



Effect of the steel fibre hook geometry on the flexural properties of high strength steel fibre reinforced concretes under static and impact loading

Cengiz Kızıllırmak¹, Serdar Aydın^{1*}, Mert Yücel Yardımcı²

¹Department of Civil Engineering, Dokuz Eylul University, 35390, Buca, Izmir, Turkey

²Department of Civil Engineering, Istanbul Okan University, 34959, Tuzla, Istanbul, Turkey

Highlights:

- Effect of the different hook geometries on the flexural behaviour of high strength concrete
- Static and impact loading flexural strength of steel fibre reinforced concrete
- Dynamic increase factor of steel fibre reinforced concrete

Keywords:

- Steel fibre reinforced concrete
- Impact strength
- Steel fibre
- Hook geometry
- Fracture energy

Article Info:

Research Article

Received: 30.10.2017

Accepted: 28.12.2018

DOI:

10.17341/gazimmfd.570893

Correspondence:

Author: Serdar Aydın

e-mail:

serdar.aydin@deu.edu.tr

phone: +90 232 301 7068

Graphical/Tabular Abstract

In recent years, steel fibre producers have proposed new generation steel fibres with high strength and multiple hooked-end geometry (4D and 5D) to the construction market. In this study, the effects of the dosage and the aspect ratio of 4D and 5D fibres on the flexural strength and fracture energy of high strength concrete under static and impact flexural loading conditions have been investigated comparatively with the conventional single-hook-end 3D fibres.

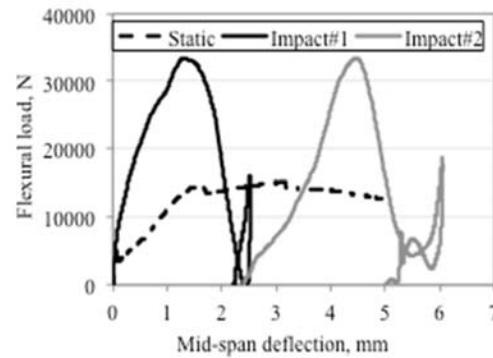


Figure A. Typical load-deflection curves for concrete with 5D 65/60 steel fibre under static and impact loading conditions

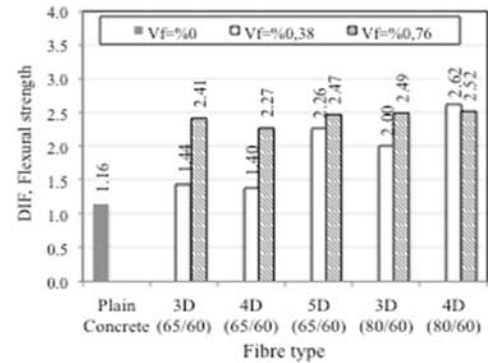


Figure B. Flexural strength DIF values

Purpose: To compare the effects of hook-end geometry of fibres on the flexural strength and fracture energy of steel fibre reinforced high strength concrete under static and impact flexural loading conditions.

Theory and Methods: Notched-prismatic samples (100×100×600 mm) were used in determining the flexural strength and fracture energy of fibre-reinforced high strength concrete under quasi-static and low-velocity impact loading conditions. Quasi-static flexural tests were performed by using a closed loop deflection-controlled testing machine. Low-velocity impact loading on simply supported notched beams was provided by an instrumented drop-weight test machine allowing the free-fall of a hammer from 2 m height onto the mid-span of the beams. The flexural load-deflection curves of the beams under impact loads were obtained by using a data acquisition system that simultaneously collecting the reaction forces with two piezoelectric load cells attached to the supports and the mid-span deflection of the beam with a noncontact laser displacement sensor.

Results: The flexural strength and the fracture energy of fibre reinforced high strength concrete significantly improved with the increase in the fibre volume and using multiple hooks-end steel fibres with sufficiently high tensile strength. As compared to static loading, 1.4 to 2.6 times higher flexural strength and 1.2 to 3.0 times higher fracture energy values were obtained under impact loading. The best performance under flexural impact loading has been obtained from steel fibre reinforced high strength concretes with 5D fibres having aspect ratio of 65 and 4D fibres having aspect ratio of 80.

Conclusion: The new generation steel fibres with high strength and multiple hooked-end geometry (4D and 5D) have a significant positive effect on flexural behaviour of fibre reinforced concrete under static and impact loads. On the other hand, increasing the fibre aspect ratio and the number of fibre hook ends without increasing the tensile strength of the fibre does not contribute significantly to the mechanical properties of high strength fibre concrete. Similar flexural behaviour with single-hook-end fibres can be achieved by using lower dosage of 5D 65/60 and 4D 80/60 type fibres.



Çelik lif kanca geometrisinin yüksek dayanımlı lifli betonların statik ve darbe yükleri altında eğilme özelliklerine etkisi

Cengiz Kızıllırmak¹, Serdar Aydın^{1*}, Mert Yücel Yardımcı²

¹Dokuz Eylül Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, 35160, Buca, İzmir, Türkiye

²İstanbul Okan Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, 34959, Tuzla, İstanbul, Türkiye

Ö N E Ç İ K A N L A R

- Farklı kanca geometrilerinin yüksek dayanımlı betonun eğilme özelliklerine etkisi
- Çelik lifli betonun statik ve darbe yüklemelerindeki özellikleri
- Çelik lifli betonlarda dinamik artış faktörü

Makale Bilgileri

Araştırma Makalesi
Geliş: 30.10.2017
Kabul: 28.12.2018

DOI:

10.17341/gazimmfd.570893

Anahtar Kelimeler:

Çelik lifli beton,
darbe dayanımı,
çelik lif, kanca geometrisi,
kırılma enerjisi

ÖZET

Son yıllarda lif üreticileri yeni nesil yüksek dayanımlı ve çok kancalı liflerin (4D ve 5D) üretimine yönelmiştir. Bu liflerin statik yükler altında beton özelliklerine etkileri hakkındaki çalışmalar henüz oldukça kısıtlı düzeyde olup, darbe yükleri altındaki performansı konusunda ise yayınlanmış bir çalışma yoktur. Bu çalışmada, çok kancalı yeni nesil liflerin dozaj ve narinlik (boy/çap) oranının yüksek dayanımlı betonun statik ve darbe eğilme yükleri altında dayanım ve kırılma enerjisi gibi özelliklerine etkileri geleneksel 3D lifler ile karşılaştırılmıştır. Çelik lifli yüksek dayanımlı betonların eğilme dayanımı ve kırılma enerjisinin, lif hacmi ve yeterince yüksek çekme dayanımına sahip liflerde kanca sayısındaki artışla geliştiği görülmüştür. Narinlik oranı 65 olan 5D lifler eğilme dayanımı ve kırılma enerjisini 3D liflere göre önemli oranda artırırken, 4D lifler dayanımının yeteri kadar yüksek olmaması sebebiyle bu özelliklerde kayda değer bir gelişme sağlamamıştır. 4D liflerin yüksek dayanımlı betonların mekanik özelliklerine etkisinin yüksek narinlik oranlarında daha belirgin olduğu görülmüştür. 3D liflerde narinlik oranındaki artış kırılma enerjisini olumsuz etkilemiştir. Darbe yükleri altında eğilme dayanımı statik yüklemeye kıyasla 1,4 ile 2,6 kat, kırılma enerjisi ise 1,2 ile 3,0 kat daha yüksektir. Darbe yükleri altında en iyi performans, narinlik oranı 80 olan 4D ve narinlik oranı 65 olan 5D lifli yüksek dayanımlı betonlardan elde edilmiştir.

Effect of the steel fibre hook geometry on the flexural properties of high strength steel fibre reinforced concretes under static and impact loading

H I G H L I G H T S

- Modeling of micro tools using analytical methods
- Effect of spindle speed on stability diagrams
- Calculation of tool vibration during micro milling operations

Article Info

Research Article
Received: 30.10.2017
Accepted: 28.12.2018

DOI:

10.17341/gazimmfd.570893

Keywords:

Steel fibre reinforced
concrete,
impact strength,
steel fibre,
hook geometry,
fracture energy

ABSTRACT

In recent years, steel fibre producers have produced new generation steel fibres with high strength and multiple hooked-end geometry (4D and 5D). The studies on the mechanical properties of steel fibre reinforced concretes containing 4D and 5D fibres under the static loading conditions are very limited and there is no published study on the performance of these new generation fibres under flexural impact loading yet. In this study, the effects of the dosage and the aspect (length/diameter) ratio of 4D and 5D fibres on the flexural strength and fracture energy of high strength concrete under static and impact flexural loading conditions have been investigated comparatively with the conventional single-hook-end 3D fibres. The experimental results showed that the flexural strength and the fracture energy of fibre reinforced high strength concrete significantly improved with the increase in the fibre volume, and by using multiple hooks-end steel fibres with sufficiently high tensile strength. For the fibres with aspect ratio of 65, significantly higher flexural strength and fracture energy values have been obtained for 5D hook geometry as compared to conventional 3D fibres, while 4D fibres did not improve these engineering properties probably due to their relatively insufficient fibre strength for this aspect ratio. It has been revealed that the effect of the 4D steel fibre on the mechanical properties of high strength concrete was more pronounced in higher aspect ratio fibres. The increase of fibre aspect ratio for 3D steel fibres negatively affected the fracture energy of concrete. As compared to static loading, 1.4 to 2.6 times higher flexural strength and 1.2 to 3.0 times higher fracture energy values were obtained under impact loading. The best performance under flexural impact loading has been obtained from steel fibre reinforced high strength concretes with 5D fibres having aspect ratio of 65 and 4D fibres having aspect ratio of 80.

*Sorumlu Yazar/Corresponding Author: cengizkizilirmak@gmail.com, serdar.aydin@deu.edu.tr, mert.yardimci@okan.edu.tr /

Tel: +90 232 301 7068

1610

1. GİRİŞ (INTRODUCTION)

Gevrek ve çekme dayanımı düşük bir malzeme olan betonun sünekliğini ve enerji yutabilme kapasitesini arttırabilmek ve etkin bir çatlak kontrolü sağlayabilmek için çelik, karbon, polipropilen, cam ve plastik gibi farklı tür, geometri ve kökünde lifler kullanılmaktadır. Betonda yüklenme kaynaklı çatlak oluşumunu kontrol altına almak amacıyla en yaygın olarak çelik lifler kullanılmaktadır. Lifler kompozitte farklı aşamalarda oluşan çatlakları sınırlayarak büyümesini engellemekte ve oluşan iç gerilmeleri dağıtarak, betonun enerji yutma kapasitesi ve sünekliğinin yanı sıra eğilme dayanımı, ilk çatlak sonrası yük taşıma kapasitesi, kırılma tokluğu, termal şok dayanımı, tekrarlı yüklere dayanıklılığı, kesme dayanımı, yorulma dayanımı gibi birçok mekanik özelliğini de geliştirmektedir. Betonarme elemanlarda ise çelik donatının betona aderansı artmakta, kesme dayanımındaki artışın bir sonucu olarak etriye ihtiyacı azalmaktadır [1, 2]. Lifli betonların en önemli avantajlarından birisi de darbe yüklerine karşı dayanıklılığının yalın betona kıyasla daha yüksek olmasıdır. Beton çeşitli cisimlerin çarpması ile (araç çarpmaları, hava araçlarının çarpmaları, askeri yapılardaki çarpma olayları, endüstriyel yapılarda zeminlere ağır parça düşmeleri gibi) darbe etkilerine maruz kalabileceğinden bu gibi durumlarda betonun darbe dayanıklılığı önemli olmaktadır [3-5].

Betonun özellikleri üzerinde liflerin yaratacağı etki, lif ile ilgili parametrelere (dozaj, dayanım, narinlik oranı, yüzey şekli, beton içerisindeki yönelme durumu vb.) ve beton özelliklerine (dayanım sınıfı, karışım oranları vb.) bağlı olarak değişmekte olup, çelik lifler yalın betonun eğilmede çekme dayanımını iki kata, kırılma enerjisini ise yüz kata kadar arttırmaktadır [6-12]. Betonda çatlak oluşuktan sonra, gerilmenin çatlak yüzeyleri arasında aktarımı, lif ve matris arasındaki aderansa bağlı olarak gelişen sıyrılmaya mekanizması ile kontrol edilmektedir [13]. Lif ve matris arasındaki aderans zayıf olduğunda, düşük çekme gerilmeleri seviyelerinde liflerin matrise hasar vererek matristen kolayca sıyrılmaları mümkün olmaktadır. Lifin matristen sıyrılmaya dayanımının arttırılmasında çelik lif uç geometrisi oldukça önemli olup, uçları mekanik olarak deforme edilmiş (tek kancalı) 3D türü lifler düz liflere göre daha yüksek performans göstermektedir [14, 15]. Kanca varlığı ile gelişen performans, lif-matris arasındaki aderansın çözülmesinden sonra lif sıyrılrken oluşan sürtünme kuvvetlerine ilaveten, çelik lif uç kısmındaki kancanın mekanik ankraji ve kancalı liflerde lif matrinden sıyrılrken kancanın plastik deformasyon yaparak düzleşmesi sırasındaki katkısından kaynaklanmaktadır [16, 17]. Öte yandan çok yüksek dayanımlı matrislerde, lif/matris aderansı da yüksek olduğundan matrinden liflere aktarılan büyük çekme gerilmeleri lif tarafından taşınamaz ise oluşan lif kopmaları sonucu yine beklenen performans elde edilememektedir [17-19]. Lif-matris arasındaki gerilme aktarımı mekanizmasının daha iyi anlaşılması sonucunda, çelik lif üreticileri liflerin uç geometrilerini geliştirerek (2 kancalı 4D ve üç kancalı 5D kodları ile) mekanik ankrajın

arttırılması, buna paralel olarak da üzerine daha yüksek gerilme aktarılan lifin mukavemetini de arttırma yoluna giderek daha yüksek performanslı lif türleri üretmeye yönelmişlerdir. Bu yeni tür lifler üzerinde son zamanlarda yapılan sınırlı sayıdaki çalışma kanca geometrisinde yapılan değişikliklerle betonun dayanım seviyelerine bağlı olarak farklı performans seviyelerinin ortaya çıktığını göstermektedir [20-23]. Abdallah ve Fan [21], çekip çıkarma deneyleri ile farklı uç geometrisine sahip liflerin (3D, 4D ve 5D) betondan sıyrılmaya davranışını inceledikleri çalışmada, kanca sayısındaki artış ile artan mekanik ankraj nedeniyle lifin daha fazla çekme gerilmesine maruz kaldığını, bu sebeple lifin kopmadan maksimum kapasitesini gösterebilmesi için uç geometrisi gelişimi ile birlikte lif çekme dayanımının da yeterince arttırılmış olması gerektiğini göstermiştir. Shafei vd. [22] nanosilika katkılı yüksek oranda uçucu kül içeren harçlar üzerinde lif geometrisinin çekip çıkarma davranışına etkisini incelemiştir. Lif geometrisinin maksimum yük seviyesini ve maksimum yükten sonraki davranışı etkilediği, üç kancalı 5D türü liflerin maksimum yük seviyesinin tek kancalı 3D türü liflerin maksimum yük seviyesinin 1,4 katı olduğu rapor edilmiştir. Lif ucundaki kanca sayısı arttıkça sağlanan daha iyi mekanik kenetlenme ve artan kanca plastik deformasyonu sonucunda çekip-çıkarma maksimum yükü ve sıyrılmaya tokluğu değerlerinin arttığı bildirilmiştir. Alparslan [23] iki farklı matriste narinlik oranı 65 olan 60 mm uzunluğunda her iki uca tek kancalı 1160 MPa çekme dayanımına sahip 3D ve çift kancalı 1500 MPa çekme dayanımına sahip 4D olmak üzere iki çeşit çelik lifin kullanılması ile üretilen betonlarda, artan çelik lif hacmi ile matris dayanımının eğilme davranışına etkisinin azaldığı, çelik lif türünün ise betonun eğilme davranışına önemli bir etkisinin bulunmadığını rapor etmiştir.

Yüksek dayanımlı betonlarda tek kancalı (3D) ve orta düzeyde çekme dayanımına sahip geleneksel lifler kullanıldığında, oluşan lif kopmaları nedeniyle normal dayanım sınıfındaki betonlarda gözlemlenen performanslar elde edilememektedir. Bu sorunun giderilmesi amacıyla son yıllarda uç geometrisi değiştirilmiş yüksek dayanımlı yeni nesil lifler geliştirilmiştir. Bununla birlikte, bu liflerin yüksek dayanımlı betonların mekanik özellikleri üzerindeki etkisini inceleyen çalışmalar henüz oldukça kısıtlı düzeyde olup, genellikle statik yüklenme koşulları altında çimento lu matrise gömülü liflerin çekip çıkarma (pull-out) deneylerini kapsamaktadır. Öte yandan, çekip-çıkarma deneyleri, lif yönelmesi ve lifler arasındaki etkileşimin mevcut olmaması ve lif / matris arayüzüne dik matris çatlaklarının oluşmaması gibi nedenlerle eğilme yükleri altında liflerin betonun davranışına etkisini tam olarak yansıtmamaktadır [24, 25]. Ayrıca, betonun mekanik özellikleri yüklenme hızına bağlı olarak önemli oranda değiştiğinden betonun statik yükler altında belirlenen mekanik özellikleri darbe ve deprem yükleri altındaki davranışının öngörülmesinde yeterli olmamaktadır. Bu çalışmada, çekme dayanımı ve uç geometrisi geliştirilmiş (tek kancalı-3D, iki kancalı-4D ve üç kancalı-5D) yeni nesil çelik liflerin yüksek dayanımlı

betonların eğilme performanslarına etkisinin ortaya konulması amaçlanmıştır. Yazarların yaptığı literatür araştırmasına göre, yeni nesil uç geometrisine sahip liflerin yüksek dayanımlı betonun statik ve darbe yükleri altında eğilme özelliklerine etkisi ilk kez bu çalışma ile rapor edilmektedir.

2. DENEYSEL ÇALIŞMA (EXPERIMENTAL WORK)

Deneysel çalışma kapsamında kullanılan malzemelerin özellikleri, hazırlanan karışımlar ve uygulanan deney yöntemleri aşağıda sunulmuştur.

2.1. Kullanılan Malzemeler (Materials)

Bu çalışmada, bağlayıcı malzeme olarak Blaine değeri 343 m²/kg olan CEM I 42.5R tipi çimento ve silis dumanı (SD) kullanılmıştır. Kullanılan silis dumanının özgül yüzeyi 21080 m²/kg, SiO₂ içeriği ise %92,25'tir. Agregası olarak, kireçtaşı kökenli, maksimum tane boyutu 15 mm olan üç farklı tane sınıfında (0-3 mm, 0-5 mm ve 5-15 mm) kırma agregası kullanılmıştır. Beton karışımlarının işlenebilirliği, yüksek oranda su azaltıcı/süperakışkanlaştırıcı bir beton katkı (SA) kullanılarak sağlanmıştır.






Bekaert firmasından temin edilen beş farklı tür Dramix tipi uçları kancalı çelik lif kullanılmıştır. Kullanılan çelik liflerin

fotoğrafları ve üretici firma kataloğunda sunulan özellikleri Tablo 1'de verilmiştir. Kullanılan liflerin tümünün uzunlukları 60 mm olup, narinlik oranları ise 65 veya 80'dir. Lifler suda eriyebilen özel tutkal ile birbirine yapıştırılmış demetler halindedir. Her iki ucunda birer kanca olan lifler 3D, ikişer kanca olanlar 4D ve üçer kancalı olanlar 5D olarak adlandırılmıştır.

2.2. Hazırlanan Karışımlar (Prepared Mixtures)

Beton karışımlarının tasarımları ve ölçülen taze beton özellikleri Tablo 2'de verilmiştir. Karışımların bağlayıcı ve su miktarları sabit tutulmuş, çökme değeri 150±20 mm olacak şekilde yüksek oranda su azaltıcı / süperakışkanlaştırıcı türde kimyasal katkı maddesi ilave edilmiştir. Farklı uç geometrisine sahip 3D, 4D ve 5D tipi çelik lifler, betona ağırlıkça 30 kg/m³ ve 60 kg/m³ (hacimce %0,38 ile %0,76) ilave edilmiştir. Bu amaçla su/bağlayıcı (s/b) oranı 0,36 olan kontrol betonu (yalın beton) ve ilave edilen çelik lif hacmi agregası fazından düşürülerek 10 seri çelik lifli beton üretilmiştir. Tablo 2'de verilen karışım kodları, sırasıyla lif kanca geometrisi, narinlik oranı, lif boyu ve hacimce lif dozajını göstermektedir. Örneğin, 5D 6560/0,38 kodlu beton karışımı, kullanılan lifin uç kanca geometrisinin 5D, narinlik oranının 65 ve uzunluğunun 60 mm olduğunu, hacimce lif oranının ise %0,38 olduğunu ifade etmektedir.

Tablo 1. Deneysel çalışmada kullanılan çelik liflerin özellikleri (Properties of steel fibres used in the experimental work)

Lif Tipi	Lif geometrisi	Kanca Tipi	Narinlik Oranı	Boy (mm)	Çap (mm)	Çekme (MPa)	Dayanımı
3D 65/60		3D	65	60	0,90	1160	
4D 65/60		4D	65	60	0,90	1500	
5D 65/60		5D	65	60	0,90	2300	
3D 80/60		3D	80	60	0,75	1225	
4D 80/60		4D	80	60	0,75	1800	

Tablo 2. Beton karışım oranları ve taze hal özellikleri (Concrete designs and fresh state properties)

BETON KODU	Lif (kg/m ³)	Çimento (kg/m ³)	SD (kg/m ³)	Su (kg/m ³)	Agrega (kg/m ³)			SA (kg/m ³)	Yoğunluk (kg/m ³)	Çökme (mm)
					0-3 mm	0-5 mm	5-15 mm			
LİFSİZ	0	420	30	162	325,4	488,1	994,3	4,17	2400	170
3D 6560/0,38	30	420	30	162	323,6	485,3	988,6	5,00	2470	130
3D 6560/0,76	60	420	30	162	321,7	482,6	983,0	6,67	2610	145
4D 6560/0,38	30	420	30	162	323,6	485,3	988,6	5,83	2500	130
4D 6560/0,76	60	420	30	162	321,7	482,6	983,0	6,67	2560	130
5D 6560/0,38	30	420	30	162	323,6	485,3	988,6	5,83	2510	140
5D 6560/0,76	60	420	30	162	321,7	482,6	983,0	6,67	2600	130
3D 8060/0,38	30	420	30	162	323,6	485,3	988,6	5,00	2510	130
3D 8060/0,76	60	420	30	162	321,7	482,6	983,0	6,67	2640	150
4D 8060/0,38	30	420	30	162	323,6	485,3	988,6	5,83	2510	130
4D 8060/0,76	60	420	30	162	321,7	482,6	983,0	6,67	2640	130

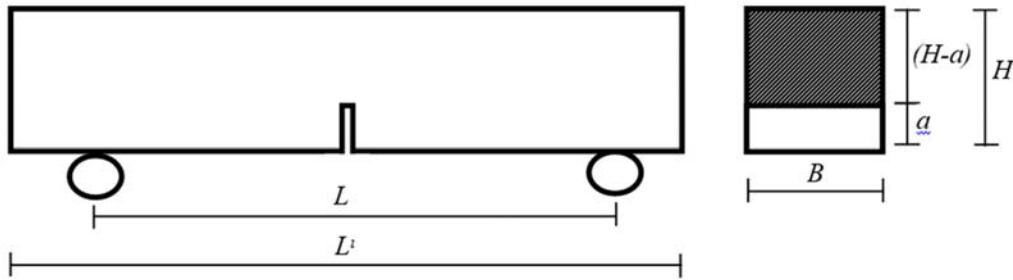
2.3. Deneysel Yöntem (The Experimental Method)

Beton karışımlarının TS EN 12350-2'ye göre çökme değerleri ve TS EN 12350-6'ya göre taze haldeki yoğunlukları belirlenmiştir. Her karışımdan üç adet 15 cm ayrıtlı küp numune ve sekiz adet 100x100x600 mm'lik prizmatik kiriş numune alınmıştır. Numuneler 24 saat sonra kalıptan çıkarılıp, 20 °C'deki suda 28 gün süreyle kür edilmiştir. Kür işleminin sonunda küp numuneler üzerinde tek eksenli basınç deneyi gerçekleştirilmiştir. Kiriş numunelere ise statik ve dinamik yüklemeli eğilme deneyleri öncesinde sulu kesim yolu ile kiriş orta noktasından 4 mm genişlik ve 30 mm derinlikte çentik açılmıştır. Deneylerde kullanılan çentikli örnek geometrisi Şekil 1'de verilmiştir. Çentikli kiriş örnekler üzerinde statik yükler altında deplasman kontrollü 3 noktalı eğilme deneyi ve ağırlık düşürmeli 3 noktalı eğilmede darbe deneyleri yapılmıştır. Statik ve darbe yüklemeleri altında gerçekleştirilen eğilme deneylerinde mesnet açıklığı 450 mm'dir.

Numunelerin tümü hem statik hem de dinamik yüklemeler altında kuru yüzey doygun konumda test edilmiştir. Statik deneylerde yük-sehim eğrisinin tamamının elde edilebilmesi ve RILEM TC-50 FMC [26]'ye göre kırılma enerjilerinin (G_F) hesaplanabilmesi için kapalı devre elektromekanik üniversal test cihazı kullanılmıştır. Numune orta nokta sehimleri, 1 µm ölçüm hassasiyetine sahip Heidenhein marka optik kodlayıcı (encoder) ile ölçülmüş, verilerin prese geri besleme olarak iletilmesiyle eğilme testleri kapalı devre olarak gerçekleştirilmiştir. Kullanılan eğilme presi çerçevesi 100 kN, yüklem hücresi ise 20 kN kapasiteli ve $\pm 0,5\%$ hassasiyetindedir. Deney lifsiz numuneler için 0,02 mm/dak, lifli numuneler için 0,2 mm/dak hızında gerçekleştirilmiş olup, lifsiz numuneler tamamen ayrılıp yük taşıyamaz duruma gelinceye dek, lifli numuneler ise 5 mm orta nokta sehimine ulaşınca kadar deney sürdürülmüş ve yük-sehim eğrileri elde edilmiştir. Çentikli beton örneklerinin eğilme dayanımları (f_{flex}) Eş. 1'e göre, kırılma enerjileri (G_F) ise Eş. 2'ye göre belirlenmiştir.

$$f_{flex} = \frac{3.P.L}{2.B.(H-a)^2} \quad (1)$$

Bu denklemde P , L , B , H ve a sırasıyla üç noktalı eğilme deneyinde kaydedilen maksimum yük, mesnet açıklığı, kiriş eni, kiriş yüksekliği ve çentik derinliğidir.



Şekil 1. Deneylerde kullanılan çentikli kiriş örnek geometrisi (Notched-beam sample geometry used in the experiments)

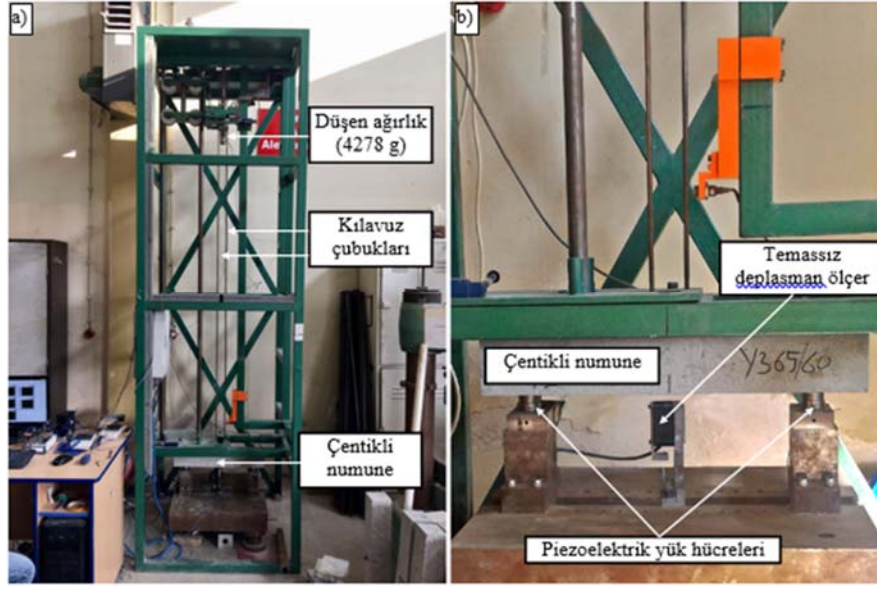
$$G_F = \frac{W_0 + m \frac{L}{L'} g \delta_0}{B.(H-a)} \quad (2)$$

Bu ifadede W_0 yük-sehim eğrisi altında kalan alanı, m numunenin ağırlığını, L' numune boyunu, g yerçekimi ivmesini ($9,81 \text{ m/s}^2$), δ_0 göçme anında açıklık ortasındaki son sehimi (bu değer lifli numuneler için statik yüklemeye de 5 mm'dir) göstermektedir.

Beton karışımlarının darbe yükleri altında yük-sehim eğrileri, eğilme dayanımları ve kırılma enerjileri Şekil 2'de görülen, 112M262 nolu TÜBİTAK projesi [27] kapsamında tasarlanan ve yapımı gerçekleştirilen darbe deney düzeneği ile belirlenmiştir. Deneyler 4278 g'lık ağırlık 2000 mm yükseklikten düşürülerek gerçekleştirilmiştir. Sürtünmenin ihmal edildiği teorik serbest düşüş denklemine göre, kirişe çarpma anındaki hız 6,26 m/s olarak hesaplanmış olup, sürtünme kayıpları nedeniyle ölçülen gerçek hız ise 5,71 m/s'dir. Darbe deneyi sistemi elektronik aksamı, piezoelektrik yük hücreleri, ivme ölçerler, temassız deplasman ölçer ve elde edilen dataları bilgisayar sisteminde PCI veri yolu ile bağlı bulunan data toplama kartına aktarmakta kullanılan ara elektronik düzenekleri içermektedir. Deney sistemi ağırlığın serbest düşmeye bırakılmasından hemen önce çalıştırılarak 200 kHz örnekleme hızında 3 saniye boyunca toplamda 600.000 veri toplayacak şekilde ayarlanmıştır. Deney verilerinin ayıklanarak ham darbe verilerinin elde edilmesinde, 112M262 nolu TÜBİTAK projesi kapsamında Matlab programında yazılan kod kullanılmıştır. Bu işlemle fazla sayıdaki veri sadece darbe olayını içeren 10 milisaniyelik süreyi kapsayan yaklaşık 5000 veriye, volt olarak elde edilen sensör çıkışları ise sensör kalibrasyon katsayıları kullanılarak fiziksel büyüklüklere (kuvvet, ivme ve deplasman) dönüştürülmüştür. Kirişin sönüm etkileri ihmal edilirse, orta noktasına ağırlık düşürülen basit mesnetli beton kiriş örnekler için darbe etkileri altında dinamik denge denklemi Eş. 3 ile ifade edilmektedir [3].

$$M.\ddot{u}(t) + P_k(t) = P_{dış}(t) \quad (3)$$

Bu ifadede, M kirişin kütlesini, $P_{dış}$ kiriş üzerine belirli bir yükseklikten düşen ağırlık nedeniyle oluşan dış yükü, P_k kiriş üzerinde oluşan gerçek darbe eğilme yükünü, \ddot{u} darbe



Şekil 2. Darbe deneyi düzeneği a) genel görünümü b) örnek bölgesinin büyütülmüş görünümü
(Impact test setup a-general view b-enlarged view of the sample region)

etkisiyle oluşan kiriş orta nokta deplasmanının (u) ikinci mertebeden türevinden elde edilen kiriş orta noktası ivmesini göstermektedir. Denklem $M. \ddot{u}(t)$ kısmı dinamik atalet kuvvetidir. Diğer bir ifade ile belirli bir yükseklikten düşen rijit bir cismin basit mesnetli kirişe belirli bir hızla çarpması sonucunda oluşan dış yük, atalet kuvvetleri ve kirişe etkileyen net yükten oluşmaktadır. Eğilme örneği tek bir darbe etkisiyle iki parçaya ayrılırsa, eğilme yükü – deplasman eğrisinin altında kalan alan olarak göz önüne alınabilecek kiriş tarafından sönmelenen enerji, kiriş üzerine düşen cismin düşüşü sırasında harcanan toplam enerjiden daima küçük olacaktır. Düşen cisimde meydana gelen toplam enerji kaybı ile ikiye ayrılan parçalarda harcanan enerji arasındaki fark, kirişin atalet enerjisinin ve kırılan kiriş parçalarının kinetik enerjilerinin toplamı olmaktadır. Öte yandan, tek bir darbe etkisi ile iki parçaya ayrılmayan lif donatılı kompozitlerde, kiriş örnek tarafından harcanan eğilme enerjisi (kiriş yükü – deplasman eğrisinin altında kalan alan) kiriş üzerine düşen cismin düşüşü sırasında kirişe aktarılan enerjiye çok yakındır. Başka bir ifade ile, atalet ve kinetik enerjilerin kirişe aktarılması sonucunda gerçek kiriş yükü – deplasman eğrisi altında kalan alan ile dış yük – deplasman eğrisi altında kalan alan birbirine çok yakın olmaktadır. Bununla birlikte her iki durum için de mesnet reaksiyonları toplamı kiriş üzerinde darbe tesiri ile oluşan gerçek kiriş yüküne (P_k) eşit olarak kabul edilmekte ve hesaplarda kullanılmaktadır [28-30]. Bu çalışmada darbe düzeneğindeki mesnetlere iki adet piezoelektrik yük hücresi konularak darbe sırasında mesnet reaksiyonlarının zamana bağlı değişimi hızlı bir data toplama sistemi ile elde edilmiş, dolayısıyla kirişin darbe etkisi ile kırılmasına yol açan net yük literatürde belirtildiği gibi mesnet reaksiyonlarının toplamı olarak doğrudan ölçülmüştür. Mesnet reaksiyonlarının toplamı ve eş zamanlı olarak elde edilen orta nokta sehimi verileri kullanılarak darbe etkisine maruz

kirişlerin gerçek yük-sehim ilişkileri elde edilmiştir. Darbe yükleri altında eğilme dayanımları Denklem 1, kırılma enerjileri ise Denklem 2 kullanılarak hesaplanmıştır. Darbe deney sisteminin ayrıntıları ve dinamik doğrulama ile ilgili ek deneyler 112M262 nolu TÜBİTAK projesinde [27] detaylı olarak sunulmuştur.

3. SONUÇLAR VE TARTIŞMALAR (RESULTS AND DISCUSSIONS)

3.1. Taze Hal Deney Sonuçları (Fresh State Test Results)

Tablo 2’de beton karışım oranları ile birlikte karışımların çökme değerleri ve taze haldeki yoğunluk değerleri sunulmuştur. Beton karışımlarındaki çelik lif hacmi arttıkça karışımların işlenebilirliği azalmıştır. Bu sebeple benzer işlenebilirlik elde edebilmek için gerekli kimyasal katkı dozajı Tablo 2’den görüldüğü gibi artmıştır. Lif hacmindeki artışla işlenebilirliğin azalması, lif ilavesi ile artan özgül yüzey alanı ve matris içerisinde rastgele dağılan çelik liflerin bir iskelet gibi davranarak taze betonun akışını engellemesiyle ilişkilidir [31]. Genel olarak, betona eklenen çelik liflerin uç geometrisindeki karmaşıklığın ve lif narinlik oranının artışı da işlenebilirliği bir miktar olumsuz etkilemiştir. Bu olumsuzluğun betonun yerleştirilmesini etkileyecek düzeyde olduğu düşünülen karışımlarda akışkanlaştırıcı katkı dozajı artırılmıştır. Uçları kancalı liflerin betonun işlenebilirliğini düz liflere göre daha fazla olumsuz yönde etkilemesi, kancalı liflerde lifler ve agregalar arasındaki sürtünmenin artmasına ve liflerin topraklanma eğilimindeki artışa bağlanmaktadır [32]. Abdallah vd. [33] tarafından da 4D ve 5D tipi çelik liflerin betonun çökme değerini 3D liflere kıyasla önemli oranda etkilemese de betonun işlenebilirliğini azalttığını rapor etmiştir. Betona eklenen çelik lif hacmi arttıkça beklendiği gibi, betonun

yoğunluğu artmıştır. Bu artış, hacimce %0,38 lif içeren betonlarda yalın betona göre yaklaşık %4, hacimce %0,76 lif içeren betonlarda ise yaklaşık %9 oranında olmuştur. Bu durum, betonun diğer bileşenlerine göre çelik lif yoğunluğunun daha yüksek olmasının yanı sıra, lifli betonlarda artan kimyasal katkı dozajı sonucunda yerleşme ve sıkışmanın daha etkili yapılabilmesiyle de ilişkilidir. Benzer sonuçlar Yazıcı vd. [6] ve Aydın [7] tarafından da sunulmuştur. Çelik lif uç geometrisindeki değişim ise, Abdallah vd. [33] tarafından da rapor edildiği gibi beton yoğunluğunda kayda değer bir değişim oluşturmamıştır.

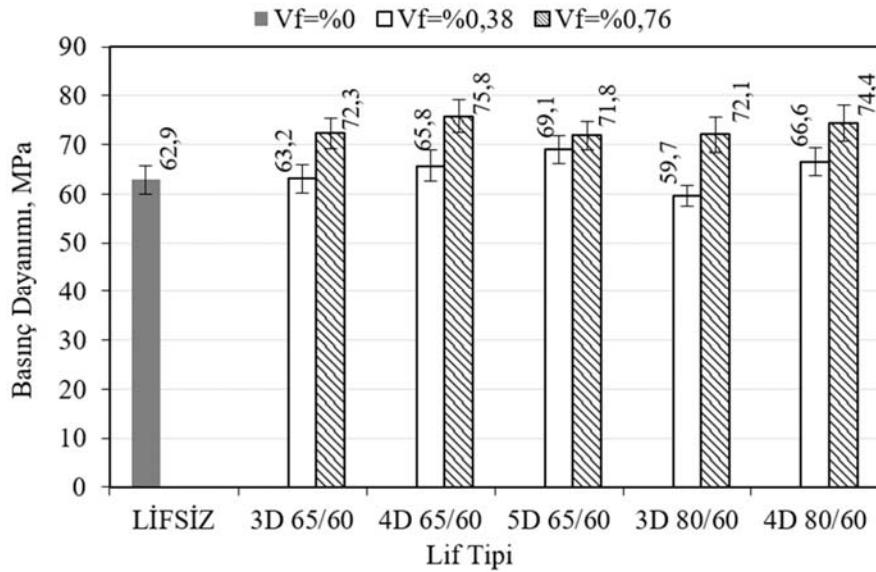
3.2. Basınç Deneyi Sonuçları (Compressive Strength Test Results)

Şekil 3'de beton karışımlarının basınç dayanımları sunulmuştur. Şekil 3'den görüldüğü gibi, lifli betonların basınç dayanımı, yalın betona göre genellikle bir miktar daha yüksek olup, lif hacmi arttıkça betonun basınç dayanımı artmıştır. Bununla birlikte sadece 3D 80/60 (V_f =%0,38) karışımının basınç dayanımı lifsiz betona göre yaklaşık %5 daha düşük olarak elde edilmiştir. Bu karışım için Tablo 2'de verilen katkı dozajı, küp kalıplara betonun yeterli düzeyde yerleşmesini ve/veya lif dağılımını bir miktar olumsuz etkilemiş olabilir. Diğer tüm değişkenler aynı kalmak koşulu ile (kimyasal katkı dozajı, S/Ç vb.) aynı dozajda kullanıldıklarında 80/60 türü narin liflerin betonun işlenebilirliği üzerindeki olumsuz etkisi 65/60 liflere göre daha fazla olabilmektedir. Liflerin karışıma eklenmesiyle, mikro çatlakların köprülenmesinden kaynaklanan pozitif etki ve zorlaşan yerleştirme-sıkıştırma sonucunda artan boşluk oranının negatif etkilerinin toplamı basınç dayanımı üzerindeki nihai etkiyi belirlemektedir [34]. Lif ilavesiyle beton basınç dayanımında ortaya çıkan artışlar Yazıcı vd. [6], Yardımcı [8] ve Song ve Hwang [35] tarafından da rapor edilmiştir. Bu çalışmada üretilen betonların çökme değerinin (150 ± 20) ve beton karışımlarının hamur hacminin yüksek olması, daha iyi yerleşme ve sıkışma koşulları sağlamanın yanı sıra, daha uygun lif yönleneşine de katkı da

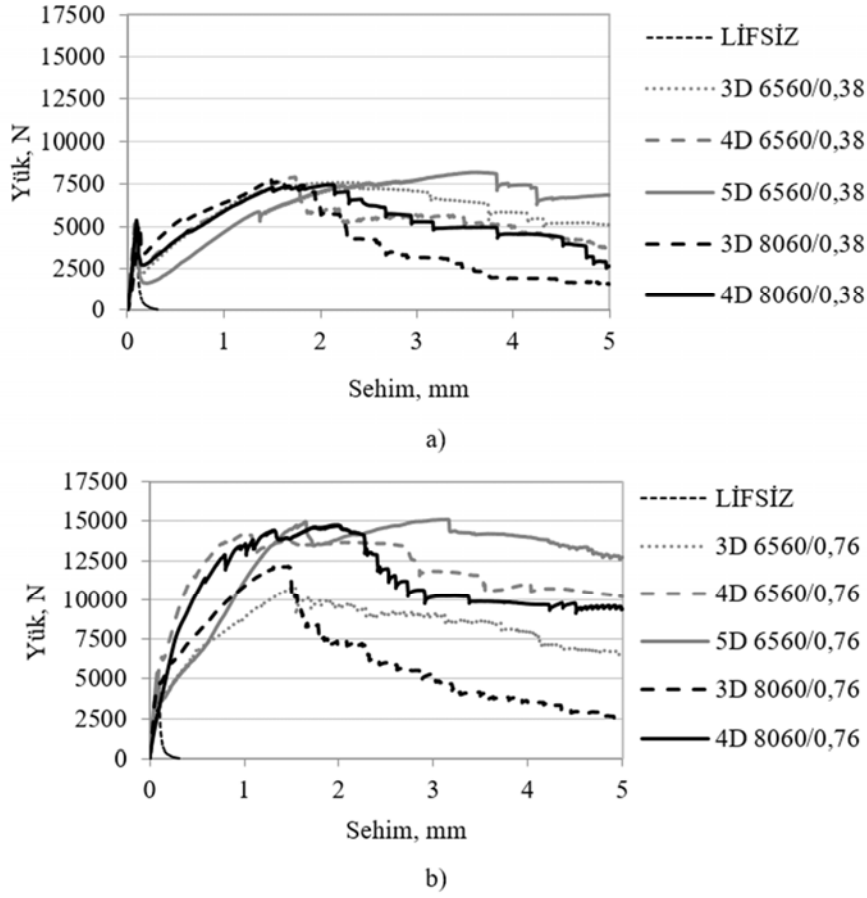
bulunmaktadır. Özellikle yükleme yönüne dik lifler aderans kuvvetleri vasıtasıyla yanal çekme deformasyonlarını sınırlayarak basınç dayanımını arttırmaktadır [36]. Basınç dayanımındaki artışın bir diğer sebebi de liflerin çatlak oluşumunu geciktirmesidir [37]. Lifli betonların basınç dayanımlarının yalın betona göre belirgin miktarda artış göstermesi, karışımların işlenebilirliğinin yüksek olmasına ve daha uygun lif yönleneşine bağlanmıştır. Ayrıca, çok kancalı lifler ile üretilen betonların basınç dayanımının geleneksel 3D liflere kıyasla bir miktar daha yüksek olduğu görülmüştür. Bu durum, kanca sayısının artmasıyla artan aderans nedeniyle yanal çekme deformasyonlarının daha iyi sınırlandırılmasıyla ilişkili olabilir.

3.3. Statik Eğilme Deneyi Sonuçları (Static Flexural Test Results)

Şekil 4'te hacimce %0,38 ve %0,76 lif içeren betonların statik eğilme yükleri altında yük-sehim eğrileri sunulmuştur. Çelik lif dozajındaki ve geometrik özelliklerindeki değişimin çatlak oluşmadan önceki davranış üzerinde önemli bir etkisinin olmadığı, yükteki artışla birlikte sehim değerlerinin de doğrusala yakın bir şekilde arttığı görülmektedir. Matris çatlamadan önce, gerilme transferi lif ve matris tarafından ortaklaşa gerçekleştirilmektedir. Matristen life elastik gerilme transferi kompozitin davranışını belirleyen baskın mekanizma olduğundan lifin birim deformasyonu ve lif-matris arayüzeyinin deformasyonu geometrik olarak birbiri ile uyumludur. Gerilme altındaki matris henüz çatlamadan lif-matris ara yüzeyinde oluşan kayma gerilmesi, matris ile lif arasında ara yüzeyde birim deformasyon aynı kalacak şekilde dağılmaktadır. Bu durumda elastisite modülü daha düşük olan matris elastik deformasyon sınırına ulaşıp çatladığında, elastisite modülünün daha yüksek olması nedeniyle çelik lif hala elastik deformasyon kapasitesine sahiptir. Bu mekanizmaya dayalı olarak matris çatlamadan önce kanca geometrisi gibi lif parametrelerinin kompozitin ilk çatlak dayanımına önemli bir etkisi olmadığı belirtilmektedir [18]. Çatlak oluşuktan sonraki davranış ise



Şekil 3. Tek eksenli basınç deneyi sonuçları (Uniaxial compressive strength test results)

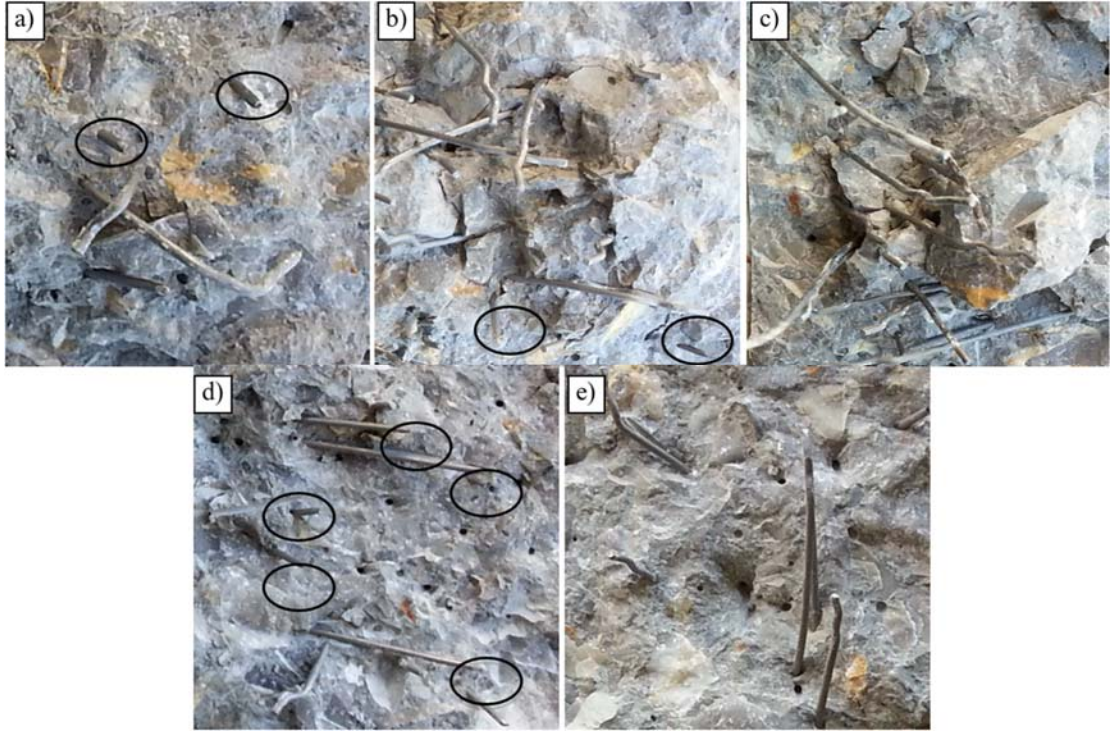


Şekil 4. Statik eğilme yüklemesinden elde edilen yük-sehim eğrileri (a: $V_f=0,38$, b: $V_f=0,76$)
(Load-deflection curves of the mixtures under static flexural loading)

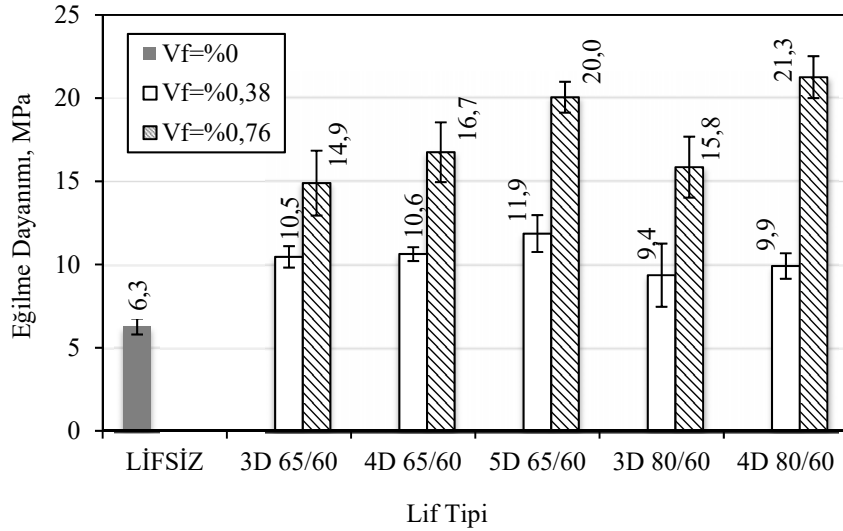
lif dozajından ve lif geometrik özelliklerinden önemli bir şekilde etkilenmiştir. Lif hacmindeki artışla, beklendiği gibi, tepe yükü değerleri ve eğrinin altında kalan önemli ölçüde artmıştır. Bu durum, çatlak oluştuktan sonra gerilme transferinin sadece lifler tarafından, lif-matris ara yüzündeki sürtünme kuvvetleri ve matrise mekanik kenetlenme kuvvetleri ile sağlanmasıyla açıklanmaktadır [31]. Şekil 4'ten görüldüğü gibi, tüm lifli beton karışımlarında deformasyon sertleşmesi davranışı görülmüş olup, betona lif ilavesi ile hem dayanım hem de tokluk artmıştır. Yaklaşık 2-3 mm orta nokta sehiminden sonra muhtemelen lif kopmalarına bağlı olarak yük-sehim eğrisinde ani yük düşmeleri gözlenmiştir. Yüksek dayanımlı betonlarda lif kopmasının ve matristen sıyrılmasının bir sonucu olarak ortaya çıkan bu durum Aydın [7], Yardımcı [8], Maeder vd. [38], Yazıcı vd. [39] tarafından da rapor edilmiştir. Lif tipine bağlı olarak kiriş örneklerinin kırılma kesitinde gözlemlenen lif kırılma ve sıyrılma davranışları Şekil 5'te sunulmuştur. Lif geometrisi 65/60 olan 3D ve 4D türü liflerle üretilen betonlar ile 3D 80/60 lifi ile üretilen betonların kırılma kesitlerinde lif kopmaları gözlemlenmiş olup (kopan lifler Şekil 5'te yuvarlak içine alınarak işaretlenmiştir), 4D 80/60 ve 5D 65/60 tipi yüksek çekme dayanımına sahip liflerle üretilen betonlarda lif kopmalarının yerini lif sıyrılmalarına bıraktığı görülmüştür. Bu durum, Şekil 4'te sunulan yük-sehim eğrilerinden de

gözlemlenebilmektedir. Lifli beton karışımlarının 5 mm nihai deplasman seviyesinde yük tutabilme kapasiteleri karşılaştırıldığında, genel olarak narinlik oranı yüksek tek kancalı 3D türü lifli serilerin yük taşıma kapasitesi diğerlerine kıyasla oldukça düşük iken kanca sayısındaki artışla yük tutma kapasitesi artmıştır. Hacimce %0,76 lif içeren 3D, 4D ve 5D 65/60 ile 4D 80/60 serilerinde yük tutma kapasitesinin yüksek seviyede (%62, %82, %84, %64), 3D 80/60 serisinde ise düşük seviyede (%20) olduğu görülmüştür.

Beton karışımlarının eğilme dayanımları Şekil 6'da verilmiştir. Hacimce %0,38 oranında lif kullanımıyla eğilme dayanımı yalın betona kıyasla %49 (3D 80/60) ile %89 (5D 65/60) arasında artış gözlenmiştir. Hacimce %0,76 oranında lif kullanımıyla eğilme dayanımı artışları daha belirgin hale gelmiştir. 3D 65/60 ve 80/60 lifleri ile üretilen betonlarda eğilme dayanımı artışları en düşük düzeyde olup, sırasıyla %137 ve %151 oranında olmuştur. En büyük artış ise 4D 80/60 (%238) ve 5D 65/60 (%217) liflerinin kullanımıyla olmuştur. Lif ilavesiyle eğilme dayanımında ortaya çıkan artışlar, matris çatladıktan sonra devreye giren liflerin çimentolu matrisle aderansına ve yük taşıma kapasitesine bağlanmaktadır [40]. Aynı sebepten ötürü, yüksek dayanımlı - uç geometrisi geliştirilmiş liflerle üretilen betonların eğilme dayanımı daha yüksektir. Betonda artan lif hacmiyle lifler



Şekil 5. Kiriş kırılma kesitlerinde lif kopma ve sıyrılmaları (Fiber rupture and pull-out on crack sections)
(a: 3D65/60, b: 4D65/60, c: 5D65/60, d: 3D80/60, e: 4D 80/60, $V_f=0,76$)



Şekil 6. Statik yükler altında eğilme dayanımı değerleri (Flexural strength values under static loading)

arasındaki ortalama mesafe azaldığından mevcut yük daha fazla lif tarafından taşınır, lif ve matris arasındaki gerilmenin azalmasıyla çatlakların oluşumu ve yayılması geciktirildiğinden, lif hacmindeki artışla eğilme dayanımı daha fazla gelişmektedir [41].

Narinlik oranının etkisi değerlendirildiğinde, hacimce %0,38 oranında 3D ve 4D kanca geometrisinde lif içeren betonlarda narinlik oranının 65'ten 80'e yükselmesiyle betonun eğilme dayanımında %7-10 mertebesinde bir azalma ortaya çıkmıştır. Hacimce %0,76 oranında lif içeren betonlarda ise,

narinlik oranının artışı ile 3D ve 4D kanca geometrisindeki lifler için eğilme dayanımında sırasıyla %6 ve %28 oranında artış oluşmuştur. Uzunluğu farklı lifler için lif narinlik oranı artışıyla eğilme dayanımında ortaya çıkan artış Yazıcı vd. [6] ve Uygunoğlu [42] tarafından da rapor edilmiştir. Düşük lif dozajlarında narinlik oranındaki artışla eğilme dayanımında oluşan azalma ve %0,76 lif dozajında en yüksek eğilme dayanımına sahip 4D 80/60 lifi içeren betonun %0,38 lif hacminde beklenen performansı gösterememesi liflerin etkin çekme bölgelerine homojen dağılmasının ve uygun yönlendirmesinin özellikle düşük lif dozajlarında daha zor

olması ile ilişkili olabilir [8]. Öte yandan, 80/60 ve 65/60 liflerin aynı boyda olduğu (60 mm) göz önüne alındığında, narinlik oranının artmasıyla azalan lif en kesit alanına bağlı olarak kopan lif sayısında artışlar gözlenmiştir. Deneysel sonuçları betonların kırılma kesitleri incelendiğinde 3D 65/60 serisinde numunelerin kırılma kesitindeki ortalama 26 liften 2 tanesinin koparken, 80/60 serisinde ortalama 32 liften 5 tanesinin koptuğu tespit edilmiştir. Literatürde statik yükleme altında aynı boydaki kancalı uçlu geleneksel çelik liflerin (3D) narinlik oranının 65'den 80'e yükselmesiyle çekme gerilmeleri altında kopan lif oranının arttığı Bayramov vd. [9] ve Eren ve Çelik [10] tarafından da vurgulanmıştır. Bu durum aynı boy ve kanca koşulları altında yüksek narinlik oranlı liflerde daha az lif en kesit alanı nedeniyle lifin üzerine düşen gerilmenin daha yüksek olmasına bağlanmaktadır. Yüksek lif dozajında ise birim alandaki lif sayısı arttığından dolayı lif başına düşen gerilmelerin azalması sonucunda lif kopmalarında azalma görülmüştür. Yardımcı vd. [43] çelik lifli betonlarda en kesitteki lif sayısı ile eğilme dayanımı arasındaki ilişkinin boyu 60 mm olan liflerde boyu 30 mm olan liflere göre daha iyi olduğunu, uzun liflerin kalıp içerisinde akışta daha uygun yönlendiğini ve daha yüksek lif yönelim faktörüne sahip olduğunu belirtmektedir. Dolayısıyla lif yönelimi, uygun yönlendirilmiş lif sayısı, lif uzunluğu, ankraj uzunluğu ve kancaların plastik deformasyonu lifli betonların eğilme dayanımını etkilemektedir.

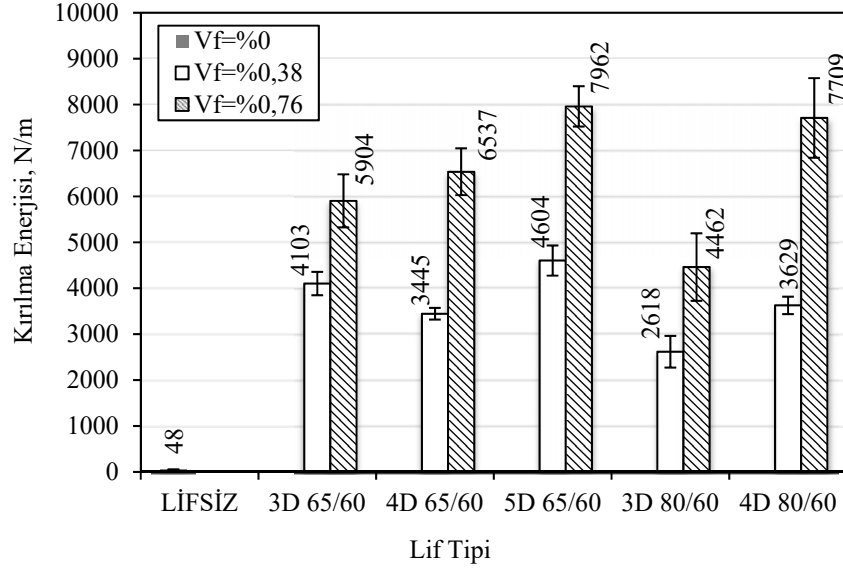
Kanca sayısının eğilme dayanımına etkisi değerlendirildiğinde, 65/60 lifler için 4D uç geometrisinde düşük lif hacminde 3D lif benzer, yüksek lif hacminde ise 3D liften %12 daha yüksek eğilme dayanımı elde edilmiştir. Bununla birlikte kanca sayısının yanı sıra çekme dayanımı 3D liflerin iki katı olan 5D lifli kullanımı halinde eğilme dayanımı hacimce %0,38 ve %0,76 oranında lif içeren betonlar için sırasıyla %13 ve %34 oranında artmıştır. Her iki lif dozajında da 80/60 liflerde uç geometrisinin etkisi 65/60 liflere kıyasla daha belirgin olmuştur. Hacimce %0,76 oranında 80/60 lif kullanımı halinde, 4D lifler 3D liflere kıyasla eğilme dayanımında %35 artış sağlamıştır. Bu durum, kullanılan liflerin çekme dayanımı ile yakından ilgilidir. Tablo 2'de görüldüğü gibi, 80/60 türü 4D liflerin çekme dayanımı 3D çelik life kıyasla yaklaşık %50 daha yüksektir. Narinlik oranı düşük olan 65/60 liflerde ise 4D liflerin 3D liflere kıyasla çekme dayanımındaki gelişme daha düşük (~%30) düzeydedir. Diğer bir ifade ile, 80/60 türü liflerde kanca sayısındaki artışla çekme dayanımı 65/60 liflere kıyasla daha fazla oranda desteklenmiştir. Bu sebeple, kanca sayısındaki artışla 65/60 liflerde lif kopmaları arttığından, eğilme dayanımında 80/60 liflere kıyasla daha düşük oranda bir gelişme ortaya çıkmış olabilir.

Beton karışımlarının kırılma enerjilerinin değişimi Şekil 7'de sunulmuştur. Şekil 7'den görüldüğü gibi, lifsiz betonun kırılma enerjisi 48 N/m iken, hacimce %0,38 oranında lif ilavesiyle kırılma enerjisi 55 kat (3D 80/60) ile 96 kat (5D 65/60) arasında artmıştır. Hacimce %0,76 oranında lif kullanımıyla beklenildiği gibi kırılma enerjisi artışları daha belirgin hale gelmiştir. Kırılma enerjisindeki en küçük

artışlar 93 kat ve 123 kat ile 3D uç geometrisine sahip 80/60 ve 65/60 lifleri ile üretilen betonlarda, en büyük gelişme ise 160 kattan daha fazla artış gösteren 4D 80/60 ve 5D 65/60 liflerinin kullanımıyla ortaya çıkmıştır. Yüksek çekme dayanımı ve gelişmiş lif uç geometrisine sahip 4D ve 5D türü liflerin, artan kanca sayısı nedeniyle matrise mekanik ankrajının artması, mukavemetinin yüksek olması nedeniyle kancanın plastik deformasyonunun daha yüksek gerilme seviyelerinde gerçekleşmesi ve ayrıca İsla vd. [44] tarafından belirtildiği gibi kancanın plastik deformasyonunu takiben kanca kıvrım bölgelerinin tam olarak düzelmemesi nedeniyle ilave sürtünme kuvvetlerinin oluşması yüksek eğilme performansının başlıca nedenlerindedir.

Statik yükleme altında kırılma enerjisine narinlik oranının etkisi değerlendirildiğinde, her iki lif dozajı için de lif narinlik oranındaki artışla kırılma enerjisi 3D liflerde belirgin olarak azalırken (Örneğin $V_f=0,76$ için %24 azalma), 4D liflerde artmıştır (Örneğin $V_f=0,76$ için %18 artma). Bir başka ifade ile, aynı kanca özellikleri ve lif boyuna sahip liflerde narinlik oranı artışı ile birlikte lif mukavemeti de yeterince artmıyorsa lif kopmaları artmaktadır. 3D liflerde narinlik oranı 80 olan liflerin çekme dayanımı, narinlik oranı 65 olan liflere kıyasla sadece %5 daha fazladır. Bu sebeple, 3D liflerde lif narinlik oranı arttıkça kopan lif sayısındaki artışın bir sonucu olarak kırılma enerjisi önemli ölçüde azalmıştır. 4D liflerde ise narinlik oranı 80 olan liflerin çekme dayanımı 65 olan liflere kıyasla %20 daha fazladır. Bunun bir sonucu olarak 4D liflerde narinlik oranının 65'den 80'e çıkması ile kopan lif sayısında önemli bir değişim gözlenmemiş artan mekanik kenetlenme sonucunda kırılma enerjisi de artmıştır. Şahin ve Köksal [45] tarafından da yüksek dayanımlı betonların üretiminde yüksek narinlik oranına sahip uçları kancalı 80/60 türü çekme dayanımı 1050 MPa olan liflerin kullanılması halinde, çekme dayanımı 2000 MPa olan liflere kıyasla eğilme dayanımı ve özellikle kırılma enerjisinin önemli ölçüde daha düşük olabileceği rapor edilmiş olup, bu durum eğilme yükleri altında çekme dayanımı düşük liflerde ortaya çıkan kopma, çekme dayanımı yüksek liflerde ise liflerin matristen sıyrılması ile ilişkilendirilmiştir.

Lif ucu kanca sayısındaki artışla kırılma enerjisi de artmıştır. Sadece 4D 65/60 lifli betonun kırılma enerjisi 3D 65/60 lifli betona kıyasla hacimce %0,38 lif kullanıldığında bir miktar azalmıştır. Kırılma kesitleri incelendiğinde, her iki serinin numunelerinde de benzer sayıda lif gözlenmiştir. Ancak, 4D lifli serinin numunelerinde kopan lif sayısının (ortalama 28 liften 4 kopma), 3D numunelerinden (26 liften 2 lif kopması) daha fazla olduğu görülmüştür. Bu davranış beton dayanımının yüksek olması ile de yakından ilgilidir. Beton dayanımındaki artışla lif-matris aderans dayanımı artmakta ve aynı zamanda lifi kanca bölgesinde saran matrisin kancaların plastik deformasyonu sırasında hasar görmesi zorlaşmaktadır [17]. 3D'den 4D'ye geçişle kanca artışından kaynaklanan matrisle mekanik ankraj gelişimi matristen sıyrılmayı zorlaştırmakta ve lifler üzerindeki gerilmeyi de arttırmaktadır. Bu gerilme artışı lif tarafından



Şekil 7. Statik yükler altında 5 mm orta nokta sehimine kadar serilerin kırılma enerjisi değerleri
(Fracture energy values of the mixtures under static loading up to the mid-span deflection of 5 mm)

karşılanamazsa (lifin çekme dayanımı yetersiz kalırsa), burada olduğu gibi, lif kopmalarının artmasına ve kırılma enerjisinin azalmasına yol açabildiği görülmektedir. Ayrıca liflerin yönlenme durumu da lif kopması davranışında etkin bir parametre olup, kırılma düzlemine dik konumlanan liflerde kopma, dar açılı konumlanan liflerde ise sıyrılmaya davranışı görülmektedir [46, 47]. Abdallah ve Fan [21] tarafından da yüksek mukavemetli matristen sıyrılmaya sırasında lif kopması riskinin azaltılması için 4D 65/60 liflerde 3D 65/60 liflere göre artırılmış ankraj kapasitesinin lifin dayanımının bir miktar daha artırılarak dengelenmesi gerektiği vurgulanmıştır. Hacimce %0,76 oranında 65/60 lif içeren betonlarda, 4D lifler betonun kırılma enerjisini 3D liflere kıyasla %11 oranında artırırken 5D lifler %35 oranında arttırmıştır. Uç geometrisindeki değişimin kırılma enerjisine etkisi eğilme dayanımında olduğu gibi yüksek lif oranında daha belirgin olmuştur. Hacimce %0,38 lif içeren 65/60 liflerde 4D lif kullanımı halinde kırılma enerjisinde 3D life göre %16 azalma olurken, 80/60 liflerde %39 artış olmuştur. Bu artış hacimce %0,76 lif içeren lifli betonlarda daha belirgin (%73) bir hal almıştır. Bu durum uç geometrisinin yanı sıra 80/60 liflerde 4D lifin çekme dayanımının (1800 MPa) 3D life kıyasla (1225 MPa) önemli derecede yüksek olmasından kaynaklanmaktadır. 3D 80/60 serisi numunelerinin kırılma enerjisi bakımından performansının düşük olduğu görülmüştür. Bu serinin betonlarının kırılma kesitindeki kopan lif adedinin 3D 65/60 serisine kıyasla daha fazla olduğu görülmüştür.

3.4. Darbe Yükleri Altında Kiriş Elemanların Eğilme Performansları

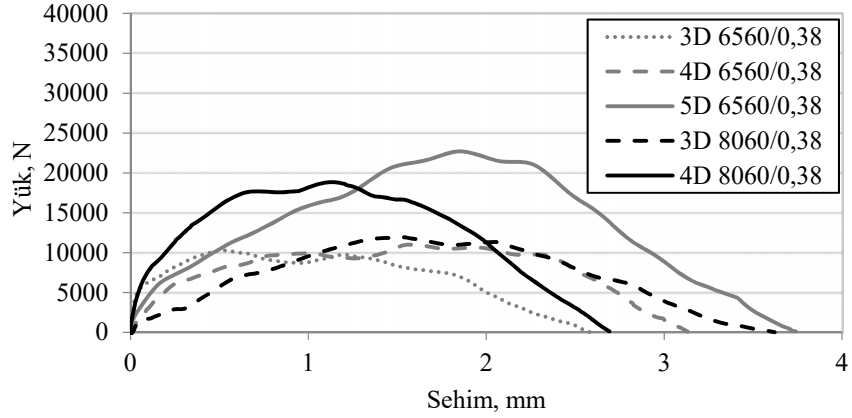
(Flexural Performances of the Beams Under Impact Loadings)

Şekil 8'de hacimce %0,38 ve %0,76 lif içeren betonların darbe yükleri altında elde edilen yük-sehim eğrileri verilmiştir. Tepe yükü değerlerine 1-2 mm sehim arasında ulaşıldığı görülmektedir. Lifsiz yalın beton tek darbe

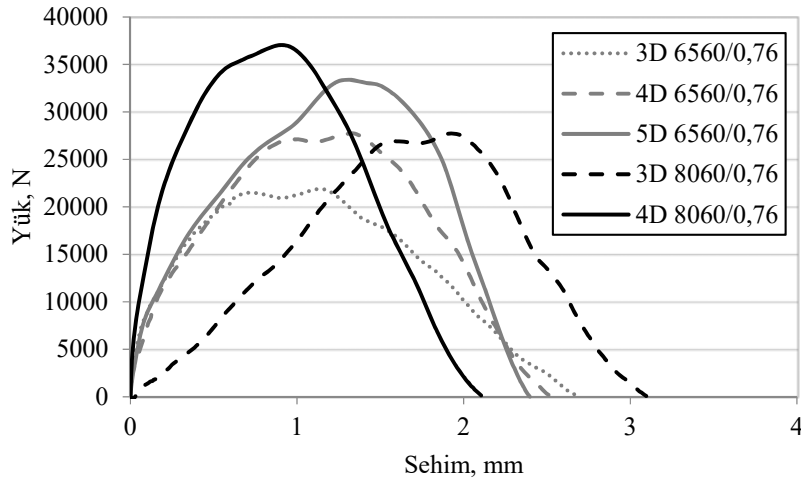
sonunda iki parçaya ayrılırken, lifli betonlar tamamıyla kırılmamıştır. Bir başka ifade ile, betonun darbe etkileri altındaki bütünlüğünü koruyabilmesi bakımından lif kullanımı kesinlikle gereklidir.

Şekil 9'da tek darbe sonucu oluşan kiriş en büyük orta nokta sehim değerleri verilmiştir. Şekil 9'dan görüldüğü gibi, lif hacmi ve kanca sayısı artışıyla sehim değerleri azalmıştır. Hacimce %0,76 oranında 5D 65/60 ve 4D 80/60 tipi çelik lif içeren betonlar dışındaki karışımlar 3 ± 1 mm aralığında nihai orta nokta sehimini yapmıştır. İkinci darbe uygulandığında hacimce %0,76 oranında 5D 65/60 ve 4D 80/60 tipi çelik lif içeren betonlar dışındaki betonlar önemli ölçüde sehim yapmış ve temassız lazer deplasman ölçerinin kapasitesi (6 mm) aşıldığından yük-sehim eğrisi tam olarak elde edilememiştir. Karışımların enerji yutma kapasitelerinin kıyaslanmasında, 2 mm ve altında sehim yapan 5D 65/60 ve 4D 80/60 serileri için ikinci darbe sonucunda elde edilen yük-sehim eğrileri de değerlendirilmeye dahil edilmiştir. Bazı yapısal elemanlar (demiryolu traversleri, havaalanı pistleri, deprem yükleri altında kiriş-kolon bileşim noktaları vb.) için tekrarlı darbe etkileri esasen pratikte de söz konusu olmaktadır. Tekrarlı darbe uygulanması bu elemanların darbe etkileri altındaki davranışlarını daha iyi gösterecektir. Bununla birlikte, tekrarlı darbe yükleri altında bir kiriş elemanın toplam kırılma enerjisi, aynı deplasman seviyesine tek darbe ile ulaşıldığı durumdakinden farklı olabilir [28].

Şekil 10'da iki darbe vurulan 5D 65/60 serisinin yük-sehim grafiği örnek olarak verilmiştir. Numunenin darbe yüklemesinde maksimum deplasmana ulaştıktan sonra bir miktar elastik toparlanma yaparak nihai deplasmana gerilemesi açıkça görülebilmektedir. Şekil 10'da dikkat çeken önemli bir nokta ardışık uygulanan darbe etkilerinde kaydedilen tepe yükü seviyeleridir. Birinci darbe etkisi nedeniyle bir miktar hasar gören kirişe ikinci darbe uygulandığında kirişin hemen hemen birinci darbeye olduğu

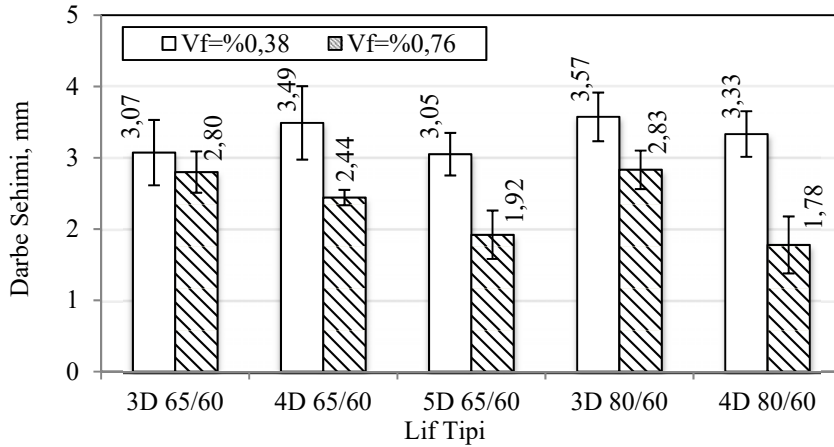


a)



b)

Şekil 8. Darbe eğilme yükleri altında yük-sehim eğrileri (a: $V_f=0,38$, b: $V_f=0,76$)
(Flexural load-deflection curves under impact loadings)



Şekil 9. Tek darbe sonucu ulaşılan en büyük ortalama sehim değerleri (elastik toparlanma hariç)
(The maximum averaged deflection values obtained from a single impact) (except for elastic recovery)

kadar yük taşıyabildiği görülmektedir. Bu durum birinci darbe sonucunda kirişte çentik ucundan başlayarak ilerleyen çatlağın tüm kesit boyunca ilerlemeden lifler tarafından durdurulduğu, dolayısıyla kesitin üst kısımlarındaki liflerin birinci darbeye aktif olmadıkları, ikinci darbeye ise kesitin

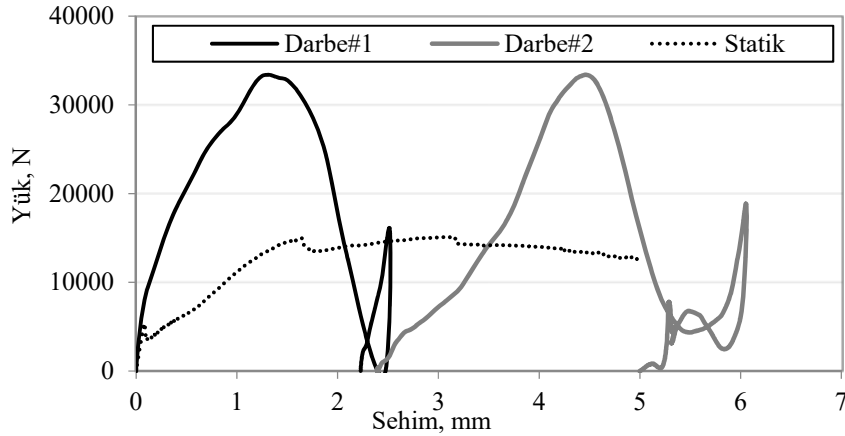
kalan kısmına çatlağın ilerlemesiyle ilk darbeye etkin olmayan liflerin devreye girmesi sonucunda hasarlı kirişin yük taşımaya devam edebildiği şeklinde yorumlanmaktadır. Tekrarlı darbe etkisi altındaki kompozitler için benzer davranış daha önce Dancygier vd. [29] ve Aydın vd. [27]

tarafından da rapor edilmiştir. Statik yükler altında elde edilen yük sehim grafiği ile karşılaştırıldığında, darbe yükleri altında ulaşılan maksimum yük seviyesinin ve kırılma enerjisinin bir göstergesi olan eğrinin altında kalan alanın statik yüklerle kıyasla daha yüksek olduğu açıkça görülmektedir.

Şekil 11’de darbe yüklemesi sonucunda elde edilen eğilme dayanımı değerleri verilmiştir. Şekil 11’den görüldüğü gibi, hacimce %0,38 oranında lif içeren betonların eğilme dayanımı lifsiz betona göre %103 ile %267, hacimce %0,76 oranında lif içeren betonların eğilme dayanımı ise %392 ile %633 arasında artış göstermiştir. En küçük eğilme dayanımı artışı 65/60 boyut geometrisine sahip 3D ve 4D tipi lifli betonlarda, en büyük artış ise 5D 65/60 ve 4D 80/60 lifleriyle üretilen betonlarda olmuştur. Düşük lif dozajlarında statik yükler altında farklı tip lifler ile üretilen betonların eğilme dayanımları arasındaki farklar küçük olmasına karşın (Şekil 4a ve Şekil 6), darbe yükleri altında 5D 65/60 ve 4D 80/60 lifleriyle üretilen betonların diğer liflerle üretilen betonlara

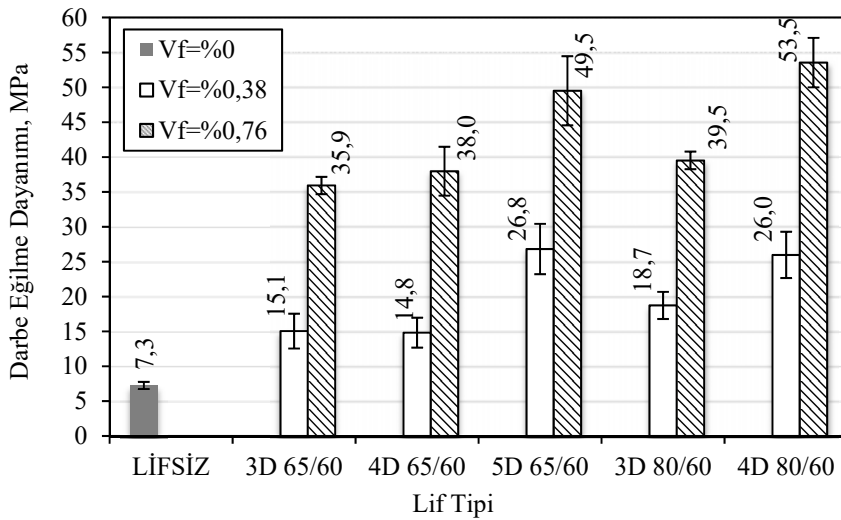
kıyasla eğilme dayanımının belirgin şekilde yüksek olması, bu liflerin çekme dayanımının daha yüksek olmasına bağlanmıştır. Darbe yükleri altında kırışın altında ilk çatlak oluşuktan sonra, çekme kuvveti betondan çelik life aktarılmakta ve çatlak civarındaki lif üzerindeki gerilme büyük bir artış göstermektedir. Bu ani ve büyük gerilme artışına lif kanca plastik deformasyonu ve çekme dayanımı ile karşı koymaya çalışmaktadır. Bu sebeple, darbe etkileri altında liflerin çekme dayanımının ve lif dozajının mekanik özelliklere etkisi statik yüklemesine göre daha belirgin olmaktadır [48].

Lif narinlik oranı arttıkça darbe eğilme dayanımları artmıştır (Şekil 11). Narinlik oranının eğilme dayanımına etkisi statik deneylerde olduğu gibi 4D liflerde 3D liflere kıyasla daha belirgin olmuştur. Örneğin, hacimce %0,76 lif içeren 3D kanca geometrisindeki narinlik oranı 80 olan lifler 65 olan liflere kıyasla betonun eğilme dayanımında %10 artış sağlarken, 4D uç geometrisindeki liflerde bu artış %41’dir. Literatürde lif hacmi ve narinlik oranı artışı ile darbe eğilme



Şekil 10. Hacimce %0,76 oranında 5D 65/60 çelik lifi içeren betonun statik ve tekrarlı darbe yüklemesi koşullarında tipik yük-sehim eğrileri

(Typical load-deflection curves of the mixture containing 5D 65/60 steel fibre at 0.76% vol. under static and repeated impact loading conditions)



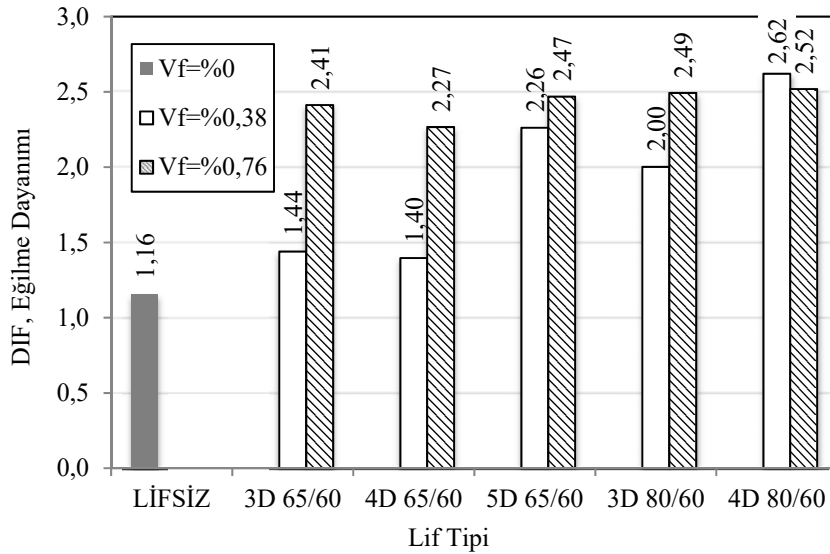
Şekil 11. Darbe eğilme dayanımı değerleri (Impact flexural strength values)

dayanımı artışları Dancygier vd. [29], Wang vd. [48] ve Soufeiani [49] tarafından da rapor edilmiştir.

Kanca sayısının etkisi değerlendirildiğinde, 65/60 lifler için her iki lif dozajında da 4D ve 3D liflerin darbe eğilme dayanımlarının benzer seviyelerde olduğu görülmüştür. Bununla birlikte, 3D liflere kıyasla çekme dayanımı 2 kat olan 5D lif kullanımı halinde eğilme dayanımı 3D life kıyasla hacimce %0,38 ve %0,76 lif kullanımı halinde sırasıyla %77 ve %38 oranında artmıştır. 80/60 lifler için 4D lif kullanımıyla 3D lif kullanımına göre 65/60 liflerdeki eğiliminden farklı olarak, %35-40 oranında bir artış kaydedilmiştir. Bu durum, 65/60 geometrisindeki 3D ve 4D liflerin çekme dayanımının benzer, fakat 80/60 4D liflerin çekme dayanımının 3D liflere kıyasla belirgin olarak daha fazla olmasına bağlanmıştır.

Şekil 12’de dinamik ve statik yüklemelerdeki eğilme dayanımları esas alınarak hesaplanan DIF (dinamik artış faktörü) değerleri gösterilmiştir. DIF değeri bir serinin darbe yüklemesindeki mekanik özelliklerinin statik yüklemesine oranını ifade etmektedir. Lifsiz betonda 1,16 olan eğilme dayanımı DIF değeri %0,38 lif hacminde 3D ve 4D 65/60 liflerine sahip betonlarda 1,4 civarındayken, diğer çelik lifli betonlarda 2-2,5 arasındadır. Betonda darbe etkileri altında daha yüksek eğilme dayanımı elde edilmesinin nedeni yüklemeye hızına bağlı olarak değişen mikro çatlak yayılım mekanizmasıdır. Beton, çimento hamurunun büzülmesinin agregalar tarafından kısıtlanması nedeniyle özellikle agrega-çimento hamuru geçiş bölgesinde mikro çatlaklı bir yapıya sahiptir. Gerilmenin kesitte yavaş bir hızda yayıldığı statik yüklemeye koşullarında, kırılma mevcut mikro çatlakların büyüyerek birleşmesi sonucunda oluşan tek bir çatlakın ilerlemesi ile gerçekleşmektedir. Bir başka deyişle, statik yüklemeye koşulları altında, çatlak minimum enerji gerektiren yolu (fazla miktarda mikro çatlakın olduğu matrisin zayıf kısımları) tercih ederek kesitte yayılmaktadır. Ani yüklemeye (darbe) altında ise, mikro çatlaklarla birlikte

tüm kesit (agregalar ve hamur fazı) hep birlikte aniden ivmelenir ve milisaniyeler içerisinde kesit büyük bir gerilme altında kalır. Bu durumda statik yüklemeye gibi yükün en zayıf bölgede konsantre olması için yeterli zaman olmadığından mikro çatlakların artan gerilme altında yavaş yavaş birleşerek tek bir çatlak dönüşmesi mekanizması gerçekleşememekte, kırılma aynı anda kesitin farklı bölgelerinde çok sayıda makro çatlak başlaması ve ilerlemesi ile gerçekleşmektedir. Bir başka ifadeyle, darbe etkileri altında örneğin tamamının ataleti söz konusu olduğundan, örnek daha fazla yük taşımaktadır. Ayrıca, darbe etkileri altında, örnek üzerine çok daha fazla enerji çok kısa bir zamanda etki olduğundan, çatlaklar daha kısa yoldan (matrisin daha yüksek dayanımlı bölgeleri üzerinden) ilerleyerek gelişmeye zorlanmaktadır. Çatlak ucu civarındaki mikro atalet ise kırılmanın ilerlemesini zorlaştırmaktadır [28, 50, 51]. Lifli betonlarda ise, yüklemeye hızı arttıkça matriste mikro çatlakların başlaması ve yayılması zorlaştığından, lif-matris ara yüzeyinde mikro çatlak oluşumuna yol açan yük darbe yüklemelerinde statik yüklemeye kıyasla daha yüksek olmakta, betona gömülü lifler yüklemeye hızındaki artışla daha büyük yükleri taşıyabilmektedir [52]. Şekil 12’den görüldüğü gibi, eğilme dayanımı DIF değerleri lif hacmindeki artışla genellikle artmıştır. Normal dayanımlı betonlar için, lifli betonların yalın betonlara kıyasla yüklemeye hızındaki artışa daha duyarlı olduğu ve lif hacmindeki artışla DIF değerinin arttığı Bindiganavile ve Banthia [37] ve Gopalaratnam ve Shah [53] tarafından da rapor edilmiştir. Düşük lif dozajlarında lif kanca sayısının eğilme dayanımı DIF değerlerine etkisi belirgin iken, yüksek lif dozajlarında bu etki ortadan kaybolmuştur. Lif kanca sayısının darbe dayanımına etkisi üzerine literatürde bir çalışma mevcut olmayıp, Tai ve Tawil [46] tarafından düz ve tek kancalı 3D lifler kullanılarak yüksek yüklemeye hızlarında tek lifin matristen çekip çıkarma davranışları araştırılmış ve kancalı uçlu çelik liflerin çekip çıkarma maksimum yük değeri için DIF değerlerinin düz liflere kıyasla daha düşük olduğu bildirilmiştir. Narinlik



Şekil 12. Eğilme dayanımı DIF değerleri (Flexural strength DIF values)

oranının artışı ile %0,38 lif dozajına sahip betonların eğilme dayanımı DIF değerlerinde artış gözlenmişken, %0,76 lif hacmine sahip betonlarda belirgin bir etki gözlemlenmemiştir. Literatürde farklı araştırmacılar [24, 29, 54-57] tarafından yapılan ağırlık düşürmeli darbe deneyleri sonucunda çelik lifli betonlarda eğilme dayanımı DIF değerleri 1,5 ile 5 arasında değişmekte olup, bu çalışmada elde edilen DIF değerlerinin tek kancalı (3D) normal dayanımlı geleneksel lifler için literatürde verilen değerlerle paralel olduğu görülmektedir.

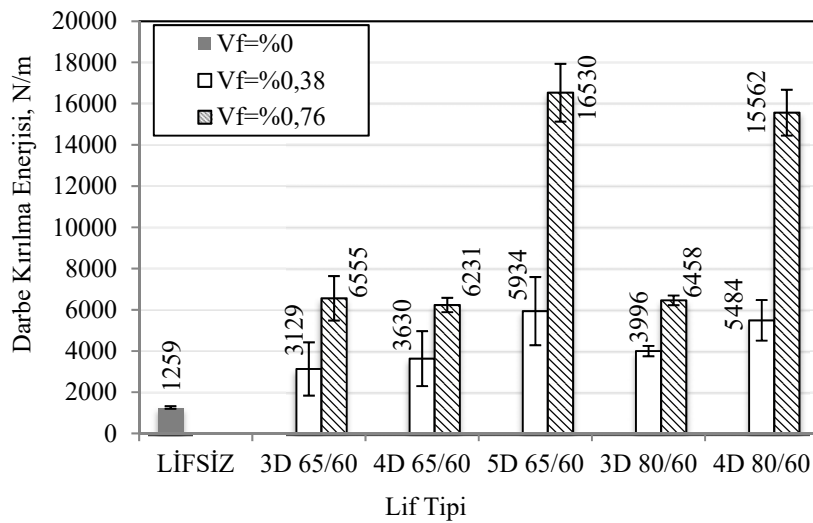
Şekil 13’de darbe yüklemesi sonucunda elde edilen kırılma enerjileri verilmiştir. Hacimce %0,76 oranında 5D 65/60 ve 4D 80/60 lif içeren serilerden elde edilen enerji yutma kapasitesi değerleri diğer liflerin çok üstünde olmuştur. Daha önce de belirtildiği gibi, bu iki seri lif ile üretilen betonlar tek darbe etkisiyle diğer lifli betonlara kıyasla daha az sehim yapmış ve hasar oluşumu sınırlı düzeyde kalmıştır. Bu sebeple, benzer sehim değerlerinde kıyaslama yapabilmek için bu serilere iki darbe uygulandığı göz ardı edilmemelidir. 5D 65/60 serisinde 1. darbe sonucunda elde edilen kırılma enerjisi 8643 N/m, ikinci darbe sonucunda elde edilen kırılma enerjisi 7887 N/m değerindedir. 4D 80/60 serisinde ise 1. darbeye 7862 N/m olan kırılma enerjisi, 2. darbe için 7700 N/m değerindedir. Darbe yükleri altında 1259 N/m olan lifsiz betonun kırılma enerjisi hacimce %0,38 oranında lif kullanımıyla %148 ile %371 arasında, hacimce, %0,76 oranında lif kullanımı halinde ise %395 ile %1213 arasında artış göstermiştir. En küçük artış 3D ve 4D 65/60 lifleri ile oluşurken en büyük artış 5D 65/60 ve 4D 80/60 lifleri ile olmuştur. Lif dozajındaki artışla kırılma enerjisi artışları daha belirgin bir hal almıştır.

Lif narinlik oranının kırılma enerjisine etkisi 4D liflerde 3D liflere göre daha belirgin olmuştur. Lif dozajı %0,76 için, 3D liflerde narinlik oranındaki artış kırılma enerjisini önemli

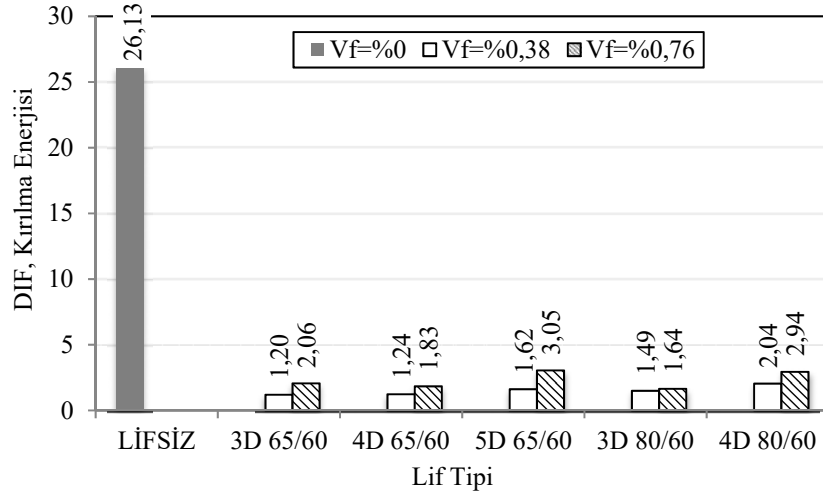
ölçüde etkilenmezken, 4D liflerde narinlik oranındaki artışla kırılma enerjisi %150 oranında artmıştır. Statik yükler altında 3D 80/60 lifliyle üretilen betonların kırılma enerjisi 65/60 lifliyle üretilenlere kıyasla %24 daha düşük iken (Şekil 7), dinamik yükler altında her iki betonun kırılma enerjilerinin benzer olması narinlik oranı yüksek olan liflerin lif-matris aderans alanının daha fazla olması nedeniyle yüklenme hızındaki artışa daha duyarlı olmasıyla ilgili olabilir [24]. Lif hacmi, narinlik oranı ve çekme dayanımı artışı ile darbe yüklemeleri altında kırılma enerjisi artışları Dancygier vd. [29], Soufeiani vd. [49] ve Yazıcı vd. [58] tarafından da rapor edilmiştir.

Kanca sayındaki artışla dinamik yüklenme altında kırılma enerjileri genellikle artmıştır. Hacimce %0,76 oranında 5D 65/60 çelik lif içeren betonun kırılma enerjisi aynı narinlik oranındaki 3D çelik lif içeren betona kıyasla %152 oranında artmıştır. Bu etki narinlik oranı yüksek olan liflerde daha belirgin olmuştur. 4D 65/60 lifli betonun kırılma enerjisi 3D lifli betona benzerken, 4D 80/60 lifli içeren betonun kırılma enerjisi 3D lifli betonun kırılma enerjisine kıyasla %141 daha fazladır. Şekil 14’te darbe ve statik yüklemelerdeki kırılma enerjilerinin oranını ifade eden DIF değerleri verilmiştir. Darbe deneylerinde kiriş elemanlarda oluşacak nihai orta nokta sehim değeri kontrol edilemediği için bu hesaplamada her çelik lifli beton serisi için darbe yüklemesinde meydana gelen nihai sehim değerine karşılık gelen kısma kadar yük-sehim eğrisinin altında kalan alan kullanılarak kırılma enerjisi hesaplanmıştır. Statik yükler altındaki kırılma enerjisi hesabında da darbe kırılma enerjisi hesabında esas alınan sehim değerine kadar ki yük-sehim eğrisi altındaki alan kullanılmıştır. Lif hacmi ve kanca sayısı arttıkça genellikle kırılma enerjisi DIF değerleri de artmıştır.

Lifsiz beton için kırılma enerjisi DIF değerinin lifli betonlara kıyasla oldukça yüksek olduğu görülmüştür. Zhang vd. [50],



Şekil 13. Benzer orta nokta sehim değerine karşılık gelen darbe yüklemesi kırılma enerjisi değerleri (5D 65/60 ve 4D 80/60 lifli seriler için birinci darbe ve ikinci darbe sonucunda elde edilen kümülatif kırılma enerjileri gösterilmiştir) (Fracture energy values corresponding to a similar mid-point deflection under impact loading (The cumulative fracture energy values obtained from the first and the second impact are shown for 5D 65/60 and 4D 80/60 mixtures))



Şekil 14. Kırılma enerjisi DIF değerleri (Fracture energy DIF values)

Ulzurun ve Zanuy [57] ve Mindess vd. [59] tarafından da lifsiz beton örnekleri için 21-40 arasında yüksek kırılma enerjisi DIF değerleri rapor edilmiştir. Lifsiz betonlarda kırılma enerjisi DIF değerinin eğilme dayanımı DIF değerine kıyasla çok daha yüksek olması, düşük hızlı darbe deneylerinde kırılma enerjisinin tepe yüküne göre mikro çatlaklardan çok daha fazla etkilenmesine bağlanmıştır [50]. Hem beton matrisin kendisi hem de lif-matris arasındaki aderans yüklemeye hızına duyarlıdır. Lifsiz betonun kırılma enerjisi DIF değerinin lifli betona kıyasla önemli ölçüde daha yüksek olması, Ulzurun ve Zanuy [57] tarafından lifli betonlarda lif-matris etkileşiminin yüklemeye hızına duyarlılığının matrisin kendisine göre daha az olmasıyla açıklanmıştır. Yalın harç karışımları için ise yalın betonlara kıyasla çok daha yüksek kırılma enerjisi DIF değerleri rapor edilmiştir [60]. Darbe etkisi altındaki lifsiz betonlarda kaydedilen yüksek kırılma enerjisi değerlerinin, yük-sehim eğrisinin maksimum yük sonrası kuyruk kısmı ile karakterize edilen kırılma gelişme bölgesinin dinamik yüklemeye atalet etkilerinden çok fazla etkilenmesinden dolayı daha uzun olduğu ve buna bağlı olarak da dinamik yüklemeye altında yüksek kırılma enerjisi değerlerinin rapor edildiği belirtilmektedir [61]. Literatürde farklı araştırmacılar [24, 29, 54-57] tarafından yapılan ağırlık düşürmeli darbe deneylerinde lifli betonlar için kırılma enerjisi DIF değerleri 1,05-6,40 arasında rapor edilmiştir [62].

4. SONUÇLAR (CONCLUSIONS)

Lif uç kanca özelliklerinin, lif dayanımının, narinlik oranının ve dozajının çelik lifli yüksek dayanımlı betonların statik ve darbe yükleri altındaki performanslarına etkisinin incelendiği bu çalışmadan aşağıdaki sonuçlar elde edilmiştir.

Çelik lif hacmi, lif kanca sayısı ve narinlik oranının artışı taze betonun işlenebilirliğini olumsuz yönde etkilemiştir. Lif hacmindeki artışla betonun taze haldeki yoğunluğu ve basınç dayanımı bir miktar artmıştır. Lif ucu kanca sayısının artışı da basınç dayanımını olumlu yönde etkilenmiştir. Statik yükler altında hacimce %0,76 lif içeren lifli betonların

eğilme dayanımı ve kırılma enerjisi kanca sayısının artması ile artarken, hacimce %0,38 lif kullanımı durumunda bu etki oldukça sınırlı düzeyde olmuştur. 3D liflerle kıyaslandığında, kanca sayısındaki artışın eğilme dayanımına etkisi 5D liflerde (Vf=%0,76 için yaklaşık %35) 4D liflere (Vf=%0,76 için yaklaşık %12) göre daha çarpıcı olmuştur. Bu durum kanca sayısındaki artışın yanı sıra 5D liflerin çekme dayanımının 3D liflerin çekme dayanımının yaklaşık iki katı olmasıyla da önemli derecede ilişkilidir. Lif narinlik oranındaki değişimin betonun eğilme dayanımına ve kırılma enerjisine etkisi ise lifin çekme dayanımına bağlı olarak değişmektedir. Çekme dayanımları benzer olan 3D liflerde narinlik oranındaki artışın eğilme dayanımı üzerindeki etkisi önemsiz mertebede iken, 4D kanca geometrisine sahip liflerde narinlik oranının yanı sıra çekme dayanımı da yüksek olan liflerde (narinlik oranı 80, çekme dayanımı 1800 MPa), narinlik orandaki artış ile eğilme dayanımını da artırmıştır. Kırılma enerjisi ise lif narinlik oranının 65 değerinden 80 değerine artışı ile 3D liflerde önemli oranda azalmış (Vf=%0,38 için yaklaşık %36), 4D liflerde ise artmıştır. 3D liflerde narinlik oranındaki artışın (çekme dayanımında önemli bir değişim olmaksızın) kırılma enerjisi üzerindeki olumsuz etkisi, artan narinlik oranı ve dolayısı ile azalan lif çapı nedeniyle lif üzerine gelen gerilmelerin artması neticesinde lif kopmalarındaki artışa bağlanmıştır.

Statik eğilme yükleri altında en iyi performans 5D 65/60 ve 4D 80/60 tipi liflerden elde edilmiştir. Çekme dayanımı 2300 MPa olan 5D tipi kanca geometrisine sahip narinlik oranı 65 olan lifli seriler ile çekme dayanımı 1800 MPa olan 4D tipi kancalı, narinlik oranı 80 olan lifli serilerin kırılma enerjisi ve eğilme dayanımı seviyeleri benzerdir.

Darbe etkisi altında lif hacmi ve kanca sayısı arttıkça kırış orta noktası sehim değerleri azalma eğilimi göstermiştir. Narinlik oranındaki artış ise, 3D liflerde kırış orta noktasındaki sehimin artmasına yol açarken, 4D liflerde azalmayla sonuçlanmıştır. Bu durum, 3D tipi kancalı liflerde 65 ve 80 narinlik oranına sahip liflerin çekme dayanımları

benzer iken, 4D liflerde narinlik oranı yüksek liflerin çekme dayanımının da yüksek olmasıyla ilişkilidir. Statik eğilme yükleri altında en iyi performans gösteren 5D 65/60 ve 4D 80/60 tipi lifler ($V_f=0,76$) dışındaki tüm lifli betonlarda ikinci darbe yüklemesi sonucunda deplasman ölçer kapasitesini (6 mm) aşacak oranda orta nokta sehimi oluşmuştur. Lif dozajı, kanca sayısı ve narinlik oranı arttıkça darbe yükleri altında eğilme dayanımları ve kırılma enerjileri genellikle artış göstermiştir. Kanca sayısının darbe eğilme dayanımına ve kırılma enerjisine etkisi 4D liflerde belirgin değilken, 5D liflerde çarpıcı düzeyde olmuştur. Narinlik oranının etkisi ise 3D liflerde önemsiz düzeyde iken 4D liflerde çarpıcı düzeyde olmuştur. Bu durum 5D 65/60 ve 4D 80/60 liflerinin yüksek çekme dayanımının darbe dayanımına katkısına işaret etmektedir. DIF değerleri 3D ve 4D 65/60 lifler için hacimce %0,38 lif kullanımı durumunda eğilme dayanımı için 1,4 kırılma enerjisi için ise 1,2 civarındadır. Diğer lifli betonlar için eğilme dayanımı DIF değeri 2 ile 2,6 arasında, kırılma enerjisi DIF değerleri ise, 1,5-3 arasında değerler almıştır. Genel olarak, lif dozajı, narinlik oranı ve kanca sayısı artışı ile DIF değerleri de artmıştır.

Sonuç olarak, lif ucu kanca sayısı ve çekme dayanımları artırılarak üretilen narinlik oranı 80 olan 4D tipi ve narinlik oranı 65 olan 5D tipi liflerin 3D liflere göre lifli betonun statik ve darbe yükleri altındaki eğilme davranışını önemli ölçüde olumlu yönde etkilediği görülmüştür. Mekanik özelliklerdeki bu gelişme üzerinde lifin çekme dayanımının katkısı oldukça önemli düzeyde olup, lifin mekanik özelliklerinde yeterli düzeyde gelişme sağlanmaksızın lif narinlik oranının ve lif ucu kanca sayısının artırılmasının yüksek dayanımlı lifli betonların mekanik özelliklerine önemli bir katkı sağlamadığı görülmüştür. Özellikleri geliştirilmiş, 5D 65/60 ve 4D 80/60 tipi lifler 3D tipi liflere kıyasla daha düşük oranlarda kullanılarak daha ekonomik ve daha düşük dozajda lif kullanımının bir sonucu olarak daha işlenebilir (yerleştirme ve sıkıştırma vb.) beton tasarımlarının mümkün olabileceği görülmüştür. Deneysel çalışma sonuçları yüksek dayanımlı betonlarda lif dayanımı, narinlik oranı ve uç kanca geometrisinin lif kopmaları üzerinde önemli bir etkisinin olduğunu göstermiş olup, yüksek dayanımlı lifli betonların tasarımının bu ilişkiler ve betonun dayanım sınıfı göz önüne alınarak yapılması gerektiği ortaya çıkarılmıştır. Sıyırılma mekanizması optimize edilmiş yeni nesil liflerin kullanımıyla, yol kaplamaları, havaalanı zemin betonları gibi uygulamalarda eleman kalınlıklarının ve çatlak oluşumlarının azaltılması, püskürtme beton uygulamalarında kullanılan donatı miktarının azaltılması veya donatı ihtiyacının tamamıyla ortadan kalkması, çatlak oluşuktan sonraki davranış üzerinde yarattığı etki nedeniyle yapıların deprem performansının geliştirilmesi gibi önemli faydalar sağlanabileceği düşünülmektedir.

Özellikleri geliştirilmiş çok kançalı yüksek mukavemetli liflerin özellikle ultra yüksek mukavemetli betonların mekanik özelliklerinin geliştirilmesinde oldukça etkili olacağı düşünülmekte olup, bu konuda araştırmaların

yapılması önerilmektedir. Ayrıca, bu yeni nesil liflerin betonarme elemanların davranışı üzerindeki etkilerinin araştırılması da önerilmektedir.

KAYNAKLAR (REFERENCES)

1. Nataraja M.C., Dhang N., Gupta A.P., Statistical variations in impact resistance of steel fibre-reinforced concrete subjected to drop weight test, *Cem. Concr. Res.*, 29, 989-995, 1999.
2. Su Y., Li J., Wu C., Wu P., Tao M., Li X., Mesoscale study of steel fibre-reinforced ultra-high performance concrete under static and dynamic loads, *Mater. Des.*, 116, 340-351, 2017.
3. Banthia N., Mindess S., Bentur A., Pigeon M., Impact testing of concrete using a drop-weight impact machine, *Exp. Mech.*, 29 (1), 63-69, 1989.
4. Malvar L.J., Ross C.A., Review of strain rate effects for concrete in tension., *ACI Mater. J.*, 95 (6), 735-739, 1998.
5. Cusatis G., Strain-rate effects on concrete behavior, *Int. J. Impact Eng.*, 38 (4), 162-170, 2011.
6. Yazıcı Ş., İnan G., Tabak V., Effect of aspect ratio and volume fraction of steel fiber on the mechanical properties of SFRC, *Constr. Build. Mater.*, 21 (6), 1250-1253, 2007.
7. Aydın S., Effects of fiber strength on fracture characteristics of normal and high strength concrete, *Periodica Polytechnica Civil Engineering*, 57 (2), 191-200, 2013.
8. Yardımcı M.Y., Çelik lifli kendiliğinden yerleşen betonların reolojik, mekanik, kırılma parametrelerinin araştırılması ve optimum tasarımı, Doktora Tezi, Dokuz Eylül Üniversitesi, İzmir, 2007.
9. Bayramov F., Tasdemir C., Tasdemir M.A., Optimisation of steel fibre reinforced concretes by means of statistical response surface method, *Cem. Concr. Compos.*, 26 (6), 665-675, 2004.
10. Eren Ö., Çelik T., Effect of silica fume and steel fibers on some properties of high-strength concrete, *Constr. Build. Mater.*, 11, 372-382, 1997.
11. Pajak M., Ponikiewsky T., Flexural behavior of self-compacting concrete reinforced with different types of steel fibers, *Constr. Build. Mater.*, 47, 397-408, 2013.
12. Wu Z., Shi C., He W., Wu L., Effects of steel fiber content and shape on mechanical properties of ultra high performance concrete, *Constr. Build. Mater.*, 103, 8-14, 2016.
13. Zhao G., Prisco M., Vandewalle L., Experimental investigation on uniaxial tensile creep behavior of cracked steel fiber reinforced concrete, *Mater. Struct.*, 48, 3173-3185, 2015.
14. Banthia N., Trottier J.F., Concrete reinforced with deformed steel fibers, Part I: bond-slip mechanisms, *ACI Mater. J.*, 435-446, 1994.
15. Abu-Lebdeh T., Hamoush S., Heard W., Effect of matrix strength on pullout behavior of steel fiber reinforced very-high strength concrete composites, *Constr. Build. Mater.*, 25 (1), 39-46, 2011.

16. Robins P., Austin S., Jones P., Pull-out behavior of hooked steel fibres, *Mater. Struct.*, 35, 434-442, 2002.
17. Simoes T., Octavio C., Valença J., Costa H., Dias-da-Costa D., Julio E., Influence of concrete strength and steel fibre geometry on the fibre/matrix interface, *Composites Part B*, 122, 156-164, 2017.
18. Bentur A., Mindess S., Fibre reinforced cementitious composites, Second Edition, Taylor&Francis, USA and Canada, 2007.
19. Beglarigale A., Yazıcı H., Pull-out behavior of steel fiber embedded in flowable RPC and ordinary mortar, *Constr. Build. Mater.*, 75, 255-265, 2015.
20. Kızılırmak C., Statik ve darbe yükleri altında lifli betonların mekanik özelliklerinin incelenmesi, Yüksek Lisans Tezi, Dokuz Eylül Üniversitesi, İzmir, 2017.
21. Abdallah S., Fan M., Anchorage mechanisms of novel geometrical hooked-end steel fibres, *Mater. Struct.*, 50 (139), 1-11, 2017.
22. Shafaei Y., Shaikh F.U.A., Sarker P.K., Effect of the fibre geometry on pull-out behaviour of HVFA mortar containing nanosilica, *Procedia Eng.*, 171, 1535-1541, 2017.
23. Alparslan U., Çelik lif uç geometrisinin beton özelliklerine etkisi, Yüksek Lisans Tezi, İstanbul Teknik Üniversitesi, İstanbul, 2015.
24. Naaman A.E., Gopalartnam V.S., Impact properties of steel fibre reinforced concrete in bending, *Int. J. Cem. Compos. Lightweight Concrete*, 5 (4), 225-233, 1983.
25. Bindiganavile V., Banthia N., Polymer and steel fiber-reinforced cementitious composites under impact loading-part 2: Flexural toughness, *ACI Mater. J.*, 98 (1), 2001.
26. RILEM Technical Committee 50-FMC, Draft Recommendation: Determination of the fracture energy of mortar and concrete by means of three-point bend test on notched beams, *Mater. Struct.*, 18 (106), 287-291, 1985.
27. Aydın S., Yardımcı M.Y., Baradan İ.B., Darbe ve aşınma etkilerine dayanıklı Portland Çimentosu içermeyen bağlayıcı geliştirilmesi, Tübitak projesi, (112M262), Dokuz Eylül Üniversitesi, İzmir, 2015.
28. Wang N., Mindess S., Ko K., Fibre reinforced concrete beams under impact loading, *Cem. Concr. Res.*, 26 (3), 363-376, 1996.
29. Dancygier A., Katz A., Yardımcı M.Y., Yankelevsky D., Behavior of high ductility cement composite beams under low impact, *International Journal of Protective Structures*, 3 (2), 177-192, 2012.
30. Zhang X.X., Ruiz G., Yu, R.C., A new drop weight impact machine for studying fracture process in structural concrete, *Anales de Mecanica de la Fractura*, 25 (2), 655-659, 2008.
31. Wu Z., Shi C., He W., Wu L., Effects of steel fiber content and shape on mechanical properties of ultra high performance concrete, *Constr. Build. Mater.*, 103, 8-14, 2016.
32. Yu R, Spiesz P., Brouwers H.J.H., Mix design and properties assessment of ultra-high performance fibre reinforced concrete (UHPFRC), *Cem. Concr. Res.*, 56, 29-39, 2014.
33. Abdallah S., Fan M., Zhou X., Geyt S.L., Anchorage effects of various steel fibre architectures for concrete reinforcement, *International Journal of Concrete Structures and Materials*, 10 (3), 325-335, 2016.
34. Neves R., Fernandes de Almeida J., Compressive behaviour of steel fibre reinforced concrete, *Structural Concrete*, 6 (1), 1-8, 2005.
35. Song P.S., Hwang S., Mechanical properties of high-strength steel fiber-reinforced concrete, *Constr. Build. Mater.*, 18 (9), 669-673, 2004.
36. Tokyay M., Ramyar K., Turanlı L., Polipropilen ve çelik lifli yüksek dayanımlı betonların basınç ve çekme yükleri altındaki davranışları, 2. Ulusal Beton Kongresi, İstanbul-Türkiye, 303-311, 1991.
37. Banyhussan Q.S., Yıldırım G., Bayraktar E., Demirhan S., Şahmaran M., Deflection-hardening hybrid fiber reinforced concrete: The effect of aggregate content, *Constr. Build. Mater.*, 125, 41-52, 2016
38. Maeder U., Gamboa I., Chaignon J., Lombard J., Ceracem, a new high performance concrete: characterizations and applications, International symposium on ultra high performance concrete, (Kassel-Germany, 2004-09-13-2004-09-15), In: Schmidt M., Fehling E., Geisenhanslüke C., (eds.), Ultra high performance concrete (UHPC), Structural Materials and Engineering Series, Kassel University Press, 59-68, 2004.
39. Yazıcı H., Yardımcı M.Y., Yiğiter H., Aydın S., Türkel S., Mechanical properties of reactive powder concrete containing high volumes of ground granulated blast furnace slag, *Cem. Concr. Compos.*, 32 (8), 639-648, 2010.
40. Gao J., Sun W., Morino K., Mechanical properties of steel fiber-reinforced, high-strength, lightweight concrete, *Cem. Concr. Compos.*, 19 (4), 307-313, 1997.
41. Sahmaran M, Yaman O.I., Hybrid fiber reinforced self-compacting concrete with a high-volume coarse fly ash, *Constr. Build. Mater.*, 21 (1), 150-156, 2007.
42. Uygunoğlu T., Investigation of microstructure and flexural behavior of steel-fiber reinforced concrete, *Mater. Struct.*, 41, 1441-1449, 2008.
43. Yardımcı M.Y., Taşdemir M.A., Baradan B., Effect of fine to coarse aggregate ratio on the rheology and fracture energy of steel fibre reinforced self compacting concretes, *Sadhana*, 39 (6), 1447-1469, 2014.
44. Isla F., Ruano G., Luccioni B., Analysis of steel fibers pull-out. Experimental study, *Constr. Build. Mater.*, 100, 183-193, 2015.
45. Şahin Y., Köksal F., The influences of matrix and steel fiber tensile strengths on the fracture energy of high-strength concrete, *Constr. Build. Mater.*, 25 (4), 1801-1806, 2011.
46. Tai Y., Tawil S., High loading-rate pullout behavior of inclined deformed steel fibers embedded in ultra-high performance concrete, *Constr. Build. Mater.*, 148, 204-218, 2017.

47. Kazemi M.T., Golsorkhtabar H., Beygi M.H.A., Gholamitabar M., Fracture properties of steel fiber reinforced high strength concrete using work of fracture and size effect methods, *Constr. Build. Mater.*, 142, 482-489, 2017.
48. Wang Z.L., Wu J., Wang J.G., Experimental and numerical analysis on effect of fibre aspect ratio on mechanical properties of SRFC, *Constr. Build. Mater.*, 24, 559-565, 2010.
49. Soufeiani L., Raman S.N., Jumaat M.Z.B., Alengaram U.J., Ghadyani G., Mendis P., Influences of the volume fraction and shape of steel fibers on fiberreinforced concrete subjected to dynamic loading-A review, *Eng. Struct.*, 124, 405-417, 2016.
50. Zhang X.X., Ruiz G., Yu R.C., Tarifa M., Fracture behavior of high-strength concrete at a wide range of loading rates, *Int. J. Impact. Eng.*, 36 (10-11), 1204-1209, 2009.
51. Cadoni E., Fracture Behaviour of Concrete at High Strain Rate, VIII International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures, Toledo-Spain, 1-11, March 10-14, 2013.
52. Zhang X., Ruiz G., Tarifa M., Cendon D.A., Loading Rate Effect on the Fracture Behaviour of Three Different Steel Fibre-Reinforced Concretes, 9th International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures, Berkeley-California USA, 1-10, 29 May-1 June 2016.
53. Gopalaratnam V.S., Shah S.P., Properties of steel fiber reinforced concrete subjected to impact loading, *Journal of the American Concrete Institute*, 83 (1), 117-126, 1986.
54. Zhang X.X., Abd-Elazim A.M., Ruiz G., Yu R.C., Fracture behaviour of steel fibre-reinforced concrete at a wide range of loading rates, *Int. J. Impact Eng.*, 71, 89-96, 2014.
55. Suaris W., Shah S.P., Strain rate effects in fiber reinforced concrete subjected to impact and impulsive loading, *Composites*, 13 (2), 153-159, 1982.
56. Banthia N., Impact resistance of concrete. Doktora Tezi, British Columbia Üniversitesi, Vancouver, 1987.
57. Ulzurrun G., Zanuy C., Flexural response of SFRC under impact loading, *Constr. Build. Mater.*, 134, 397-411, 2017.
58. Yazıcı Ş., Arel H.S., Tabak V., The effects of impact loading on the mechanical properties of the SFRCs, *Constr. Build. Mater.*, 41, 68-72, 2013.
59. Mindess S., Banthia N., Yan C., Fracture toughness of concrete under impact loading, *Cem. Concr. Res.*, 17, 231-241, 1987.
60. Yardımcı M.Y., Aydın S., Tuyan M., Flexural Performance of Alkali-Activated Slag Cements under Quasi-Static and Impact Loading. *J. Mater. Civ. Eng.*, 29(1), 1-9, 2017.
61. Ozbolt J., Weerheijm J., Sharma A., Dynamic tensile resistance of concrete-Split Hopkinson Bar Test, VIII International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures FraMCoS-8, Toledo-Spain, 1-12, 2013.
62. Zhang X.X., Yu R.C., Ruiz G., Tarifa M., Camara M.A., Effect of loading rate on crack velocities in HSC, *Int. J. Impact. Eng.*, 37, 359-370, 2010.

