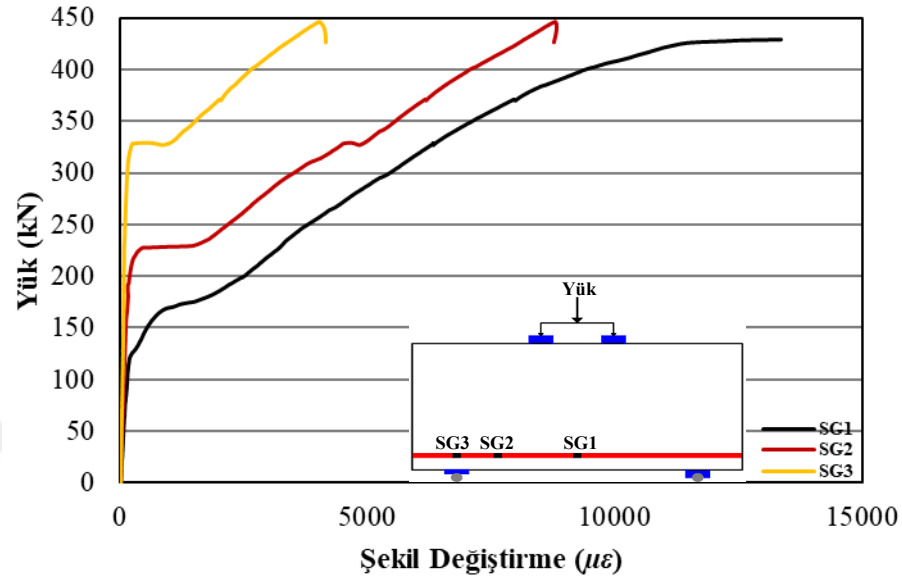
Şekil 3.105. Yük kaldırıldıktan sonra S4G-0.85-SF60 kiriş numunesi

Deney sonrası, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerler aracılığı ile veri kaydetme ünitesine aktarılmış veriler kullanılarak deneye ait yük-yer değiştirme, yük-donatı şekil değiştirme, yük-beton şekil değiştirme ve donatı şekil değiştirme eğrileri elde edilmiştir. Şekil 3.112'de S4G-0.85-SF60 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında beş farklı noktada yer değiştirme okumaları alınmıştır. TD1 ve TD5 kesme açıklığı orta noktası, TD2 ve TD4 yükleme noktası ve son olarak TD3 kiriş açıklık ortasına yerleştirilen yer değiştirme ölçerlerden elde edilen okumaları ifade etmektedir. Maksimum yüke karşılık açıklık ortasında meydana gelen yer değiştirme 11.50 mm olarak ölçülmüştür. İlk eğilme çatlağının oluşmasından sonra meydana gelen yük-yer değiştirme eğrisindeki eğim değişikliği, lifsiz kirişlere kıyasla lifli kirişlerde daha az gözlenmiştir. TD1 ve TD5'in kesme bölgesinde, TD2,TD3 ve TD4'ün ise sabit moment bölgesinde konumlandırılmasına bağlı olarak, TD1 ve TD5'ten elde edilen eğrilerin, TD2,TD3 ve TD4'ten açıkça farklı bir davranış göstermiştir.

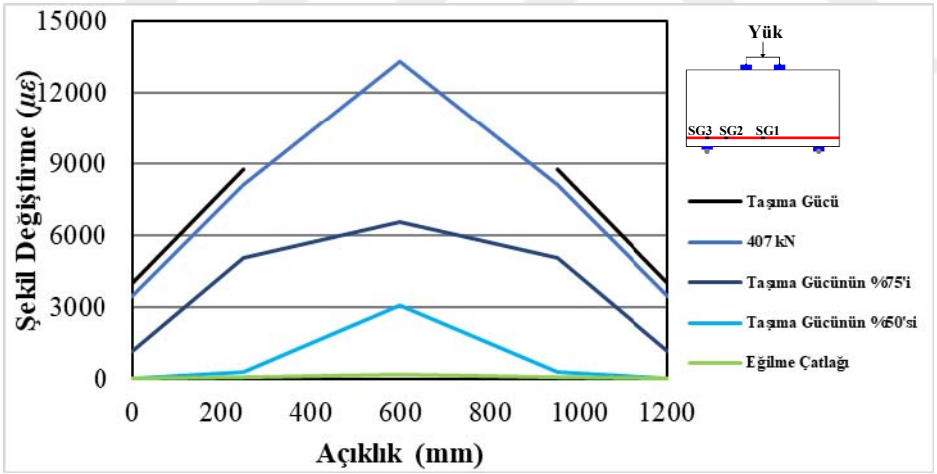


Şekil 3.106. S4G-0.85-SF60 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği

Şekil 3.113'te S4G-0.85-SF60 kiriş numunesine ait yük-donatı şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında donatıda üç farklı noktada şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG1 kiriş açıklık ortası, SG2 kesme açıklığı ortası ve SG3 mesnet noktasını ifade etmektedir. Kirişte ilk eğilme çatlağı 157 kN yük düzeyinde meydana gelmiştir. Bu aşamaya kadar GFRP donatılarında dikkat çekici düzeyde şekil değiştirme gözlenmemiştir. Eğilme çatlağı meydana geldikten sonra ilk olarak GFRP donatısının açıklık ortasında bulunan SG1 gerinim ölçerinde şekil değiştirmeler tespit edilmiştir. Bu esnada SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde dikkat çekici düzeyde şekil değiştirme değeri ölçülmemiştir. Yükün artması ile meydana gelen eğik çatlak ve a/d oranına bağlı olarak kiriş gergili kemer davranışı sergilemeye başlamıştır. Kemerleşme etkisiyle boyuna donatıda meydana gelen kuvvet artışı sonucunda SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde ölçülen şekil değiştirme değerleri artmıştır. Çeşitli yük aşamalarında donatı üzerinde meydana gelen şekil değiştirme değerleri Şekil 3.114'te sunulmuştur.



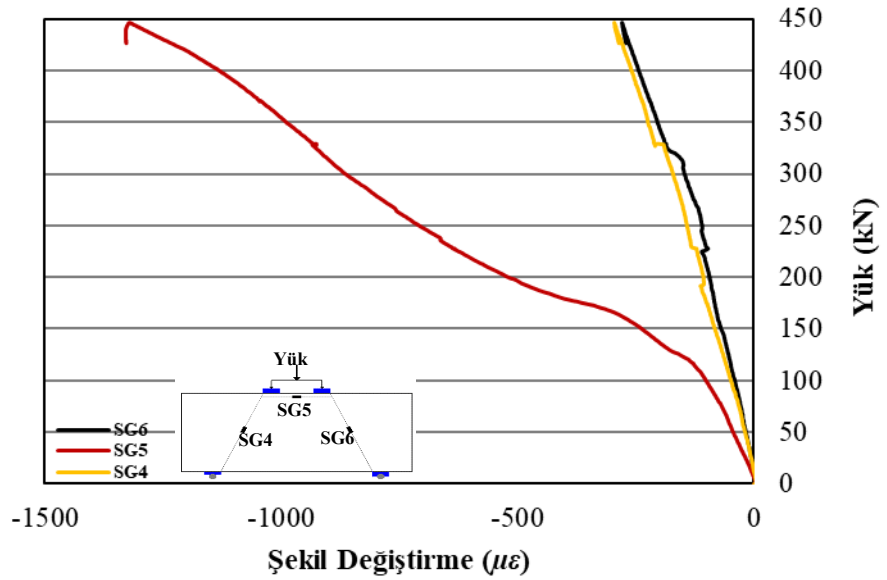
Şekil 3.107. S4G-0.85-SF60 kiriş numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği



Şekil 3.108. S4G-0.85-SF60 kiriş numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı

Şekil 3.115'te S4G-0.85-SF60 kiriş numunesine ait yük-beton şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında üç farklı noktada beton şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG4 sol yükleme plakası ile sol mesnet plakası

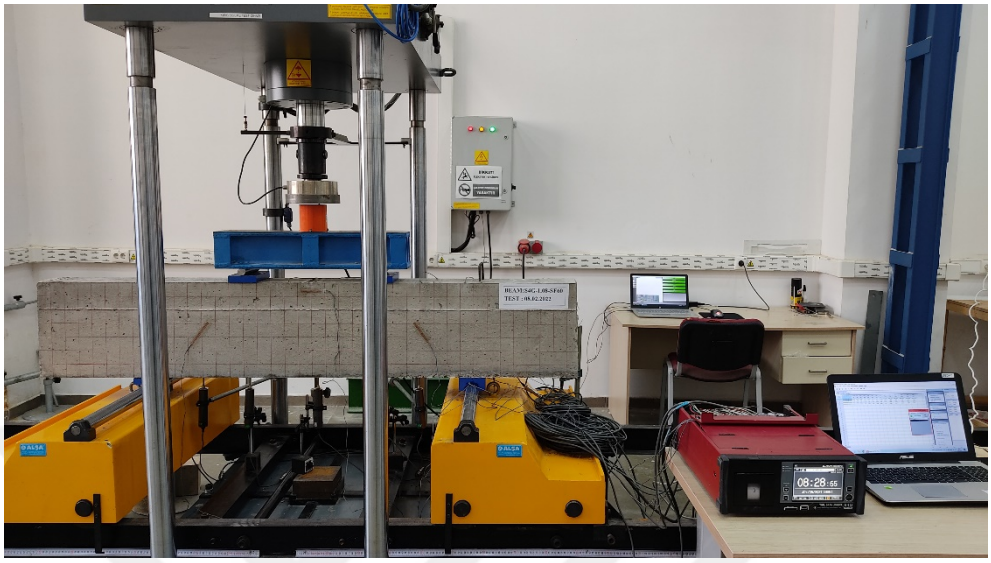
arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde, SG5 iki yükleme noktası arasındaki beton basınç alanında ve SG6 sağ yükleme plakası ile sağ mesnet plakası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde meydana gelen şekil değiştirmeyi ölçmek için yerleştirilmiştir. Beton basınç bölgesinde ölçülen şekil değiştirme değerinin büyüklüğünün 3000 με'den az olması kirişin eğilmede değil, kesme kırılması nedeniyle taşıma gücüne ulaştığını doğrulamaktadır.



Şekil 3.109. S4G-0.85-SF60 kiriş numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği

3.6.4.2. S4G-1.08-SF60 Kiriş Numunesi

S4G-1.08-SF60 kiriş numunesi 4 adet Ø9.5 GFRP donatısı ve 60 kg/m^3 çelik lif içermekte olup toplam donatı oranı %0.582'dir. Dört nokta yükleme etkisi altında basit mesnetli olarak teste tabi tutulan kirişte kesme açıklığının derinliğe oranı (*a/d*) 1.08'dir. S4G-1.08-SF60 kiriş numunesine ait deney düzeneği Şekil 3.116'da sunulmuştur.



Şekil 3.110. S4G-1.08-SF60 kiriş numunesi deney düzeneği

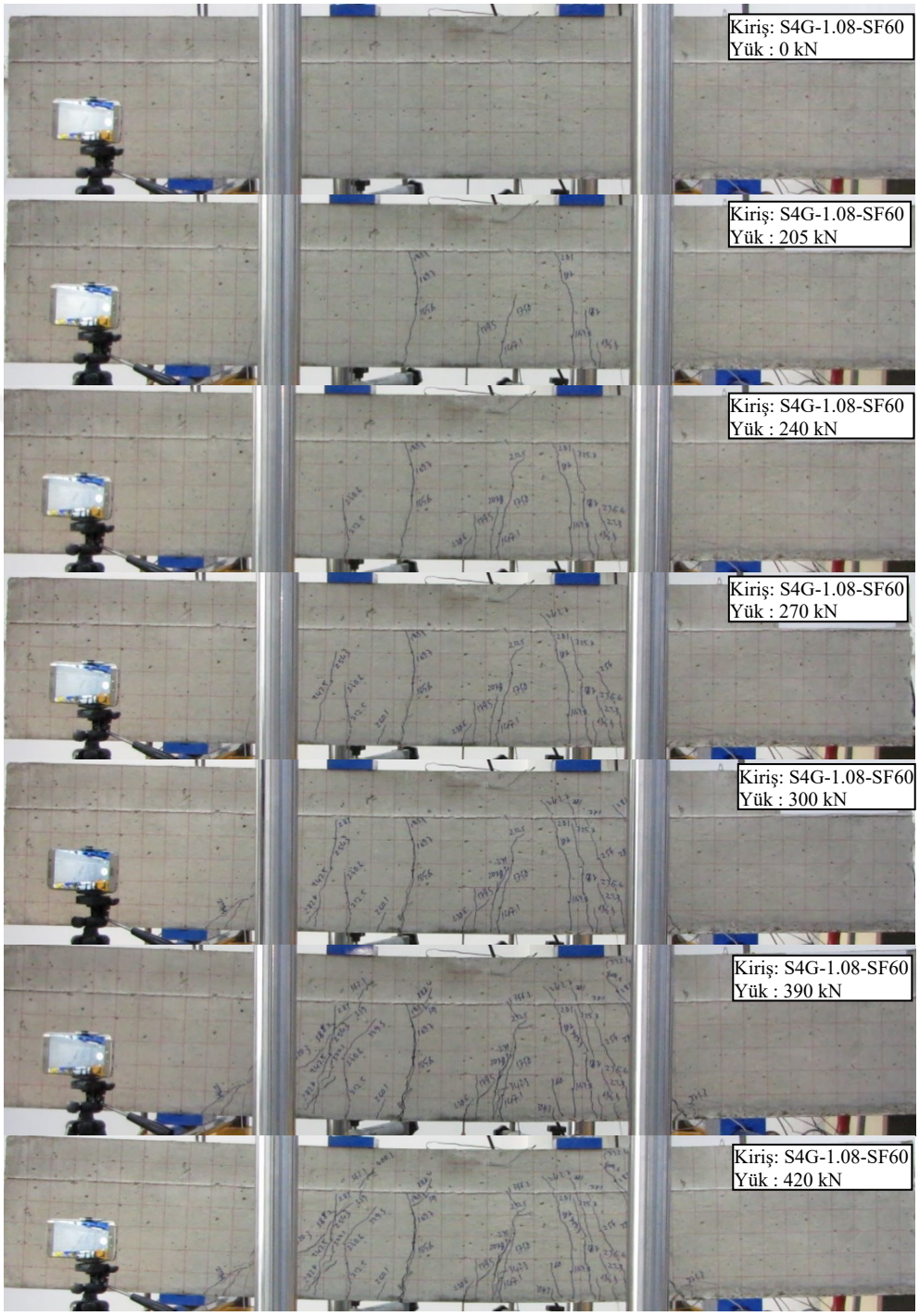
Deney esnasında kirişe uygulanan yükleme aşamaları ve gözlenen davranış Çizelge 3.17 ve Şekil 3.117'te sunulmaktadır.

Çizelge 3.17. S4G-1.08-SF60 kiriş numunesi deney gözlemleri

Yük (kN)	Gözlemler	Çatlak No	Bölge
5	Deneye başlamadan önce kirişe ön yük verilerek, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerlerin çalışıp çalışmadığı kontrol edildi.		
5	20 kN/dk.'lık sabit yükleme hızıyla deneye başlandı.		
147-356	Kiriş açıklık ortasının 8 cm sağında ilk eğilme çatlağı tespit edildi. Çatlak kiriş alt yüzünden yaklaşık 6 cm uzaklığında ortaya çıkmış ve kiriş alt yüzüne kadar ilerlemiştir. 1 numaralı çatlağın 356 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişim gösterdi.	1	

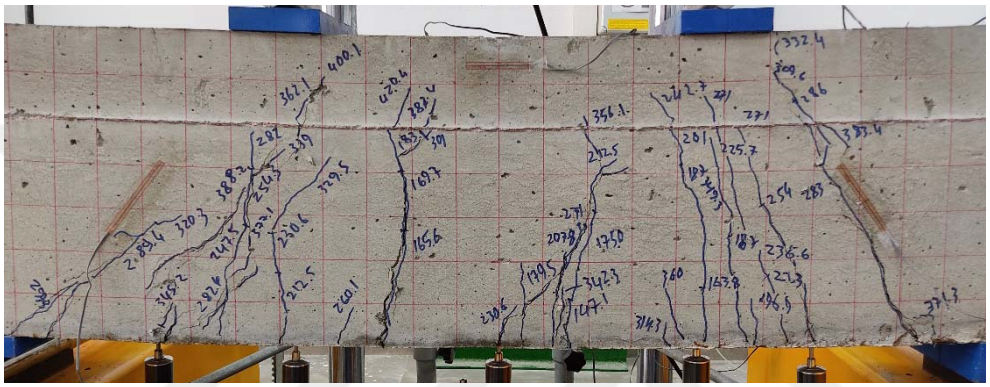
Çizelge 3.17. devamı

164-243	Sağ yükleme plakasının altında eğilme çatlağı meydana geldi. 2 numaralı çatlağın 243 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişimine devam etti.	2	
166-420	Sol yükleme plakasının yaklaşık 8 cm sağında eğilme çatlağı belirlendi. 3 numaralı çatlağın 420 kN yük düzeyine ulaşana kadar beton basınç bölgesine dik bir şekilde gelişim gösterdi.	3	
180-360	Mevcut eğilme çatlarının her ikisi tarafında ilave birçok kılcal düzeyde eğilme çatlağı gözlenmiştir.		Sabit moment bölgesi
223-271	2 numaralı çatlağın yaklaşık 10 cm sağında kesme çatlağı tespit edildi. 223 kN yük düzeyinde oluşan çatlağın, 271 kN yük düzeyine kadara sabit eğimle sağ yükleme plakasına doğru gelişim gösterdi.	5	
283-332	5 numaralı kesme çatlağına paralel kesme çatlağı meydana geldi. 283 kN yük düzeyinde oluşan çatlağın, 332 kN yük düzeyine kadara sabit eğimle sağ yükleme plakasına doğru gelişimine devam etti.	6	Sağ yükleme plakası ile sağ mesnet arası
248-400	Sol yükleme plakasının 3 cm solunda kesme çatlağı belirlendi. 248 kN yük düzeyinde oluşan çatlağın, 400 kN yük düzeyine kadara sabit eğimle yükleme sağ plakasına doğru gelişim gösterdi.	7	
290-320	7 numaralı kesme çatlağına paralel kesme çatlağı gözlenmiştir. 290 kN yük düzeyinde oluşan çatlağın, 332 kN yük düzeyine kadara sabit eğimle sağ yükleme plakasına doğru gelişimine devam etti.	8	Sol yükleme plakası ile sol mesnet arası
420	Kesme çatlaklarının genişlediği, eğilme çatlaklarının ise kılcal düzeyde kaldığı tespit edil ve deney sonlandırıldı.		



Şekil 3.111. S4G-1.08-SF60 kiriş numunesi yükleme aşamaları

Yükleme sırasında gözlenen çatlaklar ve çatlak gelişimi Şekil 3.118'te sunulmaktadır. Deney sonunda eğilme çatlakları kılcal düzeyde kalırken, kesme çatlakları 2 ile 3 mm arasında genişliğe sahiptir (Şekil 3.119). Yük kaldırıldıktan sonra çatlakların büyük oranda kapandığı ve yükleme sırasında oluşan sehimin azaldığı Şekil 3.120 gösterilmiştir.



Şekil 3.112. S4G-1.08-SF60 kiriş numunesi çatlak ve çatlak gelişimi

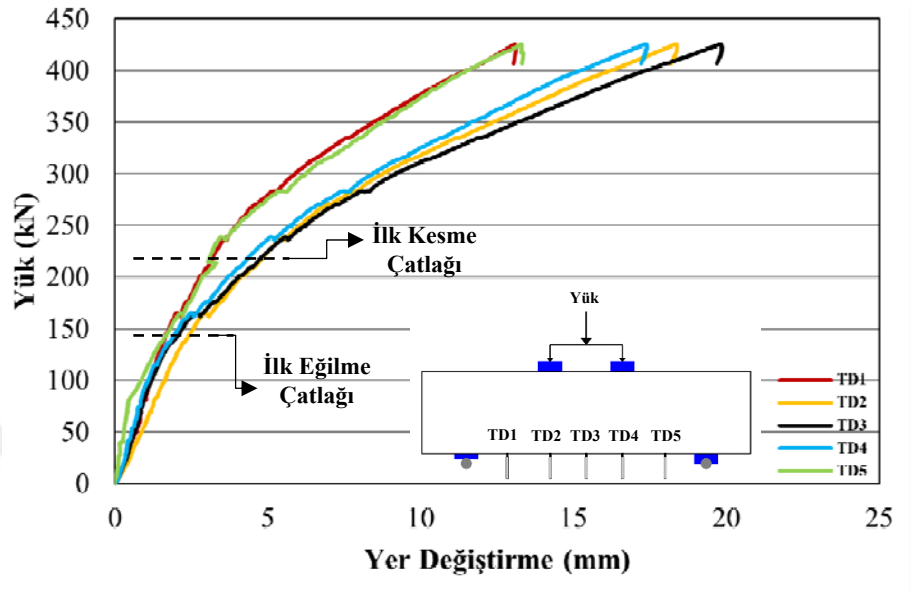


Şekil 3.113. S4G-1.08-SF60 kiriş numunesi kesme çatlağı genişliği



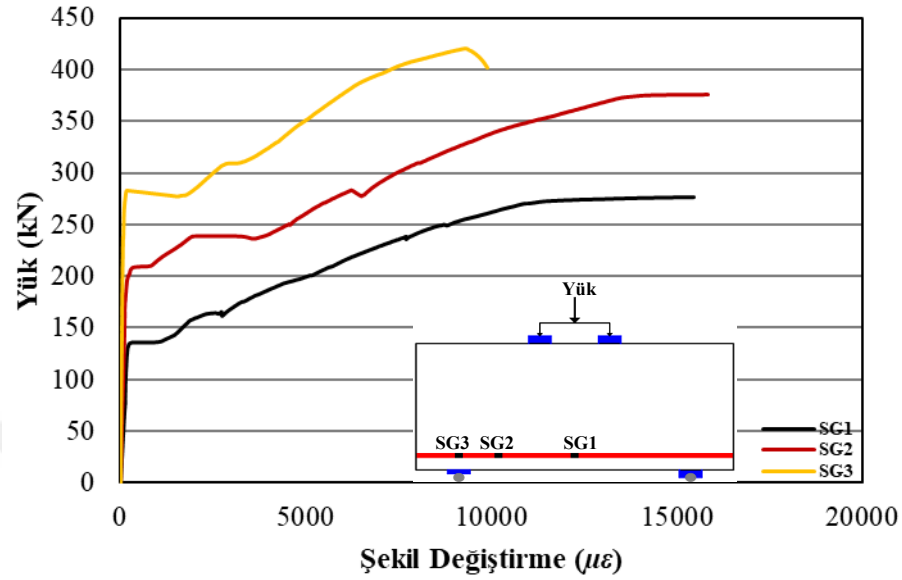
Şekil 3.114. Yük kaldırıldıktan sonra S4G-1.08-SF60 kiriş numunesi

Deney sonrası, yük hücresi, yer değiştirme ölçerler ve gerinim ölçerler aracılığı ile veri kaydetme ünitesine aktarılmış veriler kullanılarak deneye ait yük-yer değiştirme, yük-donatı şekil değiştirme, yük-beton şekil değiştirme ve donatı şekil değiştirme eğrileri elde edilmiştir. Şekil 3.121'de S4G-1.08-SF60 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında beş farklı noktada yer değiştirme okumaları alınmıştır. TD1 ve TD5 kesme açıklığı orta noktası, TD2 ve TD4 yükleme noktası ve son olarak TD3 kiriş açıklık ortasına yerleştirilen yer değiştirme ölçerlerden elde edilen okumaları ifade etmektedir. Maksimum yüke karşılık açıklık ortasında meydana gelen yer değiştirme 19.85 mm olarak ölçülmüştür. İlk eğilme çatlağının oluşmasından sonra meydana gelen yük-yer değiştirme eğrisindeki eğim değişikliği, lifsiz kirişlere kıyasla lifli kirişlerde daha az gözlenmiştir. TD1 ve TD5'in kesme bölgesinde, TD2,TD3 ve TD4'ün ise sabit moment bölgesinde konumlandırılmasına bağlı olarak, TD1 ve TD5'ten elde edilen eğrilerin, TD2,TD3 ve TD4'ten açıkça farklı bir davranış göstermiştir.

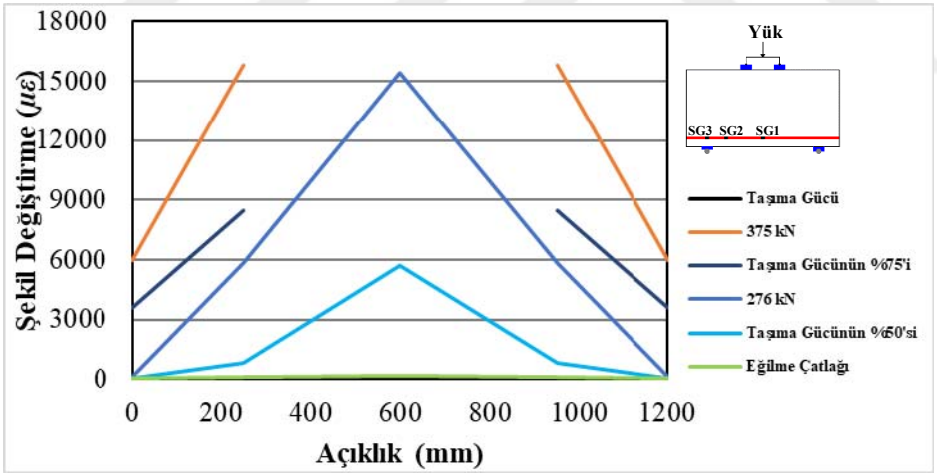


Şekil 3.115. S4G-1.08-SF60 kiriş numunesine ait yük-yer değiştirme grafiği

Şekil 3.122'de S4G-1.08-SF60 kiriş numunesine ait yük-donatı şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında donatıda üç farklı noktada şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG1 kiriş açıklık ortası, SG2 kesme açıklığı ortası ve SG3 mesnet noktasını ifade etmektedir. Kirişte ilk eğilme çatlağı 147 kN yük düzeyinde meydana gelmiştir. Bu aşamaya kadar GFRP donatılarında dikkat çekici düzeyde şekil değiştirme gözlenmemiştir. Eğilme çatlağı meydana geldikten sonra ilk olarak GFRP donatısının açıklık ortasında bulunan SG1 gerinim ölçerinde şekil değiştirmeler tespit edilmiştir. Bu esnada SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde dikkat çekici düzeyde şekil değiştirme değeri ölçülmemiştir. Yükün artması ile meydana gelen eğik çatlak ve a/d oranına bağlı olarak kiriş gergili kemer davranışı sergilemeye başlamıştır. Kemerleşme etkisiyle boyuna donatıda meydana gelen kuvvet artışı sonucunda SG2 ve SG3 gerinim ölçerlerinde ölçülen şekil değiştirme değerleri artmıştır. Çeşitli yük aşamalarında donatı üzerinde meydana gelen şekil değiştirme değerleri Şekil 3.123'te sunulmuştur.



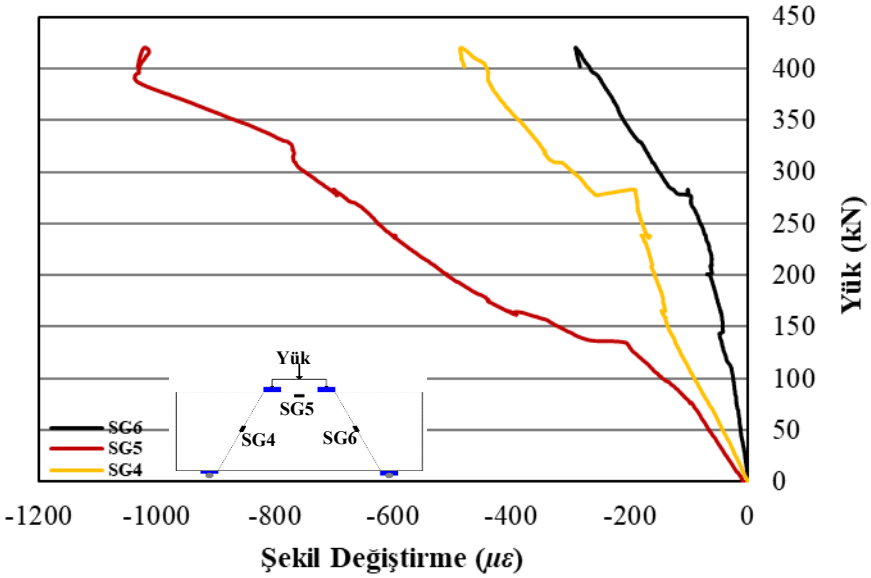
Şekil 3.116. S4G-1.08-SF60 kiriş numunesine ait yük- donatı şekil değiştirme grafiği



Şekil 3.117. S4G-1.08-SF60 kiriş numunesi donatı şekil değiştirme dağılımı

Şekil 3.124'te S4G-1.08-SF60 kiriş numunesine ait yük-beton şekil değiştirme grafiği sunulmaktadır. Deney esnasında üç farklı noktada beton şekil değiştirme okumaları alınmıştır. SG4 sol yükleme plakası ile sol mesnet plakası

arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde, SG5 iki yükleme noktası arasındaki beton basınç alanında ve SG6 sağ yükleme plakası ile sağ mesnet plakası arasına çizilen bir diyagonal çizgi üzerinde meydana gelen şekil değiştirmeyi ölçmek için yerleştirilmiştir. Beton basınç bölgesinde ölçülen şekil değiştirme değerinin büyüklüğünün 3000 με'den az olması kirişin eğilmede değil, kesme kırılması nedeniyle taşıma gücüne ulaştığını doğrulamaktadır.



Şekil 3.118. S4G-1.08-SF60 kiriş numunesine ait yük- beton şekil değiştirme grafiği

4. SAYISAL ÇALIŞMA

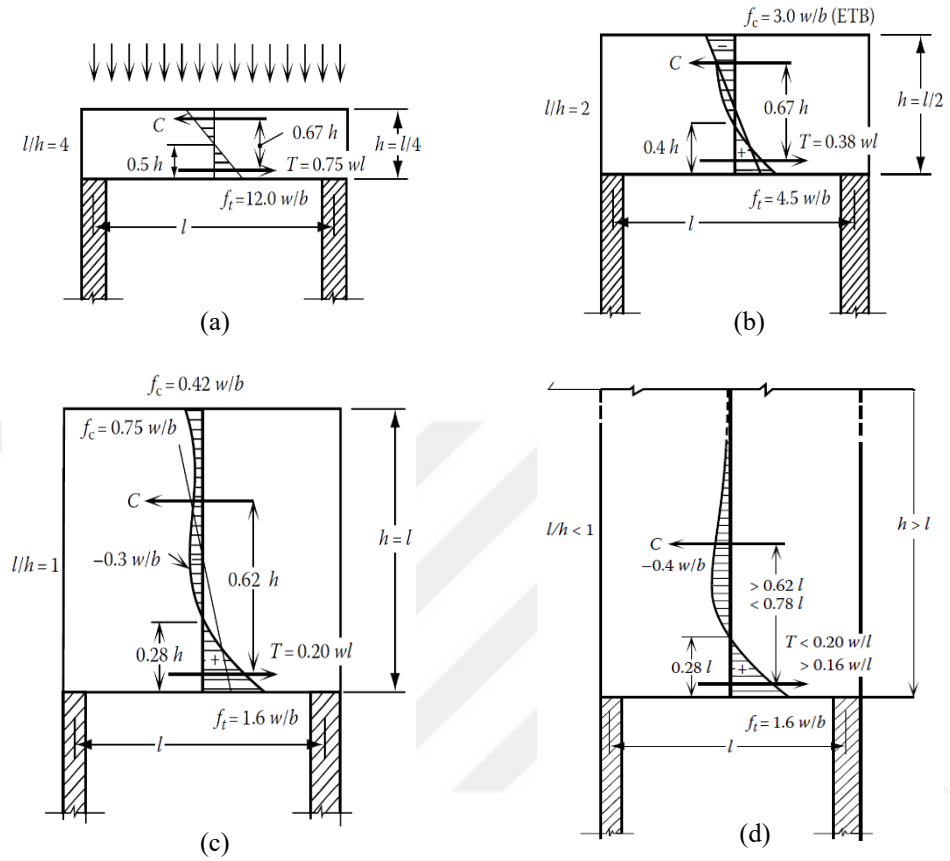
4.1. Giriş

Derin kirişler ACI 318-19 tarafından, bir yüze yüklenen ve karşı yüz üzerinde mesnetlenen, yükler ve mesnetler arasında basınç elemanlarının gelişebileceği ve aşağıdaki durumlardan birini sağlayan elemanlar olarak tanımlanmıştır:

- Kiriş açıklığı, kiriş yüksekliğinin (*h*) dört katını geçmeyen
- Tekil yüklerin, mesnet yüzüne 2h'tan daha yakın uygulandığı elemanlar

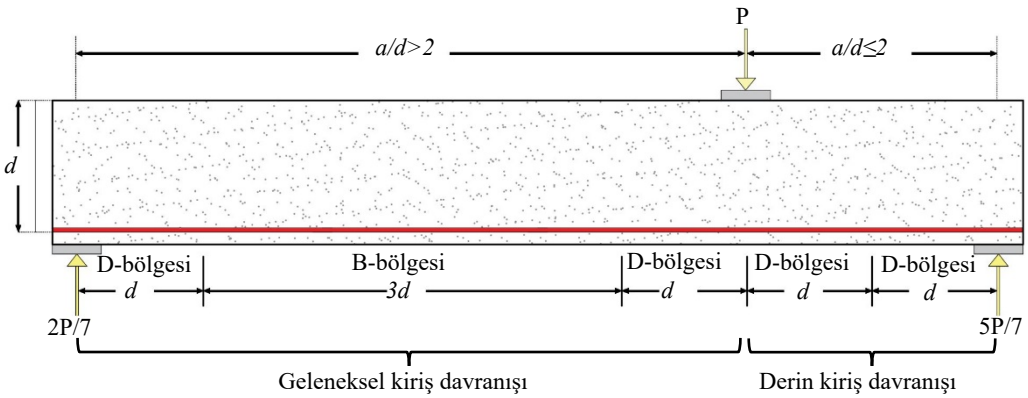
Bu tanımlamanın temeli, mesnete veya tekil yüke *d* mesafedeki elemanda gerilme dağılımının doğrusal olmaktan tamamen uzaklaşmasıdır. Bu da düzlem olan kesitlerin eğildikten sonra düzlem kalmadığı ve bu varsayıma dayalı çözümlerin doğru olmadığı anlamına gelmektedir. Kiriş-kolon mesnet bölgeleri, ön gerilme uygulama bölgeleri, çerçeve köşeleri, inceltilmiş uç bölgeleri, kısa konsollar, tekil yüklerin uygulanma bölgeleri vb. için çok eksenli gerilme durumunun bulunduğu bölgelerde Bernoulli-Navier hipotezi geçersiz olmaktadır.

Taranath 2010, düzün yayılı yük taşıyan farklı *l/h* oranlarına sahip derin kirişlerde meydana gelen gerilme dağılımlarını Şekil 4.1'de göstermektedir. Şekil 4.1'de görüldüğü üzere *l/h*=4 olduğu durumda gerilme dağılımı doğrusal olurken, *l/h*<4 olduğu durumlarda gerilme dağılımı doğrusal olmayan bir davranış sergilemektedir. Ayrıca gerilim dağılımları incelendiğinde *l/h* oranı azaldıkça tarafsız eksen aşağı doğru hareket etmektedir. Sonuç olarak (*l/h*) oranı, gerilme dağılımının doğrusaldan doğrusal olmayana değişiminde önemli bir etkiye sahiptir.



Şekil 4.1. Derin kirşlerde gerilme dağılımı; (a) *l/h* =4,(b) *l/h* =2, (c) *l/h* =1, (d) *l/h* <1 (Taranath, 2010)

Eksenine dik yönde yüklemiş bir betonarme kirişte asal çekme ve asal basınç gerilmelerinin eğimi, kesme gerilmelerinin normal gerilmelere oranına bağlıdır (Ersoy ve Özcebe 2017). Kesit yüksekliği boyunca gerilme dağılımı doğrusal olmayan bölgelere D-bölgeleri (süreksiz), doğrusal olan bölgelere ise B-bölgeleri (Bernoulli ya da geleneksel kiriş) denir (Wight ve Macgregor 2011). Şekil 4.2'de simetrik olarak yüklenmemiş bir kirişte B ve D bölgeleri gösterilmiştir.



Şekil 4.2. Kirişte oluşan B ve D bölgeleri

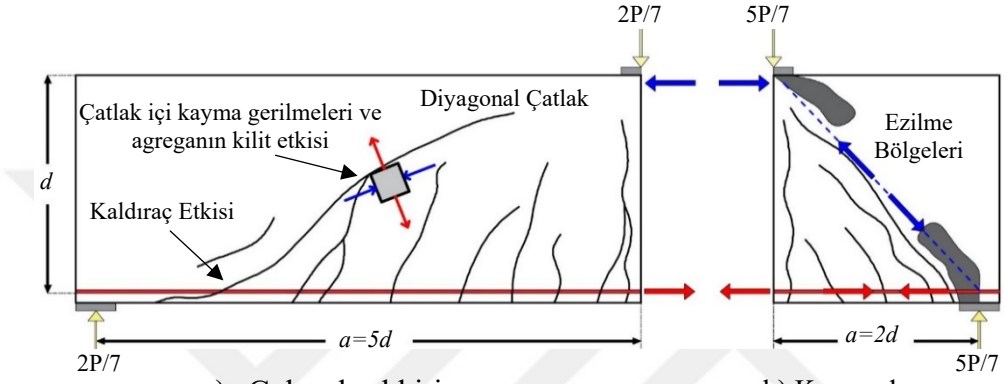
Genel olarak, etriyesiz betonarme kirişler, aşağıda tanımlanan dört olası kuvvet sayesinde kesme gerilmelerine karşı koyar:

- Çatlamamış basınç bölgesinde taşınan kesme kuvveti
- Çekme donatısınca taşınan kesme kuvveti
- Çatlak yüzeyinde oluşan "çatlak içi kayma gerilmeleri'' ve agreganın kilit etkisi
- Kemer davranışı

İlk üç mekanizma, genellikle kiriş mekanizması (kiriş hareketi) olarak bilinen geleneksel kirişlerdeki temel kayma direnci mekanizmalarıdır. Kemer davranışı, yükün doğrudan yük noktasından mesnete aktarıldığı derin kirişlerde meydana gelir.

Şekil 4.2'de gösterilen kiriş için beklenen göçme mekanizmaları, Şekil 4.3'te gösterilmektedir. Kirişin sol tarafı kiriş hareketini sağ tarafı ise kemer davranışını temsil etmektedir. Şekil 4.3(a)'da görüleceği üzere, kiriş hareketi, elemanın gövdesindeki diyagonal çekme gerilmelerine bağlıdır. Kirişin çatlamış kısmındaki çekme kuvveti, çatlak yüzeyinde oluşan "çatlak içi kayma gerilmeleri'' ve agreganın kilit etkisiyle karşılanmaktadır. Kiriş gövdesindeki bu gerilmeler, alt

donatıda ortaya çıkan ve açıklık ortasında maksimum olan bu çekme kuvveti değerini mesnet yüzünde neredeyse sıfıra düşürmektedir (Mohamed 2015). Derin kirişler geleneksel kiriş davranışından, yükleme ve mesnet noktaları arasında meydana gelen basınç çubuğu ve boyuna donatıdaki sabit gerilmeden oluşan kemer davranışına geçiş yapar (Şekil 4.3(b)).



a) Geleneksel kiriş b) Kemer davranışı

Şekil 4.3. Betonarme kirişte geleneksel kiriş ve kemer davranışı

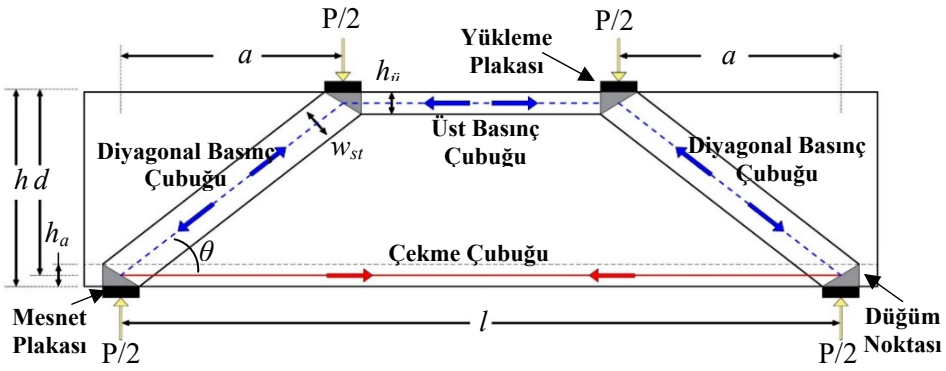
B-bölgelerinde kiriş teorisi uygulanır ve düzlem olan kesitlerin düzlem kaldığı ve düzgün kayma gerilmesi dağılımı varsayımına dayanan kesitsel eğilme ve kesme yaklaşımları kullanılarak eğilme ve kesme kapasitesi belirlenebilir. D-bölgelerinde eksenel gerilimin doğrusal olmadığı ve kayma gerilimi dağılımı tekdüze olmadığı için kesitsel yaklaşımlar uygulanamaz (ACI 445R-99).

Derin kirişlerde, dışarıdan uygulanan yükler, basınç çubuğu ile doğrudan mesnetlere aktarılır (Macgregor 1997). Sonuç olarak, ACI ve CSA gibi standartlar, betonarme derin kirişlerin tasarımı için STM'in kullanılmasını tavsiye etmektedir.

4.2. Basınç ve Çekme Çubuğu Modeli (STM)

Elastisite teorisi, araştırmacılar ve uygulamacılar tarafından eğilme, kayma ve burulma yükü etkisi altındaki betonarme kirişlerin tasarımı için gerçekçi ve uygun bir temel olarak değerlendirilmektedir (Schlaich ve ark., 1987). Bir yapının tüm bölümleri benzer öneme sahip olduğundan dolayı, kabul edilebilir bir tasarım konsepti, herhangi bir yapının her bölümü için geçerli ve tutarlı olmalıdır. Ayrıca, bir teorinin geçerliliğini ortaya koymak için tasarımda deneysel çalışmaların önemi göz ardı edilemeyeceğinden dolayı, böyle bir yaklaşım kolaylıkla anlaşılabilecek fiziksel bir modele dayandırılmalıdır. STM kafes kiriş analojisine dayanmakta ve birçok beton yapı elemanına uygulanabilmektedir.

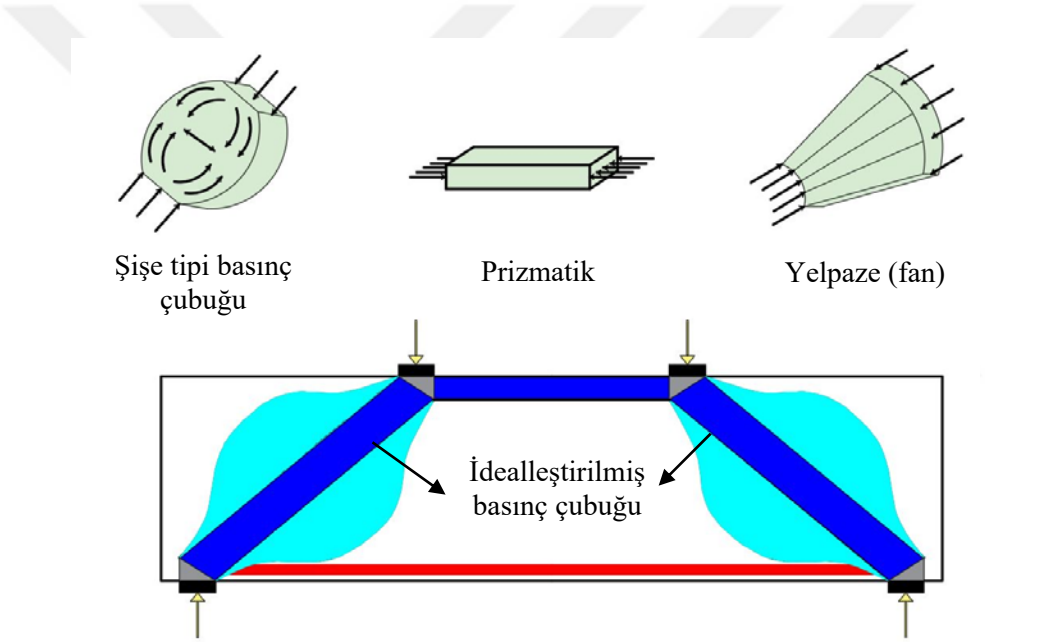
STM betonarme yapılarda süreksiz bölgelerin (D bölgeleri) tasarımında araştırmacılar tarafından önerilmektedir. Model basit tek eksenli gerilme izlerinden oluşan kafes içerisindeki betonarme elemanların D bölgesi içerisindeki karmaşık gerilme durumlarını basitleştirmektedir. Şekil 4.4'te görüleceği üzere her tek eksenli gerilme izi STM'nin bir elemanı olarak düşünülmektedir. Burada a kesme açıklığını, $h_{ü}$ üst düğüm noktasının yüksekliğini, w_{st} diyagonal basınç çubuğunun genişliğini, θ diyagonal basınç çubuğunu ile çekme çubuğu arasındaki açı, h_a alt düğüm noktasının yüksekliğini, h kiriş yüksekliğini ve d kiriş faydalı yüksekliğini ifade etmektedir.



Şekil 4.4. STM elemanları

STM'de, çekme çubuğu (Tie) çekme gerilmelerini karşılarken basınç çubukları (Strut) basınç gerilmelerini karşılamaktadır. Çekme ve basınç çubukları düğüm noktalarında kesişir. Bu nedenle, STM üç ana unsurdan oluşur: basınç çubuğu, çekme çubuğu ve düğümler.

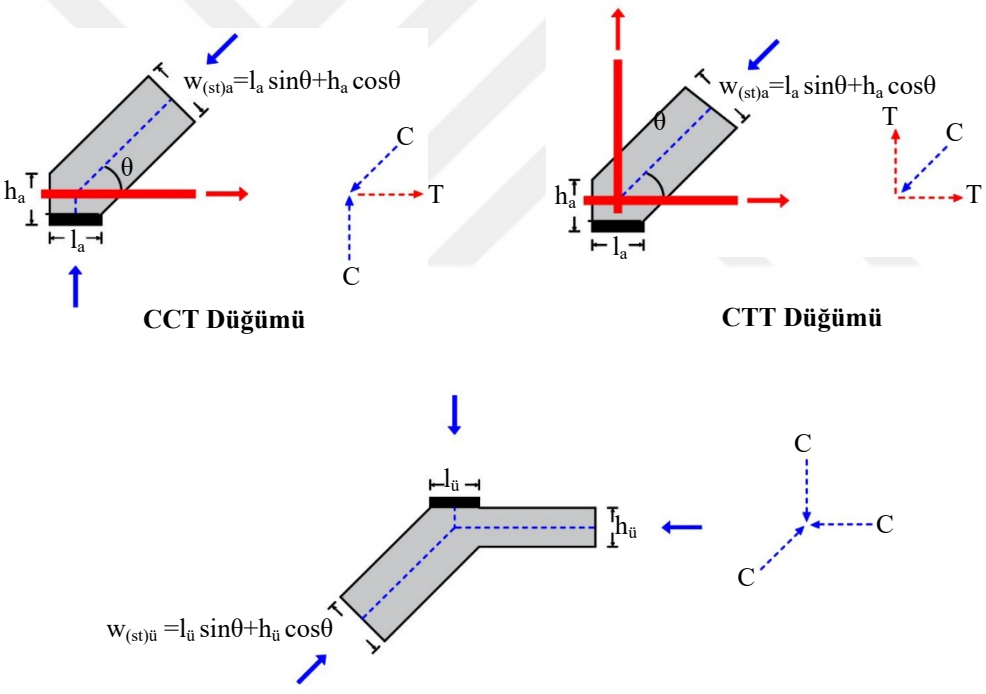
Gerilme dağılımına göre basınç çubukları için üç ana geometrik şekil sınıfı bulunmaktadır: prizmatik, şişe ve yelpaze (fan) (Şekil 4.5). Prizmatik ve şişe şeklindeki basınç çubukları en temel tipleriyken, yelpaze (fan) yayılı yüke maruz derin kirişler için daha uygundur.



Şekil 4.5. Basınç çubuğu tipleri

Prizmatik basınç çubukları üniform kesite sahiptir. Prizmatik basınç çubukları Şekil 4.6'da gösterildiği gibi sıklıkla bir kiriş elemanın basınç gerilmesi bloğunu modellemek için kullanılır. Şişe şeklindeki basınç çubukları genellikle düğüm noktalarındaki geometrik koşullar iyi bir şekilde tanımlanmadığı durumlarda kullanılmaktadır.

Elemanların kesişme noktaları düğüm noktaları olarak adlandırılır. Kesişen elemanların türüne göre bu düğüm noktaları genel olarak standartlarda CCC, CCT, CTT ve TTT olmak üzere dört farklı tipte tanımlanırlar. Şekil 4.6 farklı tipteki düğümleri gösterilmektedir. Bir düğüm yalnızca basınç kuvvetlerini birleştirirse CCC (Compression-Compression-Compression) düğümü olarak adlandırılır, buna karşın CCT (Compression-Compression-Tension) düğümü bir çekme kuvveti ve en az iki basınç kuvveti etkisi altındadır. CTT düğümü ise bir basınç kuvveti ile en az iki çekme kuvvetini bir araya getirmektedir. Son olarak, sadece çekme kuvveti etkisindeki bir düğüm, TTT (Tension - Tension -Tension) düğümü olarak adlandırılmaktadır.



Şekil 4.6. Düğüm noktası tipleri

STM kullanılarak derin kirişlerin kesme kapasitesi Denklem (4.1.)'deki eşitlik ile hesaplanmaktadır.

$$P = 2 * F_{(strut)d} \sin\theta \tag{4.1.}$$

$F_{(strut)d}$ diyagonal basınç çubuğunun basınç dayanımını ifade etmekte ve Denklem (4.2.)'deki eşitlik ile hesaplanmaktadır.

$$F_{(strut)d} = f_{cu} A_{strut} \tag{4.2.}$$

Burada f_{cu} diyagonal beton basınç çubuğunda müsaade edilebilir maksimum gerilme ve A_{strut} diyagonal beton basınç çubuğunun kesit alanını ifade etmektedir. Hesaplamalarda diyagonal basınç çubuğunun alt ve üst uçlardaki enine kesit alanı sırasıyla Denklem (4.3.) ve Denklem (4.4.)'deki eşitlik ile hesaplanmakta ve küçük olan değer göz önünde bulundurulmaktadır.

$$A_{(strut)a} = b w_{(st)a} \tag{4.3.}$$

$$A_{(strut)ü} = b w_{(st)ü} \tag{4.4.}$$

Burada b kiriş genişliğini, $w_{(st)a}$ ve $w_{(st)ü}$ sırasıyla diyagonal basınç çubuğunun alt ve üst uçlardaki yüksekliğini ifade etmekte (Şekil 4.6) ve Denklem (4.5.) ve Denklem (4.6.)'daki eşitlik ile hesaplanmaktadır.

$$w_{(st)a} = l_a \sin\theta + h_a \cos\theta \tag{4.5.}$$

$$w_{(st)ü} = l_{ü} \sin\theta + h_{ü} \cos\theta \tag{4.6.}$$

Denklemlerde yer alan $l_{ü}$, yükleme plakası genişliğini l_a ise mesnet plakası genişliğini ifade etmektedir. Diyagonal basınç çubuğunu ile çekme çubuğu arasındaki açı (θ) Denklem (4.7.)'deki eşitlik ile hesaplanmaktadır.

$$\tan\theta = \frac{h - \frac{h_a}{2} - \frac{h_{ü}}{2}}{a} \tag{4.7.}$$

Denklem (4.7.)'de h_a, boyuna donatının merkezi ile derin kirişin alt yüzü arasındaki mesafenin (paspayı) iki katına eşit olarak alınır. $h_{ü}$ ve dolayısıyla ona bağlı olarak hesaplanan θ iterasyon işlemi kullanılarak hesaplanmaktadır. Bu iterasyon yöntemi basınç çubuğu, çekme çubuğu ve düğüm noktalarındaki en kritik gerilme değerini dikkate almaktadır. İterasyon süreci, yatay basınç çubuğu ile çekme çubuğu arasındaki dengeyi elde edene kadar tekrarlanmaktadır.

Yatay basınç çubuğundaki kuvvet ($F_{(strut)y}$), Denklem (4.8.)'deki eşitlikler ile hesaplanmaktadır.

$$F_{(strut)y} = F_{(strut)d} \cos\theta \tag{4.8a.}$$

$$F_{(strut)y} = 0.85 f_c' h_{ü} b_w \tag{4.8b.}$$

Denklem (4.9.)'da ifade edildiği üzere çekme çubuğundaki gerilme değeri FRP donatısının kopma dayanımını (f_{fu}) aşmamalıdır.

$$f_{fu} \geq \frac{F_{tie}}{A_{frp}} \tag{4.9.}$$

Burada A_{frp} FRP donatı alanını, F_{tie} çekme çubuğundaki kuvveti ifade etmekte ve $F_{(strut)y}$ için kullanılan denklemler geçerlidir.

Düğüm bölgelerindeki etkin basınç dayanımı, F_{node} Denklem (4.10.) ile hesaplanır:

$$F_{node} = f_{cu,n} A_{strut} \tag{4.10.}$$

Burada $f_{cu,n}$ düğüm noktasında müsaade edilebilir maksimum gerilmeyi ifade etmekte ve düğüm tipine bağlı olarak hesaplanmaktadır.

STM'nin başlıca avantajlarından biri yaygın uygulanabilirliğidir. Teoride, herhangi bir yapısal beton eleman, basınç ve çekme elemanlarıyla bir kafes modeli ile temsil edilebilir ve STM ilkeleriyle tasarlanabilir. Ancak, eğilme teorisi ve kesitsel yaklaşımların geçerli olduğu durumlarda, STM kullanımı genellikle çok karmaşıktır. Fakat derin kirişler, konsollar, ardgermeli ankraj bölgeleri veya yükleme veya geometrik süreksizlikleri olan diğer yapısal bileşenler gibi karmaşık gerilme durumlarının bulunduğu uygulamalar için en kullanışlı yöntemdir.

4.2.1. CSA S806 (2017) ve CSA A23.3 (2019) Standardı

CSA-S806 derin kirişleri, kesme açıklığı-derinlik (*a/d*) oranı 2.0'dan az olan eleman olarak tanımlar. CSA A23.3, taşıyıcı elemanların eğildikten sonra düzlem kalmayan (D bölgesi) eleman bölgeleri için STM hükümlerinin kullanılması gerektiğini önermektedir. Çelik donatılı derin kiriş tasarımı için CSA-A23.3'te önerilen denklemler, CSA-S806'da FRP donatılı derin kiriş tasarımı için kullanılmaktadır. Bu nedenle, bu bölümde sunulan denklemler, sınırlamalar ve tanımlar her iki standartta da aynı şekilde yer almaktadır.

Basınç çubuklarında izin verilen maksimum basınç gerilmeleri, enine çekme gerilmelerinin neden olduğu çatlamanın etkisini dikkate alan Modified Compression Field Theory (MCFT) tabanlı bir yaklaşım kullanılarak belirlenir (Vecchio ve Collins 1986). MCFT, çatlamış betonarme elemanların kesme davranışını belirlemek için denge, uyumluluk ve gerilme-şekil değiştirme ilişkilerini kullanmaktadır. CSA-S806'ya göre, basınç çubuğunda meydana kuvvet $\phi_c A_{strut} f'_c$'yi geçmeyecektir, burada ϕ_c beton direnç faktörünü (ϕ_c=0.60), A_{strut} basınç çubuğunun etkin kesit alanını ve f'_c beton basınç dayanımını ifade etmektedir. Diyagonal basınç çubuğundaki gerilme f_{cu}, beton basınç çubuğundaki enine şekil değiştirmeye (ε_1) bağlı olarak Denklem (4.11.)'deki gibi ifade edilmektedir. Ayrıca f_{cu}'nun $\alpha_1 f'_c$ değerini aşmamalıdır. α_1 Denklem (4.12.)'deki gibi ifade edilmektedir.

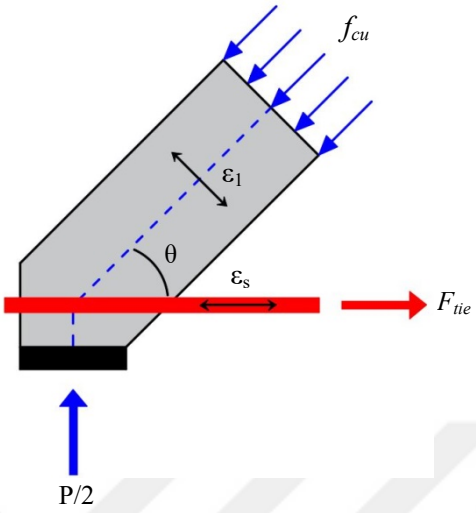
$$f_{cu} = \beta_s f_c^{'} = \frac{f_c^{'}}{0.8 + 170\varepsilon_1} \tag{4.11.}$$

$$\alpha_1 = 0.85 - 0.0015 f_c^{'} \geq 0.67 \tag{4.12.}$$

Burada β_s diyagonal basınç çubuğu dayanım azaltma faktörünü, ε_1 diyagonal basınç çubuğu enine şekil değiştirme değerini (Şekil 4.7) ifade etmekte ve Denklem (4.13.)'deki gibi hesaplanmaktadır.

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_s + \left(\varepsilon_s + 0.002\right)\cot^2\left(\theta\right) \tag{4.13.}$$

Burada θ, Şekil 4.7'de gösterildiği gibi, basınç çubuğu ile çekme çubuğu arasındaki açıdır ve ε_s, basınç çubuğunu geçen çekme çubuğundaki uzama şekil değiştirmedir (Şekil 4.7).



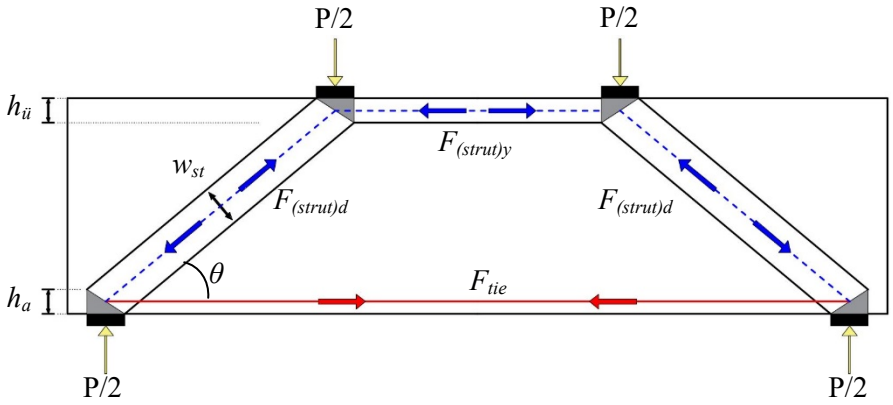
Şekil 4.7. Çekme ve Basınç çubuğundaki şekil değiştirmeler

Denklem (4.14.)'te çekme çubuğundaki şekil değiştirme (ε_s,), denge denklemlerinden belirlenen çekme kuvvetinin eksenel rijitlik ile oranlanmasıyla elde edilir.

$$\varepsilon_s = \frac{F_{tie}}{E_{frp} A_{frp}} \tag{4.14.}$$

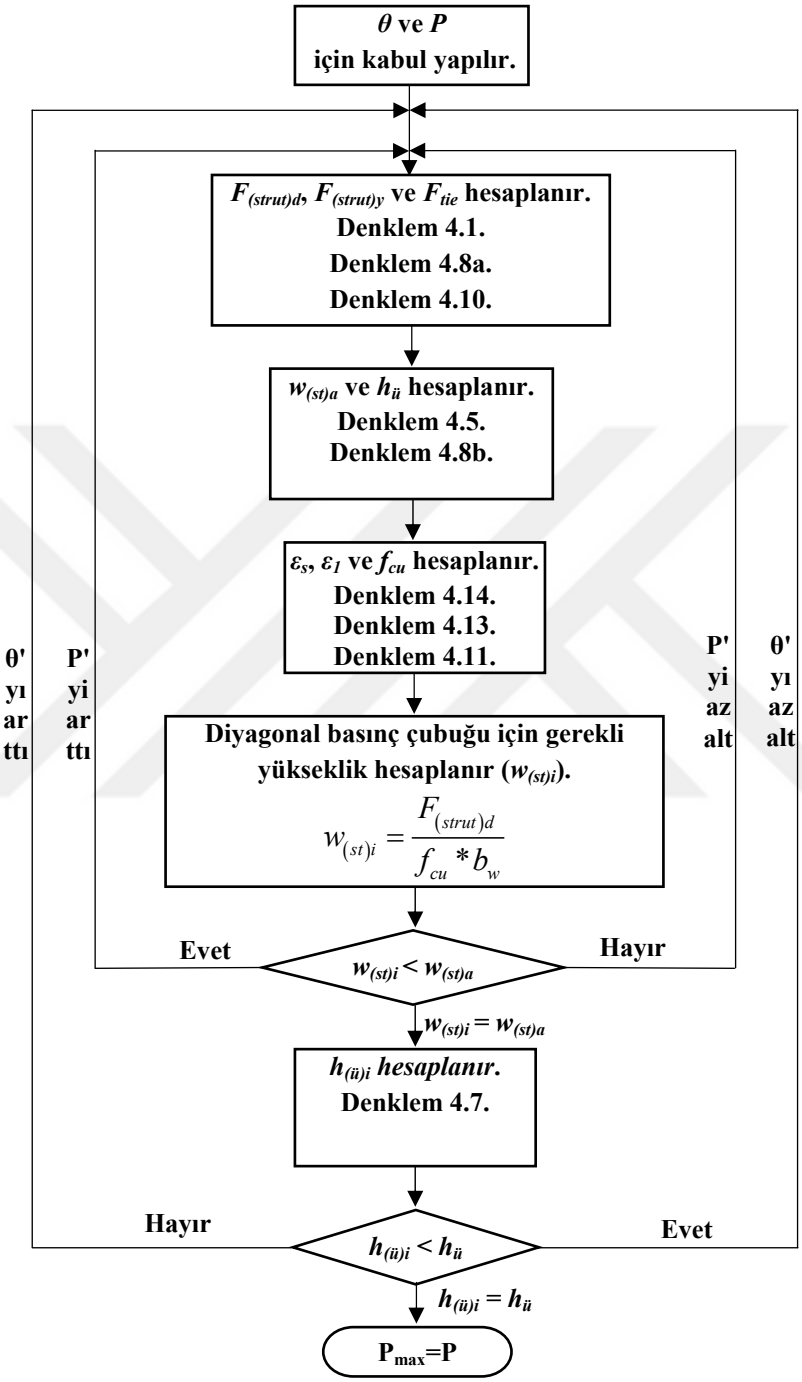
CSA S806 ayrıca, özel sınırlama olmadıkça, düğüm bölgesinde hesaplanan basınç gerilmesi $f_{cu,n}$'nin CCC düğüm bölgelerinde $0.85\phi_c f'_c$, CCT düğüm bölgelerinde $0.75\phi_c f'_c$ ve CTT veya TTT düğüm bölgelerinde $0.75\phi_c f'_c$'yi geçmemesi gerektiğini belirtirmiştir. Burada ϕ_c beton için direnç faktörüdür ve 0,65'e eşittir.

Şekil 4.8'de STM serbest cisim diyagramı, Şekil 4.9'da ise CSA 806'ya göre derin kiriş kesme dayanımı hesap akış diyagramı sunulmuştur.



Şekil 4.8. STM serbest cisim diyagramı

Şekil 4.9'da yer alan işlem adımları ve hesaplamalar, her P ve θ değeri için yedinden tekrarlanan çift katlı bir iterasyon içermektedir. Sonuç olarak elde edilen nihai kesme dayanımına göre düğüm noktalarındaki gerilme değerleri de kontrol edilmelidir.



Şekil 4.9. CSA 806'ya göre derin kiriş kesme dayanımı hesap akış diyagramı

4.2.2. ACI 318-19 Standardı

ACI 318-19'da önerilen STM'de basınç çubuklarının (strut) dayanımları Denklem 4.15 ile ifade edilmektedir.

(a) Boyuna donatı bulundurmayan basınç çubuğu

$$F_{(strut)d} = f_{cu} A_{strut} \tag{4.15a}$$

(b) Boyuna donatı bulunduran basınç çubuğu

$$F_{(strut)d} = f_{cu} A_{strut} + A_s^{'} f_s^{'} \tag{4.15b}$$

Denklemlerde A'_s basınç donatısının alanını ve f'_s basınç donatısının nominal eksenel dayanımını ifade etmektedir.

ACI 318-19'a göre beton basınç çubuğundaki etkili beton basınç dayanımı Denklem 4.16, düğüm noktasındaki etkili beton basınç dayanımı ise Denklem 4.17'de sunulmuştur.

$$f_{cu} = 0.85 \beta_c \beta_s f_c^{'} \tag{4.16}$$

$$f_{cu,n} = 0.85 \beta_c \beta_n f_c^{'} \tag{4.17}$$

Denklemlerde β_s dayanım azaltma faktörünü, β_c basınç çubuğu ve düğüm sargı faktörünü, β_n ise düğüm bölgesi katsayısını ifade etmektedir. β_s , β_c ve β_n sırasıyla Çizelge 4.1, Çizelge 4.2 ve Çizelge 4.3'te sunulmuştur.

Çizelge 4.1. β_s dayanım azaltma faktörü

Basınç Çubuğunun Konumu	**Basınç Çubuğunun Tipi**	**Kriterler**	β_s
Çekme elemanları ya da çekme bölgelerinin elemanları	Herhangi biri	Her durumda	0.4
Diğer tüm durumlar	Sınır basınç çubuğu (Yatay basınç çubuğu vb.)	Her durumda	1.0
	İç basınç çubuğu (Diyagonal basınç çubuğu vb.)	Yeterli miktarda donatı bulunduran	0.75
		Yeterli diyagonal çekme kuvvetine sahip bölgeler	0.75
		Kolon-kiriş birleşim bölgesi	0.75
		Diğer tüm durumlar	0.4

Çizelge 4.2. β_c basınç çubuğu ve düğüm sargı faktörü

Konum	β_c	
• Mesnet/yükleme yüzeyi içeren bir düğüme bağlı basınç çubuğunun ucu • Mesnet/yükleme yüzeyi içeren bir düğüm	Küçük olan	$\sqrt{A_2 / A_1}$, A_1 Mesnet/yükleme yüzeyi, A_2 basınç çubuğu ile düğüm noktasının birleştiği yüzey
		2.0
Diğer tüm durumlar	1.0	

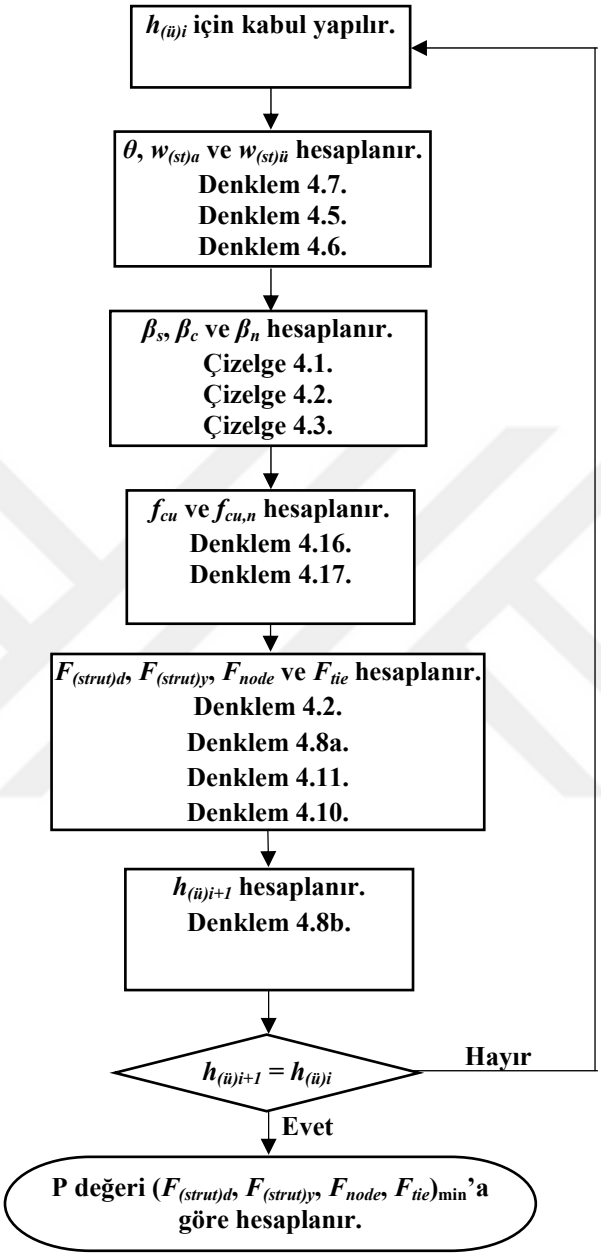
Çizelge 4.3. β_n düğüm bölgesi katsayısı

Düğüm tipi	β_n
Basınç çubukları, mesnet/yükleme yüzeyi ya da her ikisi ile çevrili düğüm (CCC)	1.0
Bir adet çekme çubuğu bulunduran düğüm (CCT)	0.8
En az iki adet çekme çubuğu bulunduran düğüm (CTT-TTT)	0.6

Şekil 4.8'de STM serbest cisim diyagramı, Şekil 4.10'da ise ACI 318-19'a göre derin kiriş kesme dayanımı hesap akış diyagramı sunulmuştur. Şekil 4.10'da yer alan işlem adımları ve hesaplamalar, her $h_{(ü)i}$ değeri için yedinden tekrarlanan tek katlı bir iterasyon içermektedir.

4.2.3. ACI 318-19 ve CSA S806 (2017) Standardına Göre Analiz Sonuçları

ACI 318-19 ve CSA S806 standartları tarafından önerilen STM modellerinin, FRP donatılı derin kirişlerin kesme dayanımını tahmin etme doğruluğu, literatürde ve doktora tez çalışması kapsamında sunulan toplam 58 adet derin kiriş numunesinden oluşturulan bir veri tabanı kullanılarak değerlendirilmiştir. Veri tabanını oluşturan kirişler farklı tipte FRP'lerle güçlendirilmesinin yanı sıra farklı kesit yüksekliğine, kiriş genişliğine, *a/d* oranına ve beton dayanımına sahiptir. Veri tabanını oluşturan kirişlerin kesit özellikleri ve kesme dayanımları Çizelge 4.4'te sunulmuştur. Çizelge 4.5'te ACI 318-19 ve CSA S806 standartlarına dayalı olarak 58 adet derin kiriş numunesinin nihai kesme kapasiteleri, tahmin ortalama değerleri, standart sapması ve değişim katsayısı (Coefficient of variation) sunulmaktadır.



Şekil 4.10. ACI 318-19'a göre derin kiriş kesme dayanımı hesap akış diyagramı

Çizelge 4.4. Veri tabanını oluşturan kiriş numunelerin kesit özellikleri ve kesme dayanımları

Yazar	*Kiriş*	*Donatı Tipi*	*h (mm)*	*d (mm)*	*b (mm)*	*a (mm)*	*a/d*	f_{ck} *(MPa)*	f_{fu} *(MPa)*	A_f *(mm^2)*	ρ_f *(%)*	E_{frp} *(GPa)*	*Yükleme Plakası Genişliği (mm)*	*Mesnet Plakası Genişliği (mm)*	$P_{deney.}$ *(kN)*
Farghaly ve Benmokrane	G8N6	G	1200	1097	300	1250.0	1.14	49.3	790	2280	0.69	47.6	130	228	1447
	G8N8	G	1200	1088	300	1250.0	1.15	49.3	750	4054	1.24	51.9	130	228	1906
	C12N3	C	1200	1111	300	1250.0	1.13	38.7	1596	856	0.26	120.0	130	228	1191
	C12N4	C	1200	1106	300	1250.0	1.13	38.7	1899	1520	0.46	144.0	130	228	1601
Kim ve ark.	A3D9M-1.4	A	290	250	200	350.0	1.40	26.1	1827	191	0.38	80.7	100	100	136
	A3D9M-1.7	A	290	250	200	425.0	1.70	26.1	1827	191	0.38	80.7	100	100	99
	A4D9M-1.7	A	290	250	200	425.0	1.70	26.1	1827	254	0.51	80.7	100	100	121
	A5D9M-1.7	A	290	250	200	425.0	1.70	26.1	1827	318	0.64	80.7	100	100	134
	A3D9S-1.7	A	230	190	200	323.0	1.70	26.1	1827	191	0.50	80.7	100	100	110
	A5D9L-1.7	A	350	310	200	527.0	1.70	26.1	1827	318	0.51	80.7	100	100	134
	C3D9M-1.4	C	290	250	200	350.0	1.40	26.1	1956	191	0.38	120.2	100	100	169
	C3D9M-1.7	C	290	250	200	425.0	1.70	26.1	1956	191	0.38	120.2	100	100	107
	C5D9M-1.7	C	290	250	200	425.0	1.70	26.1	1956	318	0.64	120.2	100	100	151
	C3D9S-1.7	C	230	190	200	323.0	1.70	26.1	1956	191	0.50	120.2	100	100	105
	C5D9L-1.7	C	350	310	200	527.0	1.70	26.1	1956	318	0.51	120.2	100	100	145

Çizelge 4.4. devamı

Nehdi ve ark.	CF-B-1	C	200	150	150	232.5	1.55	34.7	1180	254	1.13	134.0	50	50	185
	CF-B-1.5	C	200	150	150	274.5	1.83	38.9	1180	254	1.13	134.0	50	50	155
	CF-B-2	C	200	150	150	349.5	2.33	40.6	1180	254	1.13	134.0	50	50	92
	CF-pl-1.5	C	200	150	150	274.5	1.83	37.4	1180	383	1.70	134.0	50	50	162
	CF-pl-2.0	C	200	150	150	274.5	1.83	39.6	1180	509	2.26	134.0	50	50	186
	CF-d-250	C	300	250	150	352.5	1.41	41.7	1180	506	1.35	134.0	50	50	298
	CF-f'c-60	C	200	150	150	274.5	1.83	63.1	1180	254	1.13	134.0	50	50	227
	F-B-1	G	200	150	150	232.5	1.55	35.5	690	290	1.29	40.8	50	50	136
	F-pl-2.0	G	200	150	150	274.5	1.83	35.2	690	520	2.31	40.8	50	50	122
	F-d-250	G	300	250	150	352.5	1.41	42.0	690	521	1.39	40.8	50	50	243
Abed ve ark.	B1-FRP	G	300	230	200	248.4	1.08	34.4	1050	423	0.92	51.0	50	50	306
	B2-FRP	G	300	230	200	299.0	1.30	34.4	1050	423	0.92	51.0	50	50	261
	B3-FRP	G	300	230	200	349.6	1.52	34.4	1050	423	0.92	51.0	50	50	233
	B4-FRP	G	300	230	200	248.4	1.08	34.4	1050	635	1.38	51.0	50	50	365
	B5-FRP	G	300	230	200	248.4	1.08	34.4	1050	846	1.84	51.0	50	50	460
	B6-FRP	G	350	280	200	291.2	1.04	34.4	1050	627	1.12	51.0	50	50	314
	B7-FRP	G	400	330	200	330.0	1.00	34.4	1050	832	1.26	51.0	50	50	432

Çizelge 4.4. devamı

Andermatt ve Lubell	A1N	G	306	257	310	275.0	1.07	40.2	709	1187	1.49	41.1	100	100	814
	A2N	G	310	261	310	375.8	1.44	45.4	709	1189	1.47	41.1	100	100	471
	A3N	G	310	261	310	527.2	2.02	41.3	709	1189	1.47	41.1	100	100	243
	B1N	G	608	503	300	543.2	1.08	40.5	765	2580	1.71	37.9	200	200	1273
	B2N	G	606	501	300	741.5	1.48	39.9	765	2570	1.71	37.9	200	200	799
	B3N	G	607	502	300	1039.1	2.07	41.2	765	2575	1.71	37.9	200	200	431
	B4N	G	606	496	300	734.1	1.48	40.7	709	3169	2.13	41.1	200	200	830
	C1N	G	1003	889	301	977.9	1.10	51.6	938	4228	1.58	42.3	330	330	2269
	C2N	G	1005	891	304	1327.6	1.49	50.7	938	4225	1.56	42.3	330	330	1324
El-Sayed ve ark.	G0.7/1.6	G	400	326	250	521.6	1.60	40.5	749	636	0.78	42.0	100	100	329
	G1.2/1.6	G	400	326	250	521.6	1.60	40.5	749	1011	1.24	42.0	100	100	350
	C1.7/1.6	C	400	326	250	521.6	1.60	39.4	986	1394	1.71	134.0	100	100	467
	G1.7/1.6	G	400	326	250	521.6	1.60	40.5	749	1394	1.71	42.0	100	100	392
	C1.2/1.3	C	400	326	250	423.8	1.30	39.4	986	1011	1.24	134.0	100	100	744
	G1.2/1.3	G	400	326	250	423.8	1.30	39.4	749	1011	1.24	42.0	100	100	538
Mohamed ve ark.	G1.47	G	1200	1088	300	1600.0	1.47	38.7	1000	3949	1.21	66.4	203	228	1849
	G1.13	G	1200	1088	300	1250.0	1.13	37.0	1000	3949	1.21	66.4	203	228	2687
	G0.83	G	1200	1088	300	900.0	0.83	38.7	1000	3949	1.21	66.4	203	228	3000

Çizelge 4.4. devamı

Bu Çalışma (Karaahmetli ve ark.)	S1G-0.85	G	350	325	150	275.0	0.85	40.8	1000	284	0.58	50.0	100	100	338
	S1G-1.08	G	350	325	150	350.0	1.08	40.8	1000	284	0.58	50.0	100	100	252
	S1G-1.23	G	350	325	150	400.0	1.23	40.8	1000	284	0.58	50.0	100	100	200
	S1G-1.54	G	350	325	150	500.0	1.54	40.8	1000	284	0.58	50.0	100	100	141
	S2G-0.85	G	350	325	150	275.0	0.85	40.8	1000	415	0.85	50.0	100	100	343
	S2G-1.08	G	350	325	150	350.0	1.08	40.8	1000	415	0.85	50.0	100	100	278
	S2G-1.23	G	350	325	150	400.0	1.23	40.8	1000	415	0.85	50.0	100	100	208
	S2G-1.54	G	350	325	150	500.0	1.54	40.8	1000	415	0.85	50.0	100	100	181

Çizelge 4.5. ACI 318-19 ve CSA S806 standartlarına dayalı analiz sonuçları

Yazarlar	*Kiriş İsmi*	P_{deney} *(kN)*	ACI 318-19		CSA S806	
			P_{teorik} *(kN)*	P_{deney}/P_{teorik}	P_{teorik} *(kN)*	P_{deney}/P_{teorik}
Farghaly ve Benmokrane	G8N6	1447	1741	0.83	1370	1.06
	G8N8	1906	1821	1.05	1785	1.07
	C12N3	1191	1271	0.94	1131	1.05
	C12N4	1601	1305	1.23	1501	1.07
Kim ve ark.	A3D9M-1.4	136	247	0.55	140	0.97
	A3D9M-1.7	99	197	0.50	102	0.97
	A4D9M-1.7	121	197	0.61	113	1.07
	A5D9M-1.7	134	197	0.68	123	1.09
	A3D9S-1.7	110	178	0.62	100	1.10
	A5D9L-1.7	134	209	0.64	125	1.08
	C3D9M-1.4	169	247	0.68	163	1.04
	C3D9M-1.7	107	197	0.54	118	0.90
	C5D9M-1.7	151	197	0.77	140	1.08
	C3D9S-1.7	105	178	0.59	115	0.91
	C5D9L-1.7	145	209	0.69	143	1.02
Nehdi ve ark..	CF-B-1	185	308	0.60	142	1.31
	CF-B-1.5	155	295	0.52	117	1.32
	CF-B-2	92	243	0.38	79	1.16
	CF-pl-1.5	162	284	0.57	129	1.26
	CF-pl-2.0	186	301	0.62	145	1.28
	CF-d-250	298	419	0.71	245	1.22
	CF-f'c-60	227	479	0.47	162	1.40
	F-B-1	136	316	0.43	100	1.35
	F-pl-2.0	122	267	0.46	94	1.30
	F-d-250	243	422	0.58	167	1.46

Çizelge 4.5. devamı

Yazarlar	*Kiriş İsmi*	P_{deney} *(kN)*	ACI 318-19		CSA S806	
			P_{teorik} *(kN)*	P_{deney}/P_{teorik}	P_{teorik} *(kN)*	P_{deney}/P_{teorik}
Abed ve ark.	B1-FRP	306	374	0.82	290	1.06
	B2-FRP	261	435	0.60	228	1.14
	B3-FRP	233	468	0.50	182	1.28
	B4-FRP	365	374	0.97	337	1.08
	B5-FRP	460	374	1.23	373	1.23
	B6-FRP	314	358	0.88	357	0.88
	B7-FRP	432	346	1.25	418	1.03
Andermatt ve Lubell	A1N	814	955	0.85	586	1.39
	A2N	471	810	0.58	411	1.14
	A3N	243	503	0.48	218	1.12
	B1N	1273	1971	0.65	1160	1.10
	B2N	799	1425	0.56	725	1.10
	B3N	431	1012	0.43	417	1.03
	B4N	830	1525	0.54	826	1.00
	C1N	2269	2792	0.81	2033	1.12
	C2N	1324	1982	0.67	1273	1.04
El-Sayed ve ark.	G0.7/1.6	329	916	0.36	264	1.24
	G1.2/1.6	350	916	0.38	317	1.10
	C1.7/1.6	467	891	0.52	507	0.92
	G1.7/1.6	392	916	0.43	357	1.10
	C1.2/1.3	744	1079	0.69	637	1.17
	G1.2/1.3	538	1079	0.50	428	1.26
Mohamed ve ark.	G1.47	1849	1697	1.09	1136	1.63
	G1.13	2687	2024	1.33	1596	1.68
	G0.83	3000	2160	1.39	2456	1.22

Çizelge 4.5. devamı

Yazarlar	*Kiriş İsmi*	P_{deney} *(kN)*	ACI 318-19		CSA S806	
			P_{teorik} *(kN)*	P_{deney}/P_{teorik}	P_{teorik} *(kN)*	P_{deney}/P_{teorik}
Bu Çalışma (Karaahmetli ve ark.)	S1G-0.85	338	344	0.98	275	1.23
	S1G-1.08	252	273	0.92	201	1.25
	S1G-1.23	200	235	0.85	165	1.21
	S1G-1.54	141	178	0.79	115	1.23
	S2G-0.85	343	344	1.00	318	1.08
	S2G-1.08	278	273	1.02	233	1.19
	S2G-1.23	208	235	0.88	191	1.09
	S2G-1.54	181	178	1.02	133	1.36
	Ortalama Değer		0.73		1.16	
	Standart Sapma		0.26		0.16	
	Değişim Katsayısı (%)		35.16		13.90	

Çizelge 4.5'te iki farklı standarda ait 58 adet derin kiriş numunesinin nihai kesme dayanımları tahmini sunulmuştur. Analizlerde MCFT tabanlı bir yaklaşım kullanan CSA standardı ortalama nihai kesme dayanımını %16 daha düşük tahmin ederken, STM tabanlı bir yaklaşımı benimseyen ACI standardı ise %27 oranında daha yüksek tahmin etmektedir. Sonuç olarak ACI standardı güvensiz tarafta tahminde bulunurken, CSA daha güvenli ve ekonomik olmayan bir tahmin sunmaktadır.

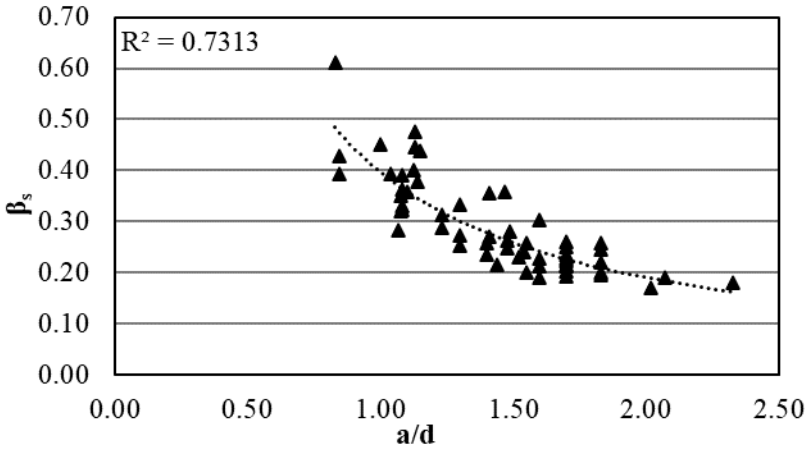
4.3. Diyagonal Basınç Çubuğu Dayanım Azaltma Faktörü (β_s)

Literatürde ve birçok uluslararası standartlarda kafes çubuk model yönteminin uygulaması birbirinden farklı olduğundan basınç çubuk dayanımının belirlenmesinde farklılıklar ortaya çıkmaktadır. Bunun temel nedeni uygulamalarda önerilen diyagonal basınç çubuğu dayanım azaltma faktörlerindeki (β_s) arasındaki

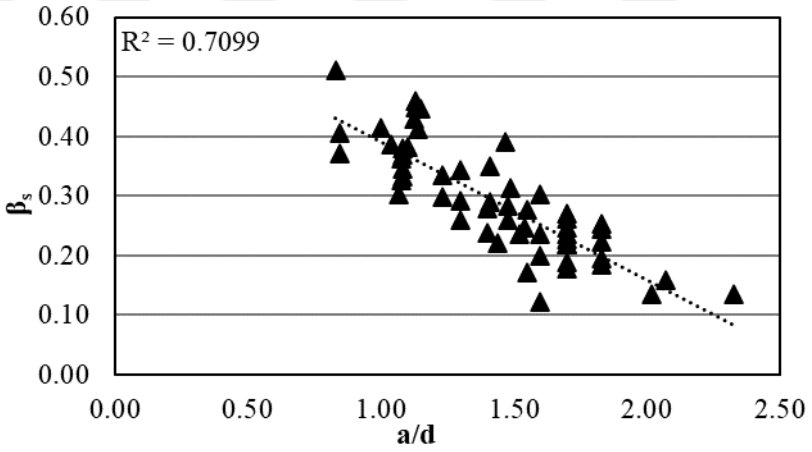
tutarsızlıklardan ortaya çıkmaktadır (Farghaly ve Benmokrane 2013). Yapılan çok sayıda deneysel araştırmalar β_s'in ve doğal olarak derin kirişlerin kesme dayanımının, *a/d* oranı, boyuna donatı oranı, kesme donatısı, beton basınç dayanımı, kiriş genişliği, boyuna donatı tipi gibi birçok parametreden etkilendiğini göstermektedir. FRP donatıları ile takviye edilmiş derin kirişlerin davranışları üzerine çalışmalar, çelik takviyeli derin kirişlere kıyasla çok sınırlı olduğundan FRP donatılarıyla takviye edilmiş derin kirişlerin davranışını doğru bir şekilde belirleyebilmek için daha fazla çalışmaya ihtiyaç duyulmaktadır.

4.3.1. β_s'i Etkileyen Parametreler

ACI 318-19, β_s'in belirlenmesinde derin kiriş numunesine ait herhangi bir parametreyi göz önünde bulundurmamakta ve Çizelge 4.1'de belirtilen koşullara (basınç çubuğunun konumu ve tipi) bağlı olarak sabit bir değer almaktadır. CSA S806'ta ise β_s, çekme çubuğundaki uzama şekil değiştirme miktarına (ε_s) ve diyagonal basınç çubuğunun açısına dolayısı ile *a/d* oranına bağlı olarak hesaplanmaktadır. Sayısal çalışma kapsamında β_s değerinin *a/d* oranı, *h/b* oranı ve ε_s değeri ile arasındaki ilişki incelenmiştir. ACI'nın önerdiği STM'ye göre β_s'in olması gereken değerin *a/d* oranı, *h/b* oranı ve ε_s değeri ile arasındaki ilişki sırasıyla Şekil 4.11-13'te sunulmuştur. CSA'nın önerdiği MCFT'ye göre β_s'in olması gereken değerin *a/d* oranı, *h/b* oranı ve ε_s değeri ile arasındaki ilişki sırasıyla Şekil 4.14-16'da sunulmuştur.

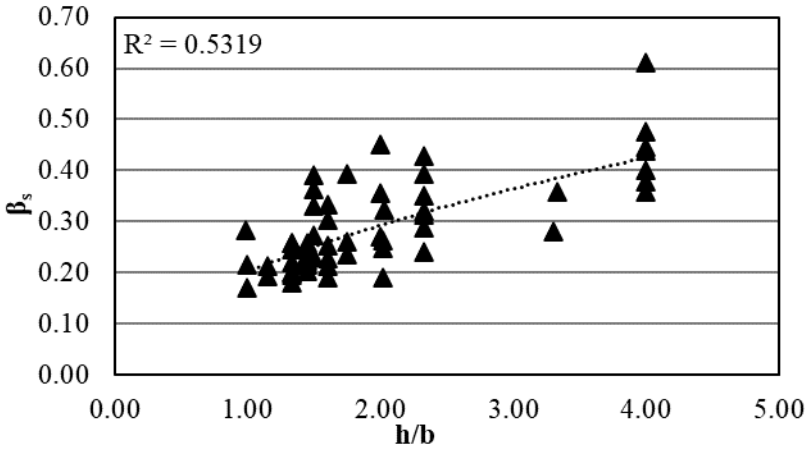


(a)

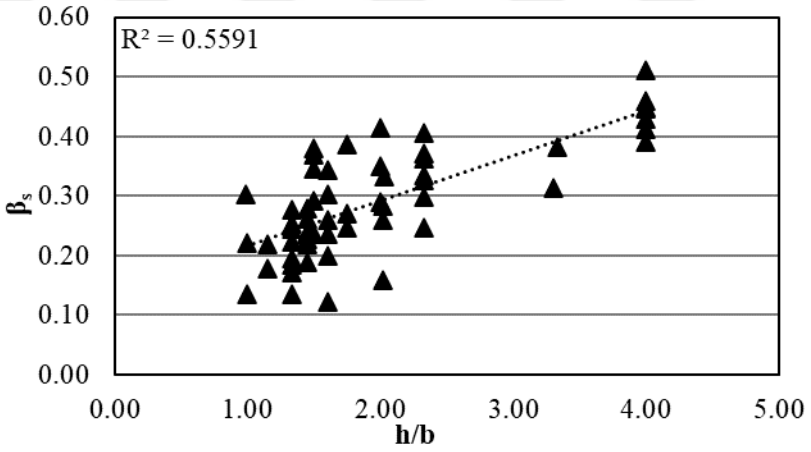


(b)

Şekil 4.11. ACI yöntemlerine göre β_s değerinin a/d oranı ile ilişkisi; (a) Doğrusal Olmayan ve (b) Doğrusal

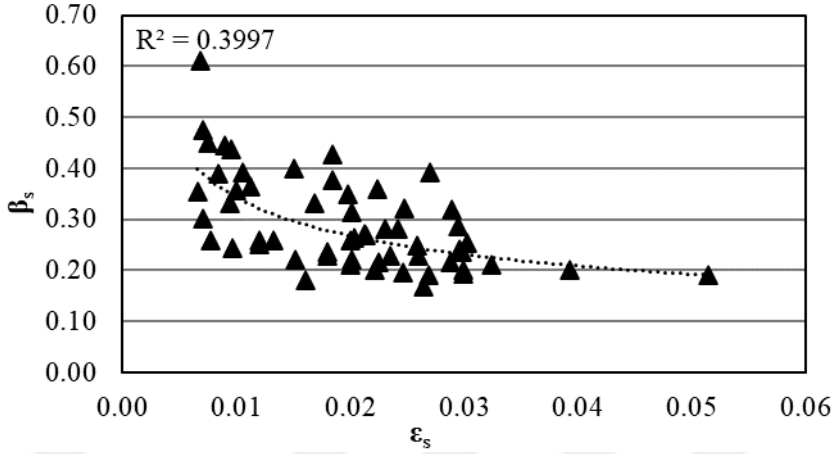


(a)

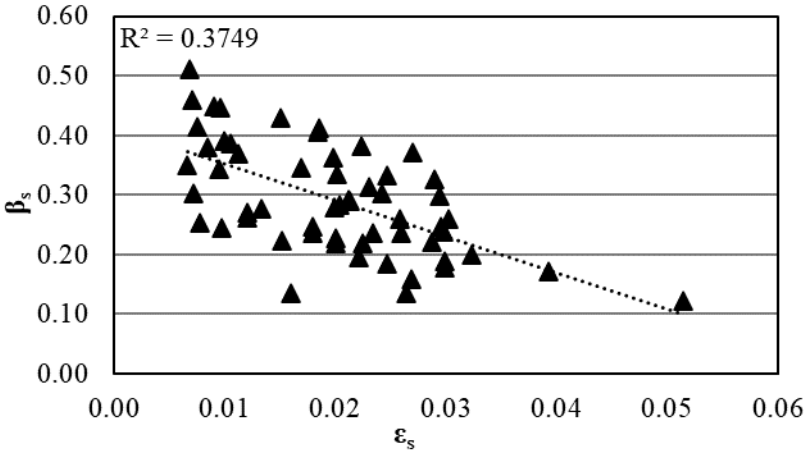


(b)

Şekil 4.12. ACI yöntemlerine göre β_s değerinin *h/b* oranı ile ilişkisi; (a)Doğrusal Olmayan ve (b) Doğrusal



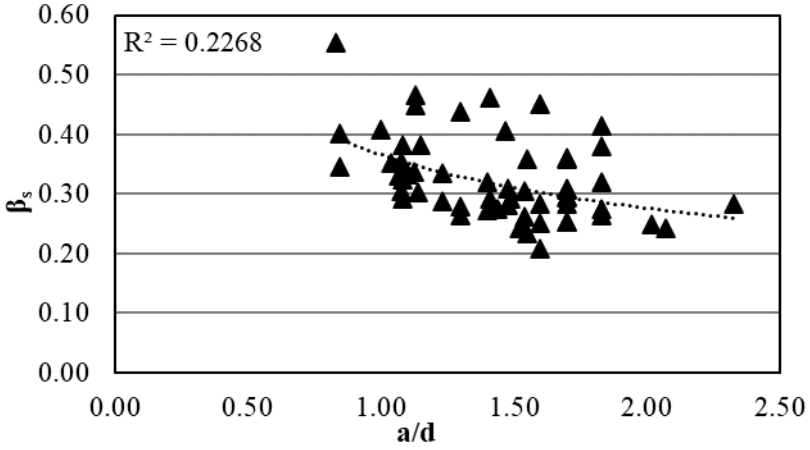
(a)



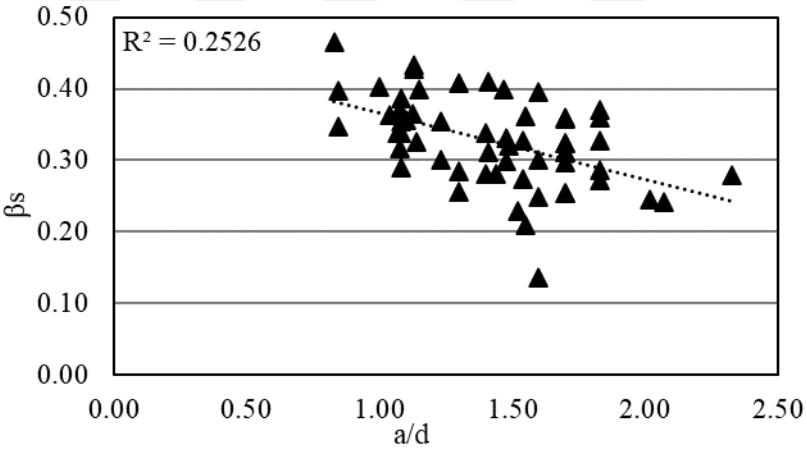
(b)

Şekil 4.13. ACI yöntemlerine göre β_s değerinin ε_s oranı ile ilişkisi; (a) Doğrusal Olmayan ve (b) Doğrusal

STM'de β_s değerinin belirlenmesinde *a/d* oranı, *h/b* oranı ve ε_s değerinin oldukça etkili olduğu Şekil 4.11-13'ten ve parametrelerin korelasyon katsayısından (R^2) anlaşılmaktadır. Doğrusal ve doğrusal olmayan analizler sonucunda korelasyon katsayısı *a/d* oranı için 0.71 ve 0.73, *h/b* oranı için 0.56 ve 0.53 ve ε_s değeri için 0.38 ve 0.40 olarak hesaplanmıştır.

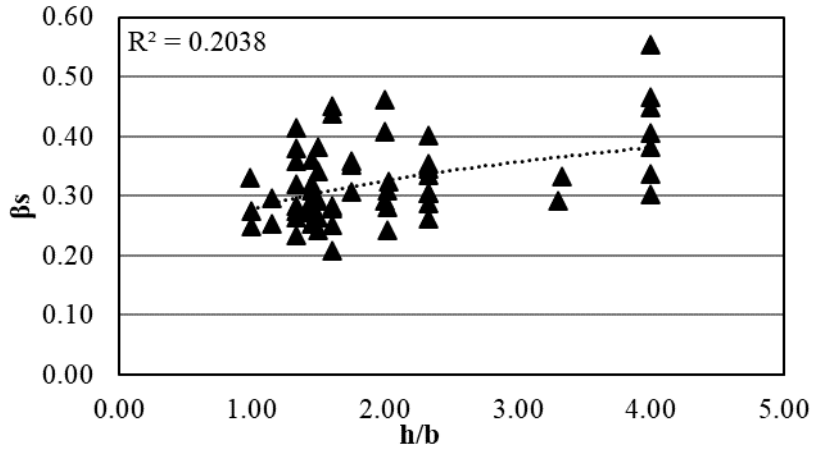


(a)

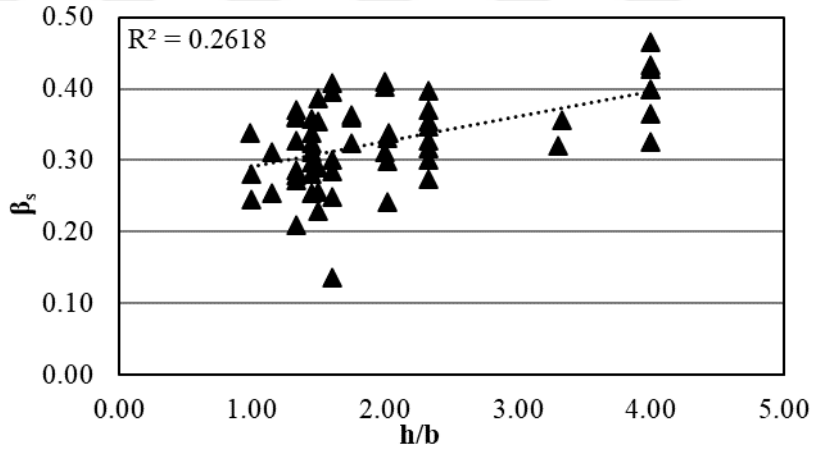


(b)

Şekil 4.14. CSA yöntemlerine göre β_s değerinin *a/d* oranı ile ilişkisi; (a) Doğrusal Olmayan ve (b) Doğrusal

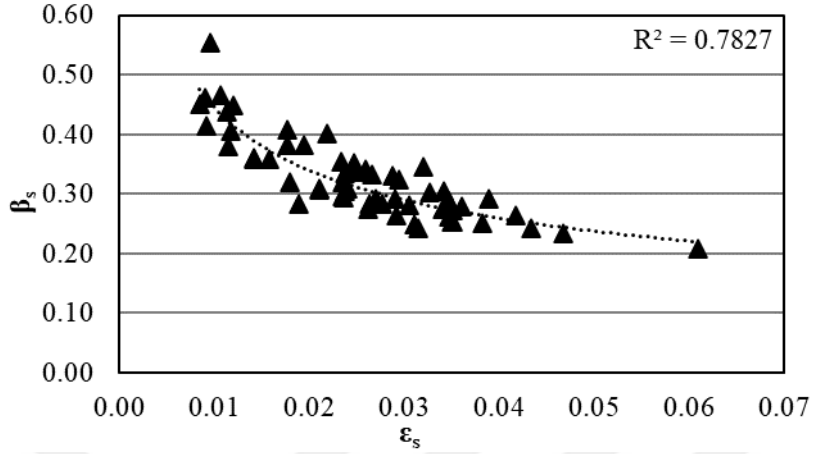


(a)

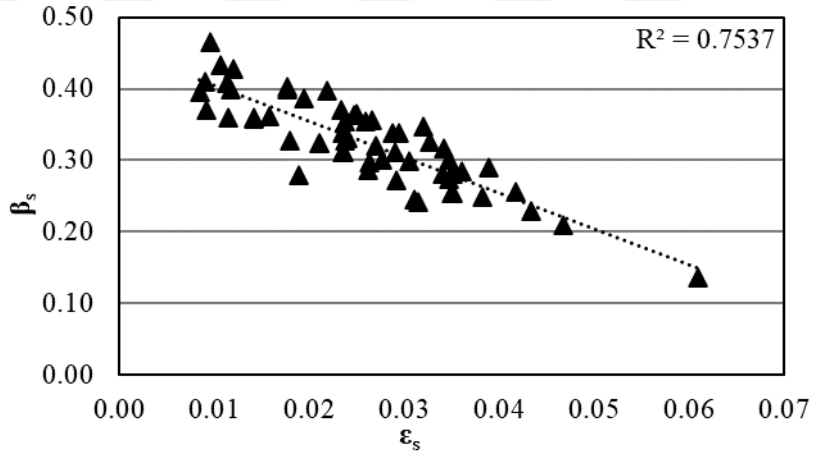


(b)

Şekil 4.15. CSA yöntemlerine göre β_s değerinin *h/b* oranı ile ilişkisi; (a) Doğrusal Olmayan ve (b) Doğrusal



(a)



(b)

Şekil 4.16. CSA yöntemlerine göre β_s değerinin ε_s oranı ile ilişkisi; (a) Doğrusal Olmayan ve (b) Doğrusal

MCFT'ye göre β_s değerinin belirlenmesinde *a/d* oranı ve *h/b* oranının STM'ye göre daha az etkili olduğu, ε_s değerinin ise daha etkili olduğu Şekil 4.14-16'da ve parametrelerin korelasyon katsayısından anlaşılmaktadır. Doğrusal ve doğrusal olmayan analizler sonucunda korelasyon katsayısı *a/d* oranı için 0.25 ve 0.23, *h/b* oranı için 0.26 ve 0.20 ve ε_s değeri için 0.75 ve 0.78 olarak hesaplanmıştır.

STM'de β_s değerinin belirlenmesinde en etkili parametre *a/d* oranı olurken, MCFT'de en etkili parametrenin ε_s olduğu tespit edilmiştir.

4.3.2. Önerilen β_s

Şekil 4.11-16 üzerinde yapılan analizler sonucunda β_s'in *a/d* oranı, *h/b* oranı ve ε_s ile arasında hem doğrusal hem de doğrusal olmayan bir ilişki olduğu belirlenmiştir. Bu bilgilere dayanarak β_s için doğrusal (Denklem 4.18.) ve doğrusal olmayan (Denklem 4.19.) denklemler önerilmektedir.

$$\beta_s = \frac{a}{d}x_1 + \frac{h}{b}x_2 + \varepsilon_s x_3 + x_4 \tag{4.18.}$$

$$\beta_s = \left(\frac{a}{d}\right)^{x_1} * \left(\frac{h}{b}\right)^{x_2} * \left(\varepsilon_s\right)^{x_3} * x_4 \tag{4.19a.}$$

$$\beta_s = e^{\left(\left(\frac{a}{d}\right)^{x_1} * \left(\frac{h}{b}\right)^{x_2} * \left(\varepsilon_s\right)^{x_3}\right)} * x_4 \tag{4.19b.}$$

$$\beta_s = In\left(\left(\frac{a}{d}\right)^{x_1} * \left(\frac{h}{b}\right)^{x_2} * \left(\varepsilon_s\right)^{x_3}\right) * x_4 \tag{4.19c.}$$

IBM SPSS Statistics programı ile yapılan analizler sonucunda STM ve MCFT için elde edilen x_1,x_2,x_3 ve x_4 katsayıları Çizelge 4.6'da sunulmuştur.

Çizelge 4.6. ACI ve CSA için elde edilen x_1,x_2,x_3 ve x_4 katsayıları

Denklem	Yöntem	x_1	x_2	x_3	x_4
(4.18)	ACI	-0.167	0.033	-4.048	0.546
	CSA	-0.087	0.004	-4.933	0.570
(4.19a)	ACI	-0.405	-0.011	-0.391	0.085
	CSA	-0.779	0.199	-0.234	0.125
(4.19b)	ACI	-0.428	0.106	-0.133	0.057E-6
	CSA	-41.451	13.789	5.920	0.32
(4.19c)	ACI	-0.209	0.061	-0.073	1.111
	CSA	-0.200	-0.015	-0.134	0.767

Çizelge 4.6'da önerilen katsayılar dikkate alınarak Denklem (4.18.) ve Denklem (4.19.)'da önerilen modellerin değerlendirmesi araştırma bulguları başlığı altında ele alınmaktadır.

5. SONUÇLARIN KARŞILAŞTIRILMASI

5.1. Giriş

Araştırma bulguları bölümünde, Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversite İnşaat Mühendisliği Bölümü Yapı Laboratuvarında gerçekleştirilen GFRP donatılı derin kirişlerin deneysel çalışma sonuçları ve sayısal çalışma kapsamında önerilen β_s modellerinin değerlendirilmesi sunulmaktadır. Deneysel çalışma kapsamında, derin kiriş numunelerin çatlak gelişim, yük-yer değiştirme, yük-donatı şekil değiştirme, yük-beton şekil değiştirme ve taşıma gücü kapasiteleri karşılaştırılmıştır. Karşılaştırmalar üç farklı parametre etkisi altında incelenmiştir;

- Kesme açıklık-derinlik oranı (a/d)
- Donatı oranı (ρ)
- Betonun çelik lifli veya lifsiz olması

Sayısal çalışma kapsamında β_s değerinin a/d oranı, h/b oranı ve ε_s değeri ile arasındaki ilişki incelenmiştir. ACI ve CSA standartlarının önerdiği modeller ile doktora tez çalışması kapsamında önerilen modellerin karşılaştırmaları sunulmuştur.

5.2. Deneysel Çalışma Sonuçların Karşılaştırılması

5.2.1. Çatlak Gelişimi

Şekil 5.1-12'de derin kiriş numuneleri için çatlak gelişimi ve kirişin taşıma gücüne ulaştığında gözlenen ana çatlaklar sunulmuştur. Çatlak gelişimi tüm kirişler için dört aşamada tanımlanmıştır.

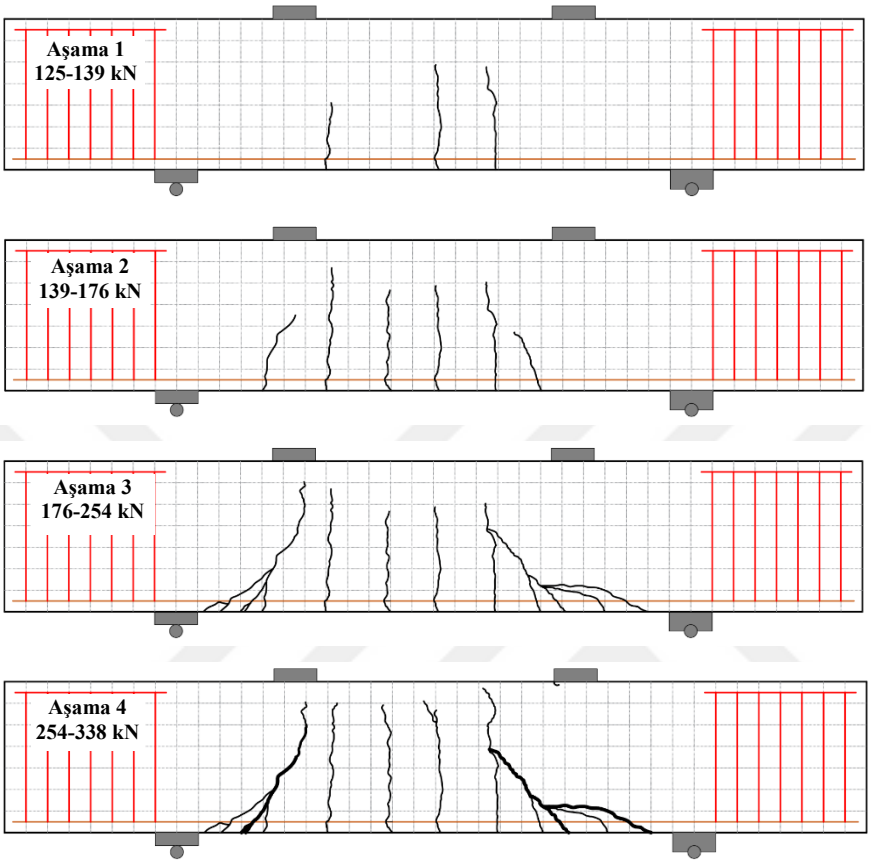
İlk eğilme çatlağının oluşmasıyla ilk kesme çatlağının belirlenmesi arasındaki süreç birinci aşama olarak tanımlanmıştır. İlk eğilme çatlakları, sabit

moment bölgesinde derin kiriş alt kısmında oluşmuş ve derin kiriş yüksekliğinin %70 ile %80'ine kadar dikey olarak gelişim göstermiştir. Daha sonra kirişte ilave yeni eğilme çatlakları oluşmuştur.

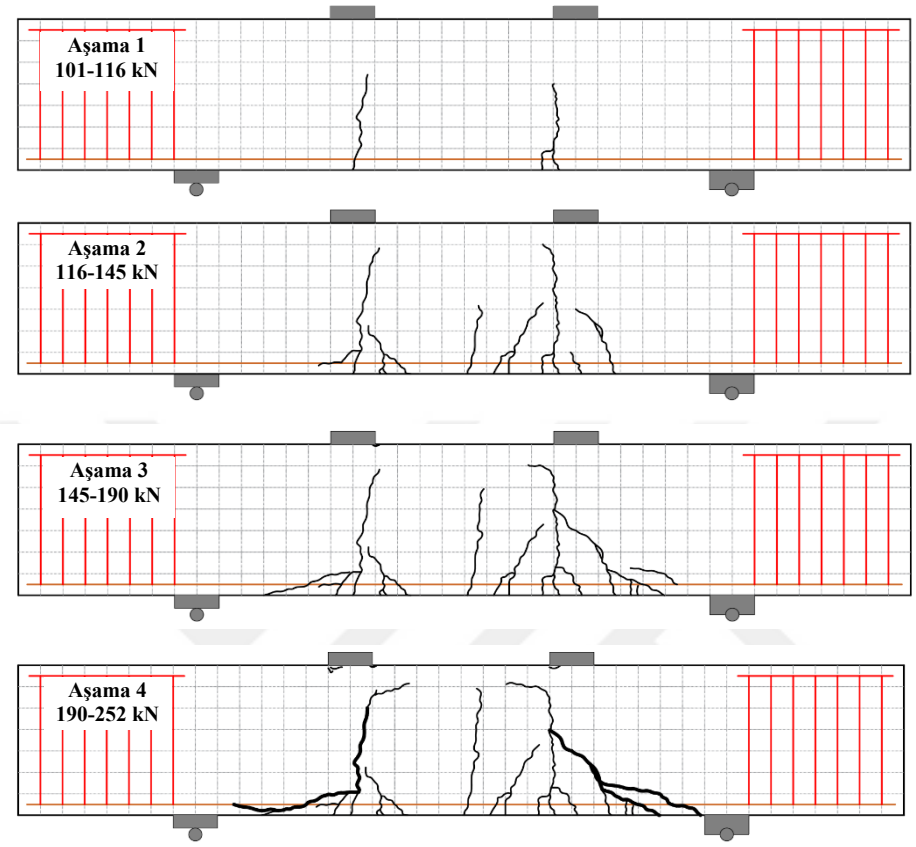
İkinci aşama, kirişin her iki tarafında kesme çatlağı tespit edilene kadar geçen süreci ve mevcut eğilme çatlaklarının gelişimini ifade etmektedir. İlk kesme çatlağı eğilme çatlaklarından bağımsız olarak yükleme plakalarının alt bölgesinde ortaya çıkmıştır.

Üçüncü aşama, kesme çatlaklarının mesnete doğru ilerlemesini ve bu süreçte mevcut eğilme çatlaklarının gelişimini ifade etmektedir. Kesme çatlaklarının bir ucu sabit moment bölgesinde oluşan eğilme çatlaklarına doğru gelişim gösterirken mesnet tarafında bitişik çok sayıda kesme çatlakları gözlenmiştir. Bu bitişik kesme çatlaklarının sayısı *a/d* oranı ile artmıştır.

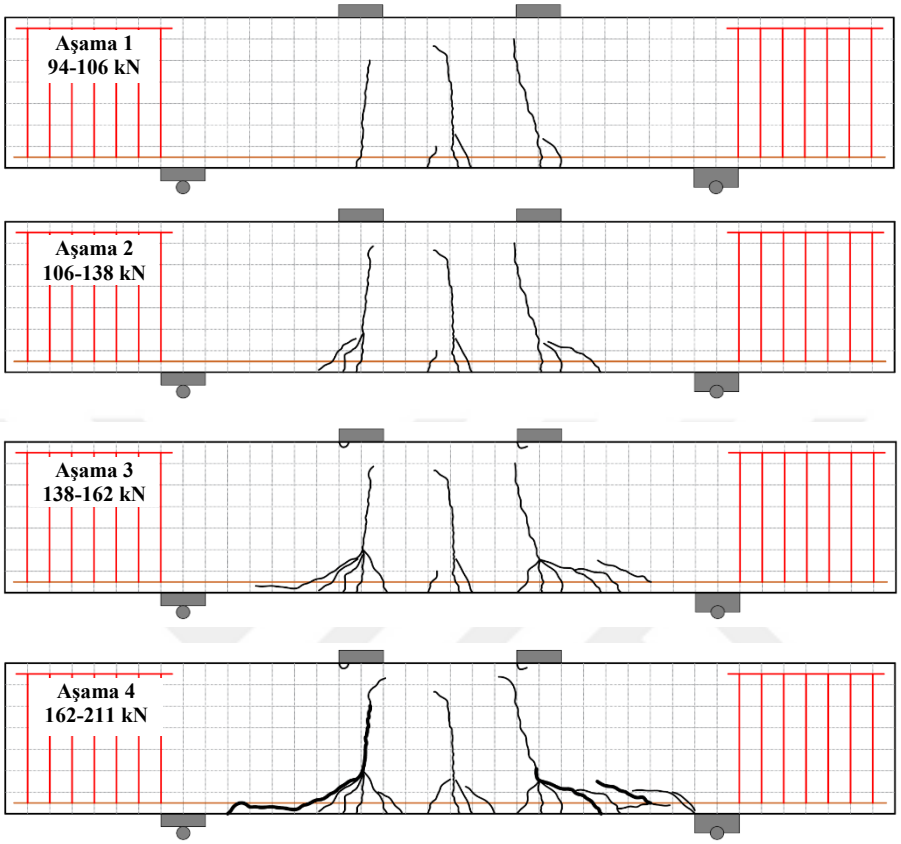
Dördüncü aşamada kiriş taşıma gücüne ulaştığında meydana gelen tüm çatlaklar ve göçmeye neden olan ana çatlaklar gösterilmiştir. Dördüncü aşamada koyu renkli olarak gösterilmiş olan çatlakların dışındaki tüm çatlakların deney sonuna kadar kılcal düzeyde kalmıştır.



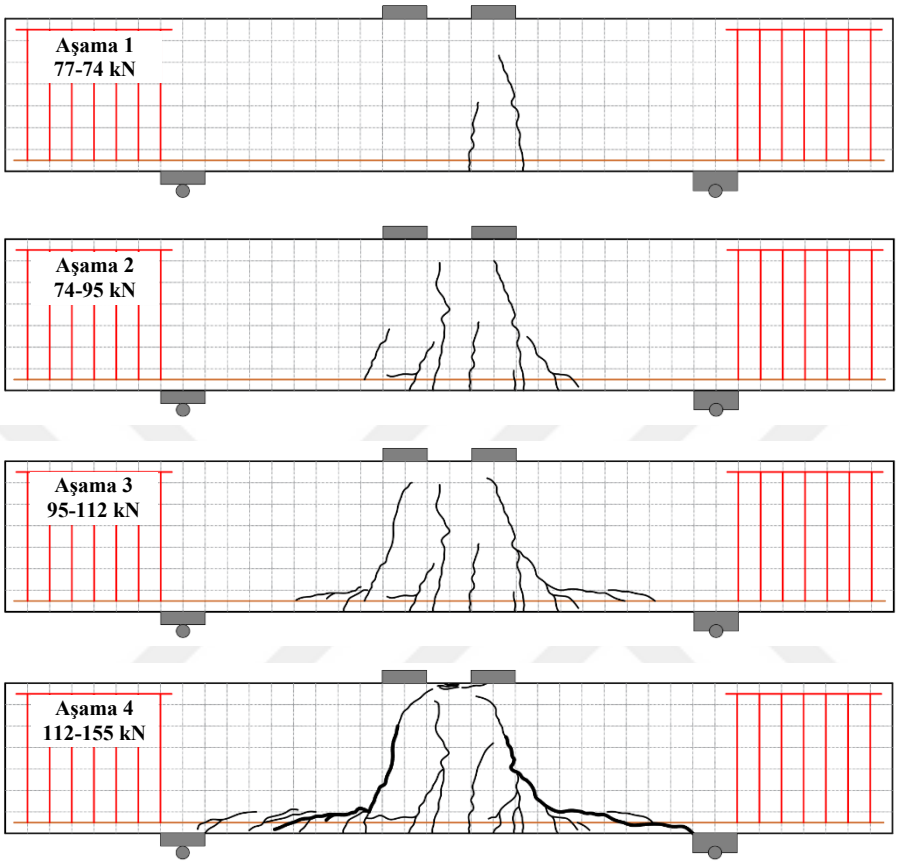
Şekil 5.1. S1G-0.85 kiriş numunesi çatlak gelişimi



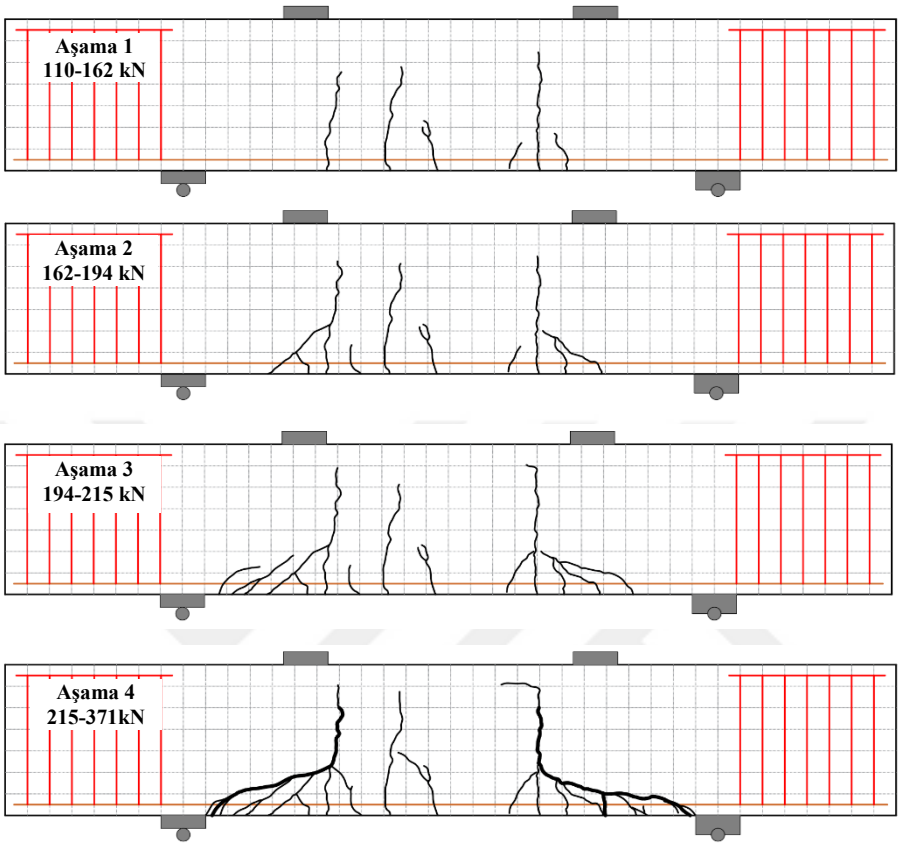
Şekil 5.2. S1G-1.08 kiriş numunesi çatlak gelişimi



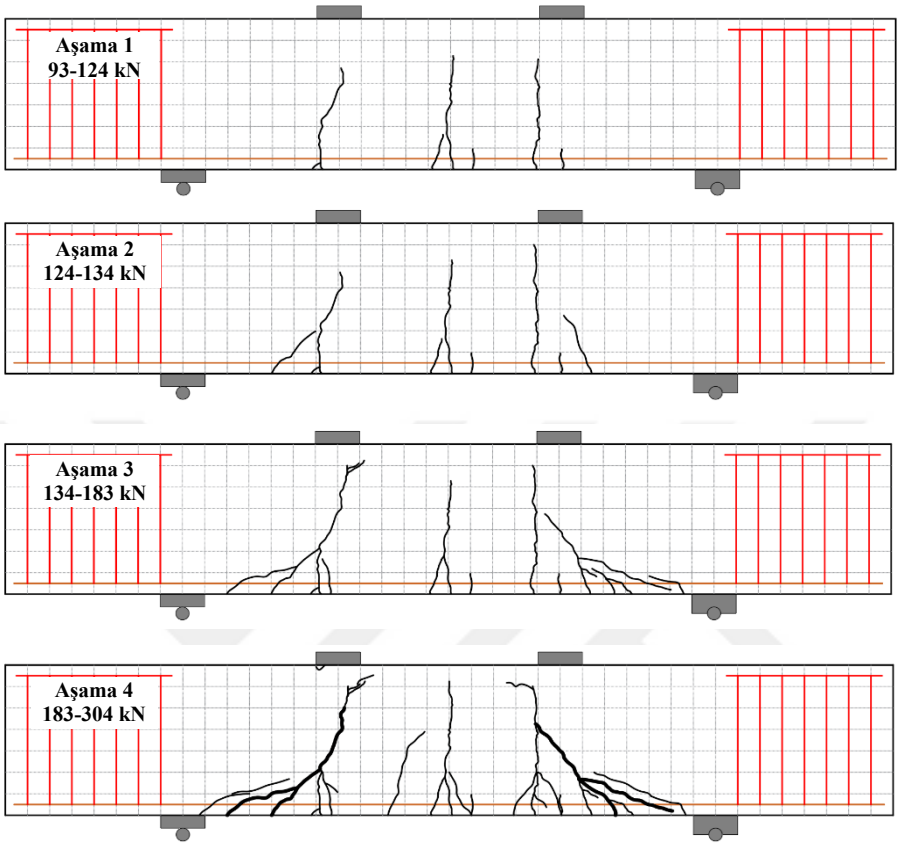
Şekil 5.3. S1G-1.23 kiriş numunesi çatlak gelişimi



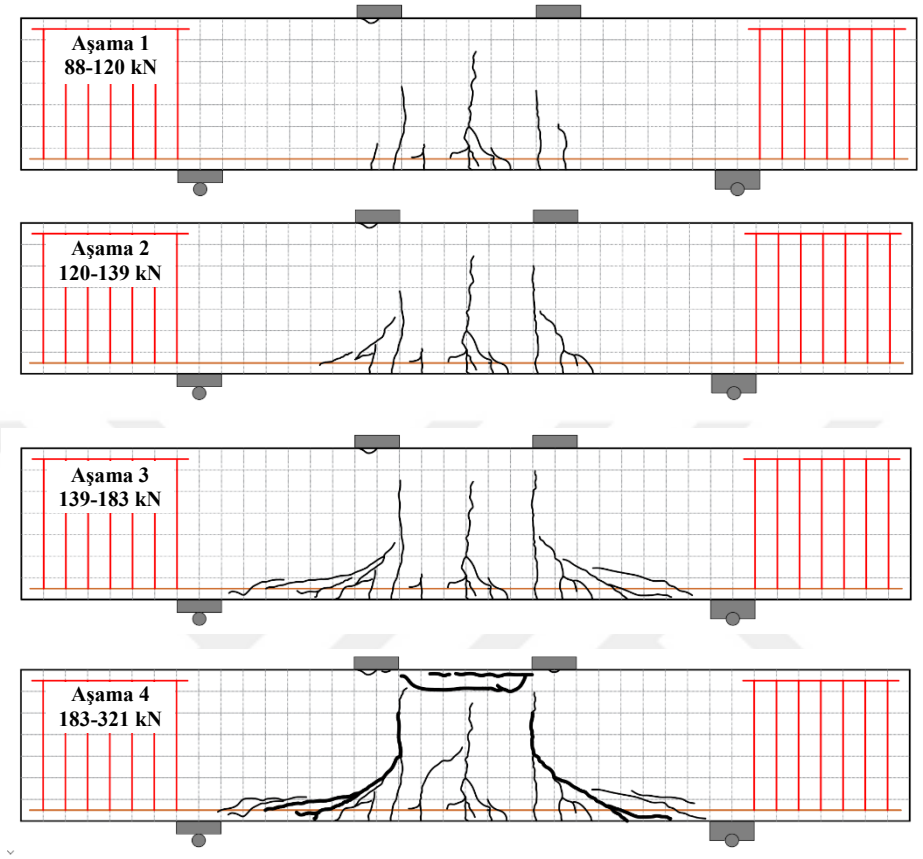
Şekil 5.4. S1G-1.54 kiriş numunesi çatlak gelişimi



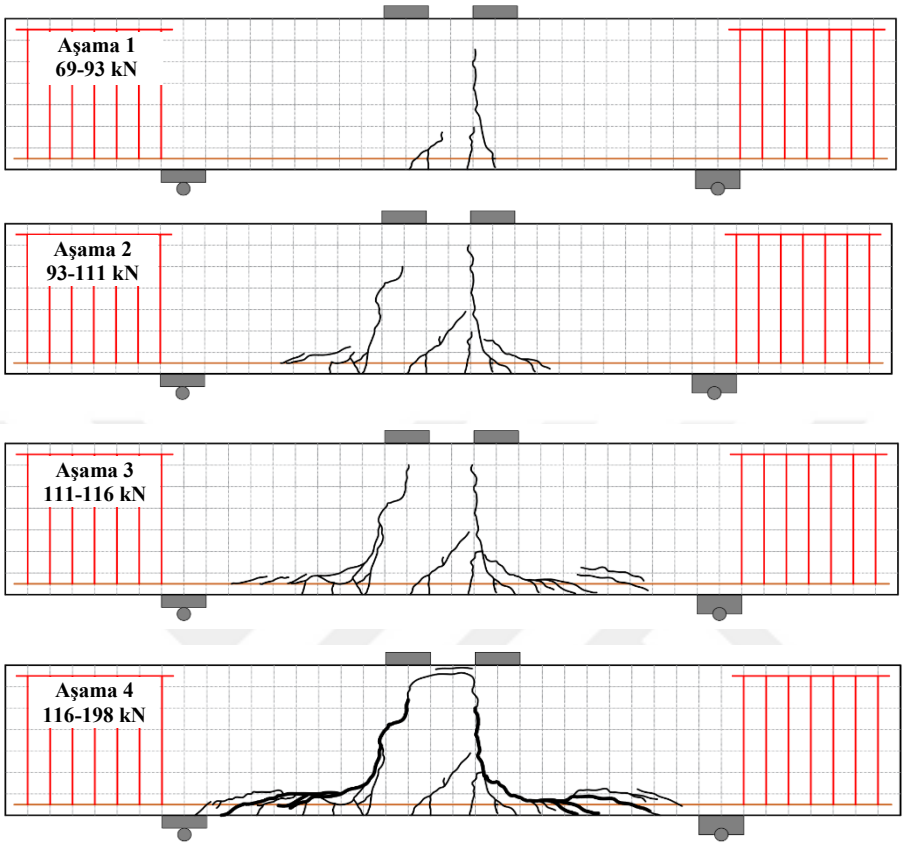
Şekil 5.5. S2G-0.85 kiriş numunesi çatlak gelişimi



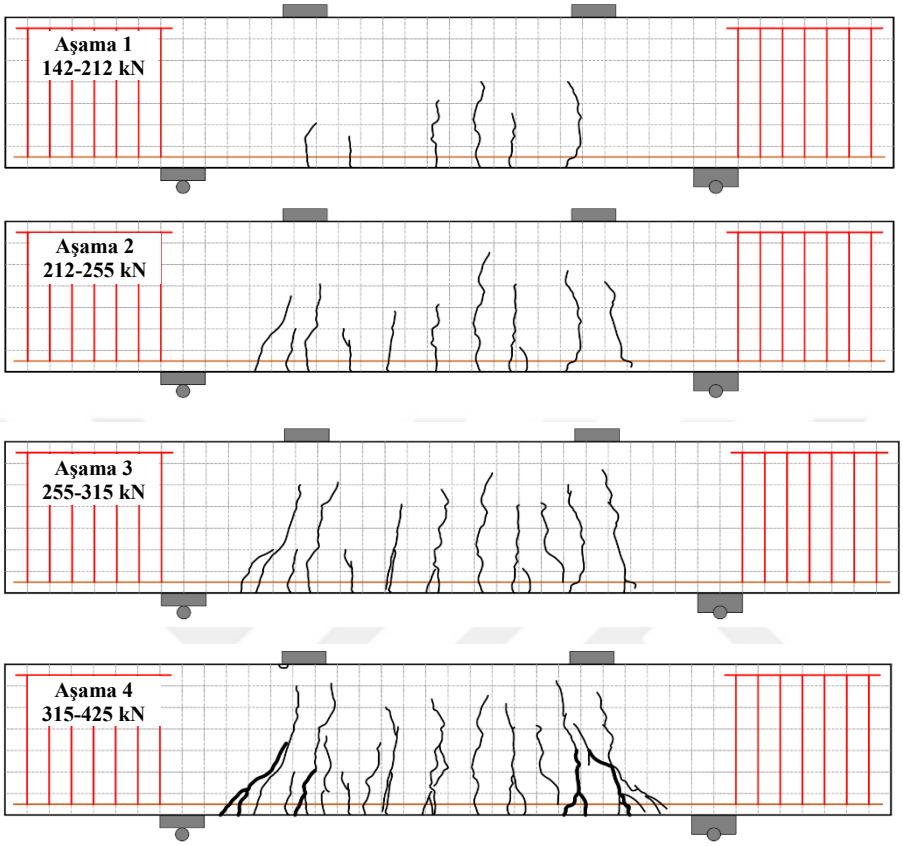
Şekil 5.6. S2G-1.08 kiriş numunesi çatlak gelişimi



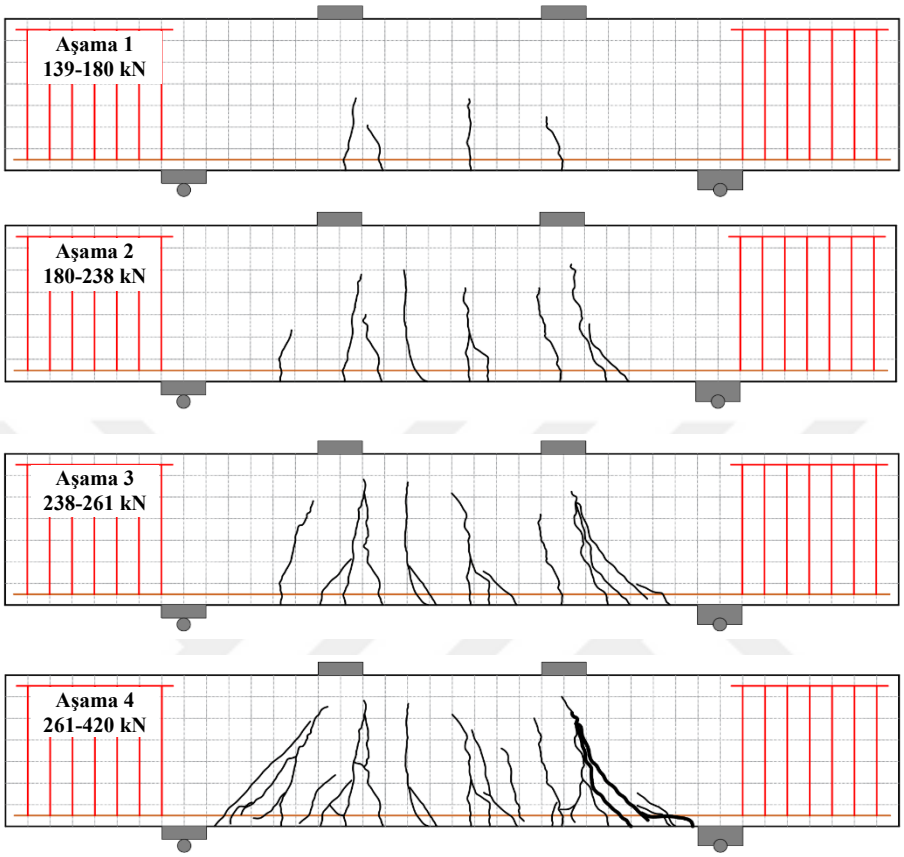
Şekil 5.7. S2G-1.23 kiriş numunesi çatlak gelişimi



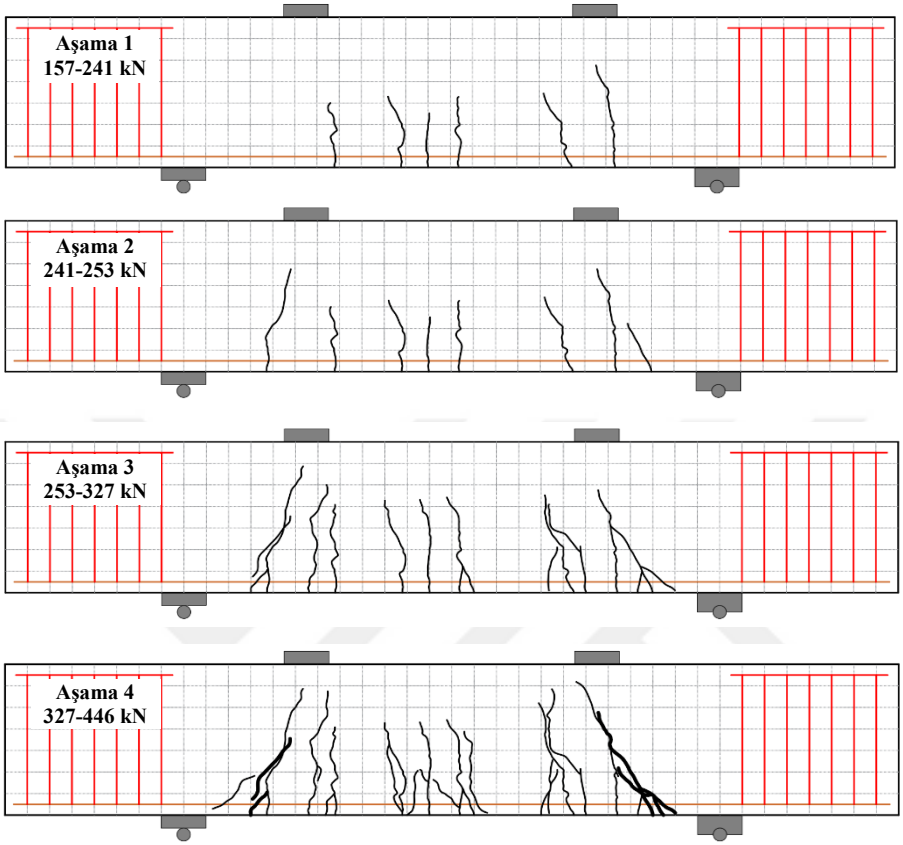
Şekil 5.8. S2G-1.54 kiriş numunesi çatlak gelişimi



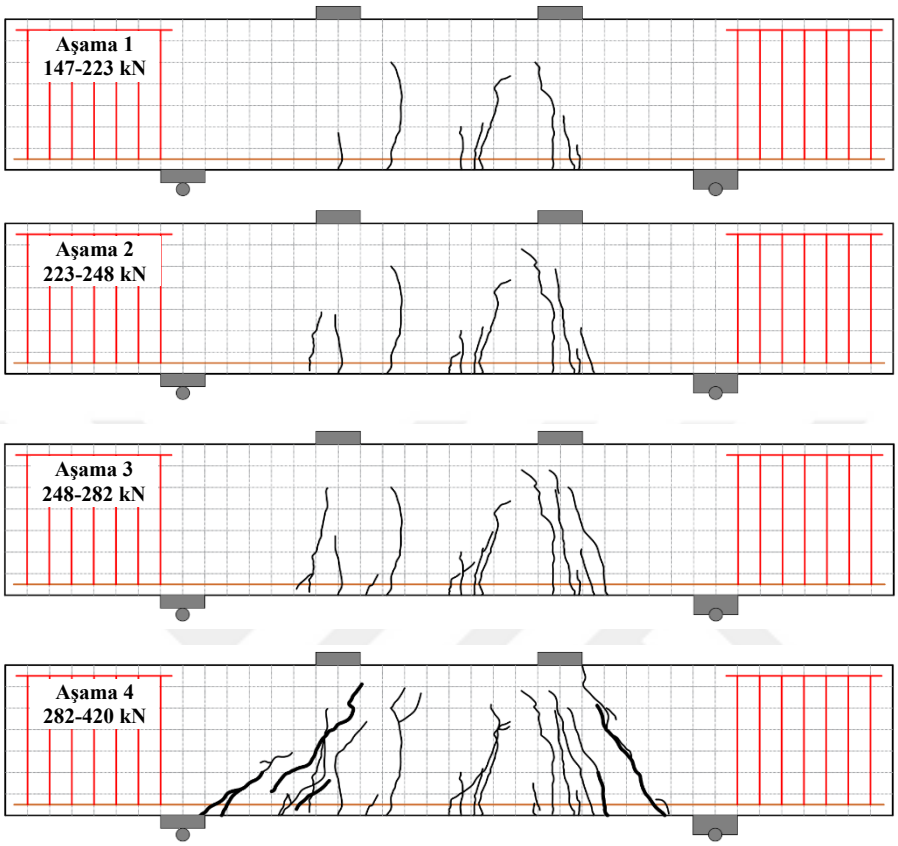
Şekil 5.9. S3G-0.85-SF40 kiriş numunesi çatlak gelişimi



Şekil 5 10. S3G-1.08-SF40 kiriş numunesi çatlak gelişimi



Şekil 5.11. S4G-0.85-SF60 kiriş numunesi çatlak gelişimi



Şekil 5.12. S4G-1.08-SF60 kiriş numunesi çatlak gelişimi

Mesnetle yükleme noktası arasında kesme çatlağı ortaya çıktıktan sonra, diğer tüm eğilme çatlakları genişlemeyi ve ilerlemeyi durdurmuştur. Kirişlerde yeterli aderans boyu sağlandığından taşıma gücüne ulaşıldığında aderans sıyrılmasından kaynaklı herhangi bir hasar gözlenmemiştir. S1G-1.54, S2G-1.23 ve S2G-1.54 kirişlerinde yatay basınç çubuğunda ezilme meydana gelmiştir. Çelik lif içeren kirişlerde lif içermeyen kirişlere göre oldukça fazla eğilme çatlağı oluşmuştur. Çelik lifli kirişlerde kesme çatlakları mesnet plakası ve yükleme plakası arasında yaklaşık 45º açı ile gelişim gösterirken, lifsiz kirişlerde kesme çatlakları yükleme plakasına daha yakın ve daha dik açı ile gelişim göstermiştir. Tüm kirişler için yük aşamaları Çizelge 5.1'de sunulmuştur.

Çizelge 5.1. Kiriş numunelerine yük aşamaları

Kiriş	Aşama 1 (kN)	Aşama 2 (kN)	Aşama 3 (kN)	Aşama 4 (kN)
S1G-0.85	125-139	139-176	176-254	254-338
S1G-1.08	101-116	116-145	145-190	190-252
S1G-1.23	94-106	106-138	138-162	162-211
S1G-1.54	77-74	74-95	95-112	112-155
S2G-0.85	110-162	162-194	194-215	215-371
S2G-1.08	93-124	124-134	134-183	183-304
S2G-1.23	88-120	120-139	139-183	183-321
S2G-1.54	69-93	93-111	111-116	116-198
S3G-0.85-SF40	142-212	212-255	255-315	315-425
S3G-1.08-SF40	139-180	180-238	238-261	261-420
S4G-0.85-SF60	157-241	241-253	253-327	327-446
S4G-1.08-SF60	147-223	223-248	248-282	282-420

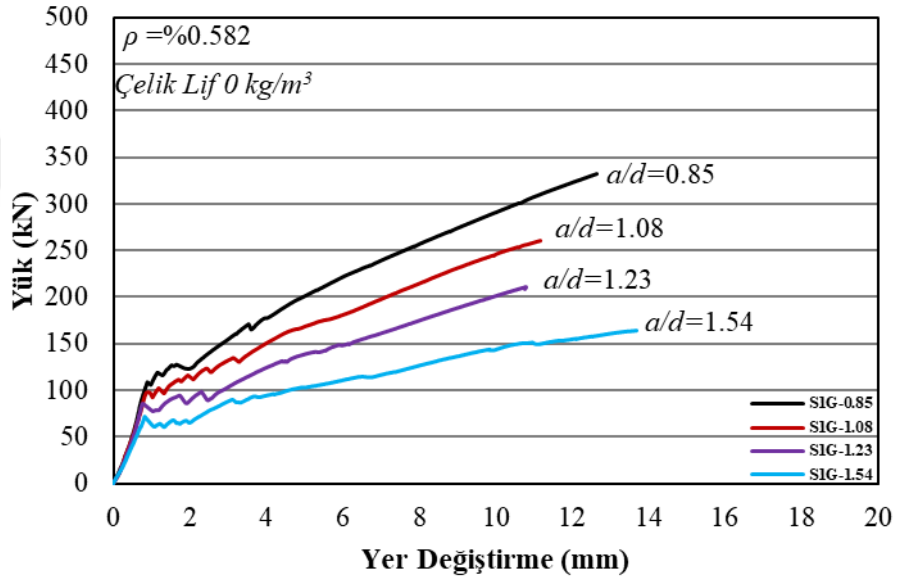
5.2.2. Yük-Yer değiştirme İlişkisi

Deneysel çalışma kapsamında, kirişlerin yük-yer değiştirme ilişkilerinin karşılaştırılması kiriş açıklık ortasından elde edilen yer değiştirme verileri göz önünde bulundurularak yapılmıştır. Karşılaştırmalar üç farklı parametre etkisi altında incelenmiştir;

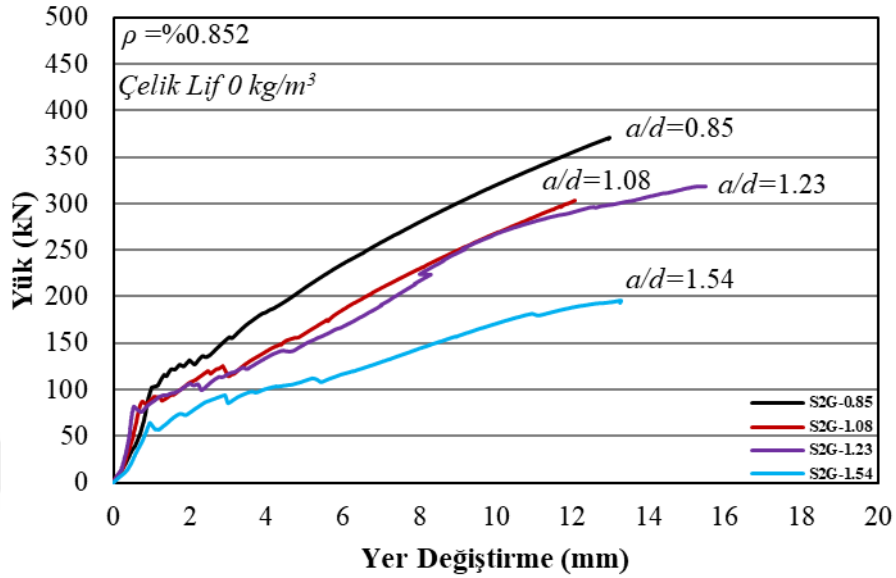
- Kesme açıklık-derinlik oranı (*a/d*)
- Donatı oranı (ρ)
- Betonun çelik lifli veya lifsiz olması

5.2.2.1. a/d Oranının Yük-Yer değiştirme İlişkisine Etkisi

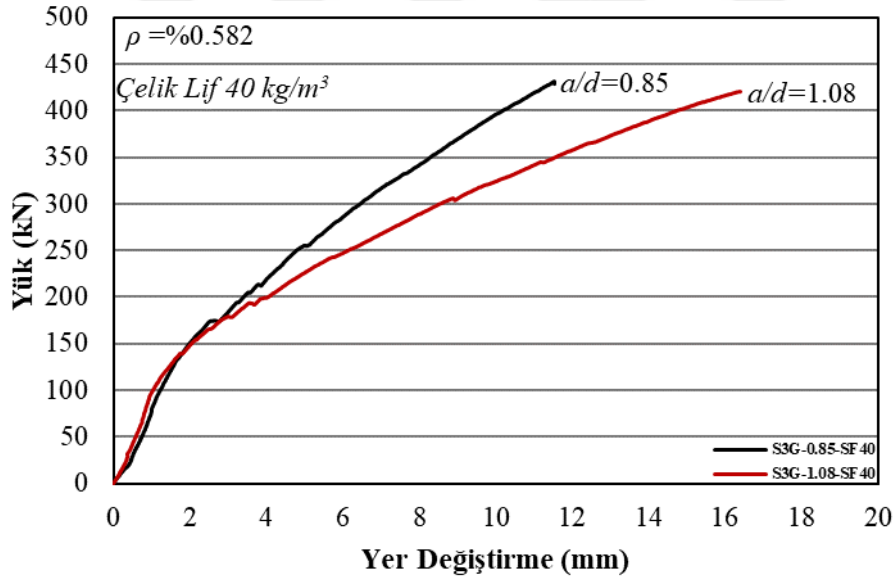
Kesme açıklık-derinlik oranının (*a/d*) derin kiriş yük-yer değiştirme ilişkisine etkisini incelemek üzere serilere ait yük-yer değiştirme grafikleri Şekil 5.13-16'da sunulmuştur. Aynı kesit özelliği, beton dayanımı, beton çelik lif oranı ve donatı oranına sahip olan serilerde *a/d* oranı değişken tutulmuştur.



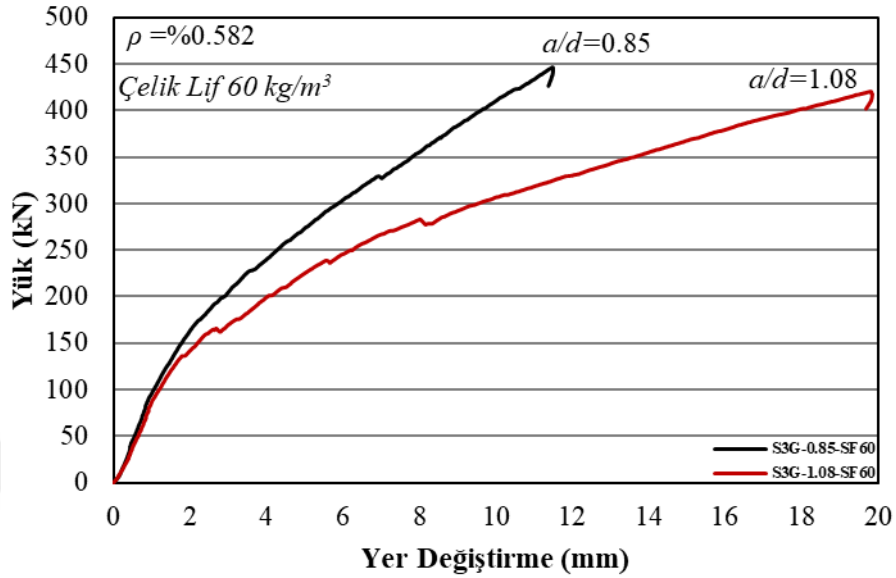
Şekil 5.13. Birinci seri kirişleri yük-yer değiştirme ilişkisi



Şekil 5.14. İkinci seri kirişleri yük-yer değiştirme ilişkisi



Şekil 5.15. Üçüncü seri kirişleri yük-yer değiştirme ilişkisi



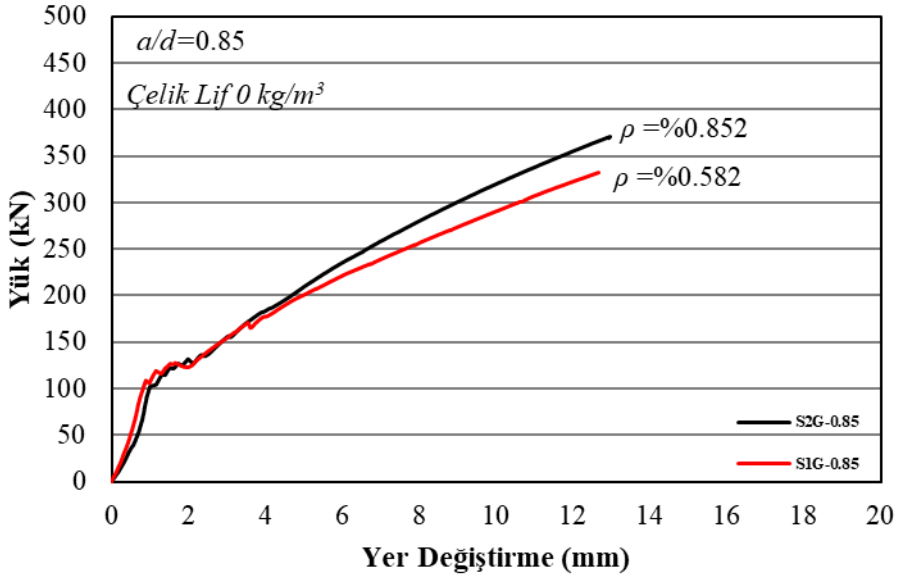
Şekil 5.16. Dördüncü seri kirişleri yük-yer değiştirme ilişkisi

Şekil 5.13-16'da görüleceği üzere ilk eğilme çatlağın oluşumuna kadar yük-yer değiştirme eğrisi doğrusal olarak artış göstermiştir. İlk eğilme çatlağının oluşumundan sonra kiriş rijitliğinde önemli ölçüde düşüş meydana gelmiştir. Kesme çatlaklarının ve diyagonal basınç çubuğunun açısına bağlı olarak rijitlik azalması, *a/d* oranı düşük olan kirişlerde daha az etkili olmuştur. Aynı kesit ve malzeme özelliklere sahip kirişlerin farklı *a/d* oranları altında gerçekleştirilen deneyler sonucunda, aynı yük düzeyinde *a/d* oranı arttıkça kirişlerde meydana gelen yer değiştirmenin arttığı, aynı yer değiştirme düzeyinde *a/d* oranı düştükçe yük düzeyinin arttığı gözlenmiştir.

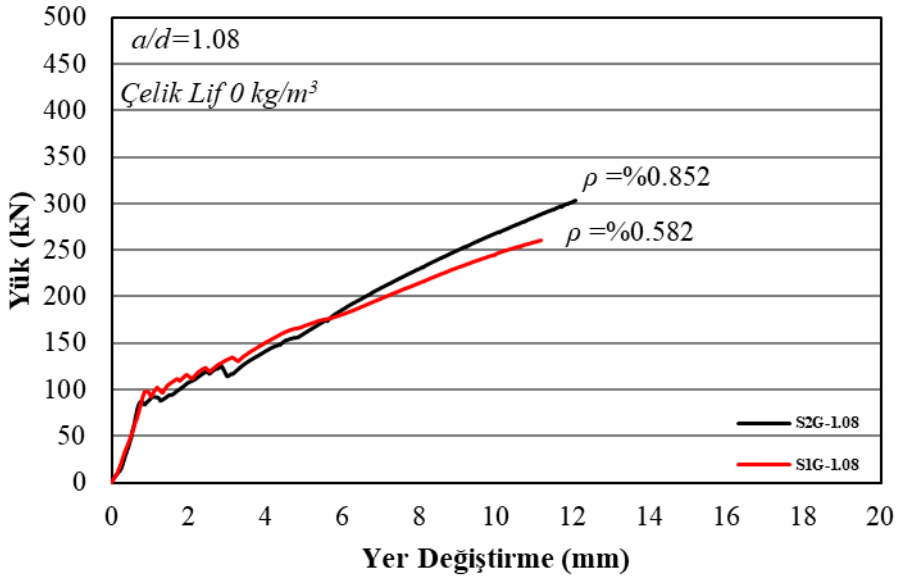
5.2.2.2. Donatı Oranının Yük-Yer değiştirme İlişkisine Etkisi

Donatı oranının (ρ) derin kiriş yük-yer değiştirme ilişkisine etkisini incelemek üzere birinci ve ikinci serilerde yer alan kirişlerin yük-yer değiştirme eğrileri karşılaştırılmıştır. Aynı kesit özelliği, beton dayanımı ve *a/d* oranına sahip olan kirişlerde donatı oranı değişken tutulmuştur. Birinci seride test edilen kiriş

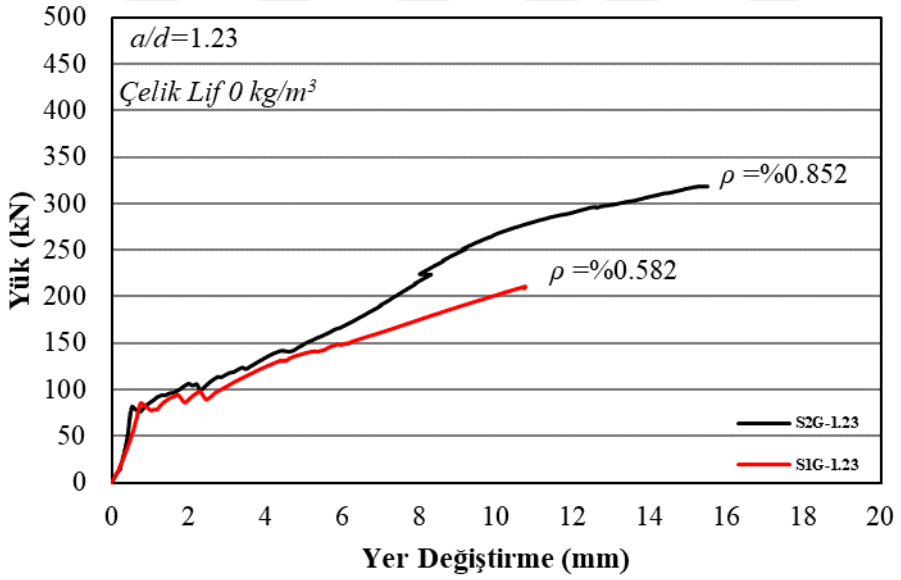
numuneleri %0.582 donatı oranına, ikinci seride test edilen kiriş numuneleri ise %0.852 donatına oranına sahiptir. Her iki seride de karşılaştırılan kirişler aynı *a/d* (0.85, 1.08, 1.23 ve 1.54) oranında teste tabi tutulmuştur. Karşılaştırmalara ait yük-yer değiştirme grafikleri Şekil 5.17-120'de sunulmuştur.



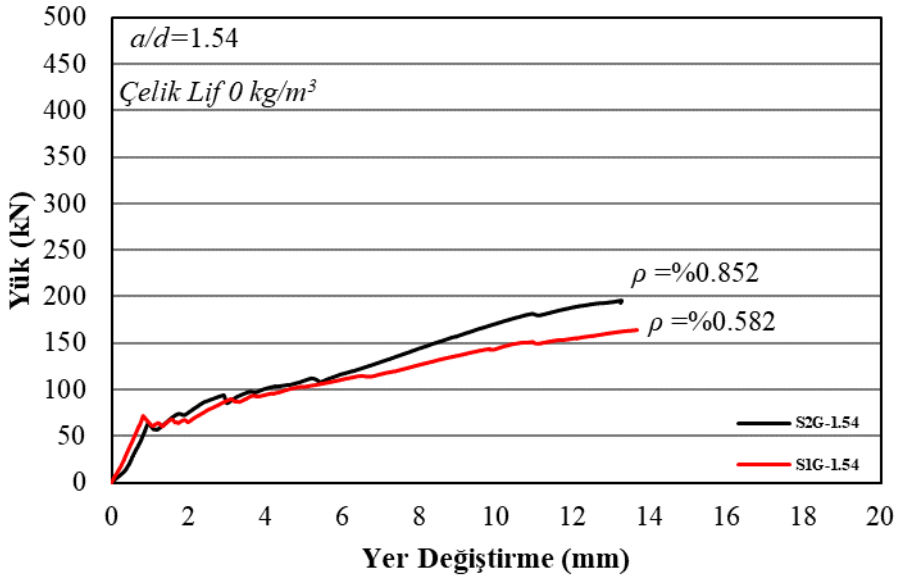
Şekil 5.17. S1G-0.85 ve S2G-0.85 kiriş numunelerine ait yük-yer değiştirme grafiği



Şekil 5.18. S1G-1.08 ve S2G-1.08 kiriş numunelerine ait yük-yer değiştirme grafiği



Şekil 5.19. S1G-1.23 ve S2G-1.23 kiriş numunelerine ait yük-yer değiştirme grafiği

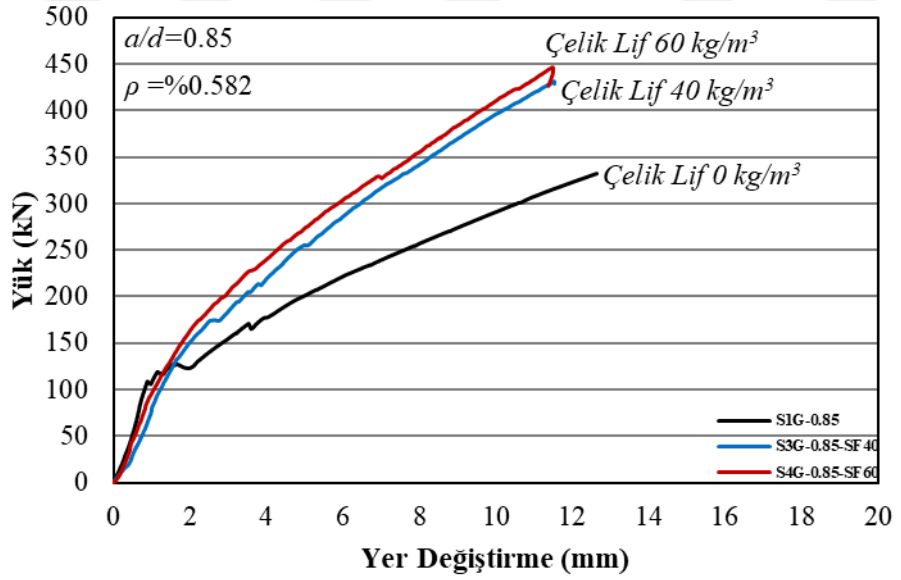


Şekil 5.20. S1G-1.54 ve S2G-1.54 kiriş numunelerine ait yük-yer değiştirme grafiği

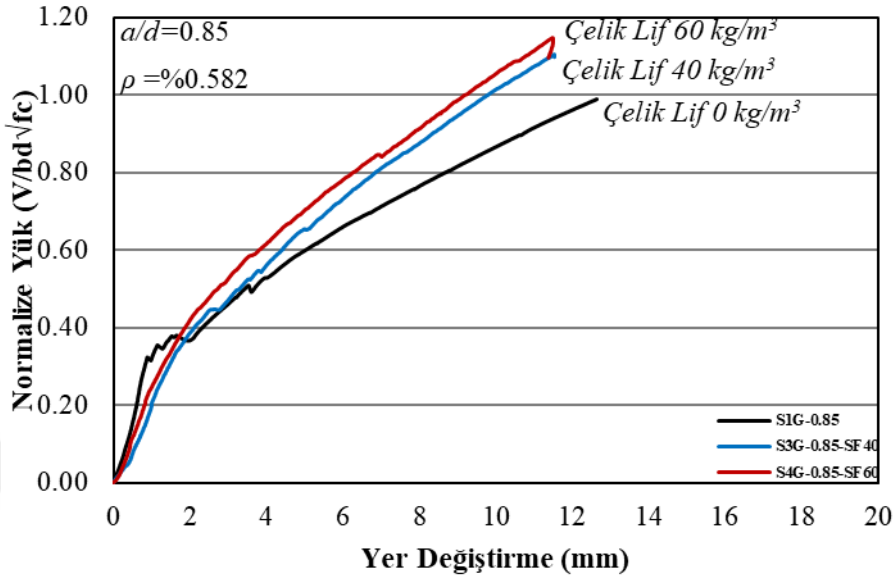
Şekil 5.17-20'de görüleceği üzere karşılaştırma yapılan kirişlere ait yük-yer değiştirme eğrileri ilk eğilme çatlağın oluşumu ve çatlak oluşumu devamında bir miktar daha benzerlik göstermektedir. Yük-yer değiştirme eğrilerindeki farklılığın Çizelge 5.1'de belirtilen ikinci aşamanın tamamlanmasından sonra meydana gelmiştir. İkinci aşama, kirişin her iki tarafında kesme çatlağı oluşana kadar geçen süreci ve mevcut eğilme çatlaklarının gelişimini ifade etmektedir. Kesit boyutları, *a/d* oranı ve malzeme özellikleri aynı olan, farklı donatı oranlarına sahip kirişler üzerinde gerçekleştirilen karşılaştırmalar sonucunda, aynı yük düzeyinde donatı oranı arttıkça kirişlerde meydana gelen yer değiştirmenin azaldığı, aynı yer değiştirme düzeyinde donatı oranı düştükçe yük düzeyinin de düştüğü gözlenmiştir.

5.2.2.3. Betonun Çelik Lif Oranının Yük-Yer değiştirme İlişkisine Etkisi

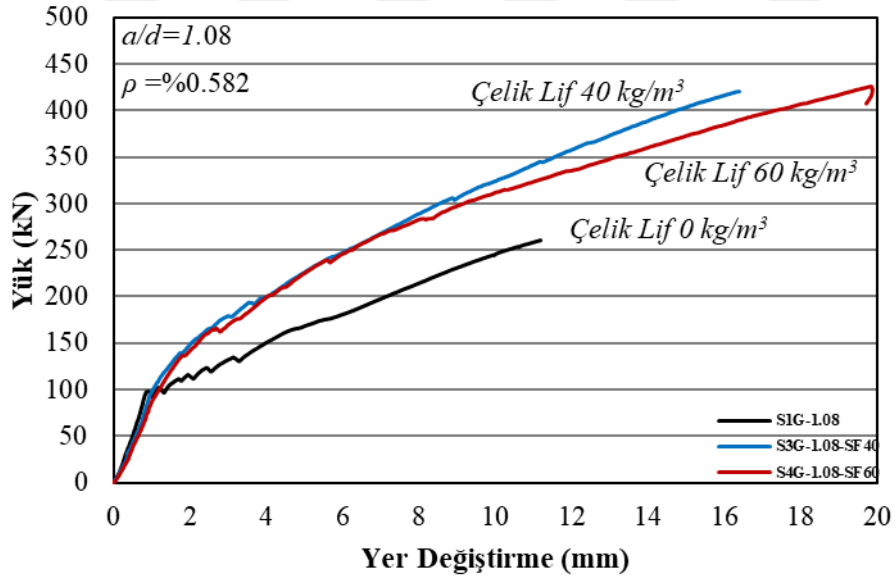
Betonun çelik lifli veya lifsiz olmasının derin kiriş yük-yer değiştirme ilişkisine etkisini incelemek üzere birinci (SG1-0.85 ve SG1-1.08), üçüncü ve dördüncü serilerde yer alan derin kiriş numunelerinin yük-yer değiştirme eğrileri karşılaştırılmıştır. Aynı kesit özelliği, donatı oranı ve *a/d* oranına sahip olan kirişlerde çelik lif oranı değişken tutulmuştur. Üç seride de test edilen kiriş numuneleri %0.582 donatı oranına sahiptir. Karşılaştırılan kirişler aynı *a/d* (0.85 ve 1.08) oranında teste tabi tutulmuştur. Birinci seriye ait kirişlerin ortalama beton basınç dayanım değeri 40.1 MPa iken üçüncü ve dördüncü seri kirişlerin ortalama beton basınç dayanım değeri 55.1 MPa olarak ölçülmüştür. Yükün normalize edilme işlemi yükün, kesit boyutlarına ve beton dayanımının karekköküne oranlanmasıyla elde edilmiştir. Bu durum göz önünde bulundurularak her bir karşılaştırma yük-yer değiştirme ve normalize yük-yer değiştirme eğrileri kullanılarak Şekil 5.21-24'te sunulmuştur.



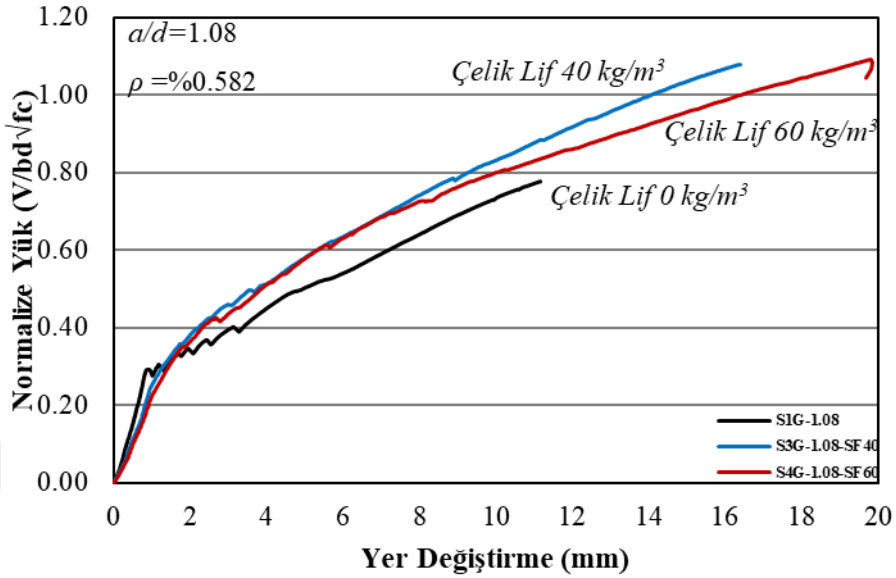
Şekil 5.21. S1G-0.85, S3G-0.85-SF40 ve S4G-0.85-SF60 kiriş numunelerine ait yük-yer değiştirme grafiği



Şekil 5.22. S1G-0.85, S3G-0.85-SF40 ve S4G-0.85-SF60 kiriş numunelerine ait normalize yük-yer değiştirme grafiği



Şekil 5.23. S1G-1.08, S3G-1.08-SF40 ve S4G-1.08-SF60 kiriş numunelerine ait yük-yer değiştirme grafiği



Şekil 5.24. S1G-1.08, S3G-1.08-SF40 ve S4G-1.08-SF60 kiriş numunelerine ait normalize yük-yer değiştirme grafiği

Şekil 5.21 ve 5.23'te görüleceği üzere karşılaştırma yapılan kirişlere ait yük-yer değiştirme eğrilerinde beton basınç dayanımından kaynaklı farklılıklar görünmektedir. Tüm kirişlerde ilk eğilme çatlağı oluşumuna kadar yük-yer değiştirme eğrisi doğrusal olarak artış göstermiştir. İlk eğilme çatlağının oluşumuyla meydana gelen rijitlik azalması sonucunda çelik lif içermeyen kirişlerin yük-yer değiştirme eğrisinde keskin bir davranış değişikliği belirlenirken, çelik lif içeren kirişlerde davranışın daha sünek bir şekilde değişiklik göstermektedir. Şekil 5.22 ve 5.24'te yer alan normalize yük-yer değiştirme eğrileri göz önünde bulundurularak yapılan değerlendirmeler sonucunda *a/d* oranı 0.85 olan kirişlerde çelik lifin taşıma gücüne katkı sağlarken, kirişin deformasyon yapma kapasitesine etkisi olmadığı tespit edilmiştir. *a/d* oranı 1.08 olan kirişlerde ise çelik lifin kiriş taşıma gücünün yanı sıra kirişin deformasyon yapabilme kapasitesine de katkıda bulunduğu belirlenmiştir. Çelik lif oranı yüksek olan S4G-1.08-SF60 kiriş numunesinin S4G-1.08-SF40 kiriş numunesine göre daha sünek bir

davranış göstermiştir. Sonuç olarak çelik lifin, kirişlerde kesme ve eğilme çatlak genişliklerini sınırlı düzeyde tutması, daha fazla kılcal çatlağın oluşmasına katkıda bulunması ve dolayısıyla kiriş taşıma gücüne ve sünek davranışa katkıda bulunmuştur. Ayrıca *a/d* oranı arttıkça çelik lifin derin kirişlerde taşıma gücüne ve sünek davranışa katkı sağladığı tespit edilmiştir.

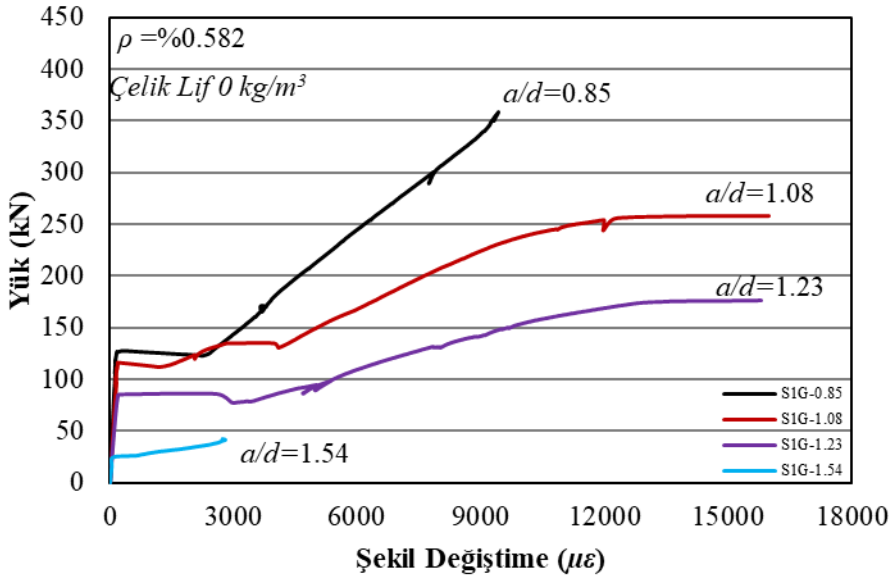
5.2.3. Yük-Donatı Şekil Değiştirme İlişkisi

Deneysel çalışma kapsamında, derin kiriş numunelerin yük-donatı şekil değiştirme ilişkilerinin karşılaştırılması kiriş açıklık ortası, kesme açıklık ortası ve mesnet noktasında elde edilen şekil değiştirme verileri göz önünde bulundurularak yapılmıştır. Karşılaştırmalar üç farklı parametre etkisi altında incelenmiştir;

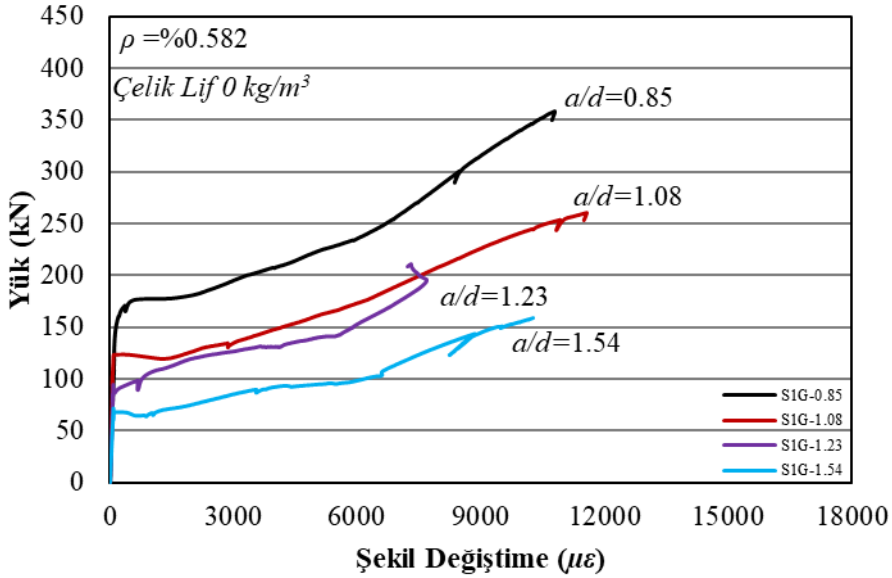
- Kesme açıklık-derinlik oranı (*a/d*)
- Donatı oranı (ρ)
- Betonun çelik lifli veya lifsiz olması

5.2.3.1. a/d Oranının Yük-Donatı Şekil Değiştirme İlişkisine Etkisi

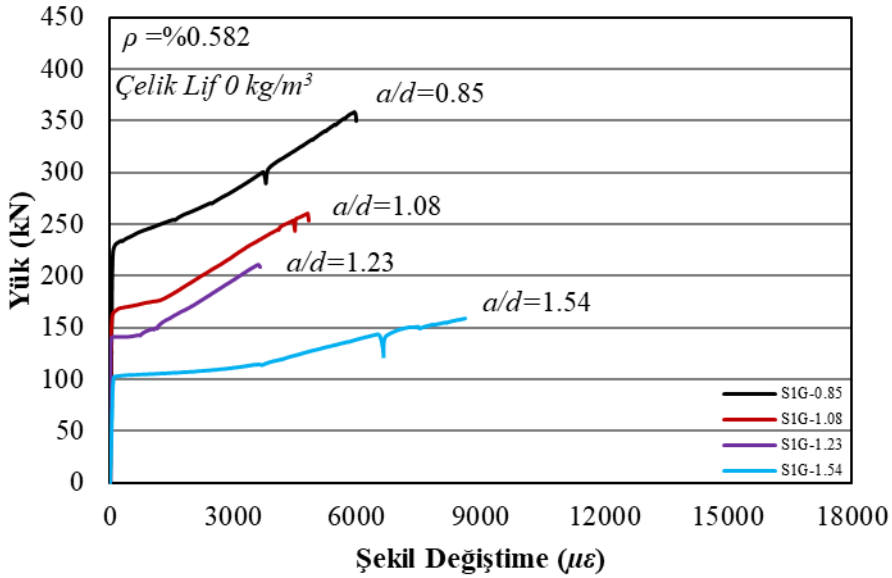
Donatılara yerleştirilen gerinim ölçerlerin kapasitesi yaklaşık 16000 με olmasından dolayı ölçülebilen maksimum şekil değiştirme düzeyinden sonra gerinim ölçerlerden veri alınamamıştır. Kesme açıklık-derinlik oranının (*a/d*) derin kiriş yük-donatı şekil değiştirme ilişkisine etkisini incelemek üzere serilere ait yük-donatı şekil değiştirme grafikleri Şekil 5.25-28'de sunulmuştur. Aynı kesit özelliği, beton dayanımı, beton çelik lif oranı ve donatı oranına sahip olan serilerde *a/d* oranı değişken tutulmuştur.


ρ =%0.582
Çelik Lif 0 kg/m³
a/d=0.85
a/d=1.08
a/d=1.23
a/d=1.54
S1G-0.85
S1G-1.08
S1G-1.23
S1G-1.54
Yük (kN)
Şekil Değiştime (με)
0
50
100
150
200
250
300
350
400
450
0
3000
6000
9000
12000
15000
18000

(a)

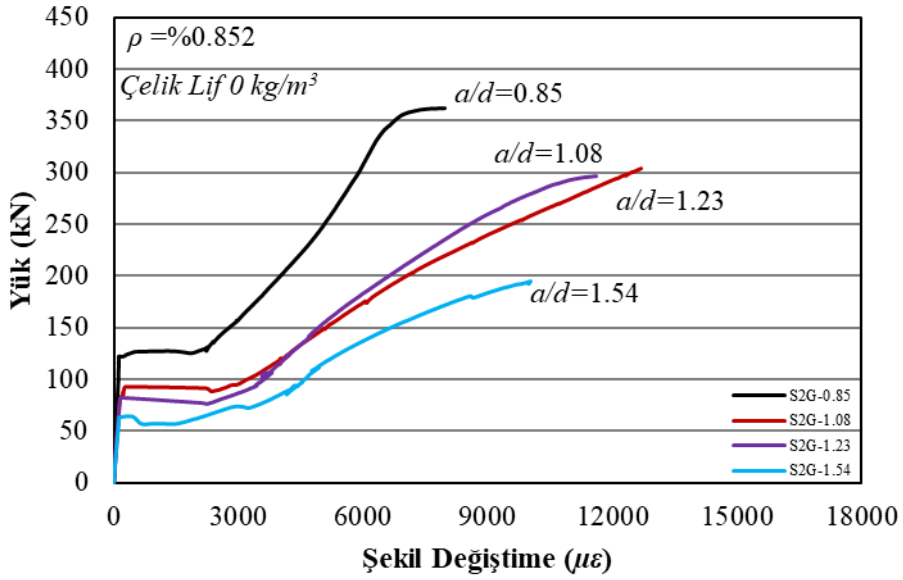

ρ =%0.582
Çelik Lif 0 kg/m³
a/d=0.85
a/d=1.08
a/d=1.23
a/d=1.54
S1G-0.85
S1G-1.08
S1G-1.23
S1G-1.54
Yük (kN)
Şekil Değiştime (με)
0
50
100
150
200
250
300
350
400
450
0
3000
6000
9000
12000
15000
18000

(b)

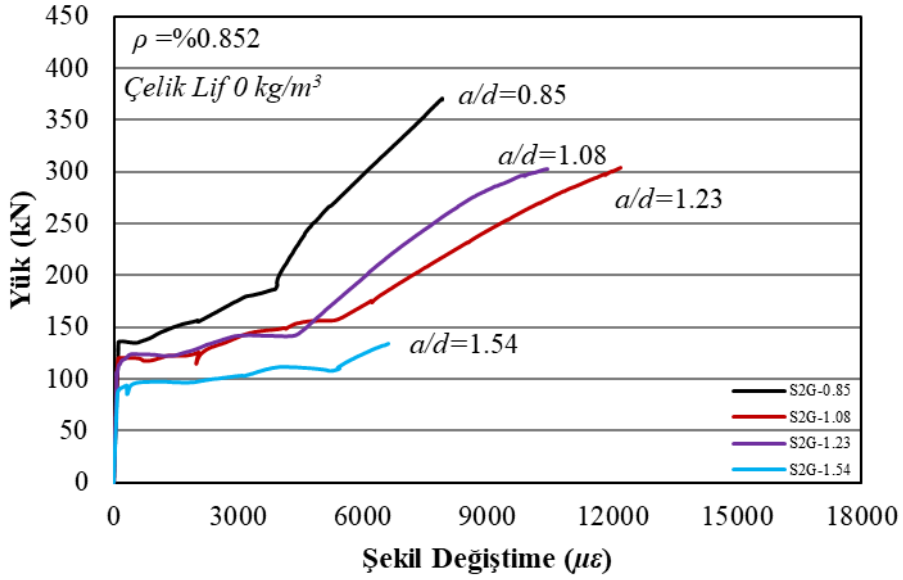


(c)

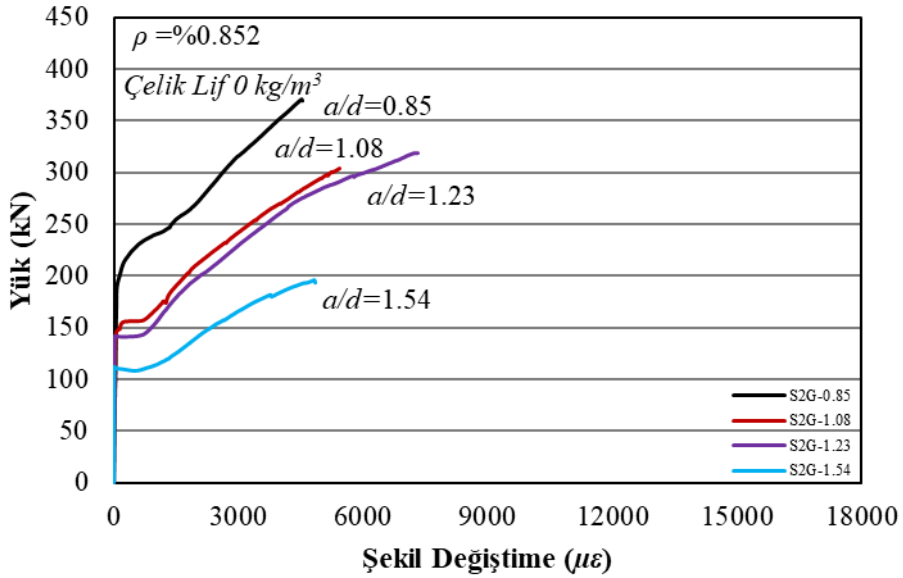
Şekil 5.25. Birinci seri kirişleri yük-donatı şekil değiştirme ilişkisi; (a) açıklık ortası, (b) kesme açıklık ortası ve (c) mesnet noktası


ρ =%0.852
Çelik Lif 0 kg/m³
a/d=0.85
a/d=1.08
a/d=1.23
a/d=1.54
S2G-0.85
S2G-1.08
S2G-1.23
S2G-1.54
Yük (kN)
Şekil Değiştime (με)
0
50
100
150
200
250
300
350
400
450
0
3000
6000
9000
12000
15000
18000

(a)

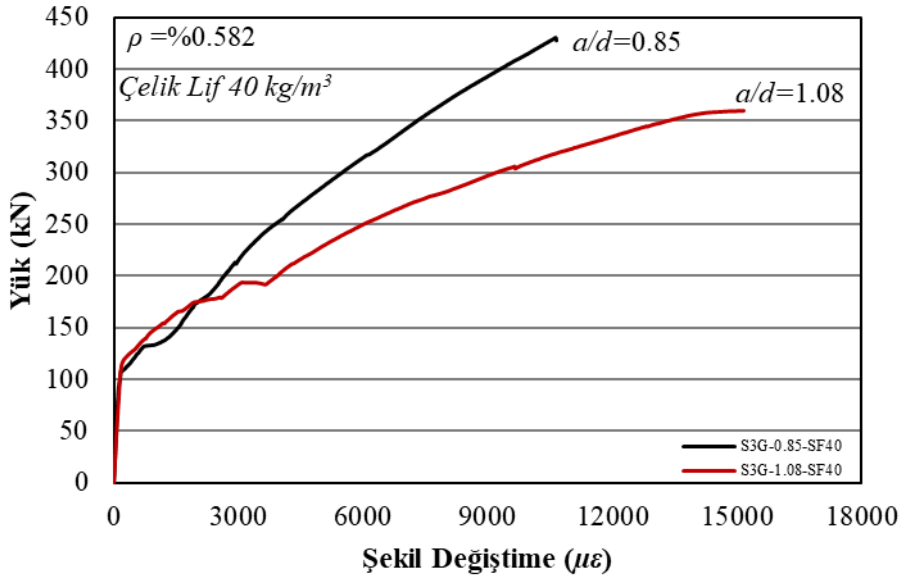

ρ =%0.852
Çelik Lif 0 kg/m³
a/d=0.85
a/d=1.08
a/d=1.23
a/d=1.54
S2G-0.85
S2G-1.08
S2G-1.23
S2G-1.54
Yük (kN)
Şekil Değiştime (με)
0
50
100
150
200
250
300
350
400
450
0
3000
6000
9000
12000
15000
18000

(b)

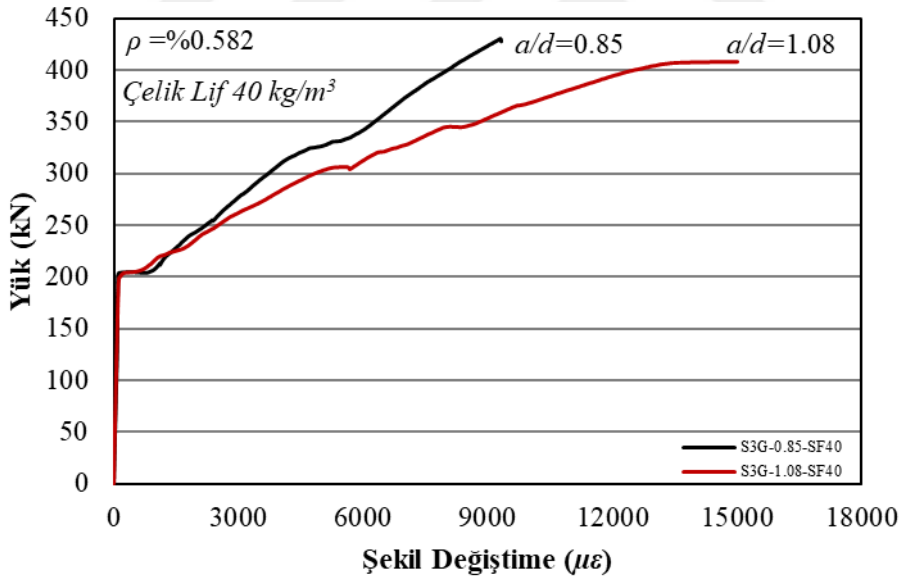


(c)

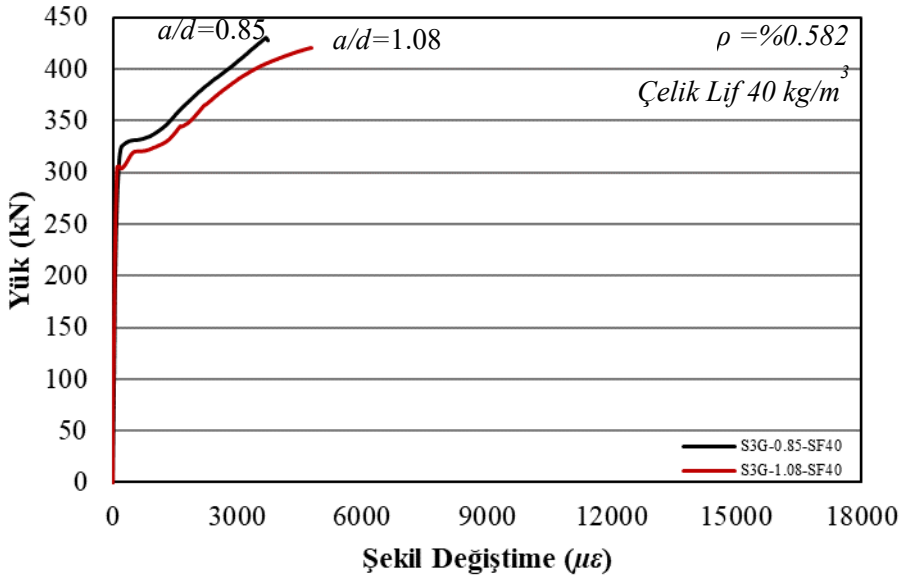
Şekil 5.26. İkinci seri kirişleri yük-donatı şekil değiştirme ilişkisi; (a) açıklık ortası, (b) kesme açıklık ortası ve (c) mesnet noktası


ρ =%0.582
Çelik Lif 40 kg/m³
a/d=0.85
a/d=1.08
Yük (kN)
Şekil Değiştime (με)
S3G-0.85-SF40
S3G-1.08-SF40
0
50
100
150
200
250
300
350
400
450
0
3000
6000
9000
12000
15000
18000

(a)

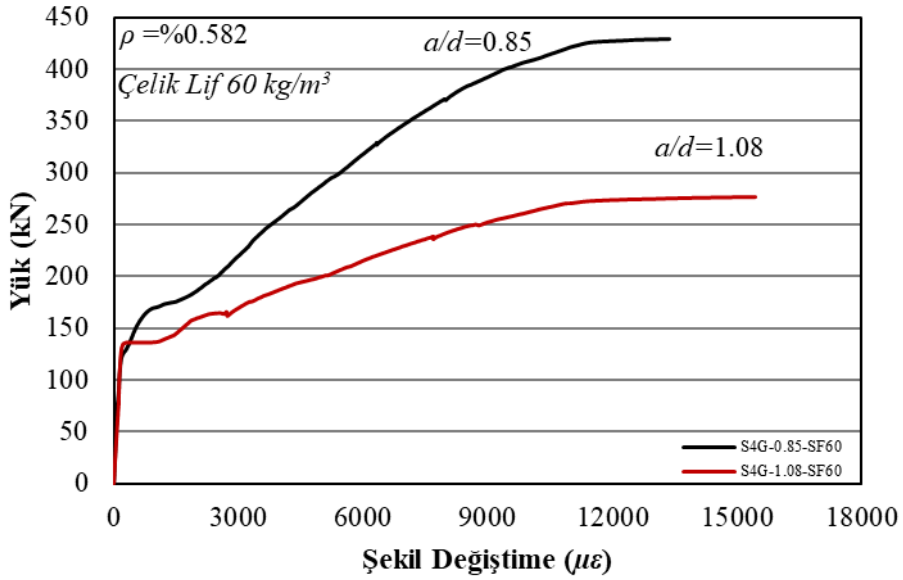

ρ =%0.582
Çelik Lif 40 kg/m³
a/d=0.85
a/d=1.08
Yük (kN)
Şekil Değiştime (με)
S3G-0.85-SF40
S3G-1.08-SF40
0
50
100
150
200
250
300
350
400
450
0
3000
6000
9000
12000
15000
18000

(b)

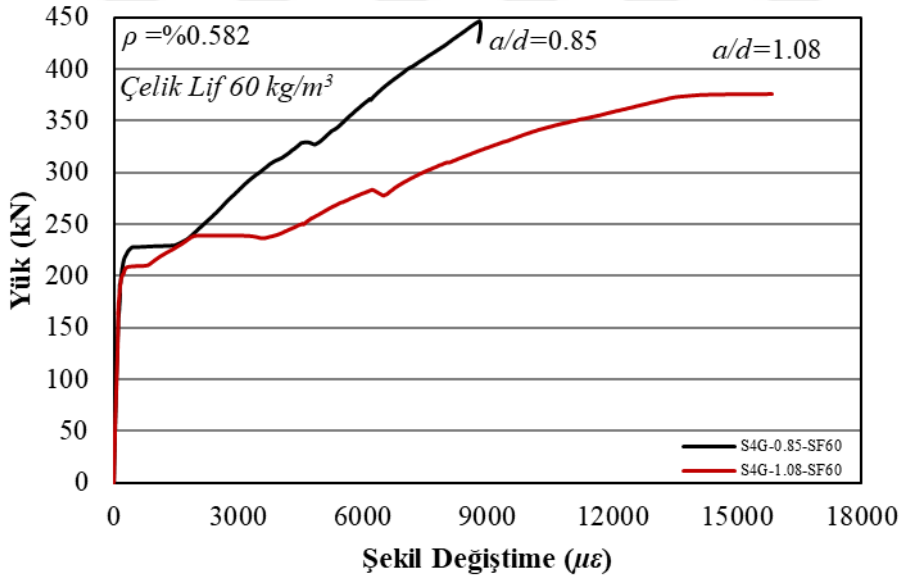


(c)

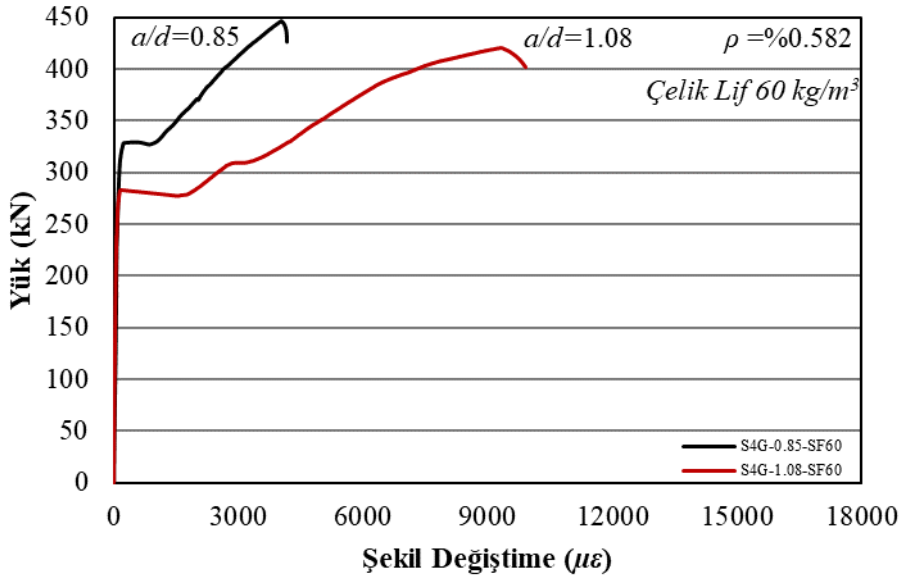
Şekil 5.27. Üçüncü seri kirişleri yük-donatı şekil değiştirme ilişkisi; (a) açıklık ortası, (b) kesme açıklık ortası ve (c) mesnet noktası


ρ =%0.582
Çelik Lif 60 kg/m³
a/d=0.85
a/d=1.08
Yük (kN)
Şekil Değiştime (με)
S4G-0.85-SF60
S4G-1.08-SF60
0
50
100
150
200
250
300
350
400
450
0
3000
6000
9000
12000
15000
18000

(a)


ρ =%0.582
Çelik Lif 60 kg/m³
a/d=0.85
a/d=1.08
Yük (kN)
Şekil Değiştime (με)
S4G-0.85-SF60
S4G-1.08-SF60
0
50
100
150
200
250
300
350
400
450
0
3000
6000
9000
12000
15000
18000

(b)



(c)

Şekil 5.28. Dördüncü seri kirişleri yük-donatı şekil değiştirme ilişkisi; (a) açıklık ortası, (b) kesme açıklık ortası ve (c) mesnet noktası

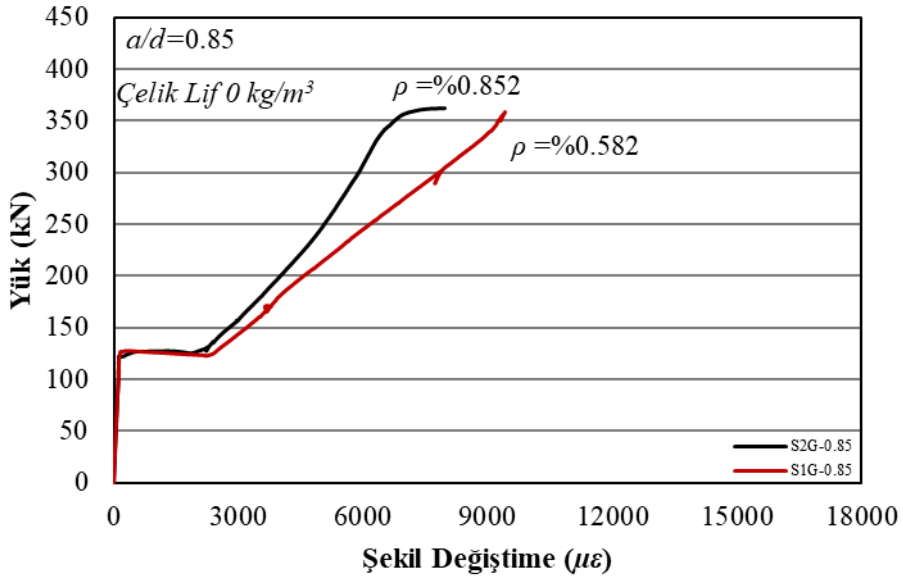
Şekil 5.25-28 (a)'dan görüleceği üzere ilk eğilme çatlağın oluşumuna kadar yük-donatı şekil değiştirme eğrisinde herhangi bir değişiklik görülmemiştir. İlk eğilme çatlağının oluşumundan sonra donatının sadece eğilme bölgesinde yer alan kısmında şekilde değiştirme değeri ölçülmüştür. Şekil 5.25-28 (b)'de yer alan yük-donatı şekil değiştirme grafikleri, kiriş kesme açıklık ortasında yer alan gerinim ölçerlerden elde edilen veriler ile hazırlanmıştır. Çizelge 5.1'de belirtilen birinci aşama tamamlanana kadar yük-donatı şekil değiştirme eğrisinde herhangi bir değişiklik meydana gelmemiştir. Birinci aşama, ilk eğilme çatlağının tespit edilmesi ile ilk kesme çatlağının gözlenmesi arasındaki süreç olarak tanımlanmıştır. İlk kesme çatlağının oluşmasına bağlı olarak donatıdaki şekil değiştirme değerleri açıklıkta artmaya devam ederken kesme bölgesinde de artmaya başlamıştır. Şekil 5.25-28 (c)'de yer alan yük-donatı şekil değiştirme grafikleri, mesnet noktasında yer alan gerinim ölçerlerden elde edilen veriler ile

hazırlanmıştır. Çizelge 5.1'de belirtilen üçüncü aşamaya geçildikten sonra yük-donatı şekil değiştirme eğrisinde gelişim gözlenmiştir. Üçüncü aşama, kesme çatlaklarının mesnete doğru ilerlemesini ve bu süreçte mevcut eğilme çatlaklarının gelişimini ifade etmektedir.

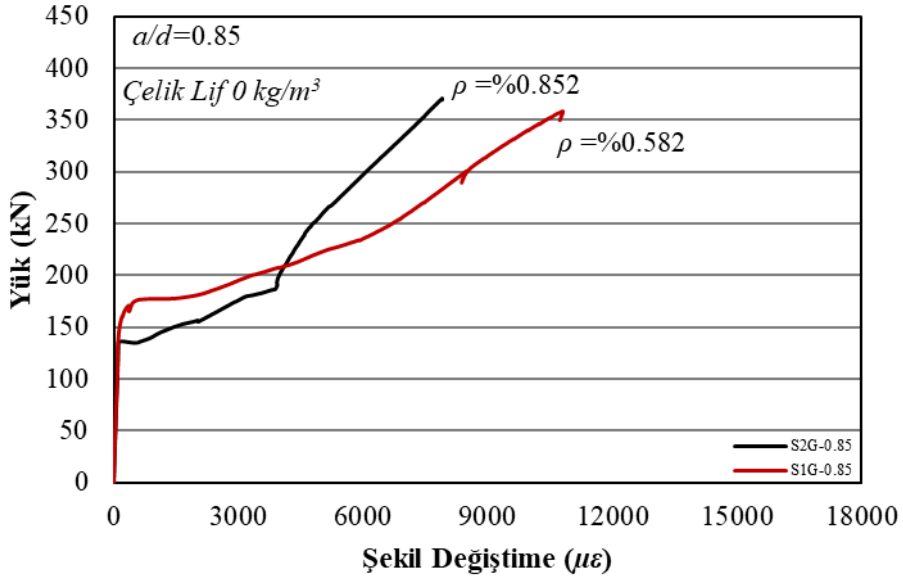
Aynı kesit ve malzeme özelliklere sahip kirişlerin farklı *a/d* oranları altında gerçekleştirilen deneyler sonucunda, aynı yük düzeyinde *a/d* oranı arttıkça donatıda meydana gelen şekil değiştirmenin arttığı, aynı şekil değiştirme düzeyinde *a/d* oranı düştükçe yük düzeyinin arttığı gözlenmiştir.

5.2.3.2. Donatı Oranının Yük-Donatı Şekil Değiştirme İlişkisine Etkisi

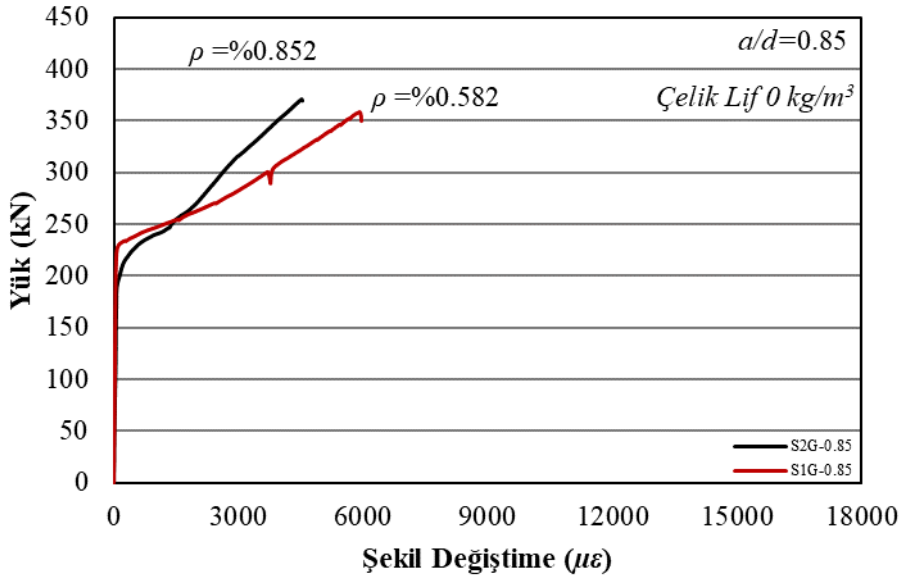
Donatı oranının (ρ) yük-donatı şekil değiştirme ilişkisine etkisini incelemek üzere birinci ve ikinci serilerde yer alan kirişlerin yük-donatı şekil değiştirme eğrileri karşılaştırılmıştır. Aynı kesit özelliği, beton dayanımı ve *a/d* oranına sahip olan kirişlerde donatı oranı değişken tutulmuştur. Karşılaştırmalara ait yük-donatı şekil değiştirme grafikleri Şekil 5.29-32'de sunulmuştur.


a/d=0.85
Çelik Lif 0 kg/m³
ρ =%0.852
ρ =%0.582
Yük (kN)
Şekil Değiştime (με)
S2G-0.85
S1G-0.85
0
50
100
150
200
250
300
350
400
450
0
3000
6000
9000
12000
15000
18000

(a)

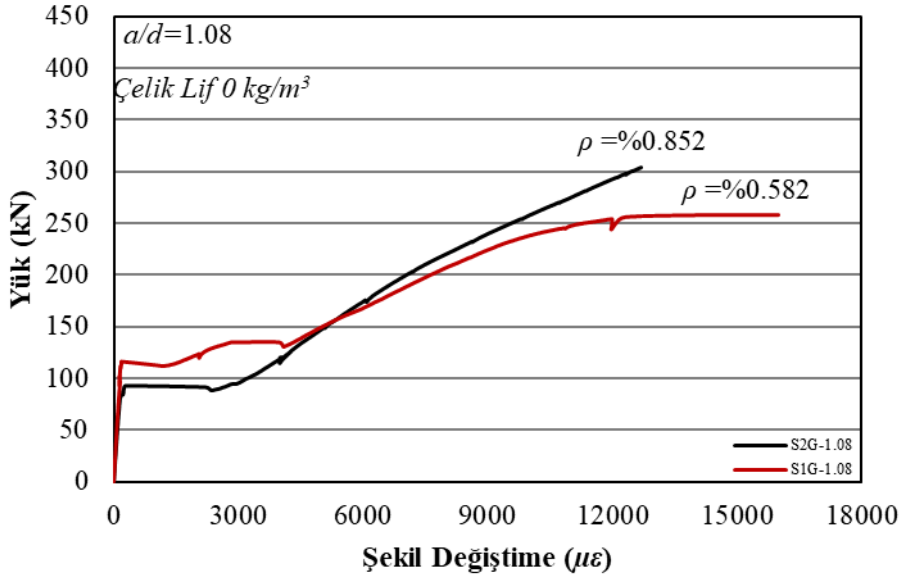

a/d=0.85
Çelik Lif 0 kg/m³
ρ =%0.852
ρ =%0.582
Yük (kN)
Şekil Değiştime (με)
S2G-0.85
S1G-0.85
0
50
100
150
200
250
300
350
400
450
0
3000
6000
9000
12000
15000
18000

(b)

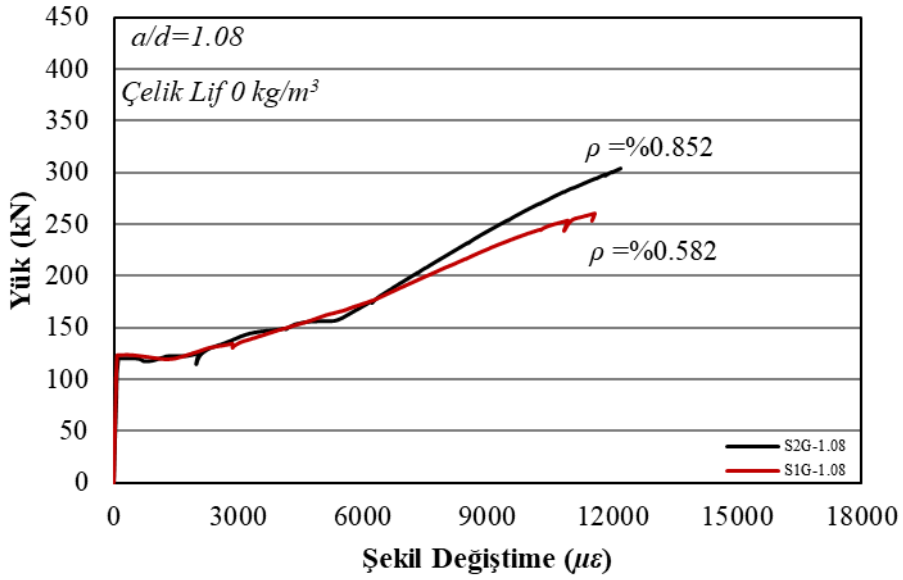


(c)

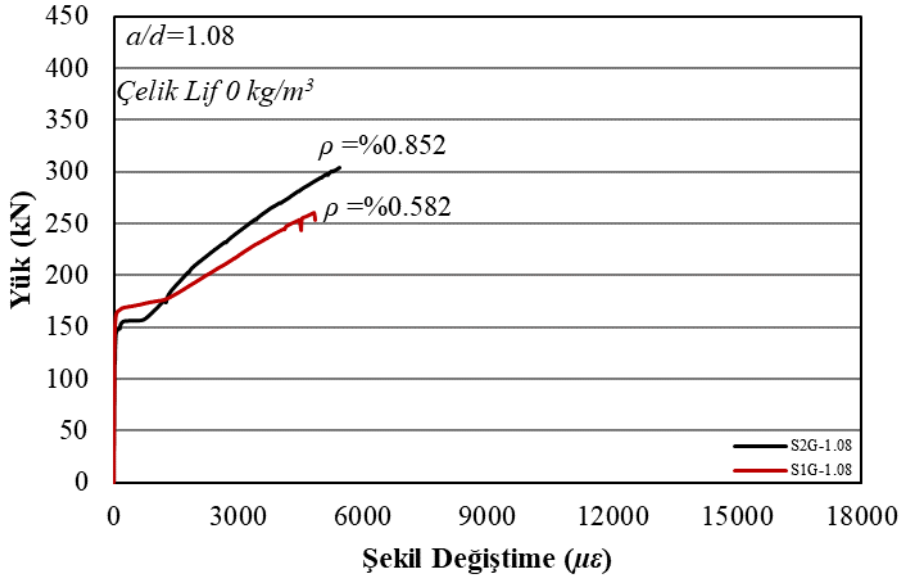
Şekil 5.29. S1G-0.85 ve S2G-0.85 kiriş numunelerine yük-donatı şekil değiştirme ilişkisi; (a) açıklık ortası, (b) kesme açıklık ortası ve (c) mesnet noktası



(a)

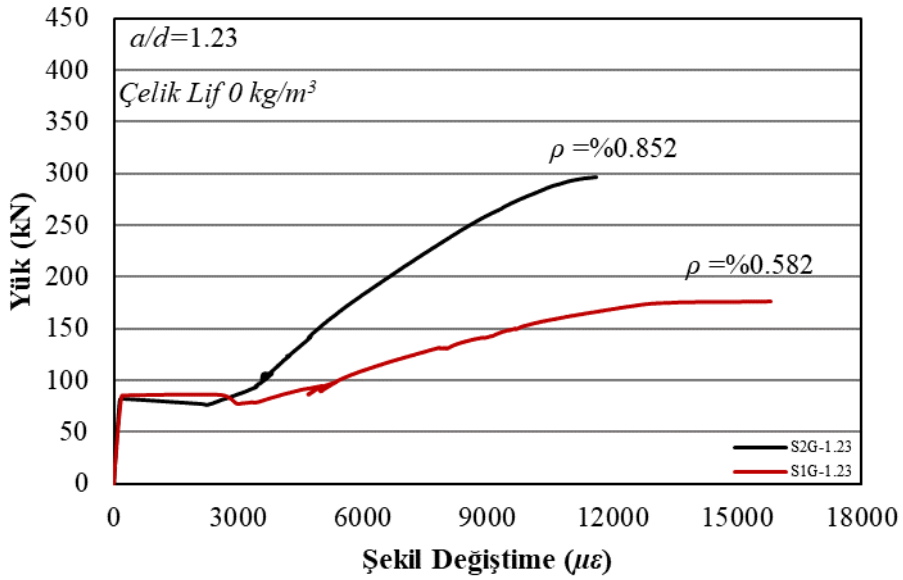


(b)

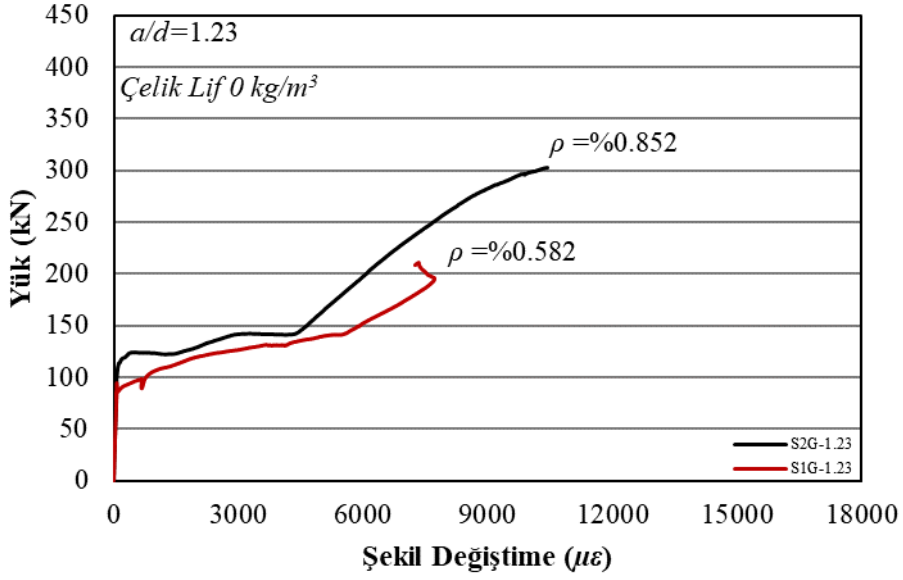


(c)

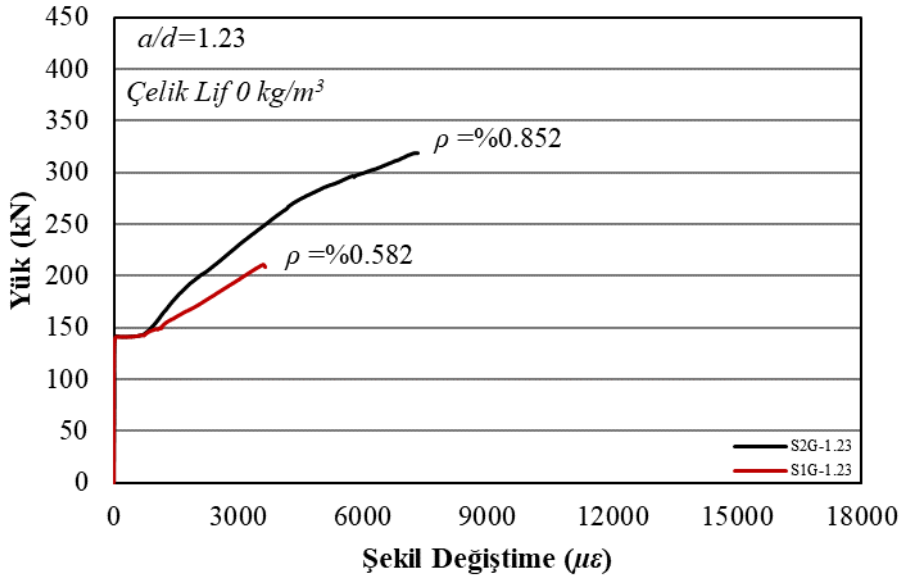
Şekil 5.30. S1G-1.08 ve S2G-1.08 kiriş numunelerine yük-donatı şekil değiştirme ilişkisi; (a) açıklık ortası, (b) kesme açıklık ortası ve (c) mesnet noktası


a/d=1.23
Çelik Lif 0 kg/m³
ρ =%0.852
ρ =%0.582
S2G-1.23
S1G-1.23
Yük (kN)
Şekil Değiştime (με)
0
50
100
150
200
250
300
350
400
450
0
3000
6000
9000
12000
15000
18000

(a)


a/d=1.23
Çelik Lif 0 kg/m³
ρ =%0.852
ρ =%0.582
S2G-1.23
S1G-1.23
Yük (kN)
Şekil Değiştime (με)
0
50
100
150
200
250
300
350
400
450
0
3000
6000
9000
12000
15000
18000

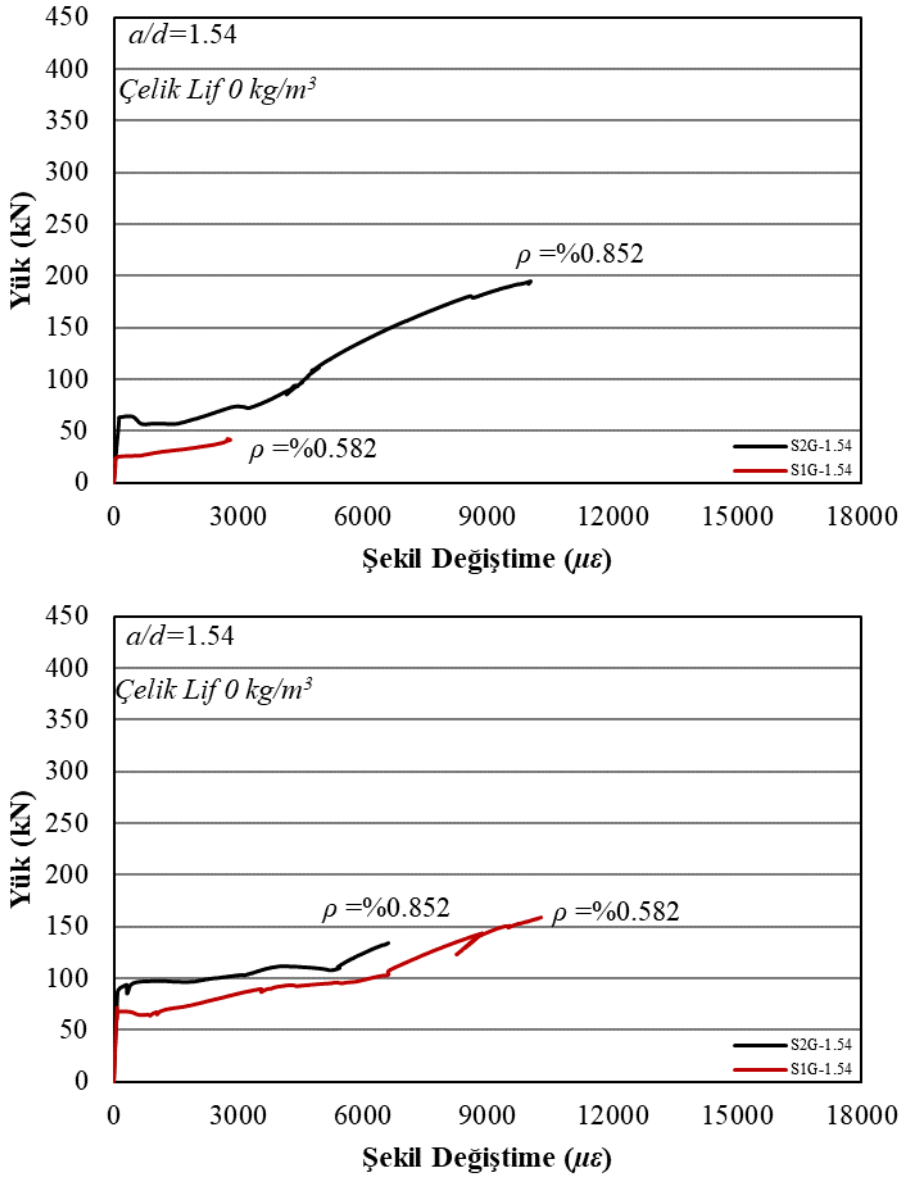
(b)



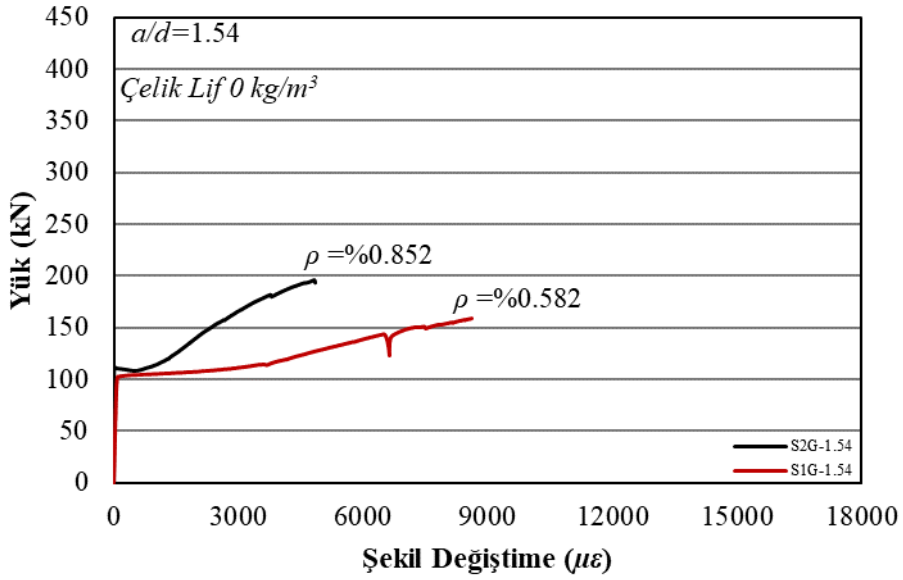
(c)

Şekil 5.31. S1G-1.23 ve S2G-1.23 kiriş numunelerine yük-donatı şekil değiştirme ilişkisi; (a) açıklık ortası, (b) kesme açıklık ortası ve (c) mesnet noktası

(a)


a/d=1.54
Çelik Lif 0 kg/m³
ρ =%0.852
ρ =%0.582
S2G-1.54
S1G-1.54
Yük (kN)
Şekil Değiştime (με)
0
50
100
150
200
250
300
350
400
450
0
3000
6000
9000
12000
15000
18000

(b)



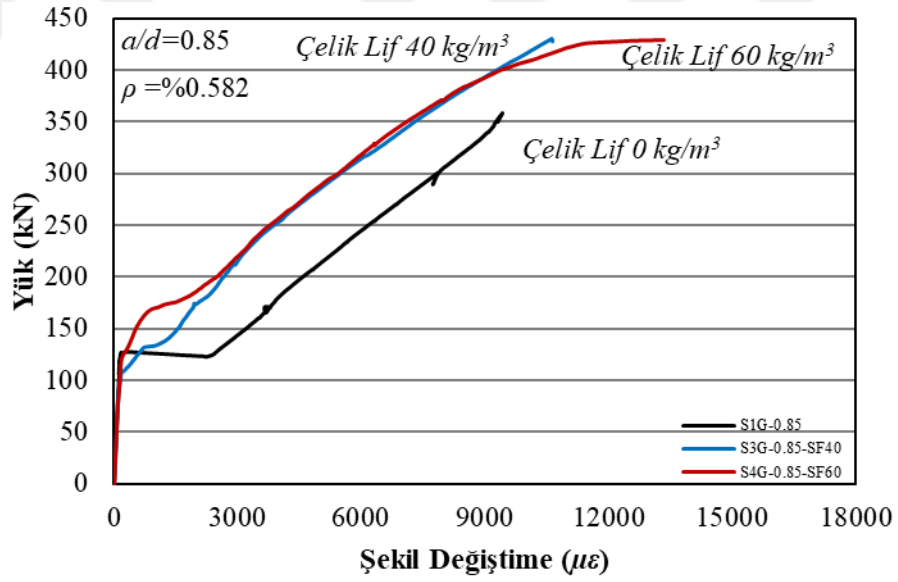
(c)

Şekil 5.32. S1G-1.54 ve S2G-1.54 kiriş numunelerine yük-donatı şekil değiştirme ilişkisi; (a) açıklık ortası, (b) kesme açıklık ortası ve (c) mesnet noktası

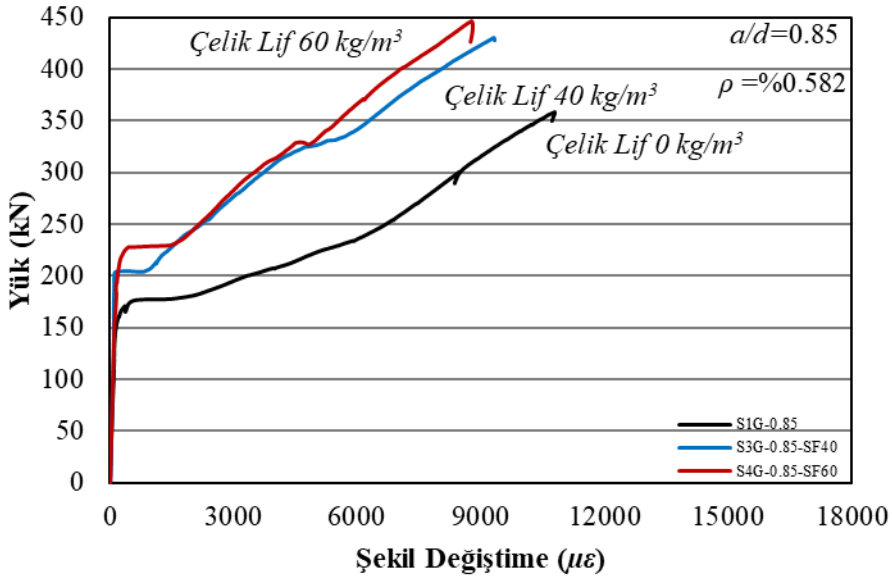
Şekil 5.29-32'de görüleceği üzere karşılaştırma yapılan kirişlerde ilk şekil değiştirme verileri donatı oranından bağımsız, *a/d* oranına bağlı olarak alınmaya başlanmıştır. Karşılaştırmalarda görüleceği üzere aynı kesit boyutları, *a/d* oranı ve malzeme özellikleri sahip kirişlerin birbirine oldukça yakın yük düzeyinde başlayan şekil değiştirme değerleri yük arttıkça donatı oranına bağlı olarak birbirinden ayrıştığı gözlenmiştir. Sonuç olarak, aynı yük düzeyinde donatı oranı arttıkça donatıda meydana gelen şekil değiştirmenin azaldığı, aynı şekil değiştirme düzeyinde donatı oranı düştükçe yük düzeyinin de düştüğü belirlenmiştir.

5.2.3.3. Beton Çelik Lif Oranının Yük-Donatı Şekil Değiştirme İlişkisine Etkisi

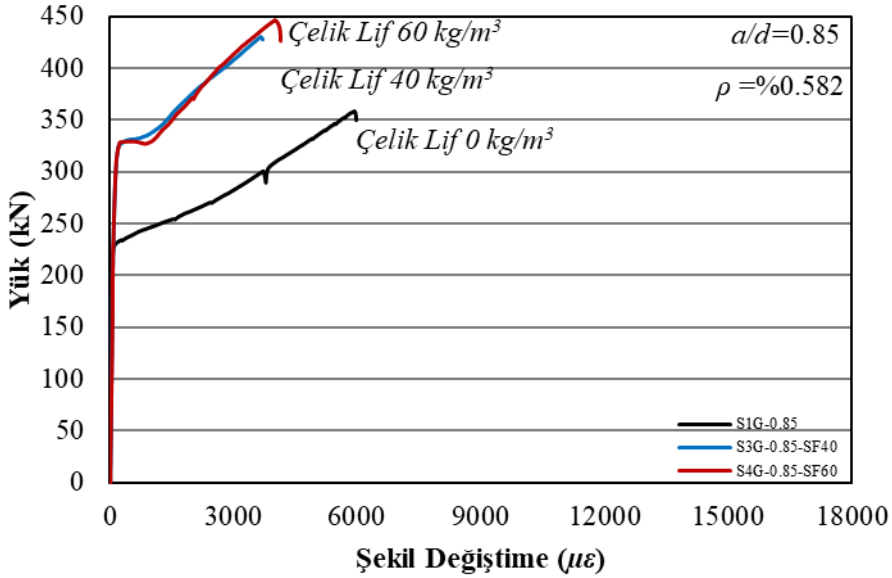
Betonun çelik lifli veya lifsiz olmasının derin kiriş yük-donatı donatı şekil değiştirme ilişkisine etkisini incelemek üzere birinci (SG1-0.85 ve SG1-1.08), üçüncü ve dördüncü serilerde yer alan derin kiriş numunelerinin yük-donatı şekil değiştirme ve normalize yük-donatı şekil değiştirme eğrileri karşılaştırılmıştır. Aynı kesit özelliği, donatı oranı ve *a/d* oranına sahip olan kirişlerde çelik lif oranı değişken tutulmuştur. Karşılaştırmalara ait yük-donatı şekil değiştirme grafikleri Şekil 5.33-36'da sunulmuştur.



(a)

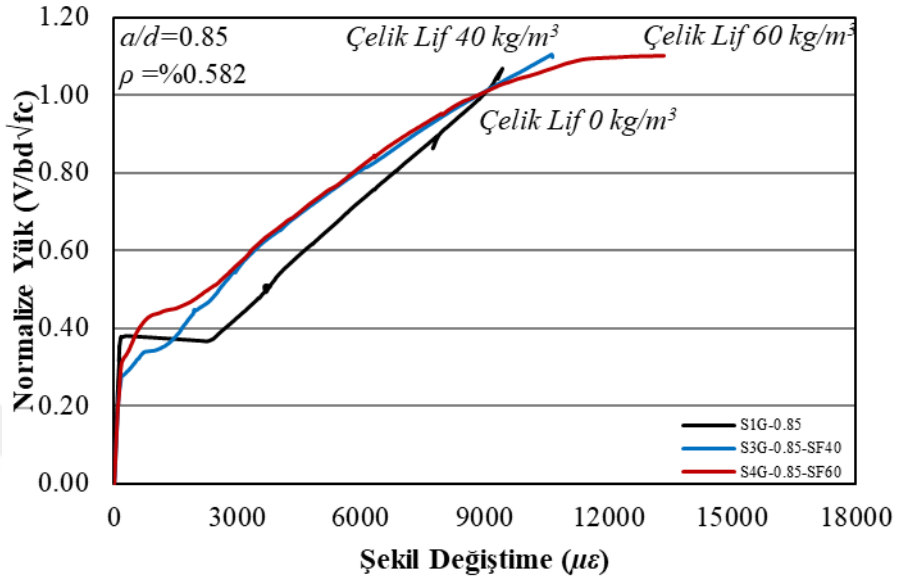


(b)

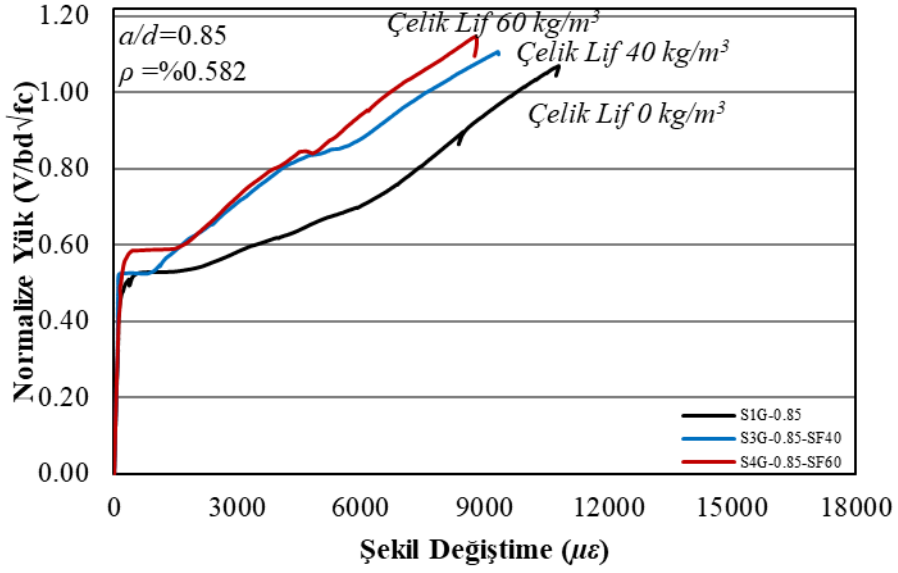


(c)

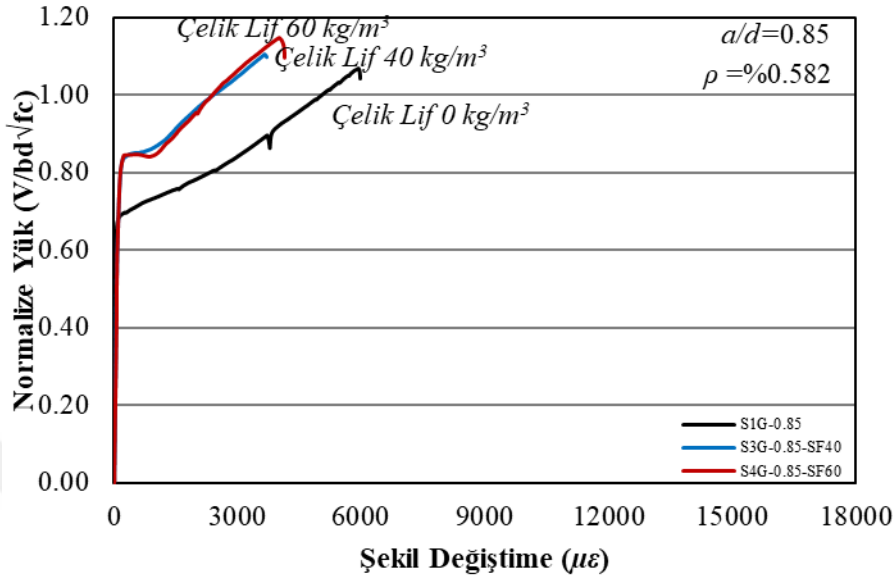
Şekil 5.33. S1G-0.85, S3G-0.85-SF40 ve S4G-0.85-SF60 kiriş numunelerine ait yük-donatı şekil değiştirme grafiği; (a) açıklık ortası, (b) kesme açıklık ortası ve (c) mesnet noktası


a/d=0.85
ρ =%0.582
Çelik Lif 40 kg/m³
Çelik Lif 60 kg/m³
Çelik Lif 0 kg/m³
Normalize Yük (V/bd√fc)
Şekil Değiştime (με)
S1G-0.85
S3G-0.85-SF40
S4G-0.85-SF60

(a)

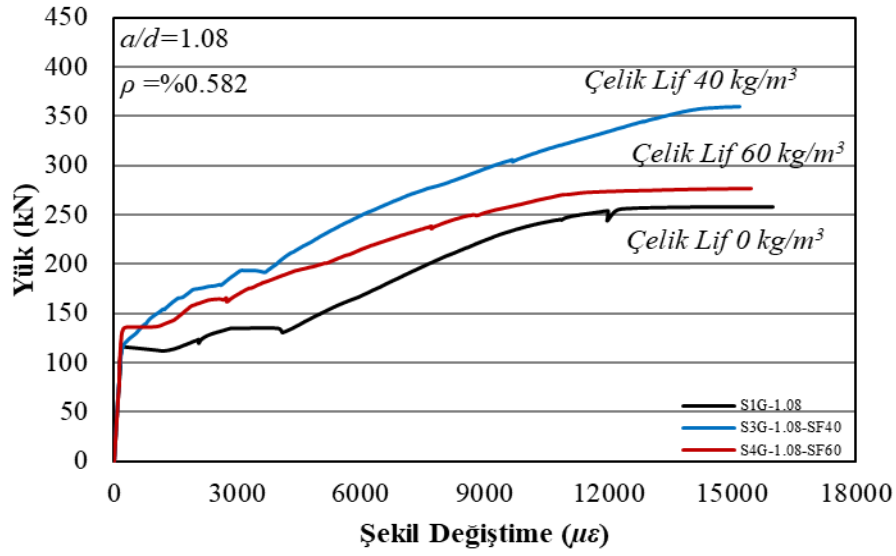

a/d=0.85
ρ =%0.582
Çelik Lif 60 kg/m³
Çelik Lif 40 kg/m³
Çelik Lif 0 kg/m³
Normalize Yük (V/bd√fc)
Şekil Değiştime (με)
S1G-0.85
S3G-0.85-SF40
S4G-0.85-SF60

(b)

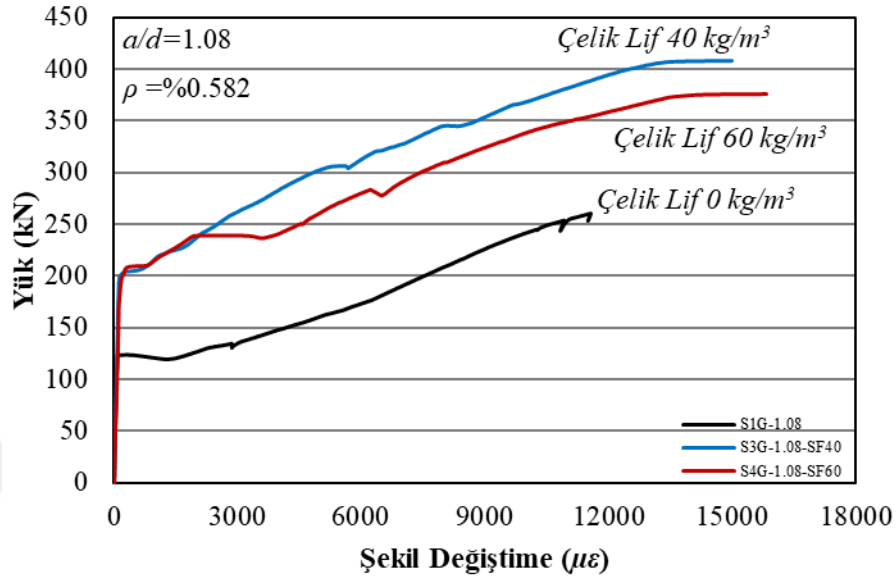


(c)

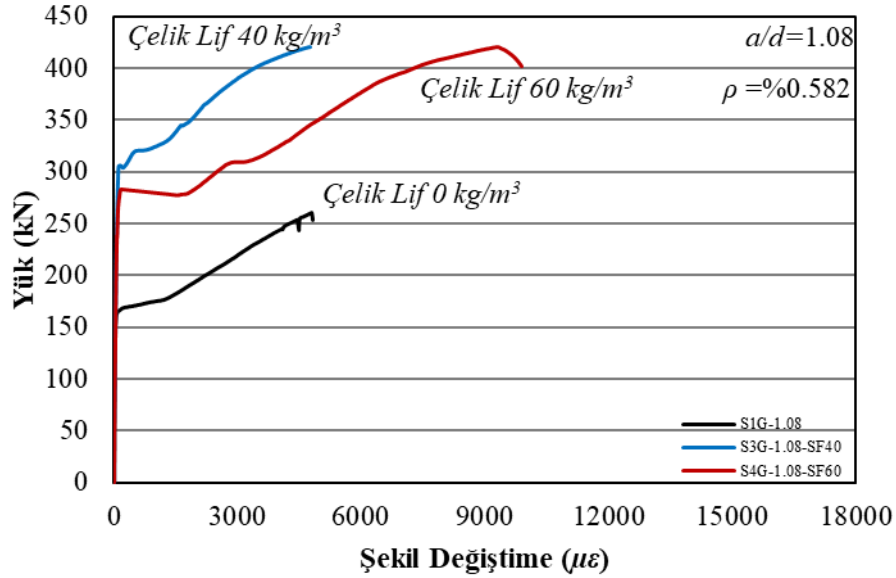
Şekil 5.34. S1G-0.85, S3G-0.85-SF40 ve S4G-0.85-SF60 kiriş numunelerine ait normalize yük-donatı şekil değiştirme grafiği; (a) açıklık ortası, (b) kesme açıklık ortası ve (c) mesnet noktası



(a)

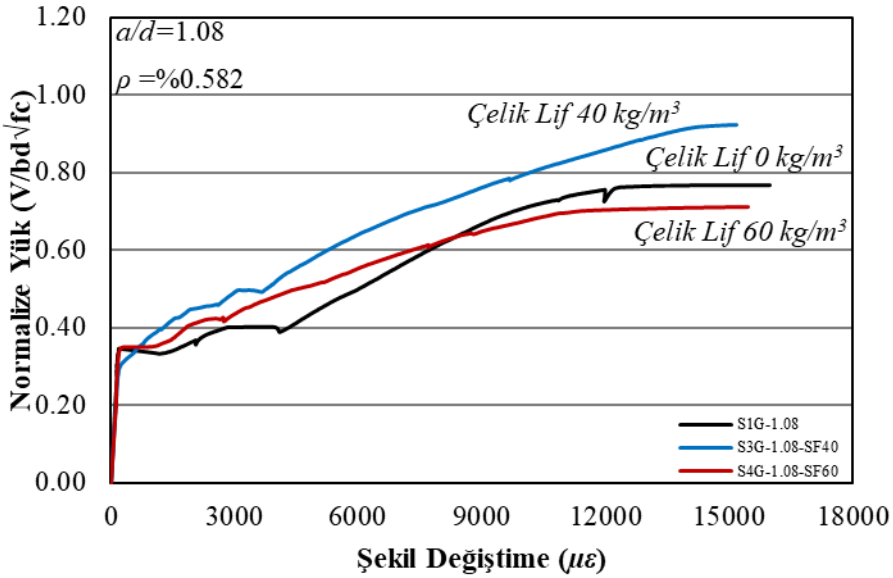


(b)

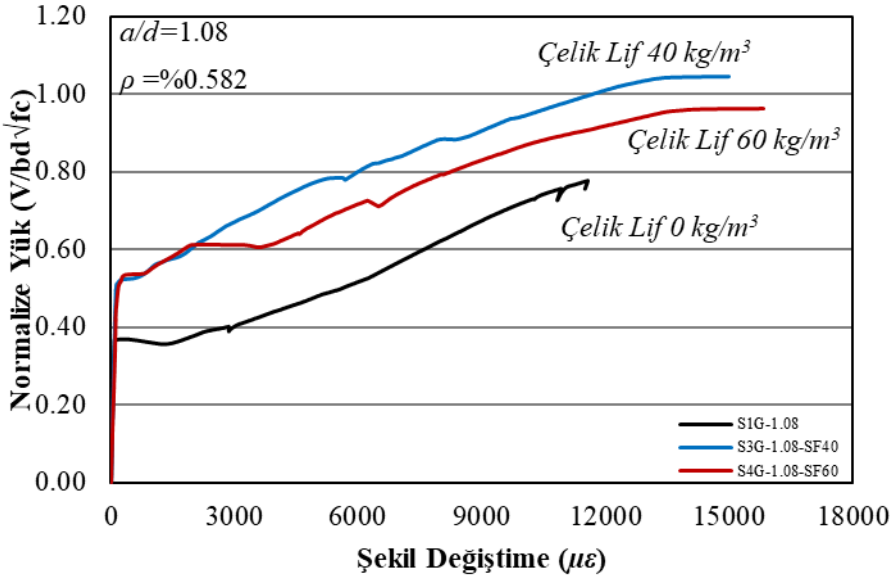


(c)

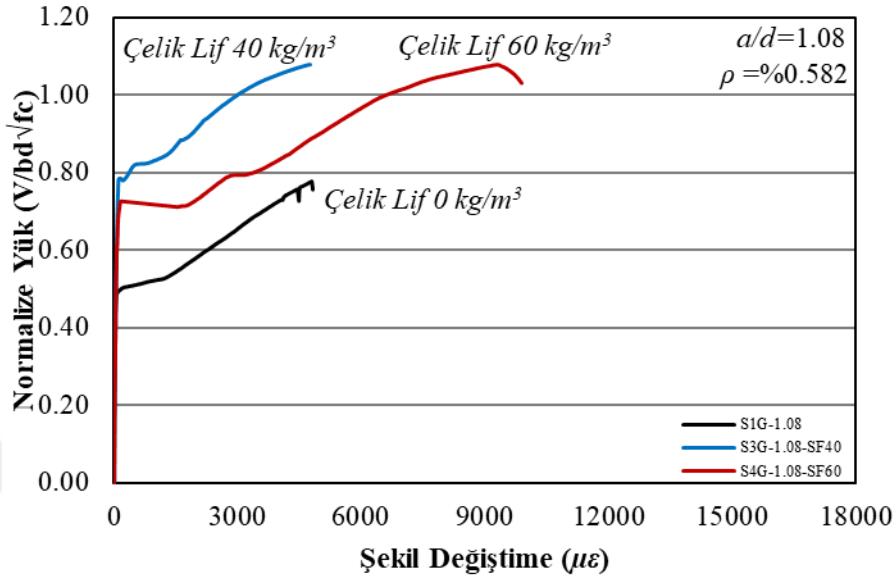
Şekil 5.35. S1G-1.08, S3G-1.08-SF40 ve S4G-1.08-SF60 kiriş numunelerine ait yük-donatı şekil değiştirme grafiği; (a) açıklık ortası, (b) kesme açıklık ortası ve (c) mesnet noktası


a/d=1.08
ρ =%0.582
Çelik Lif 40 kg/m³
Çelik Lif 0 kg/m³
Çelik Lif 60 kg/m³
S1G-1.08
S3G-1.08-SF40
S4G-1.08-SF60
Normalize Yük (V/bd√fc)
Şekil Değiştime (με)
0.00
0.20
0.40
0.60
0.80
1.00
1.20
0
3000
6000
9000
12000
15000
18000

(a)


a/d=1.08
ρ =%0.582
Çelik Lif 40 kg/m³
Çelik Lif 60 kg/m³
Çelik Lif 0 kg/m³
S1G-1.08
S3G-1.08-SF40
S4G-1.08-SF60
Normalize Yük (V/bd√fc)
Şekil Değiştime (με)
0.00
0.20
0.40
0.60
0.80
1.00
1.20
0
3000
6000
9000
12000
15000
18000

(b)



(c)

Şekil 5.36. S1G-1.08, S3G-1.08-SF40 ve S4G-1.08-SF60 kiriş numunelerine ait normalize yük-donatı şekil değiştirme grafiği; (a) açıklık ortası, (b) kesme açıklık ortası ve (c) mesnet noktası

Şekil 5.33-36'da yer alan grafikler incelendiğinde yükün artması ile meydana gelen şekil değiştirme değerleri kirişlerin kemer davranışı sergilediğini göstermektedir. Kemerleşme etkisiyle boyuna donatıda meydana gelen kuvvet artışı sonucunda sırasıyla kiriş açıklık ortası, kesme açıklık ortası ve mesnet noktası gerinim ölçerlerinde ölçülen şekil değiştirme değerlerinde artış gözlenmiştir.

Şekil 5.33-36(a)'da görüleceği üzere kirişlerin birbirine oldukça yakın yük düzeyinde başlayan şekil değiştirme değerlerinin yük arttıkça lif oranına bağlı olarak birbirinden farklılık göstermiştir. Şekil 5.1-12'de de görüleceği üzere çelik lif içeren kirişlerin lif içermeyen kirişlere göre çatlak sayıları ve gelişimleri oldukça farklılık göstermektedir. Bunun etkileri donatı şekilde değiştirme eğrilerine de yansımaktadır. Çelik lif içeren kirişlerde lif içermeyen kirişlere göre oldukça fazla eğilme çatlağı oluşması, kiriş açıklık ortasında yer alan donatıda daha

fazla düzeyde şekil değiştirmeye ve kesme açıklık ortasında ve mesnet noktasında yer alan donatıda ilk şekil değiştirmelerin daha yüksek yük seviyesinde meydana gelmesine neden olmuştur. Çelik lif içeren kirişlerde donatıda meydana gelen şekil değiştirmelerin lifsiz kirişlere göre daha yüksek düzeyde gerçekleştiği ve sünek davranışa katkı sağladığı belirlenmiştir.

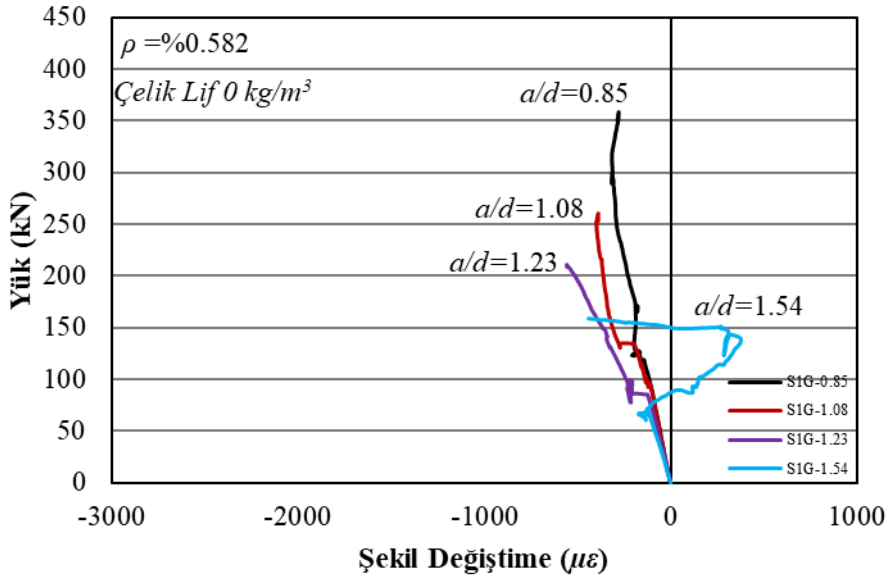
5.2.4. Yük-Beton Şekil Değiştirme İlişkisi

Deneysel çalışma kapsamında, derin kiriş numunelerin yük-beton şekil değiştirme ilişkilerinin karşılaştırılması iki yükleme plakası arasına yerleştirilen gerinim ölçerlerinden elde edilen şekil değiştirme verileri göz önünde bulundurularak yapılmıştır. Karşılaştırmalar üç farklı parametre etkisi altında incelenmiştir;

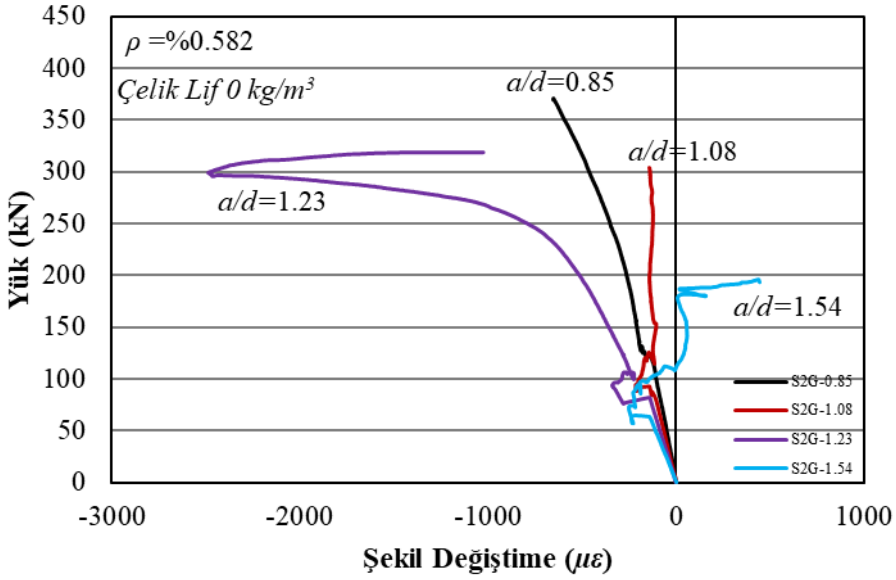
- Kesme açıklık-derinlik oranı (a/d)
- Donatı oranı (ρ)
- Betonun çelik lifli veya lifsiz olması

5.2.4.1. a/d Oranının Yük-Beton Şekil Değiştirme İlişkisine Etkisi

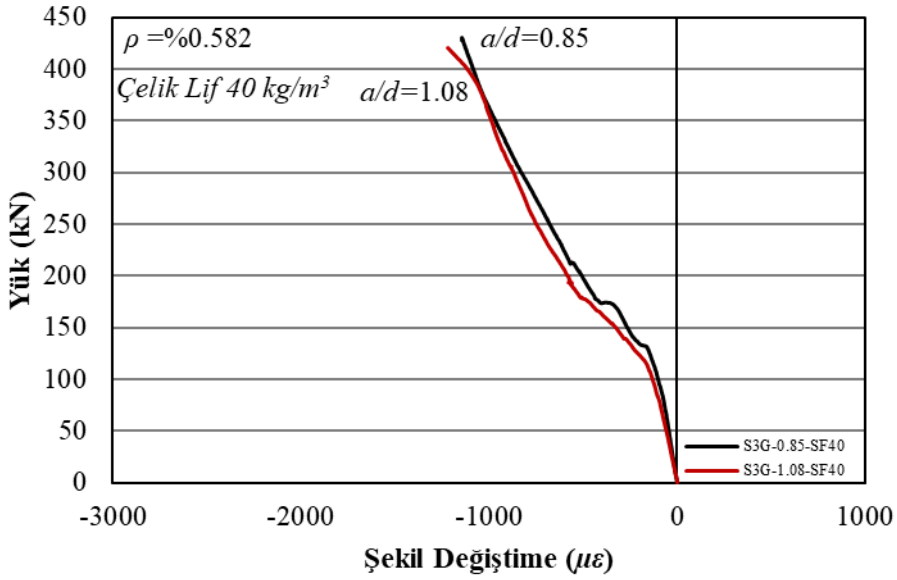
Kesme açıklık-derinlik oranının (a/d) derin kiriş yük-beton şekil değiştirme ilişkisine etkisini incelemek üzere serilere ait yük-donatı şekil değiştirme grafikleri Şekil 5.37-40'ta sunulmuştur. Aynı kesit özelliği, beton dayanımı, beton çelik lif oranı ve donatı oranına sahip olan serilerde a/d oranı değişken tutulmuştur.



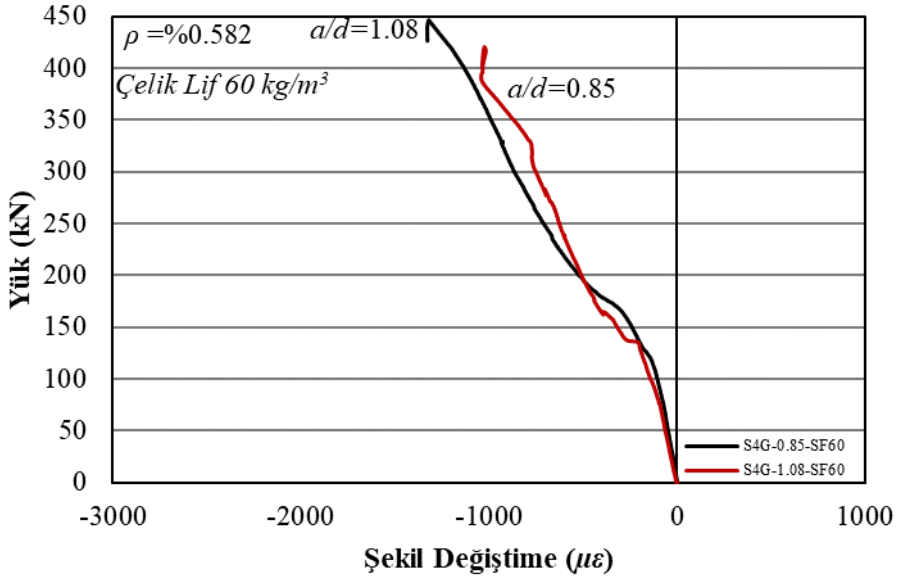
Şekil 5.37. Birinci seri kirişleri yük-beton şekil değiştirme ilişkisi



Şekil 5.38. İkinci seri kirişleri yük-beton şekil değiştirme ilişkisi



Şekil 5.39. Üçüncü seri kirişleri yük-beton şekil değiştirme ilişkisi

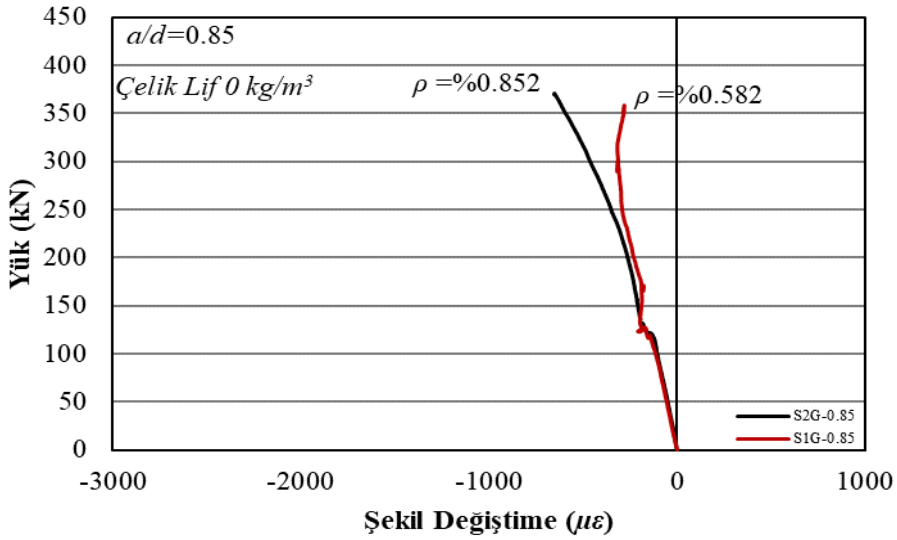


Şekil 5.40. Dördüncü seri kirişleri yük-beton şekil değiştirme ilişkisi

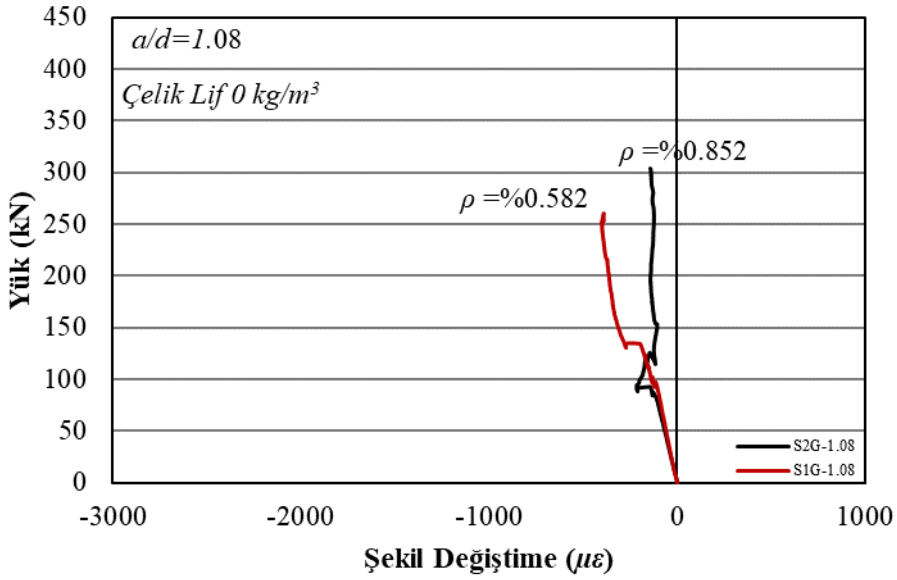
Çelik lif içermeyen, aynı kesit ve malzeme özelliklere sahip kirişlerin farklı *a/d* oranları altında gerçekleştirilen deneyler sonucunda, aynı yük düzeyinde *a/d* oranı arttıkça betonda meydana gelen şekil değiştirmenin arttığı, aynı şekil değiştirme düzeyinde *a/d* oranı düştükçe yük düzeyinin arttığı gözlenmiştir. S1G-1.54, S2G-1.23 ve S2G-1.54 kiriş numunelerinde deney esnasında yatay basınç çubuğunda ezilme meydana gelmesinden dolayı yük-beton şekil değiştirme eğrilerinde veri okumaları sağlıklı alınamamıştır. Lifli derin kiriş numunelerinde *a/d* oranının yük-beton şekil değiştirme ilişkisi üzerine etkisi gözlenmemiştir.

5.2.4.2. Donatı Oranının Yük-Beton Şekil Değiştirme İlişkisine Etkisi

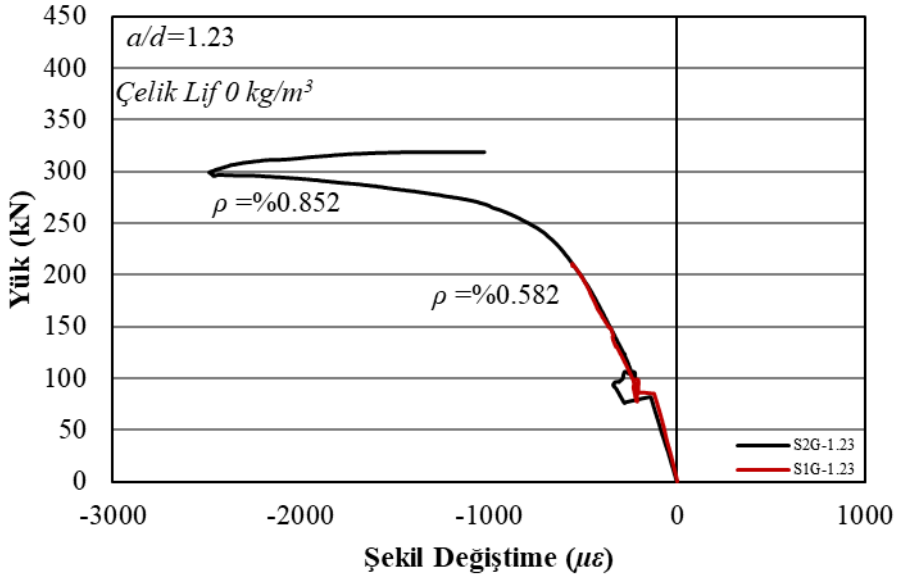
Donatı oranının (ρ) yük-beton şekil değiştirme ilişkisine etkisini incelemek üzere birinci ve ikinci serilerde yer alan kirişlerin yük-beton şekil değiştirme eğrileri karşılaştırılmıştır. Aynı kesit özelliği, beton dayanımı ve *a/d* oranına sahip olan kirişlerde donatı oranı değişken tutulmuştur. Karşılaştırmalara ait yük-beton şekil değiştirme grafikleri Şekil 5.41-44'te sunulmuştur.



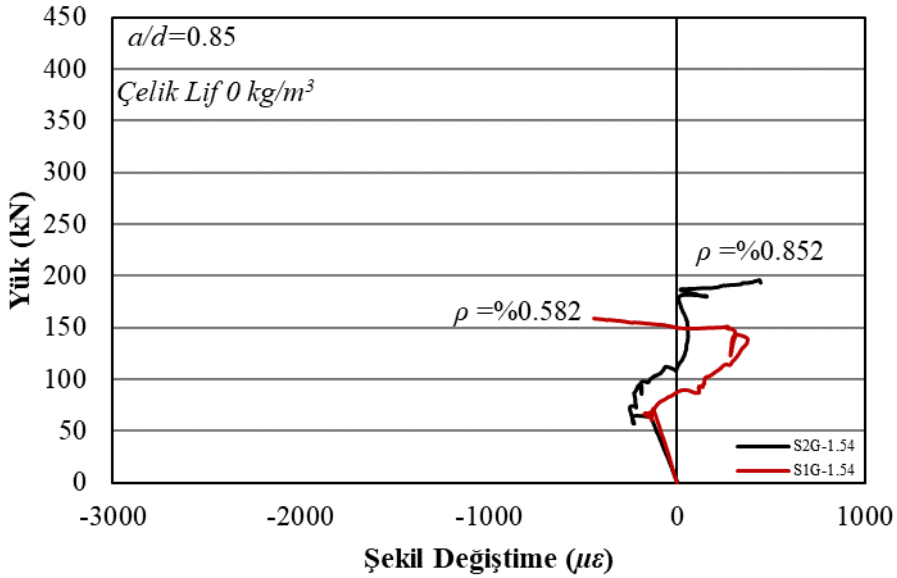
Şekil 5.41. S1G-0.85 ve S2G-0.85 kiriş numunelerine yük-beton şekil değiştirme ilişkisi



Şekil 5.42. S1G-1.08 ve S2G-1.08 kiriş numunelerine yük-beton şekil değiştirme ilişkisi



Şekil 5.43. S1G-1.23 ve S2G-1.23 kiriş numunelerine yük-beton şekil değiştirme ilişkisi

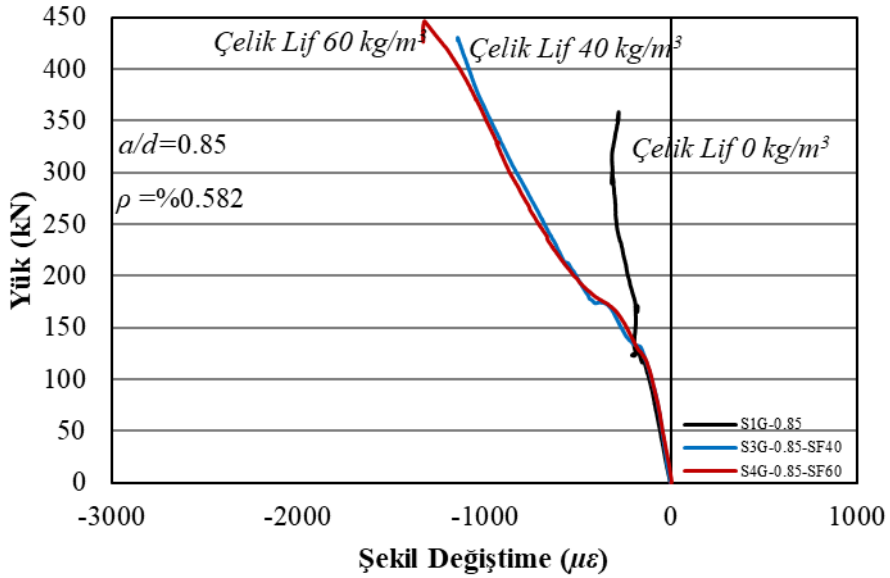


Şekil 5.44. S1G-1.54 ve S2G-1.54 kiriş numunelerine yük-beton şekil değiştirme ilişkisi

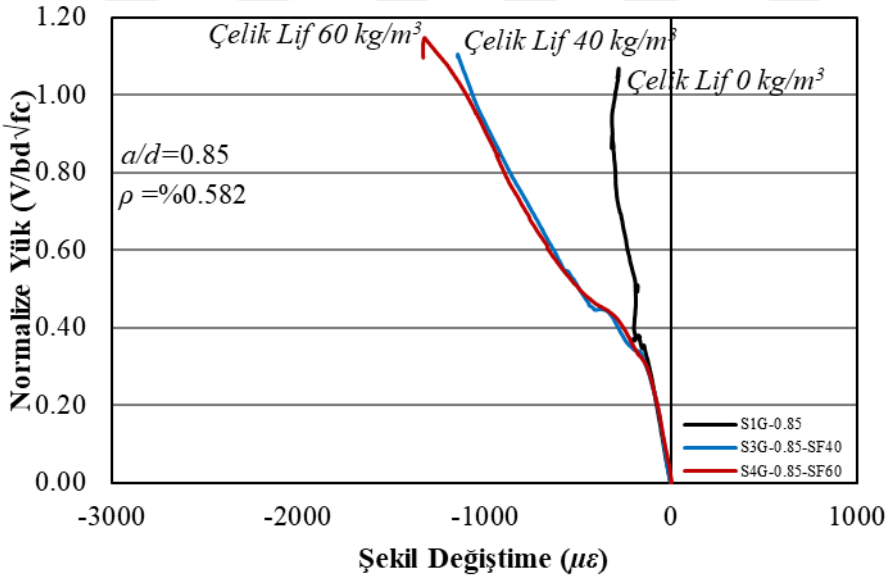
Lifsiz derin kiriş numuneleri üzerinden yapılan karşılaştırmalar, donatı oranının yük-beton şekil değiştirme ilişkisi üzerine etkisinin yorumlanabilmesi için yeterli düzeyde olmadığı düşünülmektedir.

5.2.4.3. Beton Çelik Lif Oranının Yük-Beton Şekil Değiştirme İlişkisine Etkisi

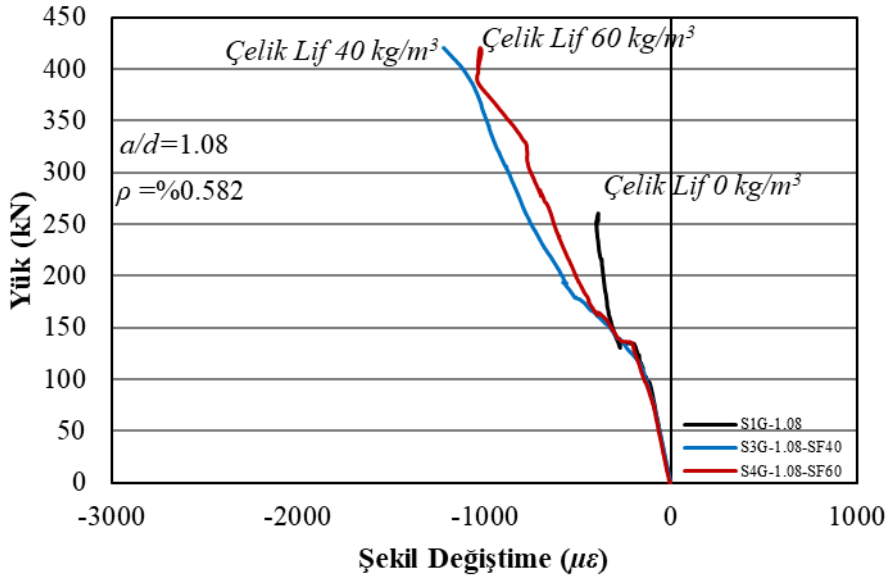
Betonun çelik lifli veya lifsiz olmasının derin kiriş yük-beton donatı şekil değiştirme ilişkisine etkisini incelemek üzere birinci (SG1-0.85 ve SG1-1.08), üçüncü ve dördüncü serilerde yer alan kirişlerin yük-beton şekil değiştirme eğrileri karşılaştırılmıştır. Aynı kesit özelliği, donatı oranı ve *a/d* oranına sahip olan kirişlerde çelik lif oranı değişken tutulmuştur. Karşılaştırmalara ait yük-beton şekil değiştirme grafikleri Şekil 5.45-48'de sunulmuştur



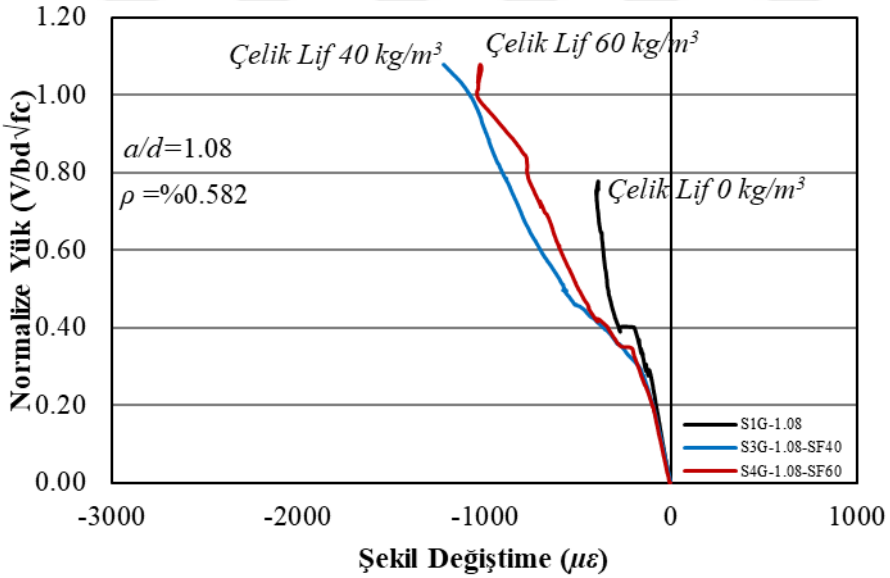
Şekil 5.45. S1G-0.85, S3G-0.85-SF40 ve S4G-0.85-SF60 kiriş numunelerine ait yük-beton şekil değiştirme grafiği



Şekil 5.46. S1G-0.85, S3G-0.85-SF40 ve S4G-0.85-SF60 kiriş numunelerine ait normalize yük-beton şekil değiştirme grafiği



Şekil 5.47. S1G-1.08, S3G-1.08-SF40 ve S4G-1.08-SF60 kiriş numunelerine ait yük-donatı şekil değiştirme grafiği



Şekil 5.48. S1G-1.08, S3G-1.08-SF40 ve S4G-1.08-SF60 kiriş numunelerine ait normalize yük-donatı şekil değiştirme grafiği

Şekil 5.45-48'de görüleceği üzere iki yükleme plakası arasında yer alan yatay beton basınç çubuğundaki şekil değiştirme miktarı çelik lif içeren derin kiriş numunelerde daha yüksektir.

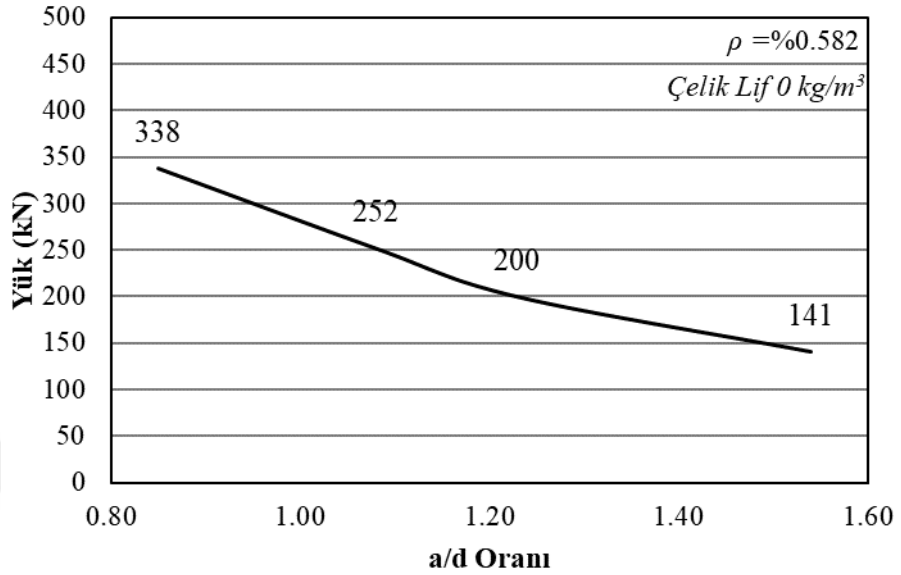
5.2.5. Taşıma Gücü Kapasitesi

Deneysel çalışma kapsamında, derin kiriş numunelerin taşıma gücü kapasiteleri diyagonal kesme çatlağının kiriş basınç bölgesine ulaştığı andaki yük göz önünde bulundurularak belirlenmiştir. Karşılaştırmalar üç farklı parametre etkisi altında incelenmiştir;

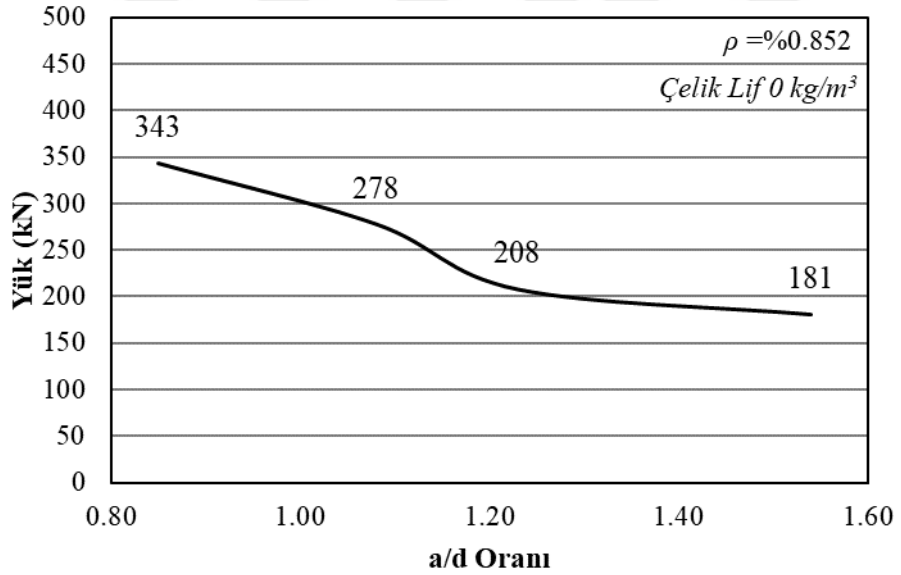
- Kesme açıklık-derinlik oranı (*a/d*)
- Donatı oranı (ρ)
- Betonun çelik lifli veya lifsiz olması

5.2.5.1. a/d Oranının Taşıma Gücü Kapasitesine Etkisi

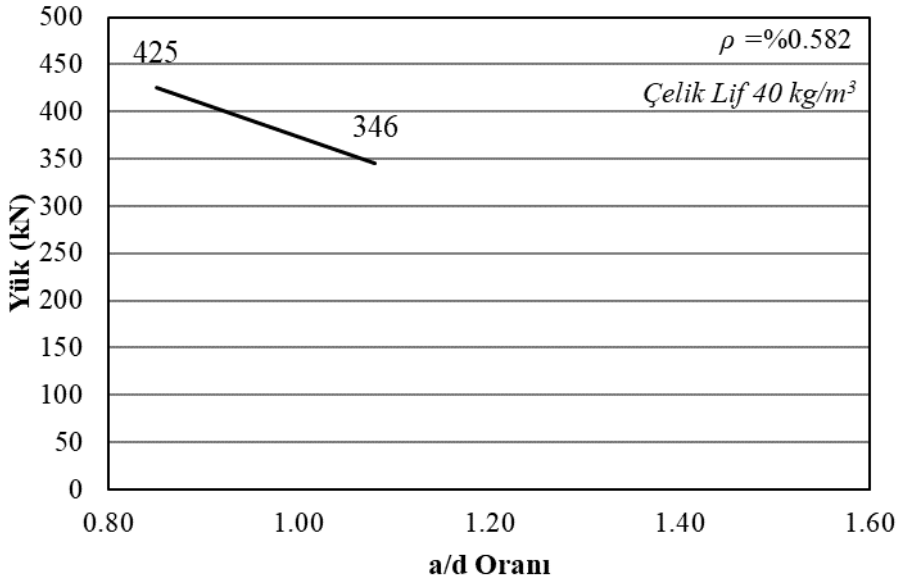
Kesme açıklık-derinlik oranının (*a/d*) derin kiriş taşıma gücü kapasitesine etkisini incelemek üzere serilere ait yük-a/d oranı grafikleri Şekil 5.49-52'de sunulmuştur. Aynı kesit özelliği, beton dayanımı, beton çelik lif oranı ve donatı oranına sahip olan serilerde *a/d* oranı değişken tutulmuştur.



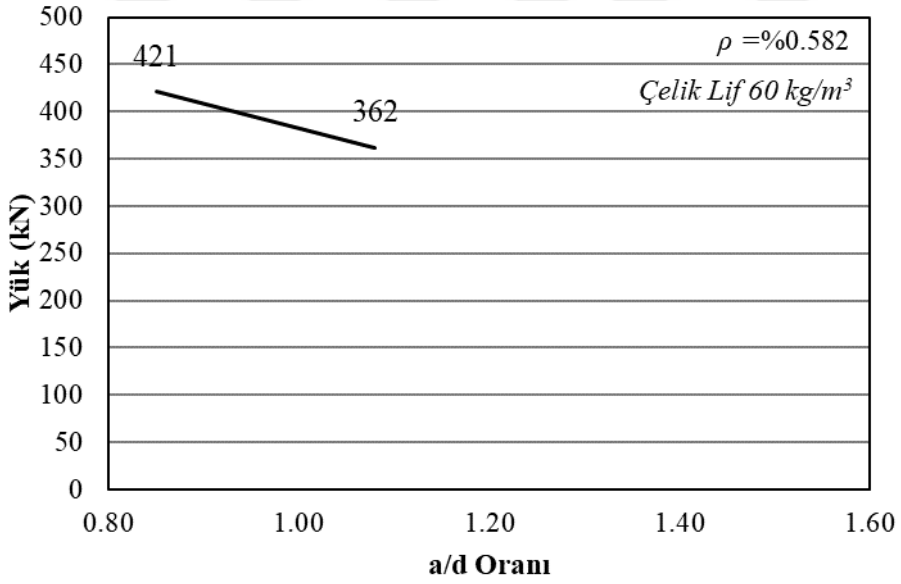
Şekil 5.49. Birinci seri kirişleri taşıma gücü-a/d oranı ilişkisi



Şekil 5.50. İkinci seri kirişleri taşıma gücü-a/d oranı ilişkisi



Şekil 5.51. Üçüncü seri kirişleri taşıma gücü-a/d oranı ilişkisi



Şekil 5.52. Dördüncü seri kirişleri taşıma gücü-a/d oranı ilişkisi

Şekil 5.49-52'de görüleceği üzere *a/d* oranının derin kiriş taşıma gücü kapasitesinde dikkate değer bir etkisi olduğu anlaşılmaktadır. Tüm serilerde *a/d* oranın arttıkça derin kiriş taşıma kapasitesinin düştüğü tespit edilmiştir. *a/d* oranının etkisini daha anlaşılır kılmak için, her seride *a/d* oranı 0.85 olan kirişlerin deney sonuçları referans alınarak Çizelge 5.2 hazırlanmıştır. Çizelge 5.2'de *a/d* artış oranına karşılık taşıma gücü kapasitesinde belirlenen düşüş oranı sunulmuştur.

Çizelge 5.2. *a/d* artış oranı ile taşıma gücü kapasitesi azalma oranı

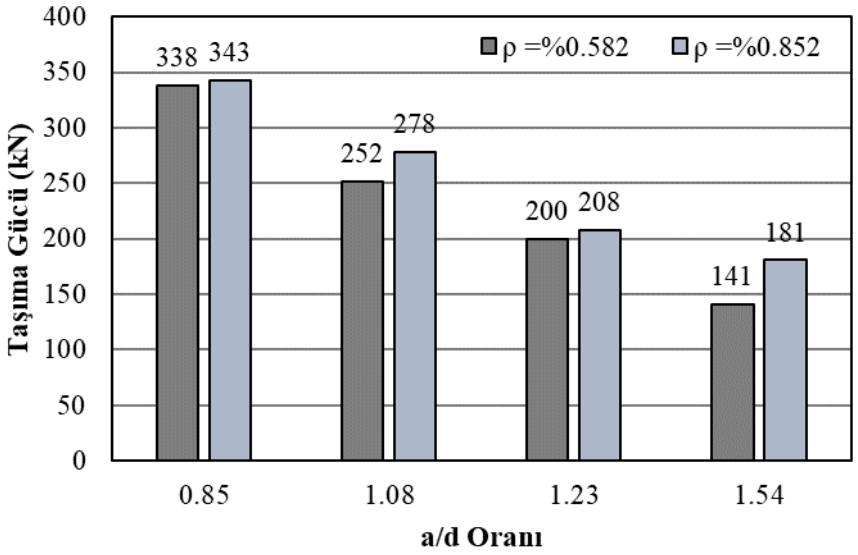
a/d	*a/d* artış oranı (%)	Taşıma gücü kapasitesinde belirlenen düşüş oranı (%)			
		Seri 1	Seri 2	Seri 3	Seri 4
0.85	-	-	-	-	-
1.08	27	25	19	19	14
1.23	45	41	39	-	-
1.54	81	58	47	-	-

Kiriş taşıma gücü kapasitesi *a/d* oranı 0.85'ten 1.08'e çıktığında (*a/d* oranı yaklaşık %27 arttığında), çelik lif içermeyen kirişlerde (Seri 1 ve Seri 2) %19 ile %25 arasında, 40 kg/m^3 oranında çelik lif içeren kirişlerde (Seri 3) %19 ve 60 kg/m^3 oranında çelik lif içeren kirişlerde (Seri 4) ise %14 oranında bir düşüş meydana gelmiştir. *a/d* oranı 0.85'ten 1.23'e (*a/d* oranı yaklaşık %45 arttığında) çıktığında çelik lif içermeyen kirişlerde taşıma gücü kapasitesinde %39 ile %41 oranında bir düşüş tespit edilmiştir. *a/d* oranı 0.85'ten 1.54'e (*a/d* oranı yaklaşık %81 arttığında) çıktığında çelik lif içermeyen kirişlerde taşıma gücü kapasitesinde %47 ile %58 oranında bir düşüş gözlenmiştir.

5.2.5.2. Donatı Oranının Taşıma Gücü Kapasitesine Etkisi

Donatı oranının (ρ) derin kiriş taşıma gücü kapasitesine etkisini incelemek üzere birinci ve ikinci serilerde yer alan kirişlerin taşıma gücü değerleri

karşılaştırılmıştır. Aynı kesit özelliği, beton dayanımı ve *a/d* oranına sahip olan kirişlerde donatı oranı değişken tutulmuştur. Birinci seride test edilen kirişler %0.582 donatı oranına, ikinci seride test edilen kirişler ise %0.852 donatına oranına sahiptir. Her iki seride de karşılaştırılan kirişler aynı *a/d* (0.85, 1.08, 1.23 ve 1.54) oranında teste tabi tutulmuştur. Karşılaştırmalara ait grafik Şekil 5.53'te sunulmuştur.

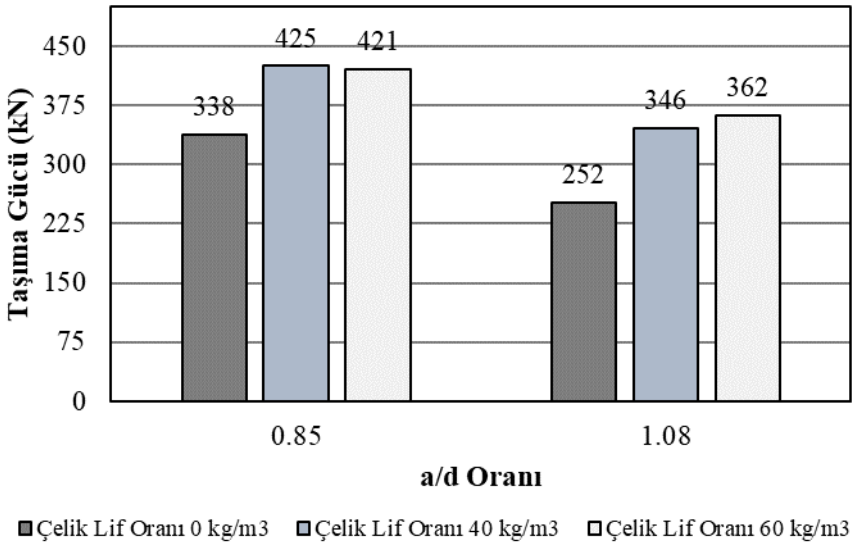


Şekil 5.53. Donatı oranının taşıma gücüne etkisi

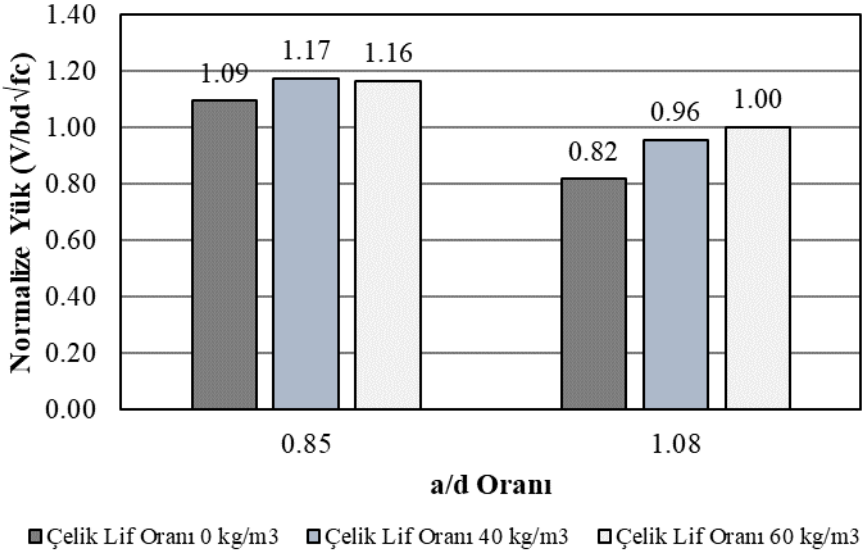
Şekil 5.53'te görüleceği üzere donatı oranının derin kiriş taşıma gücü kapasitesine katkı sağladığı, a/d oranı arttıkça bu katkını daha etkili olduğu tespit edilmiştir.

5.2.5.3. Betonun Çelik Lif Oranının Taşıma Gücü Kapasitesine Etkisi

Betonun çelik lifli veya lifsiz olmasının derin kiriş derin kiriş taşıma gücüne etkisini incelemek üzere birinci (SG1-0.85 ve SG1-1.08), üçüncü ve dördüncü serilerde yer alan derin kiriş numunelerinin taşıma gücü değerleri karşılaştırılmıştır. Aynı kesit özelliği, donatı oranı ve *a/d* oranına sahip olan kirişlerde çelik lif oranı değişken tutulmuştur. Üç seride de test edilen kiriş numuneleri %0.582 donatı oranına sahiptir. Karşılaştırılan kirişler aynı *a/d* (0.85 ve 1.08) oranında teste tabi tutulmuştur. Birinci seriye ait kiriş numunelerinin ortalama beton basınç dayanım değeri 40.1 MPa iken üçüncü ve dördüncü seri kirişlerin ortalama beton basınç dayanım değeri 55.1 MPa olarak ölçülmüştür. Yükün normalize edilme işlemi yükün, kesit boyutlarına ve beton dayanımının karekköküne oranlanmasıyla elde edilmiştir. Bu durum göz önünde bulundurularak karşılaştırmalar Şekil 5.54'te sunulmuştur.



(a)



(b)

Şekil 5.54. Çelik lif oranının taşıma gücüne etkisi; (a) Taşıma gücü ve (b) Normalize Yük

5.54(a)'da görüleceği üzere karşılaştırma yapılan kirişlere ait taşıma gücü değerlerinde beton basınç dayanımından kaynaklı farklılıklar görünmektedir. 5.54(b)'de yer alan normalize yük değerleri göz önünde bulundurularak yapılan değerlendirmeler sonucunda, *a/d* oranı 0.85 olan kirişlerde çelik lif oranının taşıma gücüne katkısı sınır düzeyde meydana gelmiştir. *a/d* oranının artmasıyla birlikte çelik lif oranının taşıma gücüne katsı daha çok artmıştır.

5.3. Sayısal Çalışma Sonuçların Karşılaştırılması

Çizelge 4.6'da önerilen katsayılar dikkate alınarak Denklem (4.18.) ve Denklem (4.19.)'da önerilen modellerin değerlendirmesi ACI ve CSA standartları için sırasıyla Çizelge 5.3 ve Çizelge 5.4'te sunulmuştur.

Çizelge 5.3. ACI için önerilen modelin değerlendirilmesi

Yazarlar	*Kiriş İsmi*	ACI 318-19	ACI 318-19 Denklem (4.18)	ACI 318-19 Denklem (4.19a)	ACI 318-19 Denklem (4.19b)	ACI 318-19 Denklem (4.19c)
		P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}
Farghaly ve Benmokrane	G8N6	0.83	0.81	0.88	0.91	0.86
	G8N8	1.05	0.94	0.96	0.97	0.96
	C12N3	0.94	0.87	0.94	0.96	0.92
	C12N4	1.23	1.07	1.03	1.03	1.05
Kim ve ark.	A3D9M-1.4	0.55	0.92	0.93	0.92	0.95
	A3D9M-1.7	0.50	1.06	0.99	0.94	1.08
	A4D9M-1.7	0.61	1.12	1.13	1.09	1.17
	A5D9M-1.7	0.68	1.14	1.19	1.16	1.19
	A3D9S-1.7	0.62	1.38	1.28	1.19	1.44
	A5D9L-1.7	0.64	1.04	1.08	1.06	1.07
	C3D9M-1.4	0.68	0.98	1.06	1.06	1.04
	C3D9M-1.7	0.54	0.94	0.97	0.94	0.99
	C5D9M-1.7	0.77	1.18	1.23	1.21	1.18
	C3D9S-1.7	0.59	1.08	1.11	1.06	1.16
	C5D9L-1.7	0.69	1.03	1.07	1.06	1.02
Nehdi ve ark.	CF-B-1	0.60	0.87	0.93	0.92	0.90
	CF-B-1.5	0.52	0.94	0.95	0.92	0.96
	CF-B-2	0.38	1.11	0.84	0.76	0.95
	CF-pl-1.5	0.57	0.93	0.94	0.92	0.90
	CF-pl-2.0	0.62	0.98	0.96	0.95	0.90
	CF-d-250	0.71	0.81	0.80	0.82	0.76
	CF-f'c-60	0.47	1.03	0.96	0.90	1.06
	F-B-1	0.43	1.00	0.86	0.81	0.95
	F-pl-2.0	0.46	0.94	0.91	0.85	0.97
	F-d-250	0.58	0.79	0.85	0.86	0.83

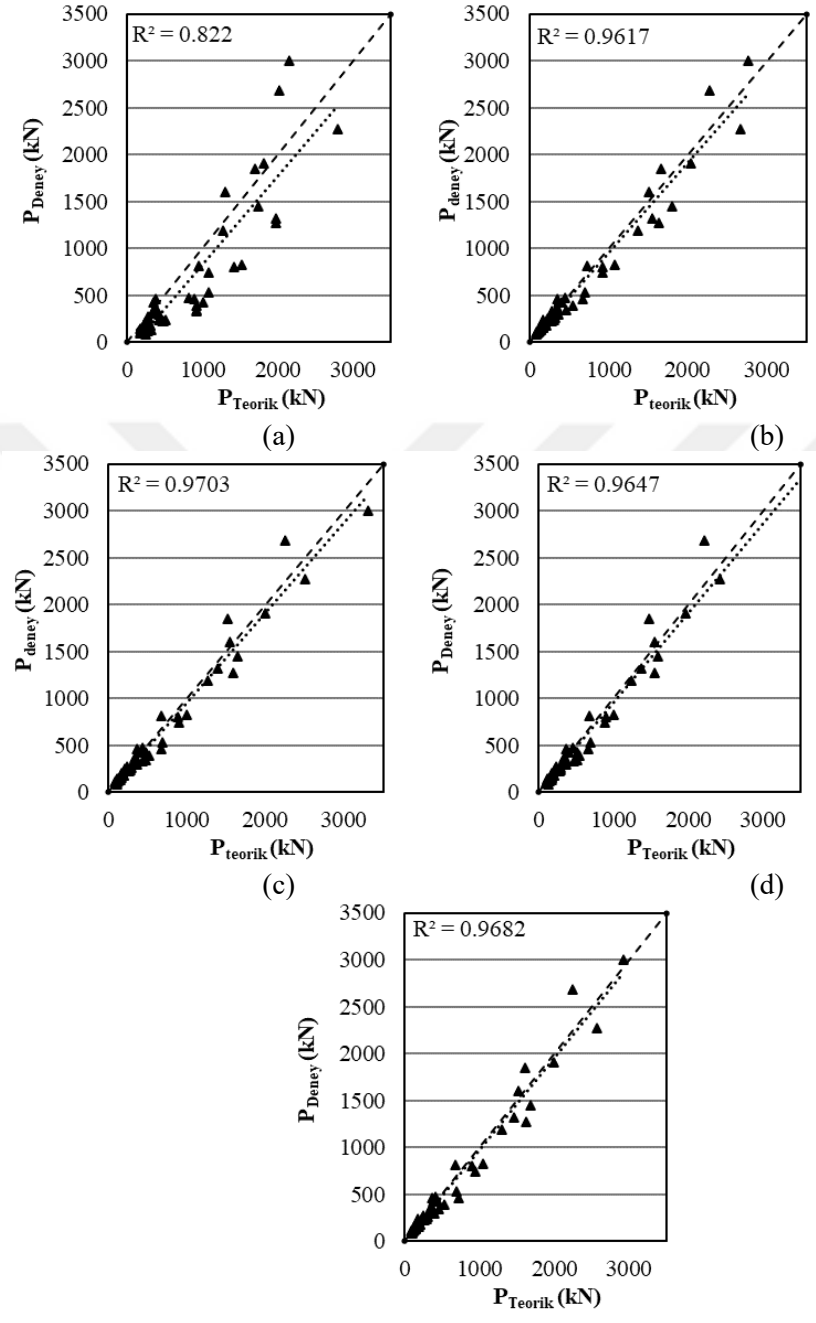
Çizelge 5.3. devamı

Yazarlar	*Kiriş İsmi*	ACI 318-19	ACI 318-19 Denklem (4.18)	ACI 318-19 Denklem (4.19a)	ACI 318-19 Denklem (4.19b)	ACI 318-19 Denklem (4.19c)
		P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}
Abed ve ark.	B1-FRP	0.82	0.94	0.99	1.01	0.96
	B2-FRP	0.60	0.82	0.88	0.89	0.86
	B3-FRP	0.50	0.84	0.87	0.85	0.88
	B4-FRP	0.97	1.06	1.07	1.09	1.04
	B5-FRP	1.23	1.29	1.26	1.28	1.24
	B6-FRP	0.88	0.91	0.89	0.91	0.88
	B7-FRP	1.25	1.20	1.11	1.11	1.13
Andermatt ve Lubell	A1N	0.85	1.13	1.21	1.22	1.20
	A2N	0.58	1.05	1.08	1.04	1.15
	A3N	0.48	1.43	1.14	1.02	1.47
	B1N	0.65	0.78	0.80	0.82	0.78
	B2N	0.56	0.86	0.90	0.89	0.89
	B3N	0.43	1.08	0.90	0.83	0.99
	B4N	0.54	0.77	0.83	0.83	0.80
	C1N	0.81	0.85	0.91	0.94	0.88
	C2N	0.67	0.85	0.95	0.97	0.91
El-Sayed ve ark.	G0.7/1.6	0.36	1.17	0.75	0.70	0.88
	G1.2/1.6	0.38	0.76	0.72	0.69	0.76
	C1.7/1.6	0.52	0.69	0.69	0.70	0.65
	G1.7/1.6	0.43	0.72	0.75	0.73	0.75
	C1.2/1.3	0.69	0.80	0.83	0.85	0.79
	G1.2/1.3	0.50	0.77	0.79	0.78	0.78
Mohamed ve ark..	G1.47	1.09	1.11	1.22	1.25	1.15
	G1.13	1.33	1.18	1.19	1.21	1.20
	G0.83	1.39	1.09	0.91	0.85	1.03

Çizelge 5.3. devamı

Yazarlar	***Kiriş İsmi***	ACI 318-19	ACI 318-19 Denklem (4.18)	ACI 318-19 Denklem (4.19a)	ACI 318-19 Denklem (4.19b)	ACI 318-19 Denklem (4.19c)
		P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}
Bu Çalışma (Karaahmetli Ve ark.)	S1G-0.85	0.98	1.06	1.00	1.03	1.01
	S1G-1.08	0.92	1.13	1.15	1.18	1.13
	S1G-1.23	0.85	1.14	1.18	1.21	1.15
	S1G-1.54	0.79	1.29	1.32	1.30	1.31
	S2G-0.85	1.00	0.98	0.93	0.95	0.95
	S2G-1.08	1.02	1.12	1.16	1.20	1.14
	S2G-1.23	0.88	1.05	1.13	1.15	1.09
	S2G-1.54	1.02	1.43	1.55	1.55	1.49
Ortalama Değer		0.73	1.01	1.00	0.99	1.01
Standart Sapma		0.26	0.17	0.15	0.16	0.17
Değişim Katsayısı (%)		35.16	16.44	15.42	16.03	16.69

Çizelge 5.3'te görüleceği üzere STM kullanılarak yapılan analizlerde mevcut ACI 318-19'un önerdiği β_s dikkate alındığında sonuçlar ortalama %27 oranında daha yüksek tahmin edilmektedir. Önerilen doğrusal ve doğrusal olmayan β_s modellerde ortalama sonuçlar sırasıyla 1.01 (Denklem 4.18), 1.00 (Denklem 4.19a), 0.99 (Denklem 4.19b) ve 1.01 (Denklem 4.19c)'dir. Modeller standart sapma ve değişim katsayısı açısından incelendiğinde ACI 318-19 tarafından kullanılan modelin, önerilen modellere kıyasla oldukça yüksek standart sapma ve değişim katsayısına sahip olduğu açıkça görülmektedir. 58 adet derin kiriş numunesine ait deney sonuçları ile analizler sonucunda elde edilen nihai kesme dayanımları tahminleri Şekil 5.55'te sunulmuştur.



Şekil 5.55. ACI 318-19 için önerilen modellerin değerlendirilmesi; (a) Mevcut model, (b) Denklem 4.18, (c) Denklem 4.19a, (d) Denklem 4.19b ve (e) Denklem 4.19c

Şekil 5.55(a)'da görüleceği üzere ACI 318-19'a dayalı yapılan hesaplamalarda R^2 değeri 0.822 iken önerilen modellerin (Şekil 5.55b-e) R^2 değeri 0.9617 ile 0.9703 arasında değişmektedir. Bu da önerilen modeller için tahmin performansının oldukça başarılı olduğunu ifade etmektedir.

Çizelge 5.4. CSA için önerilen modelin değerlendirilmesi

Yazarlar	***Kiriş İsmi***	CSA S806	CSA S806 Denklem (4.18)	CSA S806 Denklem (4.19a)	CSA S806 Denklem (4.19b)	CSA S806 Denklem (4.19c)
		P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}
Farghaly ve Benmokrane	G8N6	1.06	0.82	0.88	0.83	0.84
	G8N8	1.07	0.85	0.89	1.05	0.90
	C12N3	1.05	0.81	0.88	0.92	0.86
	C12N4	1.07	0.91	0.87	1.21	0.93
Kim ve ark.	A3D9M-1.4	0.97	0.83	0.85	0.72	0.81
	A3D9M-1.7	0.97	0.81	0.81	0.64	0.79
	A4D9M-1.7	1.07	0.84	0.89	0.78	0.87
	A5D9M-1.7	1.09	0.86	0.90	0.86	0.89
	A3D9S-1.7	1.10	1.00	1.00	0.79	0.97
	A5D9L-1.7	1.08	0.81	0.85	0.81	0.85
	C3D9M-1.4	1.04	0.86	0.91	0.90	0.88
	C3D9M-1.7	0.90	0.71	0.75	0.69	0.74
	C5D9M-1.7	1.08	0.88	0.87	0.98	0.89
	C3D9S-1.7	0.91	0.78	0.82	0.75	0.80
	C5D9L-1.7	1.02	0.79	0.79	0.88	0.81
Nehdi ve ark.	CF-B-1	1.31	1.24	1.25	1.39	1.26
	CF-B-1.5	1.32	1.20	1.23	1.22	1.24
	CF-B-2	1.16	1.01	1.00	0.88	1.03
	CF-pl-1.5	1.26	1.19	1.13	1.33	1.18
	CF-pl-2.0	1.28	1.25	1.11	1.44	1.20
	CF-d-250	1.22	1.08	0.96	1.38	1.05
	CF-f'c-60	1.40	1.31	1.34	1.10	1.33
	F-B-1	1.35	1.53	1.36	0.99	1.31
	F-pl-2.0	1.30	1.19	1.24	1.06	1.23
	F-d-250	1.46	1.16	1.23	1.12	1.19

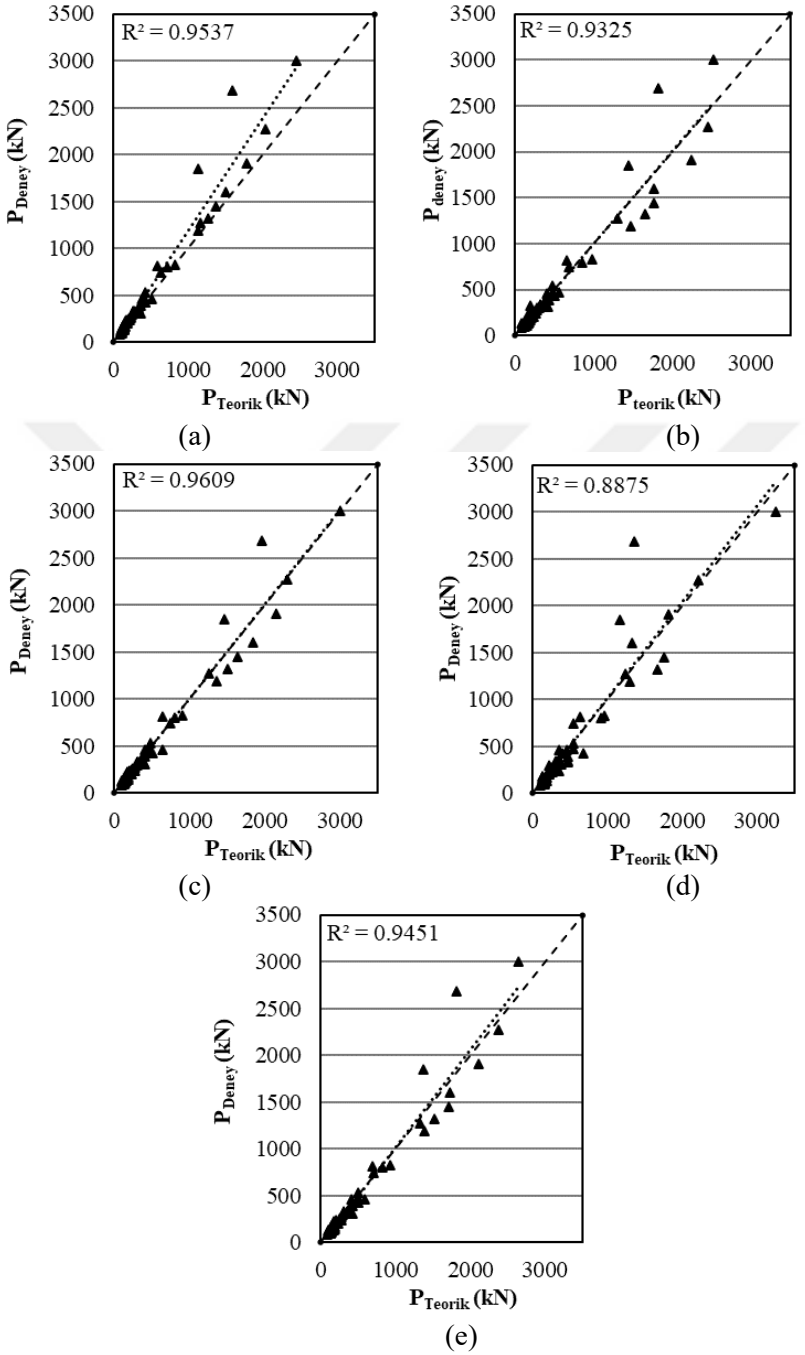
Çizelge 5.4. devamı

Yazarlar	*Kiriş İsmi*	CSA S806	CSA S806 Denklem (4.18)	CSA S806 Denklem (4.19a)	CSA S806 Denklem (4.19b)	CSA S806 Denklem (4.19c)
		P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}
Abed ve ark.	B1-FRP	1.06	0.99	0.98	0.89	0.90
	B2-FRP	1.14	1.10	1.07	0.88	1.01
	B3-FRP	1.28	1.26	1.19	0.90	1.14
	B4-FRP	1.08	0.96	1.00	1.06	0.95
	B5-FRP	1.23	1.11	1.12	1.33	1.11
	B6-FRP	0.88	0.75	0.77	0.84	0.74
	B7-FRP	1.03	0.88	0.87	1.11	0.88
Andermatt ve Lubell	A1N	1.39	1.23	1.26	1.30	1.18
	A2N	1.14	0.99	1.01	0.86	0.95
	A3N	1.12	0.90	0.89	0.69	0.89
	B1N	1.10	0.97	1.02	1.02	0.96
	B2N	1.10	0.94	1.00	0.87	0.97
	B3N	1.03	0.84	0.84	0.64	0.87
	B4N	1.00	0.85	0.91	0.87	0.89
	C1N	1.12	0.92	0.99	1.02	0.96
	C2N	1.04	0.80	0.88	0.80	0.87
El-Sayed ve ark.	G0.7/1.6	1.24	1.67	1.09	0.71	1.08
	G1.2/1.6	1.10	0.98	0.97	0.75	0.94
	C1.7/1.6	0.92	0.84	0.74	1.03	0.81
	G1.7/1.6	1.10	0.90	0.96	0.84	0.93
	C1.2/1.3	1.17	1.08	1.00	1.36	1.06
	G1.2/1.3	1.26	1.11	1.14	0.98	1.07
Mohamed ve ark.	G1.47	1.63	1.28	1.26	1.60	1.35
	G1.13	1.68	1.47	1.37	1.98	1.49
	G0.83	1.22	1.19	1.00	0.92	1.13

Çizelge 5.4. devamı

Yazarlar	*Kiriş İsmi*	CSA S806	CSA S806 Denklem (4.18)	CSA S806 Denklem (4.19a)	CSA S806 Denklem (4.19b)	CSA S806 Denklem (4.19c)
		P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}	P_{deney}/P_{teorik}
Bu Çalışma (Karaahmetli Ve ark.)	S1G-0.85	1.23	1.04	1.05	0.95	0.98
	S1G-1.08	1.25	1.03	1.07	1.01	1.00
	S1G-1.23	1.21	0.97	1.01	0.91	0.96
	S1G-1.54	1.23	0.94	0.98	0.80	0.96
	S2G-0.85	1.08	0.93	0.92	1.12	0.90
	S2G-1.08	1.19	0.97	1.01	1.12	0.99
	S2G-1.23	1.09	0.86	0.91	0.94	0.89
	S2G-1.54	1.36	1.01	1.08	1.03	1.07
Ortalama Değer		1.16	1.01	1.00	1.00	1.00
Standart Sapma		0.16	0.20	0.16	0.252	0.16
Değişim Katsayısı (%)		13.90	19.89	15.76	24.27	16.53

Çizelge 5.4'te görüleceği üzere MCFT kullanılarak yapılan analizlerde mevcut CSA S806'nın önerdiği β_s dikkate alındığında sonuçlar ortalama %16 oranında daha düşük tahmin etmektedir. Önerilen doğrusal ve doğrusal olmayan β_s modelinde ortalama sonuçlar sırasıyla 1.01 ve 1.00'dır. Modeller standart sapma ve değişim katsayısı açısından incelendiğinde doğrusal olmayan modellerin (Denklem 4.19a ve Denklem 4.19c), CSA S806 ile birbirine oldukça yakın sonuç vermektedir. 58 adet derin kiriş numunesine ait deney sonuçları ile analizler sonucunda elde edilen nihai kesme dayanımları tahminleri Şekil 5.56'da sunulmuştur.



Şekil 5.56. CSA S806 için önerilen modellerin değerlendirilmesi; (a) Mevcut model, (b) Denklem 4.18, (c) Denklem 4.19a, (d) Denklem 4.19b ve (e) Denklem 4.19c

Şekil 5.56(a)'da görüleceği üzere CSA 806'ya dayalı yapılan hesaplamalarda R^2 değeri 0.9537 iken önerilen modellerin (Şekil 5.56b-e) R^2 değeri 0.8875 ile 0.9609 arasında değişmektedir.

6. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

6.1. Genel

Bu çalışmada, GFRP donatılı beton derin kirişlerin kesme davranışı araştırılmıştır. GFRP donatılı beton derin kirişlerin kesme davranışının daha iyi anlaşılmasını sağlamak ve bu tür kirişlerin kesme kapasitesini doğru bir şekilde tahmin etmek için β_s modeli sunulmuştur. Deneysel çalışmada GFRP donatılı beton derin kirişlerin dört nokta yükleme etkisi altında yük-yer değiştirme ilişkileri, yük-şekil değiştirme ilişkileri ve taşıma gücü kapasiteleri elde edilmiştir. Çalışmada ele alınan kirişler dört seriden oluşmaktadır. Birinci seride test edilen kirişler %0.582 donatı oranına sahiptir. Bu seride kesme açıklığı/derinlik oranının (a/d=0.85, 1.08, 1.23 ve 1.54) etkisi incelenmiştir. İkinci seride test edilen kirişler %0.852 donatına oranına sahiptir. Bu seride, birinci seride olduğu gibi benzer a/d oranları etkisi altında deneyler gerçekleştirilerek donatı oranının ve a/d oranının kiriş davranışına etkisi incelenmiştir. Üçüncü ve dördüncü serilerde test edilen tüm kirişler, birinci seri kirişleri ile benzer donatı oranına (%0.582) sahiptir. Üçüncü ve dördüncü serilerde beton, sırasıyla 40 kg/m^3 ve 60 kg/m^3 miktarında çelik lif içermektedir. Söz konusu lifli serilerde a/d oranı ve çelik lifin GFRP donatılı beton derin kirişlerin kesme davranışına etkisi incelenmiştir.

Sayısal çalışmada, tez çalışması kapsamında ve literatürde sunulan FRP derin kirişlere ait deney sonuçlarından faydalanılarak bir veri tabanı oluşturulmuştur. ACI 318-19 ve CSA S806 standartlarında önerilen STM'ye değinilerek, bu modellerin performans analizleri gerçekleştirilmiştir. Analizler sonucunda β_s değerinin a/d oranı, h/b oranı ve ε_s değeri ile arasındaki ilişki incelenmiş ve ACI 318-19 ve CSA S806'da sunulan modeller için yeni denklemler önerilmiştir.

6.2. Sonuçlar

1. S1G-1.54, S2G-1.23 ve S2G-1.54 kirişlerinde yatay basınç çubuğunda ezilme meydana gelirken, diğer tüm kirişler STM'ye uygun olarak kesme basınç kırılmasıyla taşıma gücüne ulaşmıştır.
2. Çatlak dağılımı, çatlak genişlikleri ve boyuna donatıda ölçülen şekil değiştirme değerlerine dayanarak, tüm kirişlerde kemer davranışının hakim olduğu gözlenmiştir
3. Aynı kesit boyutları, malzeme özellikleri ve donatı oranına sahip kirişlerde farklı *a/d* oranlarına göre gerçekleştirilen deneyler sonucunda;

    - Kirişlerde meydana gelen ilk eğilme ve ilk kesme çatlağı yükü, *a/d* oranı azaldıkça artmıştır.
    - Deneylerde ilk eğilme çatlağının oluşumundan sonra kiriş rijitliğinde önemli ölçüde düşüş tespit edilmiştir. Kesme çatlaklarının ve diyagonal basınç çubuğunun açısına bağlı olarak rijitlik azalmasının, *a/d* oranı düşük olan kirişlerde daha az etkili olmuştur.
    - Aynı yük düzeyinde *a/d* oranı arttıkça kirişlerde meydana gelen yer değiştirmenin arttığı, aynı yer değiştirme düzeyinde *a/d* oranı düştükçe yük düzeyinin arttığı saptanmıştır.
    - Aynı yük düzeyinde *a/d* oranı arttıkça donatıda meydana gelen şekil değiştirmenin arttığı, aynı şekil değiştirme düzeyinde *a/d* oranı düştükçe yük düzeyinin arttığı gözlenmiştir.
    - *a/d* oranının derin kiriş taşıma gücü kapasitesinde dikkate değer bir etkisi olduğu anlaşılmaktadır. Tüm serilerde *a/d* oranın arttıkça derin kiriş taşıma kapasitesinin düştüğü belirlenmiştir.

4. Aynı kesit boyutları, malzeme özellikleri ve *a/d* oranı sahip kirişlerin farklı donatı oranları ile gerçekleştirilen deneyler sonucunda;

- Aynı yük düzeyinde donatı oranı arttıkça kirişlerde meydana gelen yer değiştirmen azalırken, aynı yer değiştirme düzeyinde donatı oranı arttıkça yük düzeyi artmıştır.
- Aynı yük düzeyinde donatı oranı arttıkça donatıda meydana gelen şekil değiştirmenin azaldığı, aynı şekil değiştirme düzeyinde donatı oranı düştükçe yük düzeyinin de düştüğü tespit edilmiştir.
- Yapılan deneyler sonucunda, donatı oranının derin kiriş taşıma gücü kapasitesine katkı sağladığı, *a/d* oranı arttıkça bu katkı daha da etkili olmuştur.

5. Aynı kesit boyutları, *a/d* oranı ve donatı oranına sahip kirişlerin farklı beton çelik lif oranları ile gerçekleştirilen deneyler sonucunda;

- İlk eğilme çatlağının oluşumuyla meydana gelen rijitlik azalması sonucunda çelik lif içermeyen kirişlerin yük-yer değiştirme eğrisinde belirgin bir davranış değişikliği gözlenirken, çelik lif içeren kirişlerde bu davranış daha sünek bir şekilde gerçekleşmiştir.
- Çelik lif içeren kirişlerde, lif içermeyen kirişlere göre oldukça fazla eğilme çatlağı tespit edilmiştir.
- Çelik lif içeren derin kirişlerde donatıda meydana şekil değiştirmelerin lifsiz derin kirişlere göre daha yüksek düzeydedir.
- Çelik lifli kirişlerde kesme çatlakları mesnet plakası ve yükleme plakası arasında yaklaşık 45º açı ile gelişim gösterirken, lifsiz kirişlerde kesme çatlaklarının yükleme plakasına daha yakın ve daha dik açı ile gelişim göstermiştir.
- Çelik lif, kesme ve eğilme çatlak genişliklerini sınırlaması ve daha fazla kılcal çatlağın oluşmasıyla kiriş taşıma gücüne ve sünek

davranışa katkı sağlamıştır. Bu katkıda çekme rijitleşmesinin rolü olduğu düşünülmektedir.

- *a/d* oranı arttıkça çelik lifin derin kirişlerde taşıma gücüne ve sünek davranışa daha fazla katkı sağladığı gözlenmiştir.
- Normalize yük değerleri göz önünde bulundurularak yapılan değerlendirmeler sonucunda, *a/d* oranı 0.85 olan kirişlerde çelik lif oranının taşıma gücüne katkısı sınır düzeyde meydana gelmiştir. *a/d* oranının artmasıyla birlikte çelik lif oranının taşıma gücüne daha çok katkı sağlamıştır.

6. FRP donatılı beton derin kirişlerin davranışı, literatürde yer alan çelik donatılı beton derin kirişlerin davranışıyla karşılaştırılmış ve FRP betonarme derin kirişler, çelik betonarme derin kirişlere benzer davranış gösterdiğine yönelik bildirilen araştırma sonuçlarını doğrular niteliktedir.
7. β_s'in belirlenmesinde ACI 318-19, basınç çubuğunun konumu ve tipine bağlı sabit bir değer dikkate alırken, CSA S806 çekme çubuğundaki uzama şekil değiştirme miktarına (ε_s) ve diyagonal basınç çubuğunun açısına dolayısı ile *a/d* oranına bağlı olarak hesaplanmaktadır. Bu da β_s değerleri arasında farklılıkların ortaya çıkmasına sebep olmaktadır.
8. ACI 318-19 ve CSA S806'da standartlarında sunulan β_s modellerinin değerlendirilmesi sonucunda, ACI 318-19'un önerdiği model derin kiriş taşıma gücü kapasitesini ortalama %27 oranında daha yüksek tahmin ederken, CSA S806'nın önerdiği model ortalama %16 oranında daha düşük tahmin etmektedir.
9. Sayısal çalışma sonucunda, β_s değerinin belirlenmesinde *a/d* oranı, *h/b* oranı ve ε_s değerinin oldukça etkili olduğu tespit edilmiştir.
10. Gerçekleştirilen doğrusal ve doğrusal olmayan analizler sonucunda, ACI 318-19 için önerilen β_s modeli ile *a/d* oranı ve *h/b* oranı arasında yüksek korelasyon katsayısına ulaşılırken, ε_s değeri için düşük korelasyon katsayısı

elde edilmiştir. CSA S806 için önerilen β_s modeli ile *a/d* oranı ve *h/b* oranı arasında düşük korelasyon katsayısı elde edilirken, ε_s değeri için yüksek korelasyon katsayısına ulaşılmıştır.

11. ACI 318-19'da önerilen β_s modeli ile gerçekleştirilen analizler sonucunda, P_{deney}/P_{teorik} ortalama sonuçları 0.73, standart sapma 0.26 ve değişim katsayısı (CoV) %35.16 olarak elde edilmiştir. Sayısal çalışma kapsamında ACI 318-19 için önerilen doğrusal ve doğrusal olmayan β_s modelleri ile gerçekleştirilen analizler sonucunda, P_{deney}/P_{teorik} ortalama sonuçları 1.00 ile 1.01 arasında, standart sapma 0.15-0.17 arasında ve değişim katsayısı (CoV) %15.42-16.69 arasında elde edilmiştir. Bu da önerilen modeller için tahmin performansının oldukça başarılı olduğunu göstermektedir.
12. CSA806'da önerilen β_s modeli ile gerçekleştirilen analizler sonucunda, P_{deney}/P_{teorik} ortalama sonuçları 1.16, standart sapma 0.16 ve değişim katsayısı (CoV) %13.90 olarak hesaplanmıştır. Sayısal çalışma kapsamında ACI 318-19 için önerilen doğrusal ve doğrusal olmayan β_s modelleri ile gerçekleştirilen analizler sonucunda, P_{deney}/P_{teorik} ortalama sonuçları 1.00 ile 1.01 arasında, standart sapma 0.16-0.25 arasında ve değişim katsayısı (CoV) %15.76-24.27 arasında elde edilmiştir. Bu da önerilen modeller için tahmin performansının CSA806 kadar başarılı olduğunu göstermektedir.

6.3. Öneriler

1. Bu çalışmada *a/d* oranı, boyuna donatı oranı ve beton çelik lif oranının GFRP beton derin kirişlerin kesme davranışına etkisi incelenmiştir. Kesme donatısı, beton basınç dayanımı, kiriş genişliği, kiriş yüksekliği, boyuna donatı tipi gibi birçok parametrenin deneyler yapılarak araştırılıp GFRP beton derin kirişlerin kesme davranışına etkisi incelenebilir.
2. FRP donatılı beton derin kirişlerin davranışını daha fazla incelemek için kirişlerin sonlu eleman modelleri kurularak, kesme davranışını etkileyen parametreler araştırılabilir.
3. FRP donatılı beton derin kirişlerin kullanabilirlik sınır durumunda sehim, çatlak genişlikleri ve FRP gerilmelerini hesaplamak için modelleme teknikleri araştırılabilir.

KAYNAKLAR

Abed, F., El-Chabib, H. ve AlHamaydeh, M., 2012. Shear characteristics of GFRP-reinforced concrete deep beams without web reinforcement. Journal of Reinforced Plastics and Composites, 31(16), 1063-1073.

ACI Committee 318, 2014. Building code requirements for structural concrete. ACI 318-14, American Concrete Institute, Farmington Hills., MI, 524 pp.

ACI Committee 318, 2019. Building code requirements for structural concrete. ACI 318-19, American Concrete Institute, Farmington Hills., MI, 628 pp.

ACI Committee 440, 2015. Guide for the design and construction of concrete reinforced with FRP bars. ACI 440.1R-15, American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 81 pp.

ACI-ASCE Committee 445, 1999. Recent Approaches to Shear Design of Structural Concrete (ACI 445R-99). American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, United States.

Ahmed, M., Yasser A., Mahmoud H., Ahmed, A., Abdulla M. S. ve Nazar, S., 2013. Load transfer mechanism based unified strut-and-tie modeling for design of concrete beams. World Academy of Science, Engineering and Technology International Journal of Civil Science and Engineering Vol:7 No:3, 2013.

Ali, A. H., Mohamed, H. M. ve Benmokrane, B., 2016. Shear behavior of circular concrete members reinforced with GFRP bars and spirals at shear span-to-depth ratios between 1.5 and 3.0. Journal of Composites for Construction, 20(6), 04016055 1-16.

Ali, A.H., Mohamed, H.M., Chalioris, C.E. ve Deifalla, A., 2021. Evaluating the shear design equations of FRP-reinforced concrete beams without shear reinforcement. Engineering Structures 235 (2021) 112017.

Al-jamel, A. A. N. ve Al-Mutairee, H. M. K., 2019. Shear Reınforcement Effects On The Flexural Strength Of Reınforced Concrete Beams. International Journal of Civil Engineering and Technology (IJCIET) Volume 10, Issue 01, pp. 651-663.

Andermatt, M.F. ve Lubell, A.S., 2013. Behavior of concrete deep beams reinforced with internal fiber-reinforced polymer—experimental study. ACI Structural Journal, 110(4): 585-594.

Arabzadeh, A., Aghayari R. Ve Rahai, A.R., 2011. Investigation of Experimental and Analytical Shear Strenght of Reinforced Concrete Deep Beams. International Journal of Civil Engineering, 9(3):141-153.

Arabzadeh, A., Rahaie, A. R. ve Aghayari, R., 2009. A Simple Strut-and-Tie Model for Prediction of Ultimate Shear Strength of RC Deep Beams. International Journal of Civil Engineering, Vol. 7, No. 3.

Birrcher, D.B., Tuchscherer, R.G., Huizinga, M. ve Bayrak, O., 2014. Depth Effect in Deep Beams. ACI Structural Journal, 111(4): p. 731-740.

Brena, S. F. ve Roy, N. C., 2009. Evaluation of load transfer and strut strength of deep beams with short longitudinal bar anchorages. ACI Struct. J., 106(5), 678–689.

BS EN 1992-1-1:2004, 2015. Eurocode 2: Design of concrete structures – Part 1-1: general rules and rules for buildings. BSI Standards Limited,227 pp.

Chen, H., Yi, W., Ma, Z.J., ve Hwang, H., 2020. Modeling of shear mechanisms and strength of concrete deep beams reinforced with FRP bars. Composite Structures 234 (2020) 111715.

CSA S806-12, 2012. Design and construction of building components with fiber-reinforced polymers. Canadian Standards Association, Mississauga, ON, Canada, 208 pp.

Dhahir, M. H., 2017. Shear strength of FRP reinforced deep beams without web reinforcement. Composite Structures, 165 (2017) 223–232.

Dhahir, M.K., Ammash, H.K., Nadir, W., ve Nasr, M.S., 2021. An efficiency factor for the bottle shaped concrete strut in deep beams reinforced with longitudinal FRPs bars. Materials Today: Proceedings 42 (2021) 2050–2057.

El-Sayed, A. K., El-Salakawy, E.F. ve Benmokrane, B., 2006. Shear Strength of FRP Reinforced Concrete Beams without Transverse Reinforcement. Structural Journal, V. 103, No. 2, pp. 235-243.

El-Shaer, M. A. A., 2016. Structrual analysis of concrete beams reinforced with basalt FRP bars. IOSR Journal of Mechanical and Civil Engineering (IOSR-JMCE) Volume 13, Issue 3 Ver. VI (May- Jun. 2016), PP 34-49

Ersoy, U. ve Özcebe, G., 2017. Betonarme I, Evrim Yayınevi Altıncı Baskı, İstanbul, 816s.

Farghaly, A.S. ve Benmokrane, B., 2013. Shear behavior of FRP-reinforced concrete deep beams without web reinforcement. Journal of Composites for Construction, 17(6): 1-10.

Ismail, K. S., Guadagnini, M. ve Pilakoutas, K., 2018. Strut-and-tie modeling of reinforced concrete deep beams. Journal of Structural Engineering, 144(2), 04017216 1-13.

Issa, M.S., Issa, H.M. ve Sherif, E., 2014. Behavior and Modeling Of Concrete Deep Beams Reinforced with GFRP Rebars. 1st International Conference on Innovative Building Materials.

Japan Society of Civil Engineers (JSCE), 1997. Recommendations for Design and Construction of Concrete Structures Using Continuous Fiber Reinforced Materials. Research Committee on Continuous Fibre Reinforced Materials, A. Machida, ed., Tokyo, Japan, 325 pp.

Kani, G.N.J., 1967. How safe are our large reinforced concrete beams? ACI journal. 64(3): p. 128-141.

Kim, D., Lee, J. ve Lee, H. Y., 2013. Effectiveness factor of strut-and-tie model for concrete deep beams reinforced with FRP rebars. Composites: Part B, 56 (2014) 117–125

Kong, F., Robins, P., Ve Cole, D. F., 1970. Web Reinforcement Effect on Deep Beams. ACI Structure Journal, 69(3): 172-187.

Leonhardt, F. Ve Walther, R., 1966. Wandertige Trager, Bulletin No.178, Berlin.

MacGregor, J. G., 1997. Reinforced Concrete, Mechanics and Design. 3rd Edition, Prentice Hall, New Jersey, 939 pp.

Marti, P., 1985a. Basic Tools of Reinforced Concrete Beam Design. ACI Journal Proceedings, 82 (1): 46-56.

Marti, P., 1985b. Truss Models in Detailing, Concrete International. 7 (12): 66-73

Metwally, I. M., 2015. Three-dimensional nonlinear finite element analysis of concrete deep beam reinforced with GFRP bars. HBRC Journal, Volume 13, Number 1, 2017, pp. 25-38(14).

Mihaylov, B. I., 2016. Two-Parameter Kinematic Approach for Shear Strength of Deep Concrete Beams with Internal FRP Reinforcement. Journal of Composites for Construction, Vol. 21, Issue 2.

Mihaylov, B. I., Bentz, E. C., and Collins, M. P., 2013. Two-parameter kinematic theory for shear behavior of deep beams. ACI Struct. J., 110(3), 447–456.

Mohamed, A.M., Mahmoud K. ve Salakawy, E.F., 2020. Behavior of simply supported and continuous concrete deep beams reinforced with GFRP bars. J. Compos. Constr., 24(4): 04020032.

Mohamed, K. A. A., 2015. Performance and Strut Efficiency Factor of Concrete Deep Beams Reinforced with GFRP Bars. Doktora Tezi, Sherbrooke Üniversitesi, Québec, 184s.

Mohamed, K., Farghaly, A.S. ve Benmokrane, B., 2016. Strut Efficiency-Based Design for Concrete Deep Beams Reinforced with Fiber-Reinforced Polymer Bars. ACI Structural Journal, V. 113, No. 1-6.

Mohamed, K., Farghaly, A.S. ve Benmokrane, B., 2017. Effect of vertical and horizontal web reinforcement on the strength and deformation of concrete deep beams reinforced with GFRP bars. J. Struct. Eng., 143(8), 04017079 1-14.

Mohammedali, T.K., Jalil, A.M., Abdul-Razzaq, K.S. ve Mohammed, A.H., 2019. STM Experimental Verification for Reinforced Concrete Continuous Deep Beams. International Journal of Civil Engineering and Technology (IJCIET) Volume 10, Issue 2, pp.2227–2239.

Nehdi, M., Omeman, Z. ve El-Chabib, H., 2008. Optimal efficiency factor in strut-and-tie model for FRP-reinforced concrete short beams with (1.5<a/d<2.5). Materials and Structures, (41),1713–1727.

Nehdi, M., Omeman, Z. ve El-Chabib, H., 2008. Optimal efficiency factor in strut-and-tie model for FRP-reinforced concrete short beams with (1.5<a/d<2.5). Materials and Structures, 41 (10): 1713-1727.

Rezaei, N., Klein, G., ve Garber, D. B., 2019. Effect of Development and Geometry on Behavior of Concrete Deep Beams. ACI Structural Journal/May 2019, PP.171–181.

Sagi, M. S. V., Lakavath, C. ve Prakash, S. S., 2022. Effect of steel fibers on the shear behavior of Self-Compacting reinforced concrete deep beams: An experimental investigation and analytical model. Engineering Structures, 269,114802.

Said, M., Adam, M. A., Mahmoud, A. A. ve Shanour, A. S., 2016. Experimental and analytical shear evaluation of concrete beams reinforced with glass fiber reinforced polymers bars. Construction and Building Materials 102 (2016) 574–591.

Sandeep, M. S., Nagarajan, P., ve Shashikala, A. P., 2022. Behavior of Steel Fiber-Reinforced Rubcrete Deep Beams under Shear. ACI Struct. J., V. 119, No. 1.

Schlaich, J., Schäfer, K. ve Jennewein, M., 1987. Towards a Consistent Design of Reinforced Concrete Structures. PCI Journal, 32 (3): 74-150.

Sherif, E., Jalil, A. M., Issa, H. M. ve Issa, M. S., 2014. Behavior and modeling of concrete deep beams reinforced with GFRP rebars. 1st International Conference on Innovative Building Materials.

Taranath, B. S., 2010. Reinforced Concrete Design of Tall Buildings, CRC Press Taylor & Francis Group, Boca Raton, 1024s.

Thomas, J., ve Ramadass, S., 2019. Prediction of the load and deflection response of concrete deep beams reinforced with FRP bars. Mechanics of Advanced Materials and Structures Vol. 28, No. 1, 43–66.

Thomas, J., ve Ramadass, S., 2021. Improved empirical model for the strut efficiency factor and the stiffness degradation coefficient for the strength and the deflection prediction of FRP RC deep beams. Structures 29 (2021) 2044–2066.

TS500, 2000. Betonarme Yapıların Tasarım ve Yapım Kuralları. Türk Standartları Enstitüsü, Ankara, 75 pp.

Wight, J. K. ve Macgregor, J. G., 2011. Reinforced Concrete Mechanics and Design, Pearson Education, Inc., Upper Saddle River, New Jersey, 1177s.

Yang, K. H. ve Ashour, A. F., 2011. Strut-and-Tie Model Based on Crack Band Theory for Deep Beams. Journal of Structural Engineering Vol. 137, Issue 10.

Zhang, N. ve Tan, K., 2007. Size effect in RC deep beams: Experimental investigation and STM verification. Engineering Structures, 29(12):3241–3254.

Zinkaah, O. H., Ashour, A. F. ve Sheehan, T., 2017. Assessment of Strut and Tie Method for the Prediction of Shear Strength of Simply Supported Concrete Deep Beams Reinforced with FRP Bars. Advanced Composıtes In Constructıon, 399-406.

ÖZGEÇMİŞ

Sedat KARAAHMETLİ, İlkokul, ortaokul ve lise eğitimlerini Hatay'da tamamlamıştır. 2007 yılında Mustafa Kemal Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü'nde lisans eğitimine başlamış ve 2011 yılında bölüm birincisi olarak mezun olmuştur. 2011 ve 2012 yılları arasında özel sektörde saha mühendisi olarak görev almıştır. 2013 yılında Öğretim Üyesi Yetiştirme Programı (ÖYP) kapsamında Adana Alparslan Türkeş Bilim ve Teknoloji Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Yapı Ana Bilim Dalı'na Araştırma Görevlisi olarak atanmıştır. 2017 yılında Çukurova Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı'nda yüksek lisans eğitimini tamamlamış ve aynı yıl Çukurova Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı'nda doktora eğitimine başlamıştır. 2013 yılında araştırma görevlisi olarak başladığı görevine halen devam etmektedir.