DOKUZ EYLÜL ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

ÇOKLU ÇATLAK DAVRANIŞI GÖSTEREN FARKLI POLİMERİK LİFLİ ÇİMENTO ESASLI KOMPOZİTLERİN MİKROMEKANİK TABANLI TASARIMLARI VE KIYASLANMASI

Muhammer KESKİNATEŞ

Şubat, 2022
İZMİR

ÇOKLU ÇATLAK DAVRANIŞI GÖSTEREN FARKLI POLİMERİK LİFLİ ÇİMENTO ESASLI KOMPOZİTLERİN MİKROMEKANİK TABANLI TASARIMLARI VE KIYASLANMASI

Dokuz Eylül Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü

Doktora Tezi

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı, Yapı Malzemesi Programı

Muhammer KESKİNATEŞ

Şubat, 2022

İZMİR

DOKTORA TEZİ SINAV SONUÇ FORMU

MUHAMMER KESKİNATEŞ, tarafından **PROF. DR. BURAK FELEKOĞLU** yönetiminde hazırlanan **"ÇOKLU ÇATLAK DAVRANIŞI GÖSTEREN FARKLI POLİMERİK LİFLİ ÇİMENTO ESASLI KOMPOZİTLERİN MİKROMEKANİK TABANLI TASARIMLARI VE KIYASLANMASI"** başlıklı tez tarafımızdan okunmuş, kapsamı ve niteliği açısından bir doktora tezi olarak kabul edilmiştir.

Prof. Dr. Burak FELEKOĞLU
Yönetici

Prof. Dr. Selçuk TÜRKEL	Doç. Dr. Tahir Kemal ERDEM
Tez İzleme Komitesi Üyesi	Tez İzleme Komitesi Üyesi
Doç. Dr. Mehmet EMİROĞLU	Prof. Dr. Mustafa ŞAHMARAN
Jüri Üyesi	Jüri Üyesi

Prof. Dr. Okan FISTIKOĞLU
Müdür
Fen Bilimleri Enstitüsü

TEŞEKKÜR

Doktora süresi boyunca sabır ve anlayışla çalışmalarıma rehberliği, desteği, ilhamı ve teşviki nedeniyle, danışmanım Prof. Dr. Burak FELEKOĞLU'na sonsuza kadar minnettar olduğumu belirtmek isterim. Onun desteği olmasaydı, bu çalışmayı asla tamamlayamazdım.

Tez izleme jüri üyelerim Prof. Dr. Selçuk TÜRKEL, Prof. Dr. Mehmet ZOR ve Doç. Dr. Tahir Kemal ERDEM'e değerli yorumları, katkıları ve önerileri ile bu araştırmayı şekillendirdikleri için minnettarım.

Prof. Dr. Mustafa ŞAHMARAN (Hacettepe Üniversitesi) ve Doç. Dr. Mehmet EMİROĞLU'na (Sakarya Üniversitesi) doktora tez sınavıma ayırdıkları zaman ve emekten, tezimin kalitesini artırmaya yönelik yapıcı öneri ve yorumlarından dolayı içten teşekkürlerimi sunarım.

Lisansüstü eğitimim boyunca güler yüzlü yaklaşımıyla yardım ve desteğini esirgemeyen Prof. Dr. Kamile TOSUN FELEKOĞLU'na özel teşekkürlerimi sunarım.

Sürekli fikir alışverişinde bulunduğum, aynı projelerde görev aldığım, yakın arkadaşlığı ve dostluğunu her daim hissettiğim Öğr. Gör. Eren GÖDEK'e şükranlarımı sunarım.

Dokuz Eylül Üniversitesi Yapı Malzemeleri Anabilimdalında ders aldığım ve deneyimlerini paylaşan Prof. Dr. Halit YAZICI, Doç. Dr. Hüseyin YİĞİTER ve Doç. Dr. Serdar AYDIN hocalarıma ayrıca teşekkür ederim. Florasan mikroskopunu kullanmamı sağlayan Prof. Dr. Ümit Halis ERDOĞAN'a teşekkür ederim.

Çalışmalarımda fikir alışverişinde bulunduğum, yardımlarını esirgemeyen ve hoş sohbetleri ile beni sürekli canlı tutan arkadaşlarım Araş. Gör. Rasim Cem SAKA, İnş. Yük. Müh. Faruk EREN ve İnş. Müh. Vedat SARUHAN'a teşekkür ederim.

Çalışmalarımda kullandığım çimento ve uçucu kül malzemelerinin temini konusunda sürekli destek sağlayan İnş. Müh. Efe Behlül KURU, İnş. Müh. Özalp ARABACILAR, Batıbeton A.Ş. ve Çimentaş A.Ş'ye teşekkür ederim.

Hoşgörü ve sevgi ortamında her zaman desteklerini gördüğüm ve engin tecrübeleri ile ufkumu sürekli genişleten Mimar Levent UYGUNER ve eşi Nilüfer UYGUNER'e minnet ve şükranlarımı sunarım.

Varlığından her zaman güç aldığım, hiçbir desteğini esirgemeyen, özlemini ve sevgisini her an hissettiğim annem Durdu Ayşe KESKİNATEŞ'e sonsuz minnet ve şükranlarımı sunarım.

Muhammer KESKİNATEŞ

ÇOKLU ÇATLAK DAVRANIŞI GÖSTEREN FARKLI POLİMERİK LİFLİ ÇİMENTO ESASLI KOMPOZİTLERİN MİKROMEKANİK TABANLI TASARIMLARI VE KIYASLANMASI

ÖZ

Çimento esaslı matrislerin gevrek yapısını "çoklu çatlama mekanizması" ile azaltmaya yönelik çalışmalar, dayanıklı ve sürdürülebilir yapıların tasarımı açısından son yıllarda önem kazanmaktadır. Bu bağlamda çimento esaslı matrislerle uyumlu mikro polimerik lif kombinasyonları ile kompozitler tasarlanmıştır (patent ismi, Engineered Cementitious Composites – ECC). ECC, çoklu çatlama mekanizması ile çekme gerilmesi altında düktil davranan yeni nesil bir kompozit olarak tanımlanabilir.

Bu tez kapsamında öncelikle ECC için geliştirilen mikro mekanik tasarım teorisi hakkında detaylı bir literatür taraması yapılmıştır. ECC tasarımında; S/B oranı, mineral katkı tipi, lif türü, matris reolojisi, lif dağılımı ve maksimum kusur boyutu gibi parametrelerin kompozitlerin mekanik performansı ve çatlama davranışı üzerindeki etkileri bütüncül bir yaklaşımla incelenmiştir. Deneysel çalışmalar kapsamında lif türüne göre değişen S/B oranlarında, 3 farklı polimerik lif (PE, PVA ve HTPP) ve 2 farklı mineral katkı (Öğütülmüş Yüksek Fırın Cürufu ve Uçucu Kül) kullanılmıştır. 20 farklı ECC'de (6 PE-ECC, 8 PVA-ECC ve 6 HTPP-ECC) mekanik performans, istatistiksel analiz, maliyet, karbon ayak izi, gömülü enerji başlıkları altında değerlendirmeler yapılmıştır.

Lif-matris etkileşimini araştırmak için ECC tasarımında kullanılan "köprüleme gerilmesi - çatlak açıklığı" ilişkileri çıkartılmıştır. Çekme numunelerin göçme kesitindeki lif dağılım katsayıları, SEM ve floresans mikroskopu yardımıyla belirlenmiştir. Aynı çekme numuneleri çekme yönüne dik olarak dilimlenip kesitlerdeki maksimum doğal kusur boyutları optik mikroskop ile ölçülmüştür. Matris reolojisinin, göçme kesitindeki lif dağılım katsayısının ve maksimum doğal kusur boyutu dağılımının çekme performansı üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Numunelerin maksimum çekme gerilmesi anındaki yüzey görüntülerinden DIC tekniği ile çatlak

analizleri gerçekleştirilmiş ve çatlak genişliği histogramları oluşturulmuştur. Son olarak kompozitlerin çekme performansları ile basınç dayanımları arasındaki ilişkiler araştırılmıştır.

Anahtar kelimeler: Tasarlanmış çimentolu kompozitler (ECC), polimerik lif türü, su/bağlayıcı oranı, mineral katkı türü, reoloji, mekanik özellikler, lif ve kusur boyutu dağılımı.

MICROMECHANICAL BASED DESIGNS AND COMPARISON OF DIFFERENT POLYMERIC FIBER CEMENT-BASED COMPOSITES EXHIBITING MULTIPLE CRACKING BEHAVIOR

ABSTRACT

In recent years, studies focusing to reduce the brittleness of cement-based matrices via “multiple cracking mechanism” have gained importance from the view point of durable and sustainable structural design. In this context, composites were designed with micro polymeric fiber combinations that are compatible with cementitious matrices (patent name, Engineered Cementitious Composites – ECC). ECC can be defined as a new generation composite that exhibit ductile behavior under tensile stress thanks to its multiple cracking mechanism.

Within the scope of this thesis, a detailed literature review was performed on the micromechanical design theory developed for ECC. In ECC design; the effects of parameters such as W/B ratio, mineral additive type, fiber type, matrix rheology, fiber distribution and maximum flaw size on the mechanical performance and cracking behavior of the composites were investigated with a holistic approach. Within the scope of the experimental studies, 3 different polymeric fibers (PE, PVA and HTPP) and 2 different mineral additives (Ground Blast Furnace Slag and Fly Ash) were used in varying W/B ratios depending on the fiber type. Discussions have been performed on mechanical performance, statistical analysis, cost, carbon footprint and embedded energy of 20 different ECC mixtures (6 PE-ECC, 8 PVA-ECC and 6 HTPP-ECC).

In order to investigate the fiber-matrix interaction, the “bridging stress - crack opening” relationships of ECCs were determined. The fiber distribution coefficients at the failure section of the tensile specimens were determined with the aid of SEM and fluorescence microscopy. The same tensile specimens were sliced perpendicular to the tensile direction and the maximum natural flaw sizes at each section were measured with an optical microscope. Crack analyzes were performed with DIC technique from the surface images of the samples at the moment of maximum tensile stress and crack

width histograms were plotted. Finally, the relationships between the tensile performance and compressive strength of composites were investigated.

Keywords: Engineered cementitious composites (ECC), polymeric fiber type, water/binder ratio, mineral additive type, rheology, mechanical properties, fiber and flaw size distribution.

İÇİNDEKİLER

Sayfa

SINAV SONUÇ FORMU ..... İİ
TEŞEKKÜR ..... İİİ
ÖZ V
ABSTRACT ..... Vİİ
ŞEKİLLER LİSTESİ ..... XVİİ
TABLOLAR LİSTESİ ..... XXXİ
KISALTMALAR ..... XXXİV

BÖLÜM BİR - GİRİŞ 1

1.1 Araştırmanın Önemi 4
1.2 Araştırmanın Amacı Ve Kapsamı 6
1.3 Çalışmasının Hedefleri 8
1.4 Araştırmanın Organizasyonu 9

BÖLÜM İKİ - LİTERATÜR ARAŞTIRMASI 12

2.1 ECC Nedir? 12
2.2 ECC'nin Gelişim Süreci 15
2.3 ECC'nin Geleneksel Betondan Ve FRC'den Farkı, Avantaj Ve Dezavantajları 22
2.4 ECC'nin Uygulama Örnekleri Ve Yapısal Elemanlarının Davranışı 27

BÖLÜM ÜÇ - ECC MİKRO MEKANİK ESASLI TASARIM TEORİSİ 41

3.1 Mikro Mekanik Modelin Ana Hatları 41
3.2 ECC Tasarım Çerçevesi - Ölçek Bağlama 53
3.3 ECC'nin Mikro Mekanik Teoriye Dayalı Tasarımı 57

3.4 Doygun Çoklu Mikro Çatlama İle Yüksek Çekme Şekil Değişimi İçin Tasarım İlkeleri 63
3.5 Lif Dağılımının Homojen Olmaması Durumu 68

BÖLÜM DÖRT - ECC'LERİN PERFORMANSINI ETKİLEYEN PARAMETRELER 70

4.1 ECC'nin Malzeme Bileşenleri Ve Karışım Oranları 71
4.2 ECC Üretiminde Kullanılan Lif Türleri Ve Özellikleri 72
4.2.1 Yüksek Yoğunluklu Polietilen (PE) Lifler 76
4.2.2 Polivinil Alkol (PVA) Lifler 81
4.2.3 Polipropilen (PP) Lifler 83
4.2.4 Diğer Lifler 86
4.3 ECC Üretiminde Matris Fazı Etkisi 88
4.4 ECC Üretiminde Kullanılan Mineral Katkı Türleri 91
4.4.1 Öğütülmüş Yüksek Fırın Cürufu 92
4.4.2 Uçucu Kül Ve ECC'de Kullanımı / Avantajları 96
4.4.3 Silis Dumanı 101
4.5 ECC'de Lif-Matris Ara Yüzeyi Etkisi 103
4.6 ECC Ve Kullanılan Liflerin Maliyeti 108

BÖLÜM BEŞ - ECC TAZE VE SERTLEŞMİŞ HAL ÖZELLİKLERİ LİTERATÜR ARAŞTIRMASI 113

5.1 ECC'nin Reolojik Özellikleri/Davranışı 113
5.2. ECC'de Liflerin İşlenebilirliğe Etkisi 120
5.3 ECC'nin Mekanik Özelikleri 122
5.3.1 ECC'nin Çekme Performansı 122
5.3.1.1 PE Lifli ECC'lerin Çekme Performansı 122
5.3.1.2 PVA Lifli ECC'lerin Çekme Performansı 133
5.3.1.3 HTPP Lifli ECC'lerin Çekme Performansı 141
5.3.2 ECC'nin Eğilme Performansı 146

5.3.2.1 PE Lifli ECC'lerin Eğilme Performansı 146
5.3.2.2 PVA Lifli ECC'lerin Eğilme Performansı 150
5.3.2.3 PP Lifli ECC'lerin Eğilme Performansı 154
5.3.3 ECC'nin Basınç Performansı 159
5.3.3.1 PE Lifli ECC'lerin Basınç Performansı 160
5.3.3.2 PVA Lifli ECC'lerin Basınç Performansı 166
5.3.3.3 PP Lifli ECC'lerin Basınç Performansı 172
5.4 Taze Ve Sertleşmiş Hal Özellikleri Arasındaki İlişkiler 180
5.5 Lif Dağılımının ECC Performansına Etkisi 186
5.6 Kusur Yapısının ECC Performansına Etkisi 193
5.6.1 Doğal Kusur Yapısının ECC Performansına Etkisi 193
5.6.2 Yapay Kusur Yapısının ECC Performansına Etkisi 196
5.7 Dijital Görüntü Korelasyonu (DIC) Tekniği Ve ECC'de Kullanımı 201

BÖLÜM ALTI - DENEYSEL ÇALIŞMALAR 207

6.1 Amaç Ve Kapsam 207
6.2 Kullanılan Malzemeler Ve Karışım Oranları 208
6.3 Karışım Hazırlama, Numune Alma Ve Kür Prosedürü 212
6.4 Taze Ve Sertleşmiş Hal Deneyleri 213
6.4.1 Taze Hal Deneyleri 213
6.4.1.1 Reometre deneyleri 213
6.4.1.2 Lifli Kompozitlerin (ECC'lerin) İşlenebilirlik Ve Taze Birim Hacim Ağırlık Deneyleri 216
6.4.2 Sertleşmiş Hal Deneyleri 217
6.4.2.1 Matris Kırılma Tokluğu Ve Matris Elastisite Modülü 217
6.4.2.2 Çentiksiz Ve Çentikli Çekme Deneyleri 220
6.4.2.3 Basınç Deneyleri 221
6.5. DIC Yöntemi İle Kompozit Çatlak Analizi 222
6.6 Kompozit Lif Dağılımının Belirlenmesi 224
6.6.1 Lif Dağılımı İçin Numune Seçimi 224
6.6.2 Lif Dağılım Analizi Ve Lif Dağılım Katsayısının Belirlenmesi 226

6.6.2.1 PE Ve HTPP Lif Dağılımı İçin Ham Görüntülerin Elde Edilmesi (SEM Mikro Fotoğrafçılığının Metodolojisi) 226
6.6.2.2 PVA Lif Dağılımı İçin Ham Görüntülerin Elde Edilmesi 227
6.6.2.3 Ham Görüntülerden Liflerin (HTPP, PE Ve PVA) Algılama Stratejisi 228
6.6.2.4 Lif Dağılımının Katsayısının Belirlenmesi 230
6.7 Kompozit Maksimum Kusur Boyutu Dağılımının Belirlenmesi 230

BÖLÜM YEDİ - PE LİFLİ ECC'LERİN TASARIMI 232

7.1 PE-ECC Serisi Giriş 232
7.2 PE-ECC Serisi Amaç Ve Kapsam 233
7.3 PE-ECC Serisi Bulgular Ve Tartışma 234
7.3.1 PE-ECC Serisi Matris Fazının Reolojik Karakterizasyonu 234
7.3.2 PE-ECC Serisi Karışımların Birim Hacim Ağırlıkları (Bha) 240
7.3.3 PE-ECC Serisi Matrislerinin Çentikli Üç Noktalı Eğilme Deneyleri 242
7.3.4 PE-ECC Serisi Çentiksiz Numunelerin Çekme Deneyleri 245
7.3.5 PE-ECC Serisi Çentikli Numunelerin Çekme Deneyleri 252
7.3.6 PE-ECC Serisi PSH_{Enerji} Ve $PSH_{Dayanım}$ Kriteri Sonuçları 256
7.3.7 PE-ECC Serisi DIC İle Çatlak Analizi 260
7.3.8 PE-ECC Serisi Lif Ve Maksimum Kusur Boyutu Dağılım Sonuçları 265
7.3.9 PE-ECC Serisi Matris Ve Kompozit Basınç Dayanım Sonuçları 270
7.4 PE-ECC Serisi Sonuçlar Arası İlişkilerin Tartışılması 271
7.5 PE-ECC Serisi Sonuçlar 283

BÖLÜM SEKİZ - PVA LİFLİ ECC'LERİN TASARIMI 287

8.1 PVA-ECC Serisi Giriş 287
8.2 PVA-ECC Serisi Amaç Ve Kapsam 287
8.3 PVA-ECC Serisi Bulgular Ve Tartışma 288
8.3.1 PVA-ECC Serisi Matris Fazının Reolojik Karakterizasyonu 288
8.3.2 PVA-ECC Serisi Karışımların Birim Hacim Ağırlık (Bha) Sonuçları 294

8.3.3 PVA-ECC Serisi Matris Çentikli Üç Noktalı Eğilme Deneyi Sonuçları 296
8.3.4 PVA-ECC Serisi Çentiksiz Çekme Deneyi Sonuçları 300
8.3.5 PVA-ECC Serisi Çentikli Çekme Deneyi Sonuçları 306
8.3.6 PVA-ECC Serisi PSH_{Enerji} Ve $PSH_{Dayanım}$ Kriteri Sonuçları 309
8.3.7 PVA-ECC Serisi DIC İle Çatlak Analiz Sonuçları 311
8.3.8 PVA-ECC Serisi Lif Ve Maksimum Kusur Boyutu Dağılım Sonuçları 313
8.3.9 PVA-ECC Serisi Matris Ve Kompozit Basınç Dayanım Sonuçları 317
8.4 PVA-ECC Serisi Sonuçlar Arası İlişkilerin Tartışılması 319
8.5 PVA-ECC Serisi Sonuçlar 329

BÖLÜM DOKUZ - HTPP LİFLİ ECC'LERİN TASARIMI 333

9.1 HTPP-ECC Serisi Giriş 333
9.2 HTPP-ECC Serisi Amaç Ve Kapsam 334
9.3 HTPP-ECC Serisi Bulgular Ve Tartışma 335
9.3.1 HTPP-ECC Serisi Ön Deneysel Çalışma Sonuçları 335
9.3.1.1 HTPP-ECC Serisi Birim Hacim Ağırlık (Bha) Sonuçları 335
9.3.1.2 HTPP-ECC Serisi Çentiksiz Çekme Deneyi Sonuçları Ve Çoklu Çatlak Analizleri 336
9.3.1.3 HTPP-ECC Serisi Çentikli Çekme Deneyi Sonuçları 338
9.3.1.4 HTPP-ECC Serisi Matris Çentikli Üç Noktalı Eğilme Deneyi Sonuçları 338
9.3.1.5 HTPP-ECC Serisi PSH_{Enerji} Ve $PSH_{Dayanım}$ Kriteri Sonuçlar 339
9.3.1.6 HTPP-ECC Serisi Kompozit Basınç Dayanım Sonuçları 340
9.3.2 Kapsamlı HTPP-ECC Çalışma Sonuçları 341
9.3.2.1 HTPP-ECC Serisi Matris Fazının Reolojik Karakterizasyonu 341
9.3.2.2 HTPP-ECC Serisi Birim Hacim Ağırlık (Bha) Sonuçları 346
9.3.2.3 HTPP-ECC Serisi Matris Çentikli Üç Noktalı Eğilme Deneyi Sonuçları 348
9.3.2.4 HTPP-ECC Serisi Çentiksiz Çekme Deneyi Sonuçları Ve Çoklu Çatlak Analizleri 351

9.3.2.5 HTPP-ECC Serisi Çentikli Çekme Deneyi Sonuçları 356
9.3.2.6 HTPP-ECC Serisi PSH_{Enerji} Ve $PSH_{Dayanım}$ Kriteri Sonuçlar 358
9.3.2.7 HTPP-ECC Serisi DIC İle Çatlak Analizi 360
9.3.2.8 HTPP-ECC Serisi Lif Ve Maksimum Kusur Boyut Dağılım Sonuçları 364
9.3.2.9 HTPP-ECC Serisi Matris Ve Kompozit Basınç Dayanım Sonuçları 367
9.4 HTPP-ECC Serisi Sonuçlar Arası İlişkilerin Tartışılması 368
9.5 HTPP-ECC Serisi Sonuçlar 378

BÖLÜM ON - PE VE PVA LİFLİ ECC'LERİN KIYASLANMASI 382

10.1 Amaç Ve Kapsam 382
10.2 Bulgular Ve Tartışma 384
10.2.1 Karışımların Taze Birim Hacim Ağırlık (Bha) Sonuçları 384
10.2.2 Çentiksiz Çekme Deneyi Sonuçları 385
10.2.3 Çentikli Kompozit Tek Eksenli Çekme Deneyi Sonuçları 392
10.2.4 PE-ECC Ve PVA-ECC'nin PSH_{Enerji} Ve $PSH_{Dayanım}$ Kriteri Sonuçları 394
10.2.5 DIC İle Çatlak Analizi 397
10.2.6 Lif Ve Maksimum Kusur Boyutu Dağılımı Sonuçları 400
10.2.7 PE-ECC Ve PVA-ECC'nin Kompozit Basınç Dayanımı Sonuçları ... 403
10.3 Sonuçlar Arası İlişkilerin Tartışılması 405
10.4 Sonuçlar 409

BÖLÜM ON BİR - PVA VE HTPP LİFLİ ECC'LERİN KIYASLANMASI .. 412

11.1 Amaç Ve Kapsam 412
11.2 Bulgular Ve Tartışma 413
11.2.1 Karışımların Taze Birim Hacim Ağırlık (Bha) Sonuçları 413
11.2.2 Çentiksiz Çekme Deneyi Sonuçları 415
11.2.3 Çentikli Çekme Deneyi Sonuçları 422

11.2.4 PSH_{Enerji} Ve $PSH_{Dayanım}$ Kriterleri Sonuçları 426
11.2.5 DIC İle Çatlak Analizi 427
11.2.6 Lif Ve Maksimum Kusur Boyutu Dağılımı Sonuçları 431
11.2.7 Matris Ve Kompozit Basınç Dayanımı Sonuçları 434
11.3 Sonuçlar Arası İlişkilerin Tartışılması 436
11.4 Sonuçlar 439

BÖLÜM ON İKİ - İSTATİSTİKSEL ANALİZ 443

12.1 Giriş 443
12.2 Kapsam 443
12.3 ANOVA İle Deney Sonuçlarının İstatistiksel Değerlendirilmesi 447
12.4 S/B Oranı, Mineral Katkı Türü, Süperakış./Çimento Oranı Ve Lif Türünün Sonuçlar Üzerine İstatistiksel Önemi (1. Analiz) 448
12.5 PE-ECC Deney Sonuçlarının ANOVA İle İstatistiksel Değerlendirilmesi (2. Analiz) 452
12.6 PVA Lifli Serilerde S/B Oranı Ve Mineral Katkı Türünün Sonuçlar Üzerine Etkisi (3. Analiz) 453
12.7 HTPP Lifli Serilerde S/B Oranı Ve Mineral Katkı Türünün Sonuçlar Üzerine Etkisi (4. Analiz) 454
12.8 ANOVA Sonuçları Genel Değerlendirme 464
12.9 Sonuçlar 468

BÖLÜM ON ÜÇ - MALİYET, KARBON AYAK İZİ VE ENERJİ BAKIMINDAN GENEL DEĞERLENDİRME 470

13.1 Kompozitlerin Üretim Maliyetleri Ve Maliyet/Performans Analizlerinin Değerlendirilmesi 471
13.2 Kompozitlerin Karbon Ayak İzi Analizi Ve Karbon Ayak İzi Analizi/Performans Analizlerinin Değerlendirilmesi 478
13.3 Kompozitlerin Üretimi İçin Gereken Gömülü Enerji Analizi Ve Gömülü Enerji/Performans Analizlerinin Değerlendirilmesi 483

13.4 Sonuçlar 488

BÖLÜM ON DÖRT - SONUÇLAR VE ÖNERİLER 491

14.1 Sonuçlar 491
14.1.1 PE-ECC, PVA-ECC Ve HTPP-ECC'lerin Birlikte Değerlendirilmesi 491
14.1.2 Aynı Matris Kullanılarak Üretilen PE-ECC İle PVA-ECC'lerin Kıyaslanması 499
14.1.3 Aynı Matris Kullanılarak Üretilen PVA-ECC İle HTPP-ECC'lerin Kıyaslanması 500
14.1.4 Maliyet, CO_2 Salınımı Ve Gömülü Enerji Bakımından Değerlendirme 501
14.2 Çalışmanın Mevcut Literatüre Katkıları 502
14.3 Öneriler 503

KAYNAKLAR 506

ŞEKİLLER LİSTESİ

Sayfa

Şekil 1.1 Tez akış şeması 11
Şekil 2.1 PVA-ECC'nin çekme gerilmesi – birim şekil değişimi eğrisi ve çatlak genişliği kontrolü 14
Şekil 2.2 Eğilebilir/Bükülebilir Beton (ECC) 14
Şekil 2.3 Çimentolu kompozitlerin farklı çekme göçmesi davranışları 20
Şekil 2.4 ECC'nin çekme şekil değişimi yumuşama ve sertleşme davranışı 26
Şekil 2.5 14 haftalık hızlandırılmış korozyon testinden sonra kirişlerde korozyon kaynaklı hasar 29
Şekil 2.6 (a) Kiriş kesit detayları, (b) ECC/RC kompozit kirişinde göçme sonrası çatlak deseni ve (c) normal RC kirişinde göçme sonrası çatlak deseni 30
Şekil 2.7 Doğrudan çekme etkisindeki ankraj vidasının geleneksel beton ve ECC'den sıyrılması 30
Şekil 2.8 Betonarme çerçevelerde düğüm noktasında plastik mafsal oluşumu 31
Şekil 2.9 Farklı malzeme ve kalınlıktaki numuneler için darbe sayısına karşı girinti derinliği 32
Şekil 2.10 ECC'nin Mihara köprüsü'ne yerleştirilmesi 33
Şekil 2.11 Kendiliğinden iyileşme öncesi ve sonrası ECC'deki mikro kapsüller 33
Şekil 2.12 Michigan köprü tabliyesinde ECC yama onarımı 34
Şekil 2.13 Baraj güçlendirme uygulaması 35
Şekil 2.14 Suyolu yenileme uygulaması 35
Şekil 2.15 Viyadük yenileme uygulaması kapsamında mevcut yapı üzerine püskürtme yöntemiyle ECC katmanı oluşturulması 36
Şekil 2.16 Glorio Tower Roppongi de ECC'nin bağlantı kirişinde kullanılması uygulaması 37
Şekil 2.17 Çok katlı binalarda çekirdek bölgelerde ECC uygulamaları 37
Şekil 2.18 Kiriş-kolon iç bağlantısında çatlak düzeni 38
Şekil 2.19 Ohno kesme kirişlerindeki çevrimsel yüklemeler ve hasar modeli 39
Şekil 2.20 3D Yazıcı ile beton döküm düzeneği 40
Şekil 3.1 Mikro mekanik modeli oluşturan parametreler 42

Şekil 3.2 Tek lif çekme eğrisinin genel profili 44
Şekil 3.3 σ-δ İlişkinin temeli 47
Şekil 3.4 PVA-ECC için 2D ve 3D lif yönlenmesi durumlarında lif köprüle gerilmesi-çatlak açıklığı ilişkisinin teorik modeli 50
Şekil 3.5 ECC'de gözlenen matris parçalanması 51
Şekil 3.6 Cook-Gordon etkisi 52
Şekil 3.7 Mikromeknaik model ile hesaplanan PVA-ECC σ-δ ilişkisi 52
Şekil 3.8 Çentikli çekme numunesi ve çentikli bölge alanı 53
Şekil 3.9 Malzeme bileşenleri, çatlak köprüleme özellikleri ve kompozitin çekme sünekliği arasındaki bağlar 55
Şekil 3.10 ECC ölçek bağlama konseptinin gösterimi 56
Şekil 3.11 Entegre Yapılar ve Malzeme Tasarımı 56
Şekil 3.12 Kararlı durum düz çatlak ve Griffith tipi çatlak oluşumu 61
Şekil 3.13 Tipik lif köprüleme gerilmesine karşı çatlak açıklığı eğrisi 61
Şekil 3.14 Lifli gevrek matris kompozitlerinde doygun çoklu çatlak durumu için kusur boyutunun uyarlanması şeması 65
Şekil 4.1 Lif tipi ECC kompozitlerin çekme dayanımı ve sünekliliği üzerine lif tipinin (PE, PVA ve Yüksek Yoğunluklu PP liflerin) etkisi 76
Şekil 4.2 Polimerin yarı seyreltik çözeltisinin hazırlanması ve jelden lif çekim yönteminde ultra yüksek molekül ağırlıklı polietilen polimerinin jel formundaki morfolojisi 78
Şekil 4.3 HPPE / UYMAPE liflerinin jelden lif çekim işlemi ve basamakları 78
Şekil 4.4 Yüksek yoğunluklu polietilen (UYMAPE) liflerin zincir yapısı 79
Şekil 4.5 PVA liflerin zincir yapısı 82
Şekil 4.6 SEM lif yüzeyi görüntüleri 82
Şekil 4.7 PP liflerin zincir yapısı 84
Şekil 4.8 (a) Naylon 6 zincir yapısı, (b) Naylon 66 zincir yapısı 86
Şekil 4.9 Kayma gerilmesi dağılım varsayımı 104
Şekil 4.10 Çimentolu matristen PVA lifin tipik sıyrılma davranışı 106
Şekil 5.1 Beton reolojisi 114
Şekil 5.2 (a) Plastik viskozite ve birim hacim ağırlık arasındaki ilişki, (b) Plastik viskozite ile lif dağılım katsayısı arasındaki ilişki 116

Şekil 5.3 Farklı parametrelerin ECC harcına reolojik etkileri 117
Şekil 5.4 Marsh konisi akış süresi ile plastik viskozite arasındaki ilişki 118
Şekil 5.5 (a) Marsh konisi akış süresi ile lif dağılım katsayısı arasındaki ilişki (b) Marsh konisi akış süresi ile çekme şekil değişim kapasitesi arasındaki ilişki 119
Şekil 5.6 Lif içeriğinin beton karışımının çökme akışı üzerindeki etkisi 121
Şekil 5.7 %1.5 PE (PE-% 1.5) ve %2 PVA (PVA-% 2) lifli kompozitlerin çekme gerilmesi-şekil değişimi davranışı 132
Şekil 5.8 (a) Lif güçlendirme indeksinin maksimum gerilme üzerindeki etkisi, (b) Lif güçlendirme indeksinin şekil değişim kapasitesi üzerindeki etkisi 133
Şekil 5.9 PÇ-ECC ve LC3-ECC'nin çekme gerilmesi-birim şekil değişimi ilişkileri 145
Şekil 5.10 PE lif içeriğinin hafif ve normal ağırlıklı betonun eğilme davranışı üzerindeki etkisi 147
Şekil 5.11 PE liflerle güçlendirilmiş çimentolu kompozitin sapması ile takviye indeksi arasındaki ilişki 148
Şekil 5.12 Farklı lif hacim oranları için PP-FRC'nin yük-sehim eğrileri 157
Şekil 5.13 Hibrit ECC/beton çift katmanlı dört noktalı eğilme deneyi 158
Şekil 5.14 Eğilme yükü - sehim ilişkileri 159
Şekil 5.15 Çimentolu bir kompozitin basınç dayanımı ile PE liflerinin güçlendirme indeksi arasındaki ilişki 161
Şekil 5.16 ECC karışımının plastik viskozite ve Marsh koni akış süresi ile mekanik özellikleri arasındaki ilişki 181
Şekil 5.17 Orta nokta sehimi değerlerinin değişimi 182
Şekil 5.18 Eğilme dayanımının değişimi 183
Şekil 5.19 (a) Lif dağılım katsayısı ve arsh konisi akış süresi arasındaki ilişki, (b) Çekme şekil değişim kapasitesi ve marsh konisi akış süresi arasındaki ilişki 184
Şekil 5.20 Reolojik özellikler ve eğilme dayanımı arasındaki ilişki 185
Şekil 5.21 Reolojik özellikler ve basınç dayanımı arasındaki ilişki 185
Şekil 5.22 Lif dağılım katsayısının VDK içeriği ile ilişkisi 189

Şekil 5.23 Çekme şekil değişim kapasitesi ile lif dağılım katsayısı arasındaki ilişki 190
Şekil 5.24 ECC numunesindeki çeşitli boyutlardaki doğal boşluk yapısı 194
Şekil 5.25 Aynı ECC serisindeki numunelerin birim şekil değişimi kapasitesindeki büyük değişkenliği 194
Şekil 5.26 Başlangıç çatlak boyutunun, hacimce %2 PVA lifi içeren ECC'nin çatlak dayanımı üzerindeki teorik olarak öngörülen etkisi 197
Şekil 5.27 Normal bir PVA-ECC karışımında büyük kusur (> 1 mm) boyut dağılımı ve yapay kusurların üst üste binmesi 199
Şekil 5.28 PVA-ECC'nin çekme davranışı 199
Şekil 5.29 Kontrollü kusur boyutu dağılımı ve özel ara yüz özellikleri ile PVA-ECC'nin yüksek çekme davranışı 200
Şekil 5.30 DIC ile çatlak başlangıcı ve gelişim takibi 205
Şekil 6.1 İncelenen ECC'lerin lif türü, su/bağlayıcı oranı ve mineral katkı türü arasındaki ilişki 208
Şekil 6.2 Deneysel çalışmalar akış şeması 209
Şekil 6.3 Hobart Mikser 213
Şekil 6.4 (a) Reometre deney düzeneği, b) Uygulanan kayma hızı protokolü ve akış eğrilerini elde etmek için kullanılan gölgeli adımlar 216
Şekil 6.5 Eşik kayma gerilmeleri (τ_p) ve viskoziteleri ($\mu_{15s^{-1}}$) değerlerinin grafikten belirlenmesi 216
Şekil 6.6 Mini-yayılma deney aparatı ve boyutları 217
Şekil 6.7 Üç noktalı eğilme deneyi düzeneği ve şematik gösterimi 219
Şekil 6.8 Çekme numunesi boyutları ve deney düzeneği 220
Şekil 6.9 Tipik çekme gerilmesi-birim şekil değişimi eğrisi ve parametreleri 221
Şekil 6.10 Basınç deneyi düzeneği 221
Şekil 6.11 Sprey boya ile benekleme metodu 222
Şekil 6.12 Çekme deneyi ve DIC düzeneği 223
Şekil 6.13 DIC analiz görüntüsü 224
Şekil 6.14 Lif dağılımı ve maksimum kusur boyut analizi için numune seçimi 225
Şekil 6.15 Lif dağılım analizi için numuneden kesit hazırlama 226

Şekil 6.16 PVA lifli kompozitlerden lif dağılım analizi için ham görüntülerin elde edilmesi 228
Şekil 6.17 Lif algılama prosedürünün akış şeması..... 229
Şekil 6.18 Maksimum kusur boyutunun belirlenmesi 231
Şekil 7.1 PE-ECC karışımları 233
Şekil 7.2 PE lifli karışımlarda kullanılan matrislerin birleşik akış ve viskozite eğrileri 237
Şekil 7.3 PE-ECC'lerin teorik ve taze hal birim hacim ağırlık değerleri..... 241
Şekil 7.4 Matris (lifsiz) ve PE-ECC'lerin taze birim hacim ağırlıkları..... 242
Şekil 7.5 PE-ECC matrislerinin eğilme yükü – orta nokta sehim eğrileri 243
Şekil 7.6 PE-ECC'lerin çekme gerilmesi - birim şekil değişimi grafikleri..... 246
Şekil 7.7 PE-ECC'lerin temsili çekme gerilmesi - birim şekil değişimi ilişkileri ... 247
Şekil 7.8 PE-ECC'lerin çekme dayanımı, çekme şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluğu değerleri 250
Şekil 7.9 PE-ECC'lerin ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve $PSH_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) indeksi değerleri 251
Şekil 7.10 PE-ECC'lerin köprüleme gerilmesi – çatlak açıklığı grafikleri..... 253
Şekil 7.11 PE-ECC'lerin PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) indisleri 258
Şekil 7.12 PE-ECC'lerin maksimum çekme gerilmesindeki çatlak sayıları ve genişlikleri 261
Şekil 7.13 PE-ECC'lerde maksimum çekme gerilmesindeki çatlak genişliği dağılım histogramları 264
Şekil 7.14 PE-ECC'de lif ve maksimum kusur boyutu dağılımı için seçilen numuneler 265
Şekil 7.15 PE-ECC'lerde seçilen numunelere için göçme kesitine ait lif dağılım katsayıları 266
Şekil 7.16 PE-ECC'de seçilen numunelerin yükleme ekseni boyunca maksimum kusur boyut dağılımları..... 268
Şekil 7.17 PE-ECC'de seçilen numunelerin yükleme ekseni boyunca 1 mm aralıklarla maksimum kusur boyutu dağılımları 269
Şekil 7.18 PE-ECC'de seçilen numunelerin maksimum kusur boyutlarının kesitlerdeki yüzdesi 269

Şekil 7.19 Matris (lifsiz) ve PE-ECC'lerin basınç dayanımları 271
Şekil 7.20 Viskozite ile PE-ECC matrislerin (lifsiz) taze birim hacim ağırlığı arasındaki ilişki 272
Şekil 7.21 (a) Viskozite ile PE lif dağılım katsayısı arasındaki ilişki (b) Eşik kayma gerilmesi ile PE lif dağılım katsayısı arasındaki ilişki 273
Şekil 7.22 (a) Viskozite ile PE-ECC'lerin çekme dayanımı arasındaki ilişki, (b) Viskozite ile PE-ECC'lerin çekme birim şekil değişimi arasındaki ilişki 273
Şekil 7.23 (a) Viskozite – kesitteki ortalama maksimum kusur boyutu ilişkisi (b) Eşik kayma gerilmesi – kesitteki ortalama maksimum kusur boyutu ilişkisi.. 274
Şekil 7.24 (a) PE lif dağılım katsayısı - çekme dayanımı arasındaki ilişki, (b) PE lif dağılım katsayısı - çekme birim şekil değişimi arasındaki ilişki 275
Şekil 7.25 (a) PE-ECC'lerin ilk çatlak dayanımı ile maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki, (b) PE-ECC'lerin çekme dayanımı ile ortalama maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki, (c) PE-ECC'lerin çekme birim şekil değişimi ile ortalama maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki . 276
Şekil 7.26 PE-ECC'lerin basınç dayanımı ile ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı, çekme birim şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluk arasındaki ilişki 278
Şekil 7.27 PE-ECC'nin çekme ve basınç dayanımları arasındaki ilişki 279
Şekil 7.28 PE-ECC'lerin basınç dayanımı ile ortalama çatlak sayısı ve ortalama çatlak genişliği arasındaki ilişki 279
Şekil 7.29 PE-ECC'lerin basınç dayanımı ile PSH indeksleri arasındaki ilişki 280
Şekil 7.30 PE-ECC'lerin çekme birim şekil değişimi ile PSH indeksleri arasındaki ilişki 281
Şekil 7.31 PE-ECC'lerin çekme tepe noktası tokluk ile PSH indeksleri arasındaki ilişki 282
Şekil 7.32 PE-ECC'lerin çatlak sayısı ile PSH indeksleri arasındaki ilişki 282
Şekil 8.1 PVA-ECC karışımları 289
Şekil 8.2 PVA lifli karışımlarda kullanılan matrislerin birleşik akış ve viskozite eğrileri 290

Şekil 8.3 PVA-ECC teorik olarak hesaplanan Bha ve taze durumda ölçülen Bha değerleri 295
Şekil 8.4 Matris (lifsiz) ve PVA-ECC'lerin taze birim hacim ağırlıkları 296
Şekil 8.5 Matris eğilme yükü - orta nokta sehim eğrileri..... 297
Şekil 8.6 PVA-ECC çekme gerilmesi - birim şekil değişimi grafikleri..... 301
Şekil 8.7 PVA-ECC'lerin temsili çekme gerilmesi - birim şekil değişimi ilişkileri 302
Şekil 8.8 PVA-ECC'lerin ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve $PSH_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) indeksi değerleri..... 305
Şekil 8.9 PVA-ECC'lerin tepe noktası tokluğu ve çekme şekil değişim kapasitesi değerleri..... 305
Şekil 8.10 PVA-ECC'lerin köprüleme gerilmesi – çatlak açıklığı grafikleri 307
Şekil 8.11 PVA-ECC'lerin PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) indisleri..... 310
Şekil 8.12 PVA'lerde maksimum çekme gerilmesindeki çatlak sayıları ve genişlikleri 312
Şekil 8.13 PVA-ECC'lerin maksimum çekme gerilmesindeki çatlak genişliği dağılım histogramları 313
Şekil 8.14 PVA-ECC'de lif ve maksimum kusur boyutu dağılımı için seçilen numuneler..... 314
Şekil 8.15 PVA-ECC'de seçilen numunelere için göçme kesitine ait lif dağılım katsayıları 315
Şekil 8.16 PVA-ECC'de seçilen numunelerin yükleme ekseni boyunca maksimum kusur boyut dağılımları 316
Şekil 8.17 PVA-ECC'de seçilen numunelerin yükleme ekseni boyunca 0.5 mm aralıklarla maksimum kusur boyutu dağılımları 316
Şekil 8.18 PVA-ECC'de seçilen numunelerin maksimum kusur boyutlarının kesitlerdeki yüzdesi..... 317
Şekil 8.19 Matris (lifsiz) ve PVA-ECC'lerin basınç dayanımları..... 318
Şekil 8.20 Viskozite ile matris (lifsiz) taze birim hacim ağırlığı arasındaki ilişki... 319
Şekil 8.21 (a) Viskozite ile PVA-ECC'lerin çekme dayanımı arasındaki ilişki, (b) Viskozite ile PVA-ECC'lerin çekme birim şekil değişimi arasındaki ilişki 319

Şekil 8.22 (a) Eşik kayma gerilmesi ile PVA-ECC'lerin çekme dayanımı arasındaki ilişki, (b) Eşik kayma gerilmesi ile PVA-ECC'lerin çekme birim şekil değişimi arasındaki ilişki 320
Şekil 8.23 (a) Viskozite ile PVA lif dağılım katsayısı arasındaki ilişki, (b) Eşik kayma gerilmesi ile PVA lif dağılım katsayısı arasındaki ilişki 321
Şekil 8.24 (a) Viskozite – kesitteki ortalama maksimum kusur boyutu ilişkisi (b) Eşik kayma gerilmesi – kesitteki ortalama maksimum kusur boyutu ilişkisi 321
Şekil 8.25 (a) PVA lif dağılım katsayısı ile çekme birim şekil değişimi arasındaki ilişki (b) PVA-ECC'lerin göçme bölümündeki maksimum kusur boyutu ile çekme birim şekil değişim kapasitesi arasındaki ilişki 322
Şekil 8.26 (a) PVA lif dağılım katsayısı ile çekme dayanımı arasındaki ilişki (b) PVA-ECC göçme bölümündeki maksimum kusur boyutu ile çekme dayanımı arasındaki ilişki 323
Şekil 8.27 PVA-ECC'lerin ilk çatlak dayanımı ile ortalama maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki 324
Şekil 8.28 PVA-ECC'lerin basınç dayanımı ile ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı, çekme birim şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluk arasındaki ilişki 325
Şekil 8.29 PVA-ECC'lerin basınç dayanımı ile çatlak sayısı ve çatlak genişliği arasındaki ilişki 326
Şekil 8.30 PVA-ECC'lerin basınç dayanımı ile PSH indeksleri arasındaki ilişki ... 327
Şekil 8.31 PVA-ECC'lerin çekme birim şekil değişimi ile PSH indeksleri arasındaki ilişki 328
Şekil 8.32 PVA-ECC'lerin çekme tepe noktası tokluk ile PSH indeksleri arasındaki ilişki 328
Şekil 8.33 PVA-ECC'lerin çatlak sayısı ile PSH indisleri arasındaki ilişki 329
Şekil 9.1 HTPP-ECC karışımları 335
Şekil 9.2 HTPP-ECC ön deneysel çalışmalar teorik ve taze birim hacim ağırlık değerleri 336
Şekil 9.3 HTPP-ECC ön deneysel çalışmalar çekme gerilmesi - birim şekil değişimleri 337

Şekil 9.4 HTPP-ECC ön deneysel çalışmalar; İlk çatlak dayanımı ve çekme dayanımı değerleri ve tepe noktası tokluk değerleri 337
Şekil 9.5 HTPP-ECC ön deneysel çalışmalar HTPP-ECC lif köprüleme gerilmesi – çatlak açıklığı ilişkileri 338
Şekil 9.6 HTPP-ECC ön deneysel çalışmalardan hesaplanan enerji kriteri parametreleri 339
Şekil 9.7 Matris eğilme yükü – orta nokta sehim eğrileri 339
Şekil 9.8 HTPP-ECC ön deneysel çalışmalar PSH_{Enerji} (J_b'/J_{tip}) ve $PSH_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) kriterleri 340
Şekil 9.9 HTPP lifli karışımlarda kullanılan matrislerin birleşik akış ve viskozite eğrileri 343
Şekil 9.10 HTPP-ECC teorik olarak hesaplanan birim ağırlık ve taze durumda ölçülen birim ağırlık değerleri 348
Şekil 9.11 Matris (lifsiz) ve HTPP-ECC'lerin taze birim hacim ağırlıkları 348
Şekil 9.12 Matris eğilme yükü - sehim eğrileri 349
Şekil 9.13 HTPP-ECC çekme gerilmesi - birim şekil değişimi grafikleri 352
Şekil 9.14 HTPP-ECC'lerin temsili çekme gerilmesi - birim şekil değişimi ilişkileri 353
Şekil 9.15 HTPP-ECC'lerin ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve $PSH_{Dayanım}$ indeksi değerleri 355
Şekil 9.16 HTPP-ECC'lerin tepe noktası tokluğu ve çekme şekil değişim kapasitesi değerleri 355
Şekil 9.17 HTPP-ECC'lerin köprüleme gerilmesi – çatlak açıklığı grafikleri 356
Şekil 9.18 HTPP-ECC'lerin PSH_{Enerji} (J_b'/J_{tip}) ve $PSH_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) indisleri 359
Şekil 9.19 HTPP-ECC'lerin maksimum çekme gerilmesindeki çatlak sayıları ve genişlikleri 361
Şekil 9.20 HTPP-ECC'lerin maksimum çekme gerilmesindeki çatlak genişliği dağılım histogramları 362
Şekil 9.21 HTPP-ECC'lerin birim şekil değişime göre çatlak sayısı ve genişliği takibi 363
Şekil 9.22 HTPP-ECC'de lif ve maksimum kusur boyutu dağılımı için seçilen numuneler 364

Şekil 9.23 HTPP-ECC'de seçilen numunelere için göçme kesitine ait lif dağılım katsayıları 365
Şekil 9.24 HTPP-ECC'de seçilen numunelerin yükleme ekseni boyunca maksimum kusur boyut dağılımları 365
Şekil 9.25 HTPP-ECC'de seçilen numunelerin yükleme ekseni boyunca 1 mm aralıklarla maksimum kusur boyutu dağılımları 366
Şekil 9.26 HTPP-ECC'de seçilen numunelerin maksimum kusur boyutlarının kesitlerdeki yüzdesi..... 366
Şekil 9.27 Matris ve HTPP-ECC'lerin basınç dayanımları 367
Şekil 9.28 Viskozite ile HTPP-ECC matrislerin (lifsiz) taze birim hacim ağırlığı arasındaki ilişki 368
Şekil 9.29 (a) Viskozite ile HTPP-ECC'lerin çekme dayanımı arasındaki ilişki, (b) Viskozite ile HTPP-ECC'lerin çekme birim şekil değişim kapasitesi arasındaki ilişki 369
Şekil 9.30 (a) Eşik kayma gerilmesi ile HTPP-ECC'lerin çekme dayanımı arasındaki ilişki, (b) Eşik kayma gerilmesi ile HTPP-ECC'lerin çekme birim değişim kapasitesi arasındaki ilişki..... 370
Şekil 9.31 (a) Viskozite ile HTPP lif dağılım katsayısı arasındaki ilişki (b) Eşik kayma gerilmesi ile HTPP lif dağılım katsayısı arasındaki ilişki 370
Şekil 9.32 (a) Viskozite – kesitteki ortalama maksimum kusur boyutu ilişkisi (b) Eşik kayma gerilmesi – kesitteki ortalama maksimum kusur boyutu ilişkisi.. 371
Şekil 9.33 (a) HTPP lif dağılım katsayısı - çekme dayanımı arasındaki ilişki, (b) HTPP lif dağılım katsayısı - çekme birim şekil değişimi arasındaki ilişki 371
Şekil 9.34 (a) HTPP-ECC'lerin ilk çatlak dayanımı ile maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki (b) HTPP-ECC'lerin çekme dayanımı ile ortalama maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki (c) HTPP-ECC'lerin çekme birim şekil değişimi ile ortalama maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki 372
Şekil 9.35 HTPP-ECC'lerin basınç dayanımı ile ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı, çekme birim şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluk arasındaki ilişki 373

Şekil 9.36 HTPP-ECC'lerin basınç dayanımı ile ortalama çatlak sayısı ve ortalama çatlak genişliği arasındaki ilişki 375
Şekil 9.37 HTPP-ECC'lerin basınç dayanımı ile PSH indeksleri arasındaki ilişki . 376
Şekil 9.38 HTPP-ECC'lerin çekme birim şekil değişimi ile PSH indeksleri arasındaki ilişki 377
Şekil 9.39 HTPP-ECC'lerin çekme tepe noktası tokluk ile PSH indeksleri arasındaki ilişki 377
Şekil 9.40 HTPP-ECC'lerin çatlak sayısı ile PSH indeksleri arasındaki ilişki..... 378
Şekil 10.1 PE-ECC ve PVA-ECC'lerin kıyaslanan karışımları..... 383
Şekil 10.2 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin taze Bha değerleri 385
Şekil 10.3 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin çekme gerilmesi - birim şekil değişimi grafikleri 388
Şekil 10.4 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin çekme gerilmesi-birim şekil değişimi ilişkilerinin ortalama değerler ile gösterimi 389
Şekil 10.5 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin çekme dayanımı, çekme şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluğu değerleri..... 391
Şekil 10.6 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve $PSH_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) indeksi değerleri..... 392
Şekil 10.7 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin köprüleme gerilmesi – çatlak açıklığı grafikleri..... 393
Şekil 10.8 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) kriterleri..... 397
Şekil 10.9 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin maksimum çekme gerilmesindeki çatlak sayıları, genişlikleri ve çatlaklar arası mesafe değerleri..... 399
Şekil 10.10 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin maksimum çekme gerilmesindeki çatlak genişliği dağılım histogramları..... 399
Şekil 10.11 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerde lif ve kusur dağılımı incelenen numunelerin çekme gerilmesi-çekme birim şekil değişimi ilişkileri 401
Şekil 10.12 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerde seçilen numunelerin göçme kesiti lif dağılım katsayıları 402
Şekil 10.13 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerde seçilen numunelerin yükleme ekseni boyunca maksimum kusur boyut dağılımları 403

Şekil 10.14 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerde seçilen numunelerin maksimum kusur boyut dağılımları 403
Şekil 10.15 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin basınç dayanımları 405
Şekil 10.16 (a) Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerde lif dağılım katsayısı ile çekme birim şekil değişimi arasındaki ilişki (b) Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerde lif dağılım katsayısı ile çekme dayanımı arasındaki ilişki .. 406
Şekil 10.17 (a) İlk çatlak dayanımı ile maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki (b) Çekme dayanımı ile ortalama maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki (c) Çekme birim şekil değişimi ile ortalama maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki 407
Şekil 10.18 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerde basınç dayanımı ile çekme dayanımı, ilk çatlak dayanımı, çekme birim şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluk değerleri arasındaki ilişkiler 408
Şekil 10.19 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin basınç dayanımı ile PSH indeksleri arasındaki ilişki 409
Şekil 11.1 PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin kıyaslanan karışımları 413
Şekil 11.2 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin taze Bha değerleri 414
Şekil 11.3 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin çekme gerilmesi - birim şekil değişimi grafikleri 417
Şekil 11.4 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin PVA-ECC ve HTPP-ECC kompozitlerin çekme gerilmesi-birim şekil değişimi ilişkilerinin ortalama değerler ile gösterimi 418
Şekil 11.5 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin çekme dayanımı, çekme şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluğu değerleri 420
Şekil 11.6 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve $PSH_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) indeksi değerleri 421
Şekil 11.7 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin köprüleme gerilmesi – çatlak açıklığı grafikleri 424
Şekil 11.8 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) indisleri 426

Şekil 11.9 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin maksimum çekme gerilmesindeki çatlak sayıları, genişlikleri ve çatlaklar arası mesafe değerleri 428
Şekil 11.10 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin maksimum çekme gerilmesindeki çatlak genişliği dağılım histogramları 430
Şekil 11.11 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerde lif ve kusur dağılımı incelenen numunelerin çekme gerilmesi-çekme birim şekil değişimi ilişkileri 432
Şekil 11.12 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerde seçilen numunelerin göçme kesiti lif dağılım katsayıları 432
Şekil 11.13 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerde seçilen PVA-ECC ve HTPP-ECC numunelerin yükleme ekseni boyunca maksimum kusur boyut dağılımları 433
Şekil 11.14 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerde seçilen numunelerin maksimum kusur boyut dağılımları 434
Şekil 11.15 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin basınç dayanımları 435
Şekil 11.16 (a) Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin lif dağılım katsayısı ile çekme birim şekil değişimi arasındaki ilişki (b) Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin lif dağılım katsayısı ile çekme dayanımı arasındaki ilişki 437
Şekil 11.17 (a) Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin ilk çatlak dayanımı ile ortalama maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki, (b) Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin çekme dayanımı ile ortalama maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki, (c) Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin çekme birim şekil değişimi ile ortalama maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki 437
Şekil 11.18 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin basınç dayanımı ile çekme dayanımı, ilk çatlak dayanımı ve çekme birim şekil değişim kapasitesi arasındaki ilişki 438
Şekil 11.19 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin basınç dayanımı ile PSH indeksleri arasındaki ilişki 439
Şekil 13.1 ECC'lerin maliyetleri 472
Şekil 13.2 ECC'lerin birim çekme şekil değişim maliyetleri 475

Şekil 13.3 ECC'lerin birim çekme tepe noktası tokluk maliyetleri 476
Şekil 13.4 ECC'lerin birim çekme dayanımı maliyetleri 477
Şekil 13.5 ECC'lerin birim basınç dayanımı maliyetleri 477
Şekil 13.6 ECC'lerin CO_2 salınımları 480
Şekil 13.7 ECC'lerin birim çekme şekil değişim başına CO_2 salınımları 481
Şekil 13.8 ECC'lerin birim çekme tepe nokluğu başına CO_2 salınımları 481
Şekil 13.9 ECC'lerin birim çekme dayanımı başına CO_2 salınımları 482
Şekil 13.10 ECC'lerin birim basınç dayanımı başına CO_2 salınımları 483
Şekil 13.11 ECC'lerin enerji tüketimleri 485
Şekil 13.12 ECC'lerin birim çekme şekil değişim başına enerji tüketimleri 486
Şekil 13.13 ECC'lerin birim çekme tepe nokluğu başına enerji tüketimleri 487
Şekil 13.14 ECC'lerin birim çekme dayanımı başına enerji tüketimleri 487
Şekil 13.15 ECC'lerin birim basınç dayanımı başına enerji tüketimleri 488
Şekil 14.1 ECC'lerin basınç dayanımı, çekme birim şekil değişimi ve tepe noktası tokluk ilişkileri 494

TABLOLAR LİSTESİ

Sayfa

Tablo 2.1 Geleneksel beton ile ECC'nin özelliklerinin karşılaştırılması 27
Tablo 2.2 ECC'nin teknik avantajları ve potansiyel uygulamalar 40
Tablo 3.1 σ-δ eğrisi ile lif-matris etkileşim mekanizmasının ilişkisi 59
Tablo 4.1 ECC-M45 için ağırlığa göre ECC karışım tasarım oranları 72
Tablo 4.2 Sentetik liflerin özellikleri 88
Tablo 4.3 Liflerin fiziksel/mekanik özellikleri 111
Tablo 5.1 Literatürdeki bazı ECC çalışmalarının mekanik özellikleri 174
Tablo 6.1 Portland çimentosu, öğütülmüş granüle yüksek fırın cürufu ve uçucu kül'ün kimyasal, fiziksel ve mekanik özellikleri 210
Tablo 6.2 PE, PVA ve HTPP polimerik liflerin fiziksel ve mekanik özellikleri 210
Tablo 6.3 Karışım oranları (ağırlıkça çimentoya göre oranlar cinsindendir)..... 211
Tablo 7.1 PE lifli karışımlarda kullanılan matrislerin reolojik parametreleri 236
Tablo 7.2 PE-ECC'lerin matris elastisite modülü (E_m), kırılma tokluğu (K_m) ve çatlak ucu kırılma enerjisi (J_{tip}) değerleri 244
Tablo 7.3 PE-ECC'lerin çentiksiz çekme deneyi verileri 248
Tablo 7.4 PE-ECC'lerin çentikli çekme deneyi verileri 256
Tablo 8.1 PVA lifli karışımlarda kullanılan matrislerin reolojik parametreleri..... 292
Tablo 8.2 PVA-ECC'lerin matris elastisite modülü (E_m), kırılma tokluğu (K_m) ve çatlak ucu kırılma enerjisi (J_{tip}) değerleri 298
Tablo 8.3 PVA-ECC'lerin çentiksiz çekme deneyi verileri 303
Tablo 8.4 PVA-ECC'lerin çentikli çekme deneyi verileri 308
Tablo 9.1 Deneysel sonuçlarından elde edilen veriler kullanılarak hesaplanan enerji kriteri parametreleri 339
Tablo 9.2 HTPP lifli karışımlarda kullanılan matrislerin reolojik parametreleri 342
Tablo 9.3 HTPP-ECC'lerin matris elastisite modülü (E_m), kırılma tokluğu (K_m) ve çatlak ucu kırılma enerjisi (J_{tip}) değerleri 350
Tablo 9.4 HTPP-ECC'lerin çentiksiz çekme deneyi verileri 354
Tablo 9.5 HTPP-ECC'lerin çentikli çekme deneyi verileri 357

Tablo 10.1 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin çentiksiz çekme deneyi verileri 390
Tablo 10.2 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin çentikli çekme deneyi verileri 395
Tablo 11.1 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin çentiksiz çekme deneyi verileri 419
Tablo 11.2 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin çentikli çekme deneyi verileri 425
Tablo 12.1 PE, PVA ve HTPP lifli kompozitlerin tasarımında elde edilen taze ve sertleşmiş haldeki sonuçlar 445
Tablo 12.2 İstatistiksel değerlendirmeye ait bilgiler 446
Tablo 12.3 Gerçek ve analiz için kabul edilen "(süperakış./çimento)*100" değerleri 446
Tablo 12.4 ANOVA analizinde karışımların kodlanması 447
Tablo 12.5 PE, PVA ve HTPP lifli ECC'lerin deney sonuçlarının ANOVA ile istatistiksel değerlendirilmesi 455
Tablo 12.6 PE lifli serinin ANOVA ile deney sonuçlarının istatistiksel değerlendirmesi 458
Tablo 12.7 PVA-ECC deney sonuçlarının ANOVA ile istatistiksel değerlendirilmesi 460
Tablo 12.8 HTPP-ECC deney sonuçlarının ANOVA ile istatistiksel değerlendirilmesi 462
Tablo 12.9 ANOVA ile deney sonuçlarının genel değerlendirmesi 465
Tablo 13.1 ECC bileşenlerinin malzeme maliyeti, karbon ayak izi ve gömülü enerji 471
Tablo 14.1 Viskozite ve eşik kayma gerilmesinin taze ve sertleşmiş çekme deneyi sonuçları arasındaki ilişki 498
Tablo 14.2 Basınç dayanımı, lif dağılım katsayısı ve ortalama maksimum kusur boyutu değerlerinin çekme deneyi sonuçları ile olan ilişkileri 498
Tablo 14.3 $PSH_{Dayanım}$, PSH_{Enerji} ve basınç dayanımı değerlerinin basınç ve çekme deneyi sonuçları ile olan ilişkileri 498

Tablo 14.4 $PSH_{Dayanım}$ ve PSH_{Enerji} kriterlerinin çekme tepe noktası tokluk değerleri ile olan ilişkileri..... 499

KISALTMALAR

Bha : Birim hacim ağırlık

BMS : Bilya Ölçüm Sistemi

DIC : Digital Image Correlation (Dijital görüntü korelasyon)

ECC : Engineered Cementitious Composites (Tasarlanmış Çimento Esaslı Kompozit)

HB : Herchel Bulkley

HTPP : High Tenacity Poly-Propylene (yüksek dayanımlı polipropilen)

PE : Polietilen

PSH : Pseudo strain-hardening

PP : Polipropilen

PVA : Polivinil alkol

SA : Süperakışkanlaştırıcı

SA/B : Süperakışkanlaştırıcı/bağlayıcı oranı

S/B : Su/Bağlayıcı

VDK : Viskozite düzenleyici katkı

d_f : Lif çapı

L_f :Lif uzunluğu

E_f : Lif elastisite modülü

V_f : Lif hacmi

V_f^{krit} : Kritik (minimum) lif hacmi

σ_{fu} : Lif çekme dayanımı

E_m : Matris elastisite modülü

σ_m : Matris çekme dayanımı (ilk çatlak dayanımı)

K_m : Matris kırılma tokluğu

G_d : Kimyasal bağ katsayısı

τ_o : Fiziksel sürtünme katsayısı

β : Sıyrıla sertleşmesi katsayısı

f : Gerdirme (snubbing) katsayısı

f' : Dayanım azaltma katsayısı

k : Matris parçalanma katsayısı

α : Cook-Gordon parametresi

σ-δ : Lif köprüleme gerilmesi-çatlak açıklığı ilişkisi

σ_0 : Maksimum köprüleme gerilmesi

δ_0 : Maksimum köprüleme gerilmesine karşılık gelen çatlak açıklığı

J_b' : Tamamlayıcı enerji

J_{tip} : Matris çatlak ucu kırılma enerjisi

σ_t : ECC'de çentiksiz çekme numunesinde maksimum çekme dayanımı

ε: Çekme şekil değişim kapasitesi

E_t : Kompozit elastisite modülü

g_{se} : Çekme tepe noktası tokluğu

τ : Herhangi bir kayma oranındaki kayma gerilmesi

τ_p : Eşik kayma gerilmesi

μ : Viskozite katsayısı

$\dot{\gamma}$: Kayma oranı

b : Kıvam indeksi

p : Güç katsayısı

$\mu_{15s^{-1}}$: $15s^{-1}$ kayma hızındaki viskozite değeri

BÖLÜM BİR

GİRİŞ

Beton, agrega parçacıkları (örneğin; çakıl ve kum) arasındaki boşluğu dolduran ve onları birbirine yapıştıran bağlayıcı bir ortama sahip (örneğin; çimento veya bağlayıcı) kompozit bir malzemedir (Yang, 2008). Beton dünyada en çok kullanılan yapı malzemesidir. Sadece binalarda değil, aynı zamanda otoyollar, köprüler, yer altı transitleri, atık su arıtma ve deniz yapıları gibi toplumun işlevi için gerekli diğer yapıların hayati bir bileşeni olarak da kullanılmaktadır (Rath, Deo ve Ramtekkar, 2015; Sakai, 2009). Şu anda, beton küresel olarak her yıl 10 milyar tondan fazla miktarda kullanılmaktadır. Dünya nüfusunun 2050 yılına kadar 1,5 kat artarak 9 milyara ulaşacağı, bu nedenle enerji, konut, gıda ve giyim talebinin artmasıyla birlikte 2050'ye kadar yılda yaklaşık 18 milyar ton beton talebinin olması beklenmektedir (Aprianti S, 2017; Mehta ve Monteiro, 2006; Sakai, 2009).

Betonun dayanımının yanı sıra diğer malzemelere kıyasla avantajları; istenilen biçimde kolayca kalıplanabilmesi; istenen özelliklere uyarlanabilmesi, yanmaz, uygun fiyatlı ve kolayca elde edilebilen bir malzeme olmasıdır. Betonun en büyük avantajı, düzgün bir şekilde tasarlanıp üretildiğinde oldukça yüksek mekanik ve fiziksel özelliklere sahip olmasıdır (Aprianti S, 2017; Mehta ve Monteiro, 2006; Sakai, 2009).

Betonun en önemli zayıflığı düşük çekme dayanımı ve sünekliği ile gevrek kırılma davranışıdır. Normal betonun çekme dayanımı, betonun basınç dayanımının %10'u olup, bu değer çekme dayanımının daha yüksek önceliğe sahip olduğu durumlar için yeterli değildir (Khoso, Fahim, Lal Mehgwar ve Akhund, 2018). Bu gevreklik; güvenlik, dayanıklılık ve sürdürülebilirlik konusundaki yapısal performansı engelleyen bir tıkanıklık olarak kabul edilmiştir. Donatılandırma ile bu soruna çözüm bulunmuştur. Bomba patlaması ve uçan nesne çarpması gibi aşırı yükleme durumlarında betonarme yapılar da savunmasız olabilir. Sınırlı yapısal sünekliğe sahip betonarme yapılar, yalnızca dinamik yükler tarafından az miktarda enerjiyi

sönümleyebilir ve yapısal göçme meydana gelebilir. Yapısal süneklik eksikliği, yapısal bütünlüğün kaybına yol açabilecek çekmede betonun kırılgan doğasından kaynaklanmaktadır. Pek çok altyapının bozulma ve göçme problemi betonun gevrek ve kırılgan doğasına bağlanabilir. Örneğin, betonarme yapılarda erken büzülme çatlaklarının oluşması, agresif iyonların girerek betonun bozulmasına neden olur. Klorürler, oksijen ve karbonatlama ajanları çatlaklardan geçebilir ve sonuç olarak donatı korozyonuna neden olabilir (Yang, 2008). Pas oluşumu nedeniyle genişleyen çatlak aracılığıyla nüfuz eden su ve havaya maruz kalan çelik donatı korozyona uğrar. Betonarme yapısındaki betonda dökülme ve parçalanma meydana gelir (Yang, 2008). Çatlaklar, yüzey çatlaması ve çelik korozyonu nedeniyle tekrar tekrar betonarme yapıların onarımı yüksek maliyetlidir (Yu ve diğer., 2018). Ayrıca, beton yapımına giren hammaddelerden özellikle çimento hem yüksek enerji tüketiminden hem de CO_2 salınımının yaklaşık %5'inden sorumludur (Yang, 2008). Kısaca dayanıklılık, enerji ve hammadde tüketen ve sera gazı emisyonları üreten tamirat ihtiyaçları beton için sürdürülebilir bir durum değildir. Ayrıca, hizmet ömrü boyunca beton yapıya sık sık yapılan bakım ve tekrarlanabilir onarım, yaşam döngüsü boyunca ciddi ekonomik, sosyal ve çevresel etkilere neden olmakta, insanların günlük yaşamlarına rahatsızlık vermektedir. Sonuç olarak oluşan geniş çatlaklar, dayanıklılık açısından istenmeyen bir durumdur.

Yukarıdaki nedenlerden dolayı, beton altyapının dayanıklılığını ve sürdürülebilirliğini arttırmak, hizmet ömrünü uzatmak ve bakım işlerini azaltmak için yüksek sünekliği olan beton malzeme istenmekte (Zhang ve Zhang, 2018) ve talep artmaktadır. Küresel olarak yaşlanan nüfus nedeniyle, işgücü kıtlığının inşaat endüstrisi için acil bir sorun haline geleceği düşünülmektedir (ASCE, 2013). Bu nedenlerden dolayı çekme sünekliği ve çatlak genişliği kontrolü, yapısal güvenlik ile birlikte dayanıklılık ve sürdürülebilirliğe katkıda bulunabilecek iki özelliktir (Yang, 2008).

Dayanım, süneklik ve dayanıklılık, modern beton teknolojisinin gelişimi için çok önemli özelliklerdir. Yüksek dayanımlı beton, boyut açısından verimli yapı elemanlarının tasarımını kolaylaştırır ve yapılar için ek dayanım güvenlik sınırları

(özellikle basınç) sağlar. Yüksek süneklikli beton depremler ve patlamalar gibi aşırı yük/yer değiştirme olayları sırasında önemli miktarda enerji sönümleyerek büyük yapısal göçmeyi önler. Dayanıklı beton kullanımı beton altyapının hizmet ömrünü uzatırken, servis bakım maliyetini düşürmekte ve altyapı sürdürülebilirliğini arttırmaktadır (Yu, Yu, Dai, Lu ve Shah, 2018).

Betonun düşük çekme dayanımı, malzeme mühendislerinin bu konuya ilgisini arttırmış ve betonun özeliklerini geliştirmeyi amaçlayan araştırmacıların ortaya çıkmasını sağlamıştır. Betonun zayıf çekme davranışı, lifli beton ve diğer buluşların geliştirilmesinde ve beton teknolojisi alanındaki araştırmalar için ilham kaynağı olmuştur. Geçmişte çok sayıda araştırmacı geleneksel betonun birçok dezavantajını (yani büzülme veya aşırı yüklenmeden kaynaklanan çimento matrisi mikro çatlakları, malzemenin kırılgan bir şekilde göçmesi vb.) göz önünde tutarak bu malzemeyi inşaat için ideal hale getirmeye çalışmışlardır (Zhang ve Zhang, 2018). Bu amaçla, betonda çatlak oluşumunu sınırlamak ve yapıların dayanıklılığını arttırmak için küçük miktarlarda kısa liflerin eklenmesiyle, çimento esaslı kompozitlerde çatlak yayılmasına karşı direnç sağlanır ve bu da kırılma tokluklarının muazzam bir şekilde artmasına yol açar. Böylece betonun geliştirilen çekme ve eğilme dayanımları, mikro çatlakların ilerlemesini engelleyecektir. Sonuç olarak, çekme çatlaklarının başlangıcını geciktirilmesi ve malzemenin çekme dayanımının arttırılması liflerin kullanılmasıyla geliştirilebilir (Ahmad ve Umar, 2018; Mehta ve Monteiro, 2006).

Beton endüstrisinde çelik lifli betonların kullanımı (FRC'ler) 1960'ların başında başlamıştır. Lifler, çimento/beton matrisinin zayıf çekme özelliklerini önemli ölçüde iyileştirmektir. Liflerin eklenmesi; süneklik, tokluk ve eğilme dayanımında iyileşmelere yol açmıştır. Artırılmış kayma mukavemeti, azalmış büzülme çatlaması, geliştirilmiş yorulma direnci ve daha fazla darbe/patlama direnci de liflerin eklenmesiyle ilişkilendirilmiştir (Özyurt, 2006).

1990'ların başlarında Michigan Üniversitesi'nde Prof. Victor Li tarafından yüksek süneklik elde etmek için matriste rasgele dağılan hacimce küçük oranda (en fazla %2) kısa polimer lifler ekleyerek şekil değişimi sertleşmesi ve küçük genişlikli çoklu çatlak

davranışına sahip Tasarlanmış Çimento Esaslı Kompozitler (Engineered Cementitious Composites (ECC)) başarıyla geliştirilmiştir (Li ve Wu, 1992; Li, 1993).

FRC'nin çekme gerilmesi-şekil değişimi eğrisi, bir veya birkaç büyük genişlikli çatlak ile çekme yumuşaması davranışı sergilemektedir. ECC, ilk çatlamadan sonra çekmede şekil değişimi sertleşmesi davranışı sergiler, bununla birlikte nispeten yüksek şekil değişim seviyelerine kadar çoklu çatlama görülür. Çoklu çatlama, malzeme düzeyinde bir enerji dağılımı aracı sağlar ve yapıdaki lokal çatlamayı önler. Böylece ECC, FRC'den çok daha yüksek kırılma tokluğu sağlar ve ECC sünekliğinin yapı dayanıklılığı ile yakın bağlantısı olduğu kabul edilmiştir (Li ve Stang, 2004). Ek olarak, ECC'de çatlak açıklıkları 100 μm veya daha az bir seviyeye kadar kontrol edilebilir, bu da dayanıklılık açısından caziptir. Bu nedenle, ECC'ler küresel yapı bozulma sorununa umut verici bir malzeme çözümü olarak kabul edilebilir.

1.1 Araştırmanın Önemi

Beton dünyada en çok kullanılan mühendislik malzemesidir. 2009 verilerine göre yıllık küresel beton tüketimi yaklaşık 12 milyar m^3'dür (Ranade, 2014). Avrupa Hazır Beton Birliği verilerine göre Türkiye'nin 2017, 2018, 2019 ve 2020 yıllarındaki beton üretimleri sırasıyla 115, 100, 67 ve 95 milyon metreküptür (Türkiye Hazır Beton Birliği, 2021).

Betonun bu kadar kullanılmasına rağmen, gevrek doğası nedeniyle esneklik ve dayanıklılıktan yoksundur. Betonun kırılma tokluğu 0,1 ila 1 $MPa.m^{1/2}$ aralığındadır ve bu nedenle kullanımda en gevrek mühendislik malzemelerinden biridir (Ranade, 2014). Gevrek malzemelerin istenmeyen olmasının iki temel nedeni vardır. **İlk olarak**, uyarı yapmadan göçme meydana gelmesidir. Gevrek malzemeler genellikle önceden var olan çatlakların ani ve dengesiz yayılmasıyla göçer. Göçme meydana gelmeden önce hiçbir uyarı (örneğin, yapısal bileşenlerde büyük bir sapma) sağlanmaz. **İkincisi**, malzeme güvenilirliğinin düşük olmasıdır. Önceden var olan çatlakların boyutunun (işleme, taşıma veya servis sırasında oluşabilecek) kontrol edilmesi zordur ve

genellikle bir bileşenden diğerine önemli ölçüde değişir. Sonuç olarak, benzer prosesler altında aynı gevrek malzeme ile yapılan bileşenlerin dayanımı çok farklı olabilir (Leung ve Li, 1990; Prabowo, 2009).

Betonun gevrekliği, çelik donatılarla takviye edildiğinde bile servis yükleri altında mm boyutunda çatlak açıklıklarına neden olur. Bu davranış, beton yapıların dayanıklılığını olumsuz yönde etkiler. Ayrıca betonun gevrek davranışı, nedeniyle aşırı yüklemelerde hasar görme olasılığı artar. Bu nedenle, betonun gevrekliğinin üstesinden gelmek için esnekliği ve dayanıklılığı tasarım hedefi olmalıdır (Ranade, 2014).

Yüksek dayanımlı betonlar tipik olarak son derece gevrek bir matrise sahiptir (Gettu, Bazant ve Karr, 1990). Çekme gerilmesinin çoğu çelik lif ile taşınmasına rağmen, çok yönlü dinamik yükler altında betonarme yapı elemanlarının bütünlüğü için belirli süneklik gereklidir. Bu yükler deprem, kasırga ve patlama gibi olaylarda yaygındır. Bu nedenle, yüksek dayanımlı betonun gevrekliği, kısa liflerin eklenmesiyle telafi edilir (Ranade, 2014).

Son otuz yılda, betonun sünekliğinin arttırılması yönünde önemli ilerlemeler kaydedilmiştir. ECC'ler, çekme sertleşmesi davranışı gösteren çimentolu kompozitler (SHCC) ve bazı yüksek performanslı lifli çimento kompozitleri (HPFRCC) gibi yeni nesil yüksek süneklikli betonların yüksek şekil değişim kapasitesi yaklaşık %2-6'ya yükselmiştir. Bu tür yüksek süneklikli malzemeler sismik olarak aktif bölgelerdeki yapılarda ani çökmeyi önlemek için başarıyla kullanılmıştır. Ayrıca betonun çevresel performansını iyileştirmek için tüm dünyadaki araştırmacılar yüksek oranda mineral katkılar (uçucu kül, yüksek fırın cürufu, silis dumanı, vs.) kullanmıştır. Böylece çimento esaslı kompozitlerin kararlı çoklu çatlak davranışı göstermeleri durumunda hem deprem yüklerine karşı daha düktil ve sünek davranış gösteren, hem de servis koşullarının yıpratıcı etkilerine karşı daha dayanıklı yapılar üretmek mümkün olacaktır. Bu konuda dünya genelinde çok sayıda akademik çalışma olmasına rağmen sonuçların pratiğe aktarımı henüz sınırlı düzeydedir.

ECC üzerine yapılan çalışmalarda polietilen (PE), polivinil alkol (PVA), yüksek dayanımlı polipropilen (High Tenacity Poly-Propylene (HTPP)) vs. birçok polimerik lif kullanılmıştır. Farklı lif kullanımı hem ECC performansını hem de üretim maliyetini büyük ölçüde etkilemektedir. Ayrıca bu liflerin çalışma mekanizmaları ve dayanımları da farklılık gösterir. Örneğin PVA kökenli liflerde hidrofilik özelliği nedeniyle çimento ile arasında kimyasal bağ oluşurken, hibrofob özellikteki PE ve HTPP liflerde oluşmaz. Liflerin çekme dayanımlarındaki farklılıklar da, kompozitin çekme dayanımını doğrudan etkilediği için lif dayanımı ile matris dayanımı arasında da uyum sağlanmalıdır. Lif ve matris dayanımları arasında uyum olmaması durumunda ECC temel özelliği olan yüksek sünekliği sağlayan doygun çoklu çatlak davranışı gerçekleşmez. Bu nedenle, tez kapsamında mikro mekanik teori rehberliğinde malzeme tasarımı bağlamında farklı polimerik lifler, su/bağlayıcı (S/B), mineral katkılar ile ECC kompozitler üretilmiştir. Böylece söz konusu teoriye dayalı amaca uygun çimento esaslı kompozitlerin üretimi hakkında gerekli tasarım parametrelerin belirlenmesi amaçlanmıştır. Bu mikro mekanik tabanlı malzeme tasarımı yaklaşımının, düşük maliyetli yapısal uygulamalar için düşük lif içeriğine sahip yüksek performanslı kompozitlerin elde edilmesinde ve geniş çapta uygulanmasında yardımcı olacağı düşünülmektedir.

ECC'nin mikro mekanik teoriye dayalı tasarımı dünya genelinde yaygın olarak çalışılmasına rağmen, ülkemizde bu konu hakkında oldukça sınırlı sayıda çalışma bulunmaktadır. Çalışmada elde edilecek sonuçların, yerli üreticilere tanıtılması ve büyük boyutlu prototip üretimleri için kaynak oluşturması hedeflenmektedir.

1.2 Araştırmanın Amacı Ve Kapsamı

Bu çalışma kapsamında farklı dayanım-düktilite davranışı sergileyen ECC'lerin tasarımı planlanmaktadır. Süreksiz donatılı (mikro-lif takviyeli) kompozitlerin malzeme bileşenleri ve oranları çoklu çatlak davranışını sağlayacak şekilde seçilecek ve tasarım kriterleri tartışılacaktır. Çoklu çatlak davranışın elde edilmesinde kullanılan

mikro mekanik teori, yük altında gevrek davranış gösteren çimento esaslı kompozitlerin düktilitesini ve tokluğunu arttırmak için kullanılan bir yöntemdir.

Tez kapsamında, farklı polimerik lifler ve farklı dayanımlara sahip matris özellikleriyle üretilen ECC'lerin bünyesinde oluşan farklı gerilmeler etkisinde çok sayıda kararlı mikro-çatlak oluşturarak şekil değiştirebilen, ancak bu sırada yük taşıma kapasitesini yitirmeyen kompozitler üretilmesi amaçlanmıştır. Bu yolla ECC'nin çoklu çatlama ve şekil değişim sertleşmesi davranışı ile matris yapısı arasındaki ilişkilerin anlaşılması amaçlanmaktadır. ECC'nin performansına büyük ölçüde katkıları olan karışım tasarımı ve lif etkinliği değerlendirilerek kompozitlerin tasarımına katkı sağlanmaya çalışılmıştır. Mikro mekanik tasarım, karışım bileşenlerindeki her değişkenin etkisini anlamak için kullanılmıştır ve sonuçların performans optimizasyonu için niteliksel ve niceliksel bir temel sağlayacağı düşünülmektedir.

ECC'nin çekme performansı, S/B oranı, matris bileşenleri, lif türü, lif ve kusur boyutu dağılımları ve lif dağılımı vb. gibi birçok faktöre bağlıdır. Bu parametrelerin matris akışkanlığından ve karıştırma işleminden etkilendiği bilinmektedir. Ancak, mikro mekanik parametreler ile makro kompozit özellikler arasındaki ilişkinin teorik olarak anlaşılmasını desteklemek için, lif ve kusur boyutu dağılımlarını ECC'nin çekme performansına bağlayan kapsamlı bir nicel analiz çerçevesine ihtiyaç vardır. Bu çalışmada farklı polimerik lif türlerinin, S/B oranların ve mineral katkı türlerinin ECC'de lif-matris sinerjisinin rolü üzerindeki etkisi, mikro mekanik tasarım teorisi yardımıyla kapsamlı bir şekilde araştırılmıştır. Bu amaçla üç farklı lif (PE, PVA, HTPP), altı farklı S/B ve iki farklı mineral katkı maddesinin kullanılmasıyla oluşan 20 ECC karışımı üretilmiştir. İlk olarak, matris ve kompozit karışımlar üzerinde taze hal deneyleri yapılmıştır. Matrislerin (lifsiz) reolojik parametreleri bir reometre ile belirlenmiştir. Lifli kompozitler üzerinde mini yayılma deneyi ile hedef işlenebilirlik için gerekli süperakışkanlaştırıcı katkı dozajları belirlenmiştir. 28 gün su küründen sonra, doymuş çoklu çatlama için mikro mekanik teorinin dayanım ve enerji kriterlerini belirlemek için kompozit numunelerde tek eksenli çentikli ve çentiksiz çekme deneyleri ve matris numunelerinde çentikli eğilme deneyleri yapılmıştır. Çentiksiz çekme deneylerinde dijital görüntü korelasyon (Digital Image Correlation

(DIC)) yöntemi ile Vic-2D programı kullanılarak çatlak analizleri gerçekleştirilmiştir. Ayrıca seçilen numunelerde hem numune analiz bölgelerindeki maksimum kusur boyutu hem de ana çatlak bölümündeki lif dağılımı mikroskop incelemelerle (SEM ve floresan) belirlenmiştir. Reolojik parametrelerin taze ve sertleşmiş özellikler üzerindeki etkisi araştırılarak aralarındaki ilişkinin anlaşılması amaçlanmıştır. Son olarak, hem matris hem de kompozit karışımların basınç dayanımları araştırılmış ve basınç dayanımı ile tek eksenli çekme deneylerinden elde edilen parametreler arasındaki ilişkiler incelenmiştir.

1.3 Çalışmanın Hedefleri

Yukarıda belirtilen amaçlara ulaşmak için bu tez aşağıdaki yedi araştırma hedefi için düzenlenmiştir:

1) Matriste kullanılan mineral katkı ve S/B oranının reolojik özelliklere etkilerini belirlemek.

2) Lif tipinin, mineral katkı türü ve S/B oranının, kompozitin çekme gerilmesi - birim çekme şekil değişimi davranışına, çoklu çatlak potansiyelini gösteren enerji ve dayanım kriteri indeksleri üzerindeki etkilerini belirlemek.

3) Kompozitlerin çekme gerilmesi - birim çekme şekil değişimi davranışı ve çoklu çatlak potansiyelini enerji ve dayanım kriteri indeksleri yardımıyla değerlendirmek.

4) Lif tipi, mineral katkı türü, S/B oranının çoklu çatlak potansiyeline, çatlak karakteristiklerine (çatlak açıklığı, sayısı ve dağılımı), lif dağılımı katsayısına etkilerini ortaya koymak.

5) Taze haldeki matris reolojik parametrelerin sertleşmiş haldeki ECC kompozitlerin davranışı üzerine etkilerini tespit etmek.

6) Lif tipi, mineral katkı türü, S/B oranının ECC matris ve kompozitlerin basınç dayanımlarına etkilerini belirlemek.

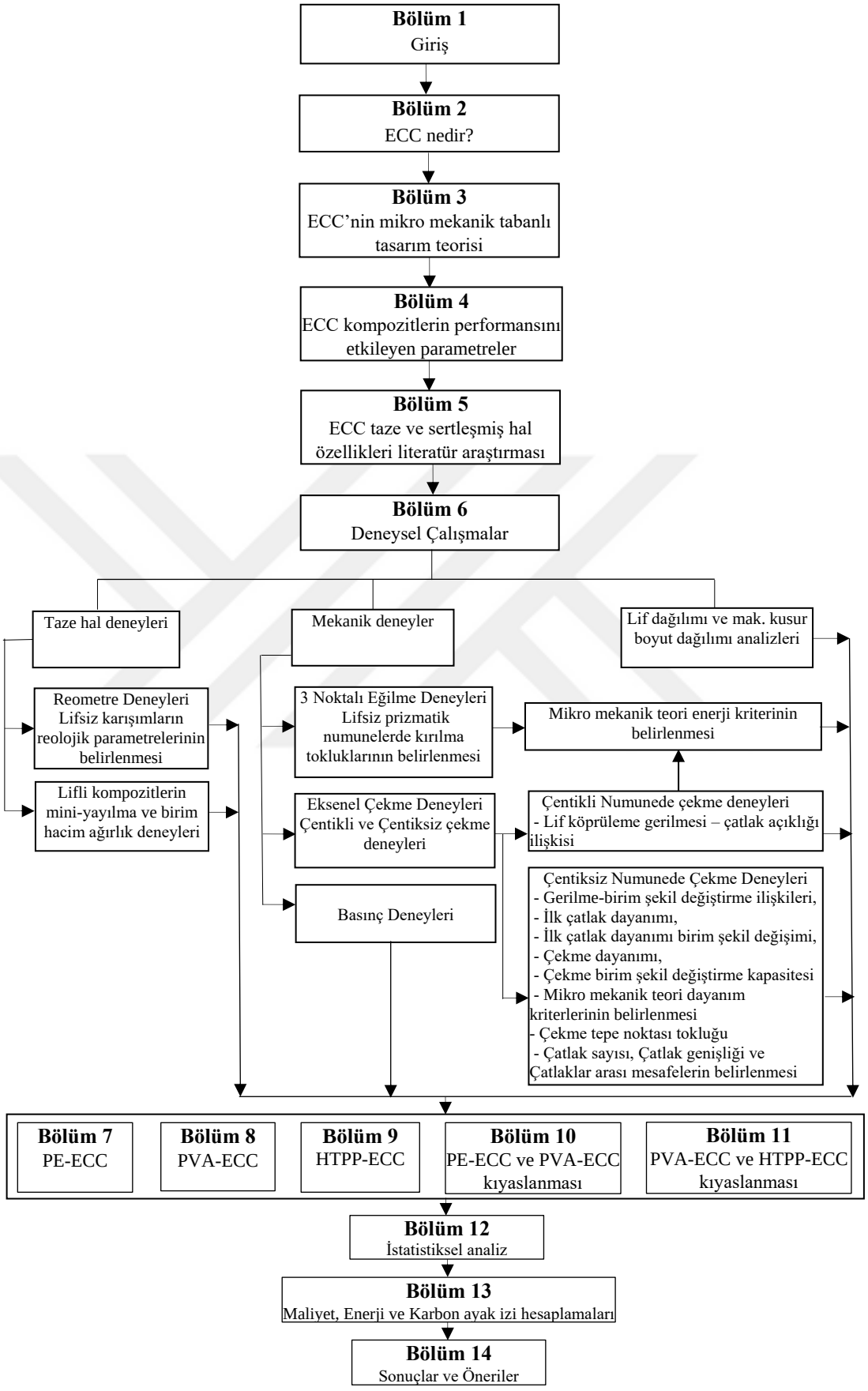
7) İstatistiksel analiz yöntemi ile lif tipinin, mineral katkı türü, S/B oranının reolojik parametrelere, kompozitin çekme gerilmesi - birim çekme şekil değişimine, çatlak karakteristiklerine (çatlak açıklığı, sayısı ve dağılımı), lif dağılımı katsayısına, maksimum kusur boyutu dağılımına ve matris/kompozit basınç dayanımlarına etki seviyelerini (önemlilik derecesini) belirlemek.

8) ECC kompozitlerin üretim maliyetleri, fiyat-performans analizleri, karbon ayak izi ve enerji tüketimlerini tespit etmek.

1.4 Araştırmanın Organizasyonu

Bu tez toplam on dört bölüm halinde düzenlenmiş olup, **Bölüm 1** araştırmanın önemi, amacı, kapsamının sunulduğu giriş bölümünü içermektedir. Bunu, ECC, gelişim süreci, avantaj ve dezavantajları, kullanım ve uygulama örnekleri, kompozit performansını etkileyen parametreler, malzeme bileşenleri ve kullanım oranlarının tanıtıldığı **Bölüm 2** takip etmektedir. **Bölüm 3**'de ECC'nin mikro mekanik tabanlı tasarım teorisi detaylı bir şekilde tanıtılmıştır ve malzeme kompozisyonu ile yapısal performansı birleştirmedeki önemli rolü açıklanmıştır (Entegre Yapılar ve Malzeme Tasarımı yaklaşımı). **Bölüm 4**'de ECC kompozitlerin performansını etkileyen parametrelerden bahsedilmiştir. **Bölüm 5**'de ECC taze ve sertleşmiş hal özelliklerine ait literatür araştırmaları sunulmuştur. **Bölüm 6**'da sonraki bölümlerde kıyaslaması yapılan ECC kompozitlerine ait deneysel çalışmalardan bahsedilmiştir. **Bölüm 7**, **8** ve **9**'de sırasıyla PE, PVA ve HTPP lifli kompozitlerin tasarımı, bulguları ve tartışmalarını içermektedir. **Bölüm 10**'da PE-ECC ve PVA-ECC kompozitleri arasında kıyaslama yapılmıştır. **Bölüm 11**'de PVA-ECC ve HTPP-ECC kompozitlerin kıyaslanması yapılmıştır. **Bölüm 12**; lif türünün, Su/Bağlayıcı oranın ve mineral katkı türünün sonuçlar üzerindeki etkilerini gösteren istatistiksel analiz değerlendirmelerini içermektedir. **Bölüm 13**'de, kompozitlerin üretim maliyetleri, fiyat-performans

analizleri, karbon ayak izi ve enerji tüketimleri açısından kıyaslamaların olduğu genel değerlendirmeler yapılmıştır. Son olarak, **Bölüm 14**'de sonuçların tespiti ve gelecek çalışmalara ait öneriler içermektedir. Tezin akış şeması Şekil 1.1'de sunulmuştur.



Şekil 1.1 Tez akış şeması

BÖLÜM İKİ

LİTERATÜR ARAŞTIRMASI

2.1 ECC Nedir?

ECC, yüksek çekme sünekliliği ve orta seviye de lif içeriği ile yüksek performanslı lif donatılı çimento esaslı kompozitlerin (HPFRCC) bir temsilcisidir. ECC ilk çatlamadan sonra sünek metallere benzer şekilde çekme yükleri altında şekil değişim sertleşmesi davranışı sergilemektedir (Liu ve diğer., 2017). Bu çekme gerilmesi - şekil değişim sertleşmesi davranışı; lif, matris ve lif-matris ara yüzü arasındaki etkileşimleri hesaba katarak ve bir mikro mekanik model kullanılarak ayrıntılı bir şekilde tasarlanmaktadır (Li ve Leung, 1992).

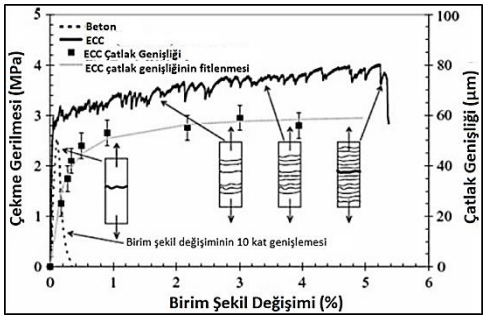
ECC uygulamalarında yapım kolaylığı ve ekonomik uygulanabilirlik açısından lif hacmi en aza indirilmiştir (V_f = %1.5-2) (Li, 2004; Wang ve Li, 2006). Bölüm 3'de sunulan mikro mekanik prensipler, lif dayanım ve çapının kombinasyonu, lif hacim içeriği %2 veya daha az olan ECC'yi tasarlamayı mümkün kılmaktadır (Li, 1993; Soltan ve diğer., 2017; Yang ve Li, 2010). Ancak ECC için kritik lif dozajının lif-matris ve arayüzey etkileşimi ile doğrudan orantılı olduğu unutulmamalıdır.

ECC çekme yükü ile yüklendiğinde, matris en zayıf kesitinde çatlamaya başlar. Bu çatlak düzlemindeki lifler, çekme yükünü üstlenirler. Lifler matristen dışarı sıyrılırken, çatlak yavaşça açılır (Yang ve diğer., 2008). İlk çatlamadan sonra çekme yükü kapasitesi yükselmeye devam ederken, birden fazla mikro çatlak ile birlikte makroskopik pseudo (sözde) şekil değişim sertleşmesi olayı meydana gelir. Birden çok mikro çatlak gelişimi boyunca çekme yükü artmaya devam eder. Bu şekilde, şekil değişim sertleşmesi lehine, lokalize ani gevrek kırılma bastırılır (Felekoğlu ve diğer., 2014). Liflerin kopması, kararlı durumda düz çatlak yayılımı modu (Bölüm 3.3'de detaylı olarak açıklanmıştır) ile elde edilen çatlak genişliği kontrolü ile sınırlandırılır (Yang ve diğer., 2008).

ECC'nin sünekliği, herhangi bir mikro çatlaktaki liflerin köprüleme kapasitesi tükenene kadar, tüm mikro çatlaklardaki şekil değişimlerin toplamıdır (Li, 2012). Diğer bir değişle, büyük şekil değiştirme kapasitelerine tek bir çatlak açıklığının sürekli artışı yerine, çoklu çatlakların ardışık gelişmesi ile ulaşılmaktadır. Şekil 2.1, ECC'nin tipik çekme gerilmesi-birim şekil değişim eğrisini ve dar çatlak genişliği kontrolünü göstermektedir. Çatlak genişliklerinin yaklaşık %1 şekil değişiminde yaklaşık 60 mikrometreye (μm) kadar düzenli bir şekilde arttığını ortaya koymaktadır. %1 ila %5 birim şekil değişimi arasında, çatlak genişliği stabilize olur ve çatlak sayısı arttıkça 60 μm'de sabit kalma eğilimi gösterir (Weimann ve Li, 2003). Bu malzeme %3–7 aralığında yüksek çekme şekil değişim kapasitesi ile normal betondan 300 ila 700 kat daha sünek, yaklaşık 60 μm'lik sıkı çatlak genişliği ve hacimce %2 veya daha az olan düşük lif içeriği ile karakterize edilir (Li, 1993). Yüksek çekme şekil değişimi kapasitesi nedeniyle ECC, çekme bölgesinde önemli çatlaklar olmadan eğilme etkisinde büyük bir eğrilik derecesi sağlayan ultra sünek davranış nedeniyle "eğilebilir/bükülebilir beton (bendable concrete)" olarak da adlandırılır (Şekil 2.2) (Li, 2008). Birçok beton ve lifli betondan farklı olarak, ECC'deki "kararlı çatlak genişliği"; yapısal boyut, çelik donatı ile güçlendirme ya da uygulanan yükten bağımsız bir malzeme özelliğidir (Ma, Qian, Zhang, Lin ve Li, 2015).

ECC'nin kırılma tokluğu alüminyum alaşımlarına benzerdir (Maalej, Hashida ve Li, 1995). ECC'nin çatlak genişliği kontrolü ve yüksek kırılma tokluğu, alt yapı ve çeşitli çevresel koşullar da dayanım/dayanıklılık şartlarını yerine getirmesini sağlar (Ma ve diğer., 2015). ECC malzemeleri ayrıca büyük kesme gerilmesi ve darbe yüklemesine maruz kaldıklarında yüksek süneklik özelliğine sahiptir ve çelik-beton etkileşimlerinden kaynaklanan şiddetli gerilme konsantrasyonları altında göçmeye karşı yüksek hasar direnci sergiler (Li, 2009).

Geleneksel ECC'nin (PVA-ECC) basınç dayanımı, karışımın bileşimine bağlı olarak 40-80 MPa aralığında olup, yüksek mukavemetli betonunkine benzerdir (Şahmaran, Erdem ve Yaman, 2012). Özel tip ECC'ler de bu değerler değişebilir (Yüksek erken dayanımlı ECC, Hafif ECC vb.).



Şekil 2.1 PVA-ECC'nin çekme gerilmesi – birim şekil değişimi eğrisi ve çatlak genişliği kontrolü (Weimann ve Li, 2003)



Şekil 2.2 Eğilebilir/Bükülebilir Beton (ECC) (Wong, 2018)

ECC, benzersiz yüksek çekme sünekliğinin yanı sıra, basınç dayanımı ve ısıl özellikler gibi diğer açılardan sıradan Portland çimento betonu ile uyumluluğu nedeniyle, binalar, köprüler ve borular gibi inşaat altyapısının performansını artırmak için mühendisler tarafından aranan özelliklere sahiptir. ECC malzemesinin yüksek gerilme sünekliği ve tokluğu, aşırı yük altında geleneksel betonarme (R/C) yapılarda yaygın olan gevrek kırılmayı ve yapısal bütünlük kaybını önleyerek donatılı ECC (R/ECC) yapılarının mekanik performansını büyük ölçüde artırır. Kirişler, kolonlar, duvarlar ve bağlantılar gibi R/ECC yapısal elemanlarının, yapısal yük taşıma kapasitesi, deforme olabilirlik, monotonik ve ters döngüsel yükleme altında enerji yutma kapasitesi açısından normal R/C yapısal elemanları aştığı deneysel olarak gösterilmiştir (M. Li, 2009).

2.2 ECC'nin Gelişim Süreci

Gevrek yapı malzemelerini güçlendirmek için liflerin kullanılması çok eskilere dayanmaktadır. Tarihsel olarak, saman güneşte kurutulmuş çamur tuğlalarını (kerpiç) güçlendirmek için kullanılmıştır. Buna ek olarak duvar harcı ve sıvayı güçlendirmek için at kılı ilave edilmiştir. Kerpiç durumunda, ortaya çıkan ürünü çatlamaya karşı daha dayanıklı hale getirmek için kullanılan bu tür güçlendirme, sıcaklık ve nemdeki tekrarlayan değişiklikler nedeniyle çatlamadan sonra parçalanmaya karşı daha dirençli olmasını sağlamıştır (Naaman, 1985).

1847'de Joseph Lambot, betona teller veya tel ağlar şeklinde sürekli lifler ekleyerek yeni bir yapı malzemesinin patentini almıştır (Naaman, 1985). Bu durum lifle güçlendirme gelişmesinin önünü açmıştır. Sürekli liflerin yerleştirilmesindeki yüksek işçilik maliyeti, miksere agrega veya katkı gibi eklenebilecek kısa liflerin araştırılmasına yol açmıştır.

A. Berard'ın beton karışımında granül atık demir formunda kısa liflerin kullanma fikri, FRC üzerine ilk tescilli patenttir (1874). İlerleyen yıllarda farklı ülkelerde çeşitli lif türlerine ilişkin birçok patent tescil edilmiştir. Asbest lifleri ilk olarak 1900'lü yılların başlarında çimento matrisinde kullanılmıştır. O zamandan beri asbest bazlı ürünler tüm dünyada inşaat sektöründe yaygın olarak kullanılmaktadır. Bununla birlikte, asbest lifleriyle ilişkili sağlık risklerinin keşfi, alternatif liflerin kullanılmasını zorunlu kılmıştır. 1960'larda betonda çelik, cam ve diğer sentetik lifler kullanılmış ve yeni lif arayışları bugün bile devam etmektedir (Naaman, 1985).

Cam lifler ilk olarak 1950'lerin sonlarında betonda kullanıldı. Sıradan cam lifler alkaliye dirençli olmadığından, yüksek alkali portland çimento ortamı için uygun değillerdi. Daha sonra, zirkon oksit (ZrO_2) ilavesiyle alkaliye dirençli cam lifi icat edilmiştir (Roy, 2011).

Romauldi'nin çalışmasıyla muhtemelen 1960'lı yıllarda çekme gerilmelerine maruz kalabilen betonun gevrekliğini azaltan kısa çelik lifler içeren bir çimento

kompozitinin etkinliğini göstermiştir (Li, 2008). İlerleyen yıllarda, farklı araştırmalar, farklı lif türlerini veya farklı uzunluklardaki lifleri birleştiren cam, karbon, doğal lif, diğer sentetik lifler ve hibritler gibi çok çeşitli farklı lif türlerini içeren farklı kompozitler geliştirilmiştir. Amaç, yüksek çekme dayanımı ve/veya yüksek çekme şekil değişimine maruz kalabilecek bir malzeme geliştirmektir (Mirza, 2014).

Krenchel ve Shah (1985), İngiltere de 1970'li yılların başlarında betonda polipropilen liflerin kullanıldığını, ancak elde edilen çimento kompozitinin performansının çelik ve cam liflerle güçlendirilmiş beton kadar iyi olmadığını bildirmiştir. Kötü performansın arkasındaki ana nedenler, polipropilen liflerin nispeten düşük elastisite modülü ve çimento matrisi ile sıradan polipropilen lifler arasında oluşan düşük bağ kuvvetidir (M. Roy, 2011). Daha sonra, Danimarka da daha yüksek elastisite modülü, çekme dayanımlı ve daha iyi bağlanma özelliğine sahip polipropilen lifler geliştirilmiştir (Krenchel ve Shah, 1985; M. Roy, 2011).

1971'de Aveston (Li, 2008) ve daha sonra Krenchel ve Stang, 1989'da (Li, 2008), çimento matrisinde sürekli liflerin varlığıyla betonun süneklik davranışının yüzlerce kat artırılabileceğini göstermiştir. Bu malzemeler iri agregalar içermemekte ve bu nedenle, çekme yükleri altında şekil değişimi sertleşme tepkisi gösteren lifli çimento hamuru veya harçlar olarak sınıflandırılmıştır. 1980'lerin başında FRC malzemeleri geliştirilmiştir. Bu malzemeler, tokluğun artmasıyla birlikte şekil değişim yumuşaması olan yarı gevrek davranış sergilemiştir (Mirza, 2014).

Rasgele kısa lifli çimentolu kompozitler ilk olarak 1970'lerde araştırılmış (Aveston ve Kelly, 1973; Aveston, Mercer ve Sillwood, 1974) ve genel olarak, kısa lifler ile güçlendirilen çimentolu kompozitler yarı gevrek davranış göstermişlerdir. Bu davranış, eksenel çekme yüklemelerinde tek bir çatlak düzleminden kademeli olarak lifin sıyrıldığı yalın matris ile karşılaştırıldığında daha sünek şekil değişimi yumuşaması davranışı (more ductile post-peak softening) olarak ifade edilmiştir.

Sürekli lifler kullanarak gevrek malzemelerde (özellikle beton değil) çekme sünekliği elde etmek için ilk sistematik çabalar, Aveston ve Kelly (1973)'ın lifli

kompozitlerin çoklu kırılmasının altında yatan teoriyi ilk kez önerdiği 1973 yılına kadar uzanmasına rağmen, sünekliği yüksek betonların gelişimi 1990'lara kadar ciddi bir şekilde başlamamıştır (Ranade, 2014). 1973 ve 1990 yılları arasında, 1970'lerde Naaman ve diğer., (1973) Naaman ve Shah, (1976), Hillerborg vd., (1976), Morton ve Groves (1976), Marshall ve Cox (1988), Y. Wang vd., (1987) ve Krenchel ve Stang (1989) tarafından, yüksek çekme şekil değişimi davranış gösteren betonların geliştirilmesinde etkili olduğu kanıtlanan, lifli kompozitlerde lif-matris etkileşimlerinin ve kararlı durumda çatlak yayılmasının anahtar mekanizmalarının anlaşılmasında ufuk açıcı katkılar yapılmıştır.

Betonun kırılma tokluğu lif takviyesi ile önemli ölçüde iyileştirilmesine rağmen, çoğu lifli beton, çatlak açılmasının artmasıyla yükün düştüğü yarı-gevrek şekil değişim yumuşaması davranışını gösterir. Bu nedenle çekme şekil değişimi kapasitesi yaklaşık olarak normal beton ile aynı, yani yaklaşık %0,01 gibi düşük seviyede kalmıştır (Yang, 2008). Ancak artan kırılma tokluğu çatlak bölgesindeki liflerin köprüleme hareketindeki enerji yutması ile ilk çatlak genişlemesine direnç göstermede yararlıdır (Li, Wu, Wang, Ogawa ve Saito, 2002). Sünek olarak bilinen ticari lifli çimento esaslı kompozitin (FRC) çekme birim şekil değişimi kapasitesi %0,5'in altındadır (Cheyrezy, Dugat, Boivin, Orange ve Froin, 2004).

Son yıllarda, lifli betonların yukarıdaki paragrafta sözü edilen yarı gevrek davranışını sünek metale benzeyen (ancak farklı bir mekanizmaya sahip) şekil değişim sertleşmesi davranışına dönüştürme çabaları büyük ölçüde başarılı olmuştur. Çoğu durumda uygulanan yöntem, lif içeriğini mümkün olduğu kadar arttırmak ve işlenebilirlik problemlerini ortadan kaldıracak özel işleme tekniklerini benimsemektir. Yüksek oranda kısa kesilmiş çelik tel içeren çimento bulamacı (SIFCON) ve yüksek oranda ağ şeklinde çelik tel içeren çimento bulamacı (SIMCON) gibi çimento esaslı kompozitler, çelik tellerin hacimce %5 ila %20'sini kullanan bu yaklaşımın iyi örnekleridir. Böyle bir yaklaşımın dezavantajı, uygulama aralığının özel işleme gereksinimleri nedeniyle sınırlı olmasıdır. Ayrıca, yüksek lif içeriği yüksek malzeme maliyetine neden olur ve sonuç olarak bu tür materyallerin pratik uygulamalarını daha da kısıtlar (Li ve diğer., 2002). Buna karşılık, SIFCON ve SIMCON gibi malzemelerde

en kesiti 76x38 mm olan (lif uzunluğu 30 mm) kemik şekilli numuneler kullanılarak tek eksenli çekme deneylerinde %1,5'den daha düşük çekme birim şekil değişim kapasiteleri elde edilmiştir (Naaman ve Homrich, 1989). Sürekli (yönlendirilmiş) liflerde (i) anizotropik mekanik özellikler ve (ii) özel proses gerekliliği nedenlerinden dolayı pratik uygulama da sınırlıdır. Bu nedenle birçok araştırmacı matrisin içinde rastgele dağıtılabilen kısa liflerle çalışmaya yönlenmiştir.

Sürekli lifli betonun modern versiyonunu temsil eden tekstil donatılı beton malzemeler Curbach ve Jesse (1999) ve Reinhardt ve diğer., (2003) tarafından geliştirilmiştir. Ayrıca, pultrüzyon edilmiş (pulling + extrusion) sürekli lifli beton yakın zamanda Mobasher ve diğer., (2006) tarafından geliştirilmiştir. Bu çalışmalarda, FRC'nin çekme şekil değişimi yumuşaması tepkisinden farklı olarak tepe noktası sonrası yükselen gerilme davranışı elde edilmiştir.

Ayrıca, çimento laminatlarında (Allen, 1971) veya SIFCON (Slurry Infiltrated Fibre Reinforced Concrete) (Lankard, 1985)'da yüksek dozajda (% 4-20) kesintili lifler kullanan çimento esaslı kompozit malzemeler, normal betondan daha yüksek çekme dayanımı ve çekme şekil değişim kapasitesi elde edilmiştir. Ancak sürekli lifli ve tekstil donatılı çimentolu malzemelerden çok daha düşük çekme sünekliğine sahiptir (M. Li, 2009).

Yönlendirilmiş sürekli lifli çimento kompozitlerdeki şekil değişim sertleşmesinin mikro mekanizması üzerine çalışmaya başlanmasıyla, kısa rasgele dağıtılan lifler ile güçlendirilmiş çimentolu kompozitlerdeki şekil değişim sertleşmesinin mikro mekanizmasının anlaşılmasında hızlı bir ilerleme görülmüştür (Li ve Wu, 1992; Li ve Leung, 1992).

Rasgele kısa liflerin kullanıldığı kompozitlerde çoklu çatlakların gelişimi, lifler ek yüke dayanacak kadar güçlü olduğu sürece mümkün olmaktadır. Köprülenmiş çatlakların çeşitli yollarla (kırılma mekaniği, enerji yöntemi ve J-integral yöntemi dahil olmak üzere) yayılımını inceleyen daha sonraki çalışmalarda (Leung, 1996; Li ve Leung, 1992; Marshall, Cox ve Evans, 1985), kararlı durum çatlağının oluşması

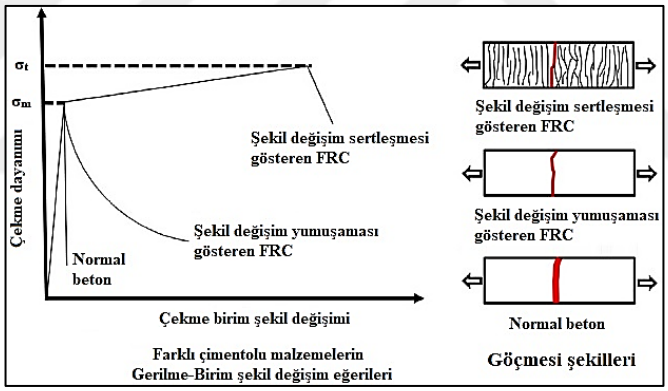
(yani, sabit gerilmede çatlak yayılımında çatlak genişliğinin sabit kalması) ve çoklu çatlama için kriterler türetilmiştir. Bu kriterler ile matrise küçük hacimde (en fazla %2) rasgele dağılan kısa lifler ekleyerek şekil değişim sertleşmesi ve çoklu çatlak davranışına sahip lifli kompozitler başarıyla geliştirilmiştir (Li ve Wu, 1992; Li, 1993).

Literatürde ECC'lerin çoğunda, 4-6 MPa'lık çekme gerilmelerinde yaklaşık %3-5'lik çekme şekil değişimine ulaştığı belirtilmiştir (Li, 1997; Mirza, 2014). ECC ilk olarak Michigan Üniversitesi'nde Prof. Li ve meslektaşları tarafından 1993'de geliştirilmiştir (Li, 2008) ve yaklaşımları çoğunlukla lif, matris ve arayüz arasında sinerjik bir etkileşim yaratmayı amaçlamıştır. Lif içeriği minimum olmasına rağmen (genellikle hacimce %2 veya daha az), yakın aralıklı çok sayıda mikro çatlakların gelişmesiyle, çekme şekil değişiminin arttırılmasına dayanmaktadır. Diğer lifli beton türleriyle karşılaştırıldığında bileşimdeki belirgin benzerliğine (örneğin çimentolu bağlayıcı, ince agregalar, su ve lif) rağmen, ECC'nin tasarım ilkesi oldukça farklıdır. ECC tasarım yaklaşımı, şekil değişimi sertleşmesi davranışı elde etmek için yüksek bir lif içeriği yerine, lif, matris ve lif-matris ara yüzü arasındaki sinerjik etkileşimleri tasarlayarak lif dozajını en aza indirirken, birbirine yakın aralıklı çoklu mikro çatlaklar oluşturarak kompozitin çekme şekil değişim kapasitesini maksimize etmektir (Li, 2009). ECC genellikle hem elastik hem de elastik olmayan yükleme aşamalarında kullanılır, bu nedenle lifler hem normal hem de nihai servis yükleri altında etkili olur (Mirza, 2014).

ECC ile ilgili geniş çaplı çalışmalar, dünyanın birçok araştırma laboratuvarında gerçekleştirilmektedir ve malzemenin son yıllarda 20 ila 210 MPa arasında basınç dayanımı, 10-18 MPa kadar çekme dayanımı ve %5-12'ye kadar çekme birim şekil değiştirme kapasitesine ulaştığını göstermiştir. Bu değer geleneksel betonda %0,01 olup, geleneksel betonun 500-1200 katı olduğu anlamına gelmektedir (Lu ve Leung, 2017; Nematollahi, Sanjayan ve Shaikh, 2016; Soltan ve diğer., 2017; K. Yu, Wang, Yu ve Xu, 2017).

Literatürde, son otuz yılda geliştirilmiş, çekme ve eğilme mekanik özellikleri açısından farklı özellikler sunan farklı kompozit türlerini bulmak mümkündür. Bu

malzemeleri üç kategoride sınıflandırılabilir. Geleneksel beton, geleneksel lifli beton (FRC) ve ECC'nin tipik çekme gerilmesi-şekil değişimi ilişkileri Şekil 2.3'de gösterilmiştir. Karşılık gelen göçme şekilleri sırasıyla gevrek, yarı gevrek ve şekil değişimi sertleşmesi şeklindedir. Çekme yükü altında bu şekil değişimi sertleşmesi davranışı, Şekil 2.2'de gösterildiği gibi matrisin ilk çatlamasından sonra sürekli veya daha yüksek bir yük taşıma kapasitesi elde edilir. Sözde şekil değişimi sertleşmesi (pseudo-strain-hardening (PSH)) kompozit maksimum yüke ulaşıncaya kadar artan yoğunlukta bir dizi matris çatlağının oluşumuyla ilişkilidir. Bunun sonucu olarak yüksek çekme şekil değişimi kapasitesi elde edilmiştir (Li ve Wu, 1992; Li, 1993; Li ve Leung, 1992). Böylece geleneksel betondan birkaç yüz kat daha yüksek çekme şekil değişim kapasitesine sahip ECC üretmek mümkündür. Ek olarak, ECC'nin şekil değişim sertleştirme davranışı, geleneksel beton ve FRC ile karşılaştırıldığında ECC'nin geliştirilen eğilme dayanımı ve kırılma enerjisi ile ilgilidir (Tai, 2015).



Şekil 2.3 Çimentolu kompozitlerin farklı çekme göçmesi davranışları (Ye, Zhang, Han ve Pan, 2019)

1993'te geliştirilen ECC'nin ilk versiyonu, kısa Polietilen (PE) lifler ve tasarlanmış çimentolu bir matristen oluşmaktaydı (Li ve diğer., 2001, 2002). Önemli şekil değiştirme sertleştirme davranışına sahip ilk ECC, yüksek çekme dayanımı ve elastisite modülüne sahip ultra yüksek molekül ağırlıklı polietilen (PE) Spectra® lif ile gerçekleştirilmiştir. Kompoziti oluşturan matrisle PE lifin aderansı lifin hidrofob olması nedeniyle düşük mertebededir. Bu durum lifin çekme dayanımının tam olarak kullanılamamasına yol açmaktadır. Lif yüzeyi plazma işlemiyle hidrofil hale getirilir ve fiziksel olarak pürüzlendirilebilirse söz konusu aderans artar ve lif daha verimli

kullanılabilir. Plazma işlemi gerçekleştirilerek kompozitin çekme dayanımı 6 MPa ve çekme şekil değişimi de %7'ye çıkarılabilmiştir (Li ve diğer., 1996; Wang, 2005).

Bununla birlikte, maliyet hususları nedeniyle, PE liflerin yerini, matrisin ve özellikle lif-matris ara yüzey mühendisliği ile 1990'ların sonlarına doğru yüksek performanslı PVA lifleri (Li ve diğer., 2001, 2002) almıştır. PE Spectra® liflerin yüksek maliyeti nedeniyle düşük maliyetli alternatif lif arayışında, polivinil alkol (PVA) lifler kullanılarak başka bir ECC türü geliştirilmiştir. PVA lifler, PE liflerde olduğu gibi matristen sıyrılmak yerine kopma eğilimindedir (Redon ve diğer., 2001; Wang, 2005). Bunun sonucu olarak mikro mekanik modeller, PVA lifler için, PE liflerin aksine, kompozitte şekil değişimi sertleşmesini sağlamak için ara yüz bağının önemli ölçüde zayıflatılması gerektiğini göstermiştir. Bu nedenle, PVA lif yüzeyinde yağ kaplaması kullanılarak % 4'ü aşan nihai çekme şekil değişimi ve 4,5 MPa'lık çekme dayanımına sahip PVA-ECC geliştirilmiştir (Li ve diğer., 2001, 2002; Wang, 2005).

Günümüzde halen, PVA lifler PE liflere kıyasla düşük maliyetli olmasına rağmen kompozit maliyetinin %50'sini oluşturmaktadır. Maliyeti daha da azaltmaya yönelik olarak Polipropilen (PP) lifler üzerinde çalışmalar yapılmıştır. Ancak geleneksel PP liflerin düşük çekme dayanımı ve çimentolu matrisle yaptıkları bağın çok zayıf olması etkin kullanımlarını güçleştirmiştir (Wang ve diğer., 1990). Çoğu durumda PP lifler, geleneksel betonda plastik büzülme çatlaklarını azaltmak amacıyla çok düşük dozajlarda kullanılmaktadır. Son yıllarda geliştirilen yeni teknoloji ve ileri çekme işlemleri sayesinde yüksek çekme dayanımlı polipropilen lifler (High Tenacity Poly-Propylene-HTPP) ümit verici bir alternatif olarak araştırılmaktadır. Lhoneux ve diğer., (2002), polipropilen liflerin çatlak yayılması, çatlak açıklığı ve kopma modülü değerlerini belirleyerek polipropilen liflerin geliştirilmesi için bazı çalışmalar yapmışlardır. Bu çalışmalarda PE, PVA, PAN lifleri HTPP lif ile kıyaslanmıştır (Lhoneux ve diğer., 2002). Uygun matris-lif kombinasyonu ve etkili karıştırma yönteminin kullanılması ile çekme birim şekil değişim kapasitesi %4 seviyelerinde (geleneksel betondan 400 kat fazla), çekme dayanımı da 3,6 MPa (geleneksel betonla

benzer) olan çoklu çatlak davranışı gösteren HTPP lifli kompozitler üretilmiştir (Ikai, Reichert, Rodrigues ve Zampieri, 2010).

Polipropilen liflerinin yanı sıra, doğal lifler (ağaç ve bitkisel lifler), çelik lifler (polimer liflerle hibritlenmiş) ve karbon nanotüpler gibi diğer lifler, çeşitli ECC'ler de ve bunların uygulamalarında kullanılmak üzere ilgili matrisleri ile incelenmiştir (Ranade, 2014). Yeni lif arayışları bugün de hala devam etmektedir.

2.3 ECC'nin Geleneksel Betondan Ve FRC'den Farkı, Avantaj Ve Dezavantajları

1. Çekme şekil değişimi: ECC'yi geleneksel beton ve lif takviyeli betondan (FRC) ayıran en önemli farkı ECC'nin üstün sünek özelliğidir. Geleneksel betondan farklı olarak ECC bünyesinde rastgele dağılmış lifler, çatlaklardaki köprüleme davranışlarıyla gerilmeleri kendi üstlerine alarak çatlamamış bölgelere iletiler. Böylece betonun kullanılmayan bölgelerinin de kullanılmasını olanak sağlarlar (Solmaz, 2016). ECC'nin yüksek çekme sünekliliği, aşırı yük altında geleneksel betonarme yapıda gözlenen yapısal bütünlüğünü kaybetme davranışını önleyerek ECC ile üretilen yapıların mekanik performansını büyük ölçüde yükseltir. Şekil değişimi sertleşmesi davranışıyla ECC'de karışıma bağlı olarak, çok yakın aralıklı mikro çatlakların oluşmasıyla çekme şekil değişim kapasitesi %10-12'ye kadar ulaşabilmektedir (Yu ve diğer., 2018, 2017; Ding, Yu, Yu ve Xu, 2018a; Zhang, Yuvaraj, Di ve Qian, 2019).

2. Çekme dayanımı ve çekme tepe noktası tokluğu: Lif takviyeli beton (FRC) çekme yüklemesi sırasında, matris en zayıf kesitinden çatlamaya başlar. Ancak betondaki lifler, oluşan çatlakları tutmaya çalışır ve betonun tüm çekme yükünü taşır. Bu nedenle lif donatılı betonun yük taşıma kapasitesi sıradan betona göre daha fazladır. Bir süre sonra ilk çatlak meydana gelir ve lifler beton bünyesinden sıyrılmaya başlar. İlk çatlak dayanımına kadar (σ_m) gerilme ve şekil değişimi hem FRC hem de ECC'de doğrusal bir ilişki gösterir. Ancak ECC çekme yüklemesi sırasında, lifler çatlağı durdurur ve gerilme yükünü üstlenir. Lifler, ilk çatlak oluştuktan sonra FRC kadar kolay

sıyrılmazlar. Bu sıyrılma sertleştirmesi davranışı nedeniyle, ECC, Şekil 2.3'de gösterildiği gibi diğer bölgelerde yeni çatlaklar oluşturan artan bir yük taşıyabilir. Bu işlemi tekrarlayarak ECC, birden fazla çatlama davranışı sergiler. Bu nedenle, ardışık gelişen çoklu çatlama, ECC'nin şekil değişimi sertleşmesi davranışına neden olur ve bu davranış FRC'de görülmez. Bu nedenle ECC'nin çekme dayanımı (Şekil 2.3'deki σ_t), çoklu çatlak oluşumundan dolayı FRC'den daha fazladır. ECC, çekme dayanıma ulaştıktan sonra şekil değişimi yumuşaması davranışı gösterir. Bundan sonra FRC'deki ilk çatlak dayanımından sonrasında olduğu gibi şekil değişimi yumuşaması davranışı gösterir. Şekil 2.4'de FRC ile ECC'nin göçme mekanizması arasındaki fark gösterilmektedir. Dolayısıyla, sünek yapı davranışı olan aşama-II, ECC'de mevcuttur ancak FRC'de yoktur. Şekil değişimi sertleşmesi davranışı elde etme koşulu, kompozitin çatlama sonrası dayanımın, ilk çatlak dayanımından daha büyük olması gerekmektedir ($\sigma_t \geq \sigma_m$) (Rath ve diğer., 2015). Bu kısım hakkında Bölüm 3'de daha detaylı olarak bahsedilmiştir. Böylece geleneksel beton ve FRC'ye kıyasla ECC'de daha yüksek çekme dayanımı ve çekme tepe noktası tokluğu elde edilmiş olur (Tai, 2015). ECC'de yüksek çekme tepe noktası tokluğu özelliği nedeniyle ani ya da tekrarlı yüklemelerde daha dayanıklı olması avantajları arasında sayılabilir.

Son zamanlarda, araştırmacılar çekme dayanımı 16 MPa'dan daha fazla ve çekme şekil değişimi %8 civarında olan UHP-ECC'yi geliştirmişlerdir. Bu çekme şekil değişimi değeri, çelik çubukların eşik kayma gerilmesinde gözlenen değere yaklaştığı bildirilmiştir (Ding ve diğer., 2018a, Yu ve diğer., 2017). UHP-ECC'nin bu çekme özellikleri, bazı özel durumlarda çelik olmayan yapı elemanlarını imal etmek için yapı çeliğinin miktarını büyük ölçüde azaltma veya hiç kullanılmama imkânı sağlayabileceği belirtilmiştir (Ding ve diğer., 2018b, Zhan ve diğer., 2018). Böylece ECC'nin daha yüksek mekanik özellikleri, yapı mühendisliğinde daha geniş bir şekilde uygulanmasını sağlayabileceği vurgulanmıştır (Ding ve diğer., 2018b).

3. Çatlak genişliği: İlk çatlak sonrasındaki birim şekil değişimi seviyelerinde, geleneksel beton tek ve geniş bir çatlak ile deforme olurken, ECC çok sayıda ve dar çatlak ile deforme olur (Şekil 2.1). Bu da ECC'nin dar çatlak genişliğini kendi kendine kontrol etme mekanizmasını ortaya çıkarır. Aksine, normal beton ve geleneksel lifli

betonda, çatlak genişliği kontrolü için çelik donatı kullanılır. ECC, donatının bulunmadığı durumda, yaklaşık 60 μm'ye kadar kendi kendine kontrol edilen dar bir çatlak genişliğine sahiptir. Bu donatılı geleneksel betonda ve lifli betonda gözlenen tipik çatlak genişliğinden çok daha küçüktür. Deneysel bir çalışmada (Lepech ve Li, 2005), %1,5 çekme birim şekil değiştirme altında, ECC'nin çatlak genişliği donatılı harcınkinden çok daha küçük olduğu ve donatılı harçtan daha az su geçirgenliğine sahip olduğu bulunmuştur.

4. Basınç dayanımı: Geleneksel ECC yüksek dayanımlı betona benzer basınç dayanımı gösterirken (örneğin 60 MPa'dan büyük) (Lepech ve Li, 2008), son zamanlarda geliştirilen ECC'ler de 120-210 MPa gibi ultra yüksek basınç dayanımlarına ulaşıldığı araştırmacılar tarafından belirtilmiştir (Ranade, Li, Stults, Heard ve Rushing, 2013). Ding ve diğer., (2018a), basınç dayanımı 120 MPa ve elastisite modülü 44,3 GPa olan ultra yüksek performanslı bir mühendislik ürünü kompozit (UHP-ECC) geliştirilmiştir (çekme dayanımı ve çekme şekil değişim kapasitesi sırasıyla 16 MPa ve %8 civarındadır). (Ding ve diğer., 2018a, Yu ve diğer., 2017). Huang vd. (2021) tarafından gerçekleştirilen başka bir çalışmada, basınç dayanımı 210 MPa ve elastisite modülü 52,5 GPa özelliklerine sahip ECC'yi geliştirilmiştir (çekme dayanımı ve çekme şekil değişim kapasitesi sırasıyla 16 MPa ve %5,2'dir).

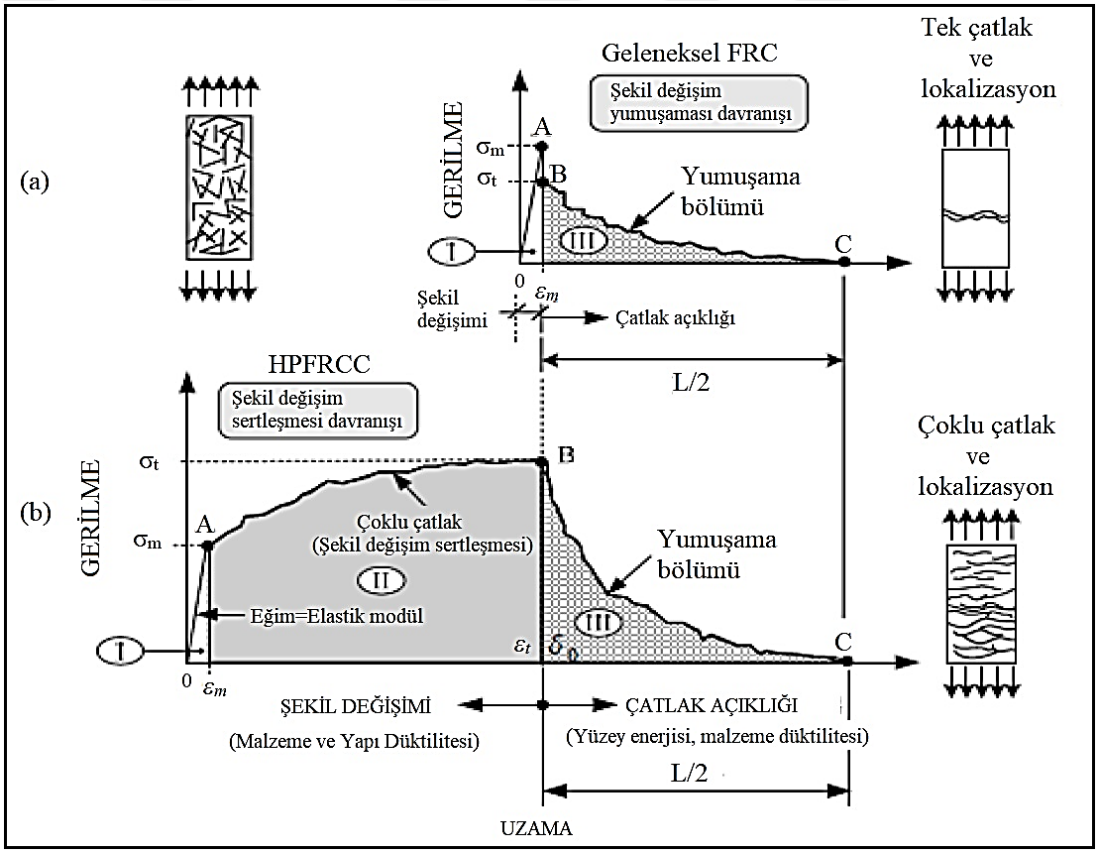
5. Dayanıklılık ve maliyet: ECC'deki 100 μm altındaki çatlak genişliği nedeniyle, geleneksel betonla karşılaştırıldığında daha geçirimsiz ve dayanıklı bir malzemedir. ECC'nin donma-çözülme döngüleri, kuruma büzülmesi, sıcak suya daldırma, klorik daldırma, buz çözme-tuz maruziyeti ve alkali-silika reaksiyonu gibi agresif, çeşitli mekanik ve çevresel yükleme koşulları altında yapıların dayanıklılığını önemli ölçüde artırabildiği ve dolayısıyla bakım maliyetlerini azaltabileceği bildirilmiştir (Li, 2008). Ayrıca ECC, yüksek çekme sünekliği ve mikro çatlama kabiliyetleri nedeniyle, sismik uyarıya bağlı olarak servis düzeyinde onarım maliyetlerini düşürmek için çekici bir alternatiftir (Wong, 2018). Bütün bunlar da yapıların yaşam döngüsü maliyetini düşürdüğü bildirilmiştir. ECC'nin başlangıç maliyeti geleneksel betona göre 2-3 kat daha yüksek olduğu belirtilse de (Keoleian ve diğer., 2005), sonraki yıllarda bakım

maliyetlerinin azalması ve yapının hizmet ömrünün uzamasıyla ilk yatırım kolayca geri kazanılabileceği bildirilmiştir (Li, 2003; Mirza, 2014).

6. Karışım bileşenleri: Tipik ECC karışımı çimento, ince agrega, uçucu kül, su, katkılar ve %2 lif içeren (kısa ve rastgele yönlendirilmiş) polimerik liflerden oluşur (Ma ve diğer., 2015). FRC ve geleneksel betona göre karışım bileşenindeki ilk farklılık polimerik liflerin kullanımıdır. Polietilen (PE), Polivinil alkol (PVA) ve yüksek dayanımlı polipropilen (HTPP) gibi çeşitli polimer lifler ECC'de başarıyla uygulanmıştır (Şekil 3) (Soltan ve diğer., 2017). İkinci farklılık ise, ECC'de kaba agregaların olmamasıdır. ECC'de şekil değişimi sertleşmesi elde etmek için matris kırılma tokluğu, maksimum lif köprüleme gerilmesine ulaşmadan önce çoklu çatlama meydana gelebilecek şekilde sınırlandırılmalıdır. Bu nedenle, geleneksel beton karışımındaki kaba agregaların kullanılmaması gerekir. Ayrıca kaba agrega kullanılmamasının başka bir nedeni de, liflerin homojen dağılımını engellemesidir. Ancak kaba agraga kullanılmadığında, geleneksel betona kıyasla daha yüksek bir çimento kullanımına neden olur. ECC'de çimento hamuru veya harcı bir matris olarak ince kum ile kullanır ve tipik olarak 830 ila 1200 kg/m^3 aralığında çimento içeriğine ulaşabilmektedir (Wang ve Li, 2007). Sonuç olarak geleneksel betonla kıyaslandığında, ECC tipik olarak iki ila üç kat daha yüksek çimento içeriğine sahiptir. Ancak mineral katkılarla çimento ihtiyacı daha düşük seviyelere indirilebilmektedir (Tosun-Felekoğlu, Gödek, Keskinateş ve Felekoğlu, 2017).

7. ECC'nin dezavantajları: Geleneksel beton ve FRC karşılaştırıldığında, ECC'nin olumlu malzeme özelliklerine rağmen, ECC'nin kullanımı azdır. Bunun nedeni, yüksek maliyetler, tasarım kılavuzlarının veya kodların bulunmaması, spesifik uygulama alanlarının (onarım ve güçlendirmede kaplama malzemesi, depreme dayanıklı yapı tasarımında perdeleri bağlayan kiriş eleman, köprülerde genleşme derzleri, bağlantı noktalarındaki hareketli kısımlar vb.) az olması vb. gibi birçok nedenden kaynaklanmaktadır. Ayrıca, laboratuvarda test edilen elemanlar ile pratikteki ECC uygulamaları arasında bir ölçeklendirme sorunu olabilir (Tai, 2015). Laboratuvarda ECC çoğunlukla küçük miktarlarda üretilir ve eleman kalınlığının lif uzunluğuna yakın olduğu nispeten küçük eleman boyutlarında test edilmektedir.

Pratikte daha büyük miktarlarda ECC ve nispeten daha kalın elemanlar, daha yüksek eleman kalınlığı/lif uzunluğu oranı ile birçok durumda gereklidir. Ek olarak, üretim miktarlarının ve elemanların boyutunun yükseltilmesi, dayanım açısından sırasıyla malzeme özelliklerinde düşüşe ve ölçekleme sorunlarına yol açabilir. İkincisi için, normal betonun, eleman boyutu belirli boyutlara yükseltildiğinde dayanımı düşürdüğü bilinmektedir. Bu, beton ve diğer yarı gevrek malzemeler için boyut etkisi ile açıklanmaktadır (Bazant ve Planas, 1998). Bununla birlikte, ECC'deki boyut etkisi hakkında bilgi birikimi henüz yeterli değildir (Tai, 2015). Ayrıca ECC'de kullanılan yerel malzemeler performansı büyük ölçüde değiştirdiğinden, global olarak kabul edilen karışım tasarımının oluşturulması oldukça zor görünmektedir.



Şekil 2.4 ECC'nin çekme şekil değişimi yumuşama ve sertleşme davranışı (Rath ve diğer., 2015)

ECC'de kaba agrega bulunmaması ve çok miktarda çimento esaslı malzemenin kullanılması, normal betona kıyasla nispeten daha küçük bir elastisite modülü ile sonuçlanmıştır (Xu ve Cai, 2010). Malzeme ölçeğindeki düşük elastisite modülüne sahip normal dayanımlı ECC, hizmet verilebilirlik sınırında daha büyük bir sehime

neden olacak ve yapı elemanı ölçeğindeki daha düşük rijitliğe neden olacaktır. Ayrıca, 60 MPa basınç dayanımına sahip geleneksel ECC'nin çekme dayanımı 3-6 MPa aralığına düşmüştür (Li, 2003). Bu yüzden son zamanlarda araştırmacılar, 10 MPa'dan daha yüksek çekme dayanımı, 100 MPa'dan daha yüksek basınç dayanımı ve aynı anda normal betonunkine yaklaşan elastisite modülü ile yüksek dayanımlı çimentolu esaslı kompozitler (High Strength Engineered Cementitious Composites (HS-ECC)) geliştirmek için büyük çaba harcamıştır (Kamal, Kunieda, Ueda ve Nakamura, 2008).

ECC'nin geleneksel betona kıyasla diğer avantajları Tablo 2.1 'de özetlenmiştir.

Tablo 2.1 Geleneksel beton ile ECC'nin özelliklerinin karşılaştırılması

Özellikler	Geleneksel Beton (Şahmaran ve diğer., 2012)	PVA ECC (Şahmaran ve diğer., 2012)	Ultra yüksek düktiliteli çimentolu kompozitler (Yun, Kim, Lee ve Rokugo, 2011; S. Zhou, Xie, Jia ve Wang, 2020)
Çekme şekil değişim kapasitesi	%0,01-%0,02	~ %2-5 (yaklaşık 200-500 kat daha sünek)	~ %3-%13
Tek eksenli çekme dayanımı (MPa)	3-4	4-5	4-20 MPa kadar
Eğilmede çekme dayanımı (MPa)	5-8	10-14 (yaklaşık 2 kat daha sünek)	31 MPa kadar
Basınç dayanımı (MPa)	30-60	40-150 (3 kata kadar daha yüksek)	210 MPa kadar
Kısıtlanmış rötre çatlak genişliği	1 mm	0,03 mm	---
Boyutsal uyumluluk	Zayıf	Geleneksel betonla uyumlu	Geleneksel betonla uyumlu
Geçirimlilik (m/s)	$1,7x10^{-5}$	$2,5x10^{-10}$ (çok daha düşük geçirimlilik)	---
Dona karşı dayanım	Hava sürüklenmişse iyi	En az hava sürüklenmiş beton kadar dayanıklı	PVA-ECC'nin iki katı
Yorulma mukavemeti	Zayıf	Geleneksel betona oranla onlarca kat daha iyi	---
Çatlama/Tabakalanma Korozyona dayanım Darbe dayanımı	Gevrek Zayıf Zayıf	Sünek Üst düzey Üst düzey	Sünek Üst düzey Üst düzey (FRC'den daha iyi)

2.4 ECC'nin Uygulama Örnekleri Ve Yapısal Elemanlarının Davranışı

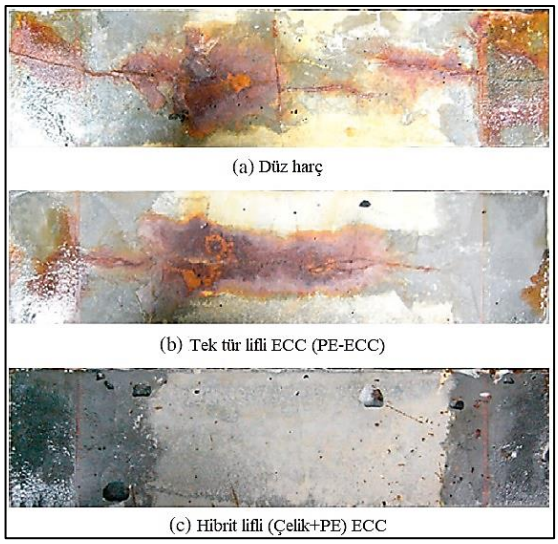
ECC gösterdiği düktilite artışıyla deforme olabilme kapasitesi yüksek yapı elemanlarının üretiminde kullanılabilir. Kullanım alanlarına örnekler aşağıda listelenmiştir.

- Dayanıklılık problemlerin giderilmesinde: 1- Japonya'da büyük ölçekli uygulamada (Rokugo, Kunieda ve Lim, 2005), alkali silika reaksiyonu (ASR) kırılmasıyla hasar görmüş bir beton istinat duvarının (genişlik 18 m ve yüksekliği 5 m) onarımı için 50-70 mm kalınlığında ECC kullanılmıştır. Onarımdan sadece bir ay sonra, normal harç ile tamir edilen bloklarda çatlama görsel olarak gözlenirken, ECC ile onarılan kaplamada ise onarımdan 7 ay sonrasına kadar geçen sürede herhangi bir çatlama gözlenmemiştir. ECC onarım bloklarındaki çatlak genişlikleri 10. ve 24. aylarda sırasıyla 50 μm ve 120 μm'den düşük değerlerde çıkmıştır. Bunun yanında, normal tamir harcı bloğundaki çatlak genişlikleri 10. ve 24. aylarda sırasıyla 200 μm ve 300 μm olarak gözlenmiştir (Rokugo ve diğer., 2005). Ayrıca bu çalışma ECC'nin uzun dönem performansı hakkında bilgi vermesi açısından oldukça önemlidir.

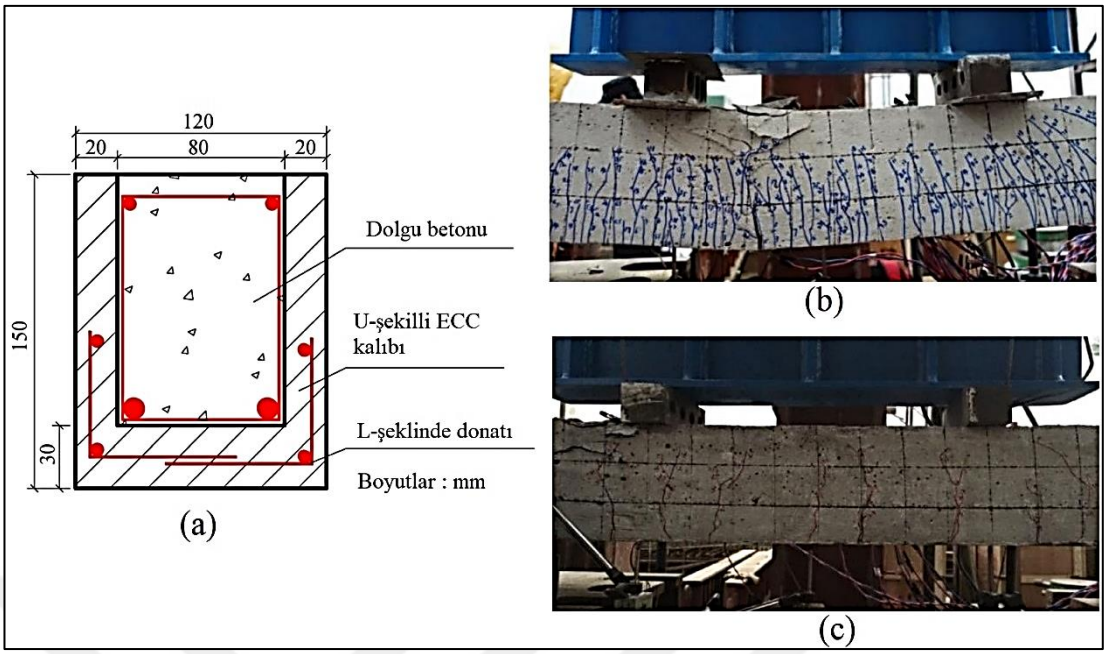
2- Agresif maddelere maruz kalan betonarme kirişlerin korozyon direncini iyileştirmenin alternatif bir yöntemi olarak Maalej ve Li (1995), betonun ana eğilme donatılarını çevreleyen kısmının ECC malzemesiyle değiştirildiği RC eğilme elemanları için yeni bir tasarım önermiştir. Katmanlı ECC'li bu alternatif tasarımın iki seviyeli koruma sağlayabileceği önerilmiştir: *Birincisi*, agresif maddelerin betona geçişini önleyebilir, dolayısıyla donatı korozyonunu önleyebilir. *İkincisi*, korozyonun başladığı en uç durumda, uzunlamasına çatlaklar nedeniyle hızlanan korozyon azalacak/önlenecek ve günümüzün birçok RC yapılarında ortak olan dökülme ve ayrışma (delaminasyon) sorunları önlenecektir. Bu, ECC'nin yüksek şekil değişim kapasitesi ve kırılma direnci özellikleri sayesinde oluşacağı bildirilmiştir. Bu düşünceye doğrultusunda Ahmed ve Mihashi (2010), düz harç, tek tür ve hibrit lifli ECC malzemeleriyle yapılan çatlak çelik takviyeli kirişlerin korozyon direncini değerlendirmişlerdir. Monofiber ECC, hacimce %1,5 polietilen (PE) fiber içerirken, hibrid lifli ECC'nin %0,75 PE ve %0,75 çelik lif içerdiği bildirilmiştir. Kiriş numuneleri 100 × 100 × 400 mm boyutunda olduğu ve nihai yüklerinin yaklaşık %80'i kadar ki yük üç noktalı eğilme altında uygulanarak önceden kırılmıştır. Tek tür ve hibrit lifli ECC kirişleri, sırasıyla 0,05 mm ve 0,026 mm ortalama çatlak genişliğine sahip çok sayıda çoklu çatlak sergilerken, harç karışımı 0,2 mm genişliğinde tek bir çatlak sergilemiştir. Bu kiriş numuneler üzerinde gerçekleştirilen korozyon deneyi sonuçları, normal harç ve tek tür lifli ECC muadillerine kıyasla, hibrit lifli ECC

kirişlerinde en yüksek korozyon direnci değerinin elde edildiğini göstermiştir. Hibrit lifli ECC numunelerinin korozyona bağlı hasarına karşı daha iyi direnci, Şekil 2.56'de gösterilmiştir. Bu durum, hibrit lifli ECC malzemesinin diğerlerine kıyasla daha iyi çekme şekil değişimi sertleşmesi özelliklerine bağlanmıştır. Yazarlar, hibrit lifli ECC'lerin bu üstün korozyon dayanıklılığı nedeniyle potansiyel yapısal kullanımı açısından önemli olduğunu belirtmişlerdir (Maalej ve diğer., 2012).

- Yapı Performans/Maliyet oranını arttırmada: 3- ECC'nin yüksek maliyeti geniş bir şekilde uygulanmasına engel olmaktadır. Maliyeti düşürmeye yönelik olarak Qiao ve diğer. (2019), Şekil 2.6a'da kesiti gösterilen U-şekilli bir ECC kalıbı ve dolgu betonu olan bir kompozit kiriş geliştirmiştir. ECC/RC kompozit kirişin eğilme performansı deneysel olarak incelenmiştir. Çalışma sonuçlarına göre, aynı donatı konfigürasyonları altında, ECC/RC kompozit kirişler, muadili normal RC kirişine kıyasla süneklik, yük taşıma kapasitesi ve hasar toleransı açısından eğilme performansında artışlar sergilediği bildirilmiştir (Şekil 2.6b ve 2.6c). ECC/RC kirişlerinde ara yüzeyin pürüzlü olması, eğilme etkisindeki kirişin tepe yükü üzerinde önemli etkisi olmasa da sünekliliğini pozitif olarak etkilediği belirtilmiştir (Qiao, Pan, Xue ve Meng, 2019).

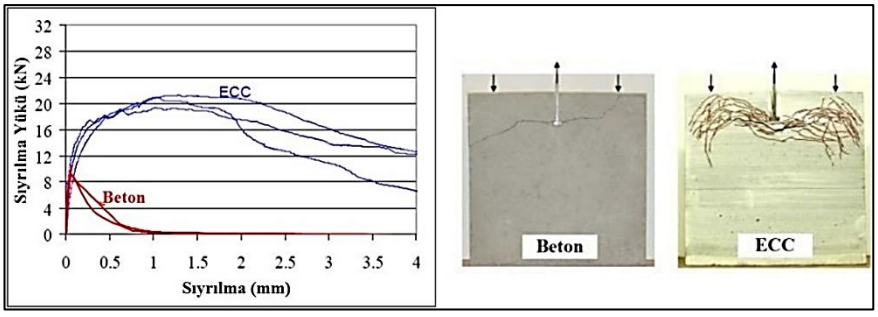


Şekil 2.5 14 haftalık hızlandırılmış korozyon testinden sonra kirişlerde korozyon kaynaklı hasar (Maalej ve diğer., 2012)



Şekil 2.6 (a) Kiriş kesit detayları, (b) ECC/RC kompozit kirişinde göçme sonrası çatlak deseni ve (c) normal RC kirişinde göçme sonrası çatlak deseni (Qiao ve diğer., 2019)

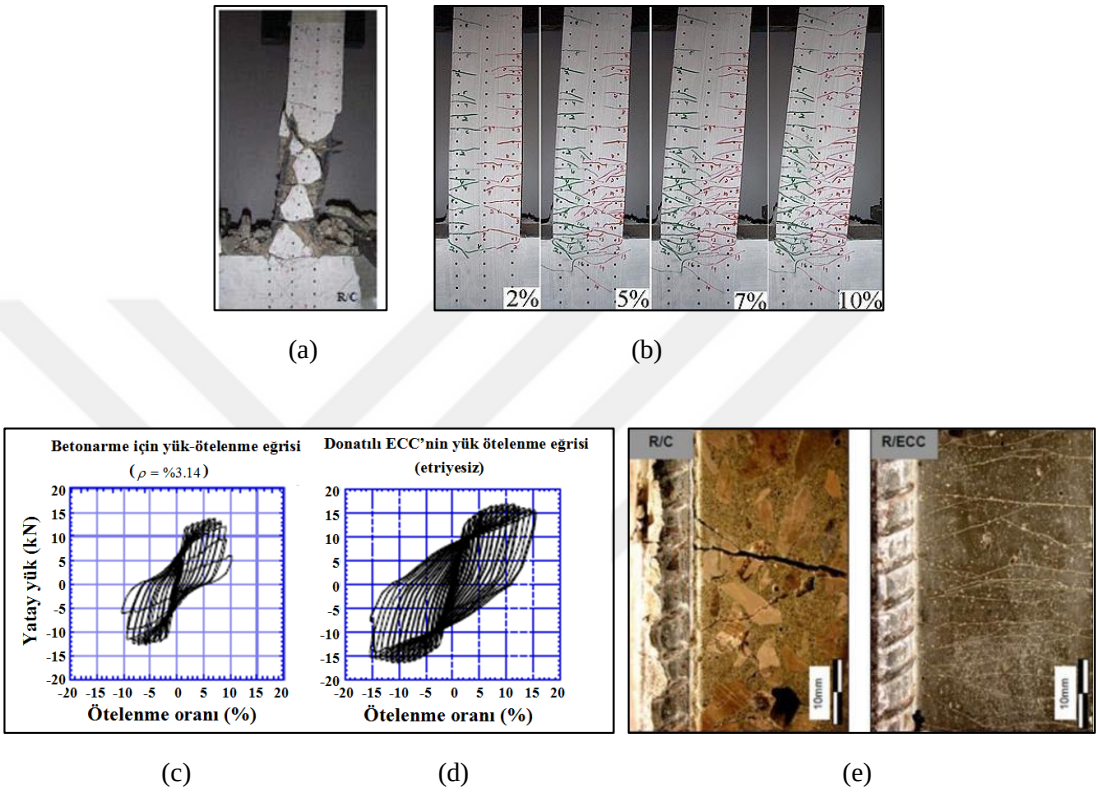
- Aderans dayanımı geliştirmede: 4- Başka bir çalışmada (Li ve Qian, 2005), doğrudan çekme etkisindeki ankraj vidasının geleneksel beton ve ECC'den sıyrılmasını incelemiştir (Şekil 2.7). Bu deney düzeneğinde de ECC'nin performans üstünlüğü hem grafikten hem de deney örneklerinde oluşan çatlakların sayısı ve dağılımından açıkça görülmektedir.



Şekil 2.7 Doğrudan çekme etkisindeki ankraj vidasının geleneksel beton ve ECC'den sıyrılması (Li ve Qian, 2005)

- Depreme dayanıklılığı arttırma çalışmalarında: 5- Fischer ve Li (2003), silindirik yükleme altında R/ECC eğilme elemanlarını test etmiştir. Bir R/ECC kolonunun davranışı, normal bir R/C kolonunun davranışı ile karşılaştırılmıştır. Numunenin

detayları Şekil 2.8'de gösterilmektedir. R/ECC sütunu, Şekil 2.8c ve 2.8d'de gösterildiği gibi, daha büyük enerji yayılımına ve şiddetli yükleme altında önemli bir hasar toleransına sahip tam bir histeretik döngü göstermiştir. Ayrıca R/ECC eğilme elemanlarının tabanında etriye kullanılmadığı bildirilmiştir.



(a) (b)

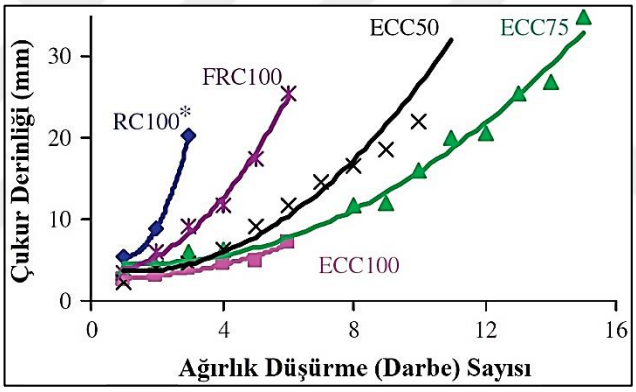
(c) (d) (e)

Şekil 2.8 Betonarme çerçevelerde düğüm noktasında plastik mafsal oluşumu; (a) Klasik betonarme düğüm noktası, (b) Matrisi lifli mikro beton (ECC) olan betonarme düğüm noktası, (c) klasik betonarme için yatay yük-ötelenme oranı histeresiz çemberi, (d) Matrisi ECC olan betonarme için yatay yük-ötelenme oranı histeresiz çemberi, (e) farklı ötelenme seviyelerinde düğüm noktası çevresindeki çatlak gelişimi (Li, 2006)

- Patlamaya / darbeye dayanıklı panellerin üretiminde: 6- Hibrit lifli ECC'nin yüksek süneklik ve kırılma enerjisi göz önüne alındığında, Zhang, Maalej ve Quek (2007) patlamaya dayanıklı koruyucu panellerin yapımı için bu malzemenin kullanılmasını önermiştir.

Zhang, Maalej ve Quek (2007) tarafından patlamaya dayanıklı koruyucu panellerin yapımı için hibrit lifli ECC (hacimce %0,5 çelik ve %1,5 polietilen lifler) panelleri üzerinde çalışmalar yapmışlardır. Bu kapsamda, patlama sonrası fırlayan parçaların

neden olduğu hasar ve göçme modlarını değerlendirmişlerdir. Bu amaçla, darbe yükü altında tepkilerini ve performanslarını incelemek için tam ölçekli hibrit lifli ECC, geleneksel donatılı beton (RC) ve çelik lifli beton (FRC) püskürtme panelleri üzerinde (2m × 1m × 0,05-0,1m) ağırlık düşürme (darbe) deneyleri gerçekleştirilmiştir. Deney sonuçları, hibrit lifli ECC panellerinin hem RC hem de FRC liflilere kıyasla daha az hasar, çok sayıda darbeye karşı önemli ölçüde geliştirilmiş darbe direnci, gelişmiş süneklik ve enerji sönümleme kapasitesi sergilediğini göstermiştir. RC paneli üzerindeki 1. ağırlık düşürmede oluşan çukur derinliği, hibrit lifli ECC panellerinde 10. ağırlık düşürmeden sonra oluştuğu belirtilmiştir. Çok sayıda ağırlık düşürme sonrasında tüm panellerde oluşan çukurun derinlikleri Şekil 2.9'da özetlenmiştir. Sonuç olarak, patlamaya dayanıklı koruyucu panellerin yapımında hibrit lifli ECC'nin kullanılması önerilmiştir (Maalej ve diğer., 2012).



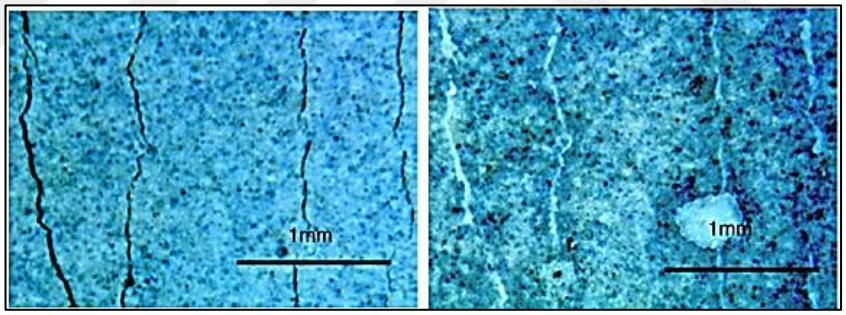
Şekil 2.9 Farklı malzeme ve kalınlıktaki numuneler için darbe sayısına karşı girinti derinliği (RC100, 100 mm kalınlığındaki bir RC örneğini ifade eder. Donatı oranları RC100, FRC100, ECC100'lerde %0,6, ECC75'de %0,8 ve ECC50'de %1,0'dır) (Maalej ve diğer., 2012)

- Viyadük/köprü çalışmalarında tabliye ve genleşme derzi olarak: 7- Hiroshi ve diğer., (2005), 2004 yılında Hokkaido'daki (Japonya) Mihara Köprüsü üzerindeki çelik platformda, yük taşıma kapasitesini ve yorulma direncini iyileştirmek için çelik döşeme üzerine ECC kaplaması yapıldığını belirtmiştir (Şekil 2.10).



Şekil 2.10 ECC'nin Mihara köprüsü'ne yerleştirilmesi (Hiroshi ve diğer., 2005)

- İyileştirilme/rehabilitasyon ve güçlendirmede: 8- ECC'nin bir diğer özelliği de kendi kendini onarabilme yeteneğidir. Normal betonda çatlak meydana geldiğinde zaman içinde gelen yükler etkisiyle çatlak genişliği artarak dayanım ve durabilite açısından önemli sorunlara neden olmaktadır. Ancak, ECC'de çoklu çatlak davranışına bağlı olarak oluşan çatlaklar fazla genişlemeden mikron mertebesinde tutulabilmektedir. Oluşan bu mikro çatlaklar, zaman içinde çeşitli kimyasal olaylarla kendini onarma yeteneğine sahiptir (Şekil 2.11) (Qian ve diğer., 2009).



(a) (b)

Şekil 2.11 Kendiliğinden iyileşme öncesi ve sonrası ECC'deki mikro kapsüller (a) Kendini iyileştirmeden önce (b) Kendi kendini iyileştirdikten sonra (Qian ve diğer., 2009)

Kendiliğinden iyileşme, çatlamış ECC'nin dayanımını belirgin bir şekilde artırabilir ve böylece kompozitin gerçek mekanik özelliklerine kavuşmasını sağlar. Çimento esaslı malzemelerdeki çatlak genişlikleri 150 μm'nin altında, tercihen 50 μm'nin altında kalması kendini iyileştirici davranışa geçmesi için yeterlidir. Ayrıca, kendiliğinden iyileşmenin gerçekleşmesi için dört veya beş ıslanma-kuruma çevrimi (döngüsü) gerekli olduğu bildirilmiştir (Qian ve diğer., 2009). Yüksek seviyede, hatta %2 veya %3'e kadar önceden yüklemeye tabi tutulmuş olan ECC numuneleri için,

malzeme kendiliğinden iyileştikten sonra %1,8 ila %3,1 çekme birim şekil değişim kapasitesini koruyabildiği bulunmuştur. Diğer bir deyişle, ECC'nin süneklik özelliği korunmaktadır.

9- ECC'nin ABD'deki ilk saha uygulamalarından biri olarak, 2002'de bir beton köprü tabliyesi yaması tamamlanmıştır. Bu çalışma sırasında, bozulmuş bir köprü tabliyesinin bir bölümü ECC ile onarılırken, kalan kısmı yaygın olarak kullanılan ticari bir beton yama malzemesi ile onarılmıştır (Şekil 2.12). Onarılan köprü güvertesi, canlı yüklere ek olarak, 6'dan fazla Michigan kış döngüsü yaşadığı belirtilmiştir. ECC yama onarımı, 50 μm'den daha az sınırlı küçük mikro çatlaklar ile bu kombine yükleme ortamında hayatta kalırken, beton onarım kısmı, 3-5 mm'den fazla genişlikte lokalize çatlaklar oluştuğundan 2005 yılında yeniden onarım gerektirdiği bildirilmiştir (Arık, 2011; Li, 2008). Ayrıca bu çalışmada ECC'nin uzun dönemli performansı hakkında bilgi veren nadir çalışmalardan biri olması açısından oldukça önemli olduğu bildirilmiştir.



Şekil 2.12 Michigan köprü tabliyesinde ECC yama onarımı (Arık, 2011)

10- Güçlendirme, ECC'nin en yararlı uygulamalardan biri olarak düşünülür. Çoğu durumda mevcut beton yapıların fonksiyonunu iyileştirmek için yüzey koruma katmanı olarak kullanılır. Başta Japonya'da olmak üzere ECC'yi uygulayan pek çok güçlendirme projesi gerçekleştirilmiştir. Şekil 2.13, Japonya'nın Hiroshima Eyaletindeki Mitaka Barajı'nın bozulan beton yüzeyini korumak için Nisan 2003'teki onarımını göstermektedir. 60 yaşın üzerinde olan bu baraj ciddi şekilde hasar görmüş beton yüzeye sahiptir. Baraj beton yüzeyine PVA lifli ECC ıslak karışım püskürtme

yöntemiyle yaklaşık 600 m^2'lik alanda 20 mm kalınlıktaki uygulanmıştır. ECC'nin çatlak genişliğini küçük seviyede tuttuğu (0,1 mm'nin altında) ve ana baraj yapısına su girmesini sınırlandırdığı gözlemlenmiştir (Rokugo, 2018).



(a) (b)

Şekil 2.13 Baraj güçlendirme uygulaması (a) Mevcut baraj yapısına genel bakış, (b) Mitaka Barajının su geçirmezlik için ECC ile sprey onarımı (Rokugo, 2018)

11- Eski sulama kanallarının rehabilitasyonu kapsamında kanalların bozulan yüzeylerinin onarımında ECC kullanılmıştır. Önce su kanalının eski yüzeyi su jeti ile temizlenmiş ve sonrasında, 5 mm veya daha fazla kalınlığa kadar ECC püskürtme işlemi uygulanmıştır (Rokugo, Kanda, Yokota ve Sakata, 2009) (Şekil 2.14). ECC'nin 2005 yılından bu yana sulama kanallarının rehabilitasyonuna uygulanması 300'den fazla sahada 200.000 m^2'yi aşan uygulamaları bulunmaktadır. Bir yüzey kaplama malzemesi olarak ECC için gerekli performanslar arasında, karbonatlaşmanın engellenmesi, donmaya karşı direnç ve çatlak genişliğinin kısıtlanması gibi konularda etkili olduğu bildirilmiştir.



(a) (b)

Şekil 2.14 Suyolu yenileme uygulaması (a) doğrudan püskürtme işlemi, (b) tamamlandıktan sonra genel bakış (Rokugo ve diğer., 2009)

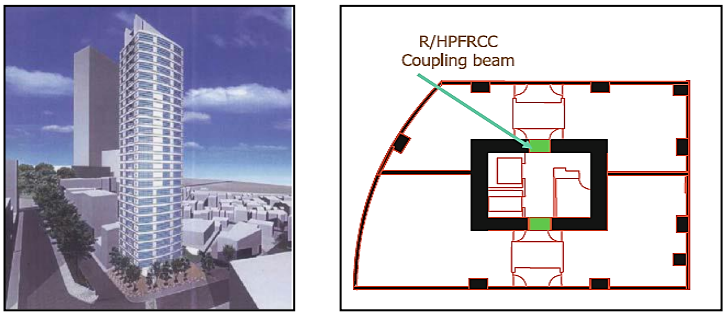
12- Viyadük iyileştirme uygulaması Şekil 2.15'de gösterilmiştir. Alt yüzeyde kemerler ve kirişler üzerine ECC ile korunma tabakası oluşturulmuştur. Bu elemanlar yorulma yüküne maruz kalır ve eğilme yorgunluğu çatlaklarını içerir. ECC ile yorulma yükü nedeniyle genişlikte dalgalanan bu çatlaklar üzerinde koruma katmanları oluşturulduğundan dolayı yüzey koruma tabakası da bu yorulma yüküne karşı direnç kazanmıştır (Rokugo ve diğer., 2009).



Şekil 2.15 Viyadük yenileme uygulaması kapsamında mevcut yapı üzerine püskürtme yöntemiyle ECC katmanı oluşturulması (Rokugo ve diğer., 2009)

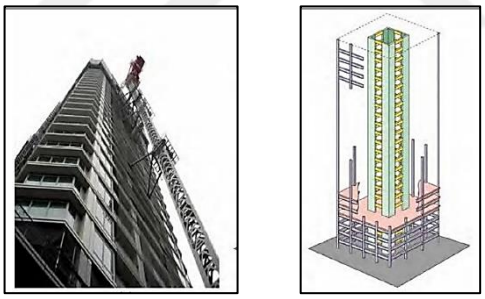
- Bağlantı ve düğüm noktalarında: Japonya ve Amerika Birleşik Devletleri'nde bir dizi tam ölçekli yapısal uygulama bulunabilir (Li, 2008). Japonya'da ECC bağlantı kirişleri iki yüksek katlı betonarme (RC) binada kullanılmıştır.

13- Tokyo'da Yapılan uygulamada, 93 metre yüksekliğinde, 27 katlı yüksek katlı betonarme yapı olan Glorio Tower Roppongi binada iki yapısal duvar birleştiren bir bağlantı kirişinde ECC kullanımı ve bunun binaya olan mekanik katkıları incelenmiştir (Şekil 2.16). ECC olarak üretilen bağlantı kirişi, 500 mm genişliğinde, 900 mm yüksekliğinde kesit ve 1650 mm uzunluğunda, prefabrik olarak üretilmiştir. Bu bağlantı kirişleri, deprem sonrasında ağır onarım çalışmaları yapılmadan tekrar kullanılabilirliği olan, çok büyük bir depremde 1/30 oranında olağanüstü büyük bir yer değiştirme beklemek üzere tasarlanmıştır. ECC elemanları, deneylerde 1/30 yer değiştirme oranında 0,2 mm'den daha az hasara sahip olduklarını gösterdiği ve bu onarım yapılmaksızın küçük hasar olarak kabul edildiği bildirilmiştir. Sonuç olarak ECC kullanımının bağlantı kirişi için kullanımının getirdiği avantajlar gözlemlenmiştir (Rokugo ve diğer., 2009).



Şekil 2.16 Glorio Tower Roppongi de ECC'nin bağlantı kirişinde kullanılması uygulaması (Rokugo ve diğer., 2009)

14- Tokyo'da inşa edilen Nabule Yokohama Tower and Residence: Yüksek sismik enerji emilimi sağlamak ve depremlerden sonra onarım çalışmalarını en aza indirmek için Yokohama'da 150 m yüksekliğinde 41 katlı bir binanın (Şekil 2.17) bağlantı kirişlerinde ECC kullanılmıştır (Li, 2006). Çelik takviyeli ECC malzemenin yüksek enerji yutma kapasitesi nedeniyle, bu malzemenin, sismik bölgelerdeki yüksek katlı binalar için bitişik çekirdek duvarları bağlayan bağlantı kirişlerine uygulanması çok avantajlıdır (Arık, 2011).



(a) (b)

Şekil 2.17 Çok katlı binalarda çekirdek bölgelerde ECC uygulamaları (a) 41 Katlı Nabeaure Yokohama Tower, (b) Bağlantı kirişlerinin şematik gösterimi (sarı alanlar) (Li, 2006)

15- Betonarme yapılarda ECC kullanılması halinde, özellikle kolon kiriş bağlantı noktalarında performans farklılıkları rapor edilmiştir. Bu farklılık Şekil 2.18'de verilen deney düzeneği ile ortaya konulmuştur. Qudah ve Maalej (2014), ters çevrimsel yükleme altında ECC kiriş-kolon bağlantıları (R/ECC) üzerinde bir deney gerçekleştirilmiştir. Sonuçlar ECC'nin plastik bölgelerdeki bağlantı noktası sismik direncini; kesme direnci, enerji absorpsiyon kapasitesi ve hasar toleransı açısından artırdığını göstermiştir. Geleneksel betonarme sistemde (R/C) belli bir kiriş

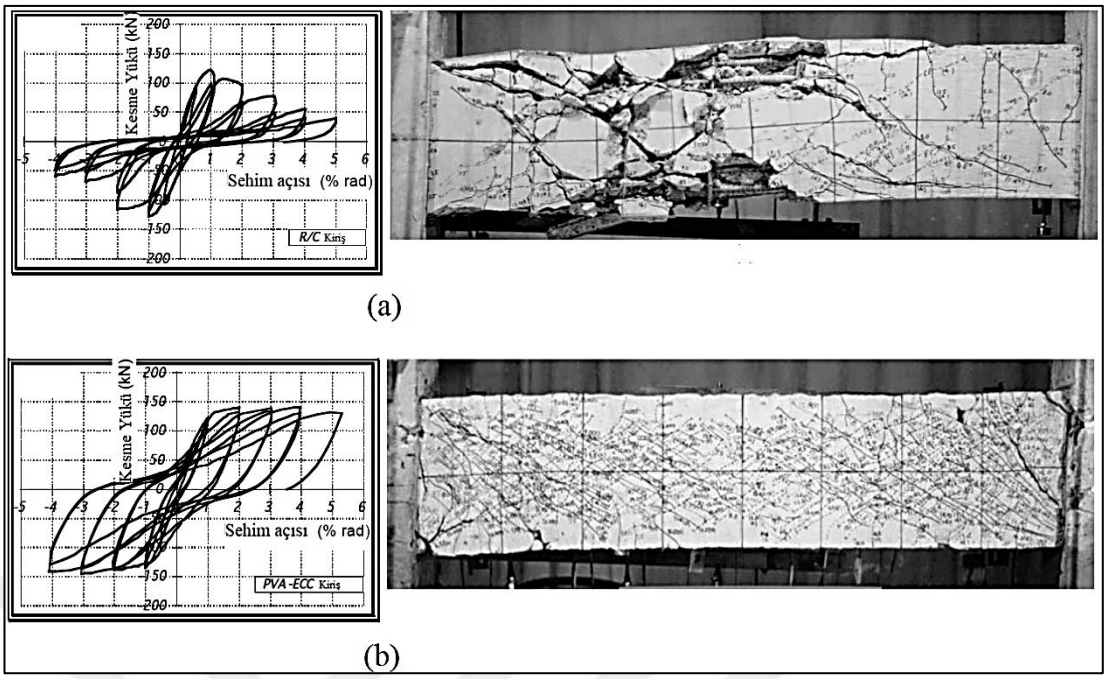
deformasyonunda düğüm noktasında plastik mafsal oluşmakta ve bu bölgedeki beton tabakası tamamen dökülmektedir. Diğer taraftan ECC matrisi kullanıldığında düğüm noktasında sadece kılcal çatlaklar oluşmakta, daha yüksek kiriş deformasyonlarında bile (%10 ötelenme) kiriş yük taşıma kapasitesini korumaktadır. Düğüm noktalarında mafsallaşmanın engellenmesinin deprem direnci açısından yapıya avantaj sağlayacağı bildirilmiştir (Li, 2006).



(a) (b)

Şekil 2.18 Kiriş-kolon iç bağlantısında çatlak düzeni: (a) R/C ve (b) R/ECC (Wong, 2018)

- Kesme yüküne karşı davranışın geliştirilmesinde: 16- Fukuyama, Matzuzaki, Sato, Iso, ve Suwada (2000) ECC elemanlarının kesme davranışını incelemişlerdir. R/ECC kesme elemanlarını tersinir çevrimsel yükleme altında deneye tabi tutulmuş ve R/C elemanlarıyla karşılaştırmıştır (Şekil 2.19). Çevrimsel yüklemelerde zarf eğrilerinin altında kalan alan, ECC kullanıldığında artmaktadır. R/ECC'nin daha fazla stabilite ve enerji dağıtma yeteneği ve aynı tepe basınç dayanımına sahip geleneksel betona kıyasla önemli ölçüde daha yüksek kesme dayanımı elde edilmiştir. R/ECC elemanında önemli ölçüde daha düşük kesme hasarı oluşurken, R/C elemanı aşırı geniş ve büyük diyagonal çatlaklara sahiptir (Şekil 2.19).



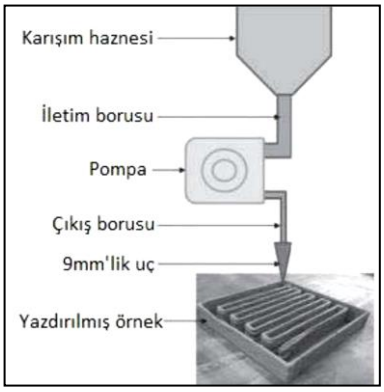
Şekil 2.19 Ohno kesme kirişlerindeki çevrimsel yüklemeler ve hasar modeli (a) R/C ve (b) R/ECC (Fukuyama ve diğer., 2000)

- 3D beton teknolojisinde: 17- Yapı sistemini güçlendirmek için geleneksel betonarmede donatı kullanılırken, 3B baskı teknolojisi donatı kullanımına uygun değildir. Çimento esaslı malzemeleri güçlendirmek için iki yaklaşım vardır: 1) Kompozit bir yapı oluşturmak için donatı yerleştirmektir. 2) Kompozit bir malzemeye yapısal olarak çekme yükü taşıma kapasitesi kazandırmaktır. 2. yaklaşımda lifli beton, bir 3B baskı malzemesi olarak önerilmiştir. Bununla birlikte, çekme yumuşaması davranışı gösteren geleneksel lifli betonun büyük ölçekli yapılarda yeterli yapısal esneklik sağlaması beklenmemektedir. Bu nedenle çekme şekil değişim sertleşmesi özelliğine sahip ve çelik donatıya ihtiyaç duymadan gerilme taşıyabilen ECC, 3B baskı malzemesi için umut verici bir adaydır (Bao ve diğer., 2019). Böylece, Le ve diğer., (2012) üç boyutlu yazıcı teknolojisinin ECC beton dökümünde kullanılmasına yönelik araştırmalar yapmış ve uygun olduğunu görmüştür (Le ve diğer., 2012). Döküm düzeneği Şekil 2.20'deki gibidir. 3 boyutlu yazıcı katı partikül katmanını imal eden bir üretim teknolojisidir.

ECC'nin yüksek çekme şekil değişim kapasitesi, geliştirilmiş eğilme dayanımı ve kırılma enerjisi özellikleri yapılar tasarlanırken avantajlı bir şekilde kullanılabilir ve Tablo 2.2'de (Li, 2003) özetlenmiştir.

Tablo 2.2 ECC'nin teknik avantajları ve potansiyel uygulamalar (Li, 2003)

ECC'nin teknik avantajları	**Potansiyel uygulamalar**
Kesme güçlendirmesinin azaltılması veya ortadan kaldırılması	Güçlendirilmiş ECC kirişler, kiriş kolon bağlantısı detayları (Madde 13, 14, 15)
Hasarlı lokalizasyonu olmadan büyük empoze edilmiş şekil değişiminin sürdürülmesi	Köprü tabliye geleneksel derzlerin yerini alabilir, tekrarlı yüklere maruz kalan bölgeler (Madde 7, 12, 15, 16)
Şekil değişim kapasitesinin yüksekliği	Sismik güçlendirme (gökdelen çalışmaları) (Madde 5, 13, 14)
ECC ve donatı arasında uyumlu şekil değişimi	Uyumsuz şekil değişimi ve yüksek kesme gecikmesi nedeniyle dökülme, bağ ayrılması ve diğer yaygın göçme modlarını önleyebilir (Madde 15, 16)
Yüksek hasar direnci ve azaltma	Çentiklere duyarsız yapı. Gerilme konsantrasyon faktörünün yüksek olduğu yerlerde uygulama (Madde 4, 5, 6)
Sıkı çatlak genişliği kontrolü	Yapının dayanıklılığını ve sıvı sızdırmazlığını artırır (kendiliğinden iyileşme, ASR onarımı) (Madde 8, 9, 10)
Dayanıklılığı arttırması ve uzun dönemli maliyeti azaltma	Agresif koşulların olduğu ortamlar, köprü tabliyesi, baraj gövdesi, sulama kanalları (Madde 1, 2, 3, 8, 9, 10, 11)
Donatısız gerilme taşıyabilmesi	3 B beton teknolojisi (Madde 17)



Şekil 2.20 3D Yazıcı ile beton döküm düzeneği (Le ve diğer., 2012)

BÖLÜM ÜÇ

ECC MİKRO MEKANİK ESASLI TASARIM TEORİSİ

Mikro mekanik modeller, kompozitin sünekliğini ve göçme modunu kontrol eden mikro yapısal parametreleri sistematik olarak seçme fırsatı sağlar. Gerilme altında gevrek malzemeler, tek bir lokal çatlakla karakterize edilen ani bir kırılma davranışı gösterirken, yarı kırılgan malzemelerde tek bir çatlak açılırken agregalar veya liflerin köprüleme etkisiyle kademeli yumuşama sergiler. Şekil değişimi sertleşmesi davranışı gösteren malzemeler, artan şekil değişimi seviyeleri ve çoklu çatlama sayesinde ilk çatlaktan sonra yük artışı ile karakterize edilir. Mikro mekanik teori bir tasarım aracı olarak kullanılarak, kompozitin şekil değişimi mekanizmaları ve kompozitin performansı arasındaki bağlantıdan yararlanılarak şekil değişimi sertleştirmesi gösteren malzemeler tasarlanabilir (Wu, 2001).

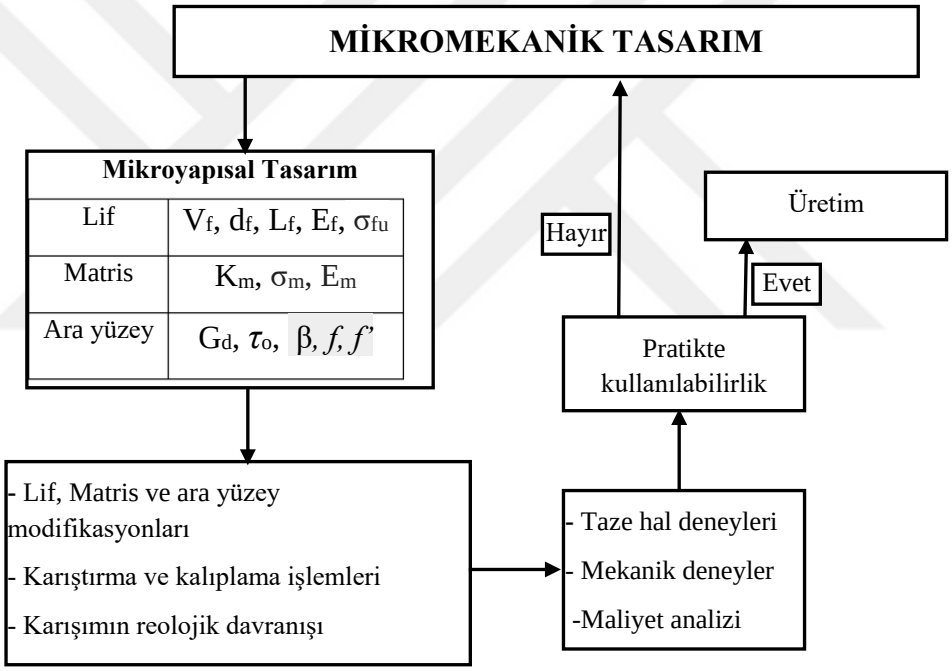
Bu bölümde çoklu çatlak davranışı gösteren ECC'nin mikro mekanik modeli ayrıntılı olarak incelenecektir.

3.1 Mikro Mekanik Modelin Ana Hatları

Li ve diğer., (2001) tarafından geliştirilen mikro mekanik modelin temelleri 90'lı yılların başında kurulmuştur ve gevrek matris kompozitlerdeki rastgele yönlendirilmiş, süreksiz sentetik lifler için tasarlanmıştır. Kompozit bileşenlerin tane büyüklüğü ve malzeme miktarı veya farklı kaynak gibi özellikleri, matris mikro yapısını ve kompozitin çekme sünekliğini etkileyebilir (Zukowski, Silva ve Filho, 2018). Bu model, mikro ölçekteki bileşenlerin özelliklerinin ve birbiriyle uyumunun geliştirilmesi ile makro boyuttaki kompozitlerin davranışının istenilen şekilde tasarlanmasını sağlar. Ayrıca lif, çimentolu kompozitin en pahalı bileşeni olduğu için minimum lif hacminde (V_f^{krit}), maksimum çekme sünekliği elde etmek için (PSH davranışını elde etmek için) lif, matris ve arayüz özelliklerinin optimal bir bileşimini

bulmak için bu model kullanılır. Kritik lif hacmi (V_f^{krit}), lif, matris ve arayüz parametrelerinin bir fonksiyonu olduğundan, matris ve arayüz parametreleri, lif özellikleri yukarıda açıklanan üretim ve kompozit işleme kısıtlamaları kullanılarak sabitlendikten sonra PSH davranışına ulaşmak için ayarlanabilir (Wu, 2001).

Mikro mekanik modeli oluşturan 13 parametre; lif, matris ve lif-matris ara yüzey özellikleri ile doğrudan ilişkilidir. Bu parametreler Şekil 3.1'de gösterilmiştir. Lif ve matrise ait özellikler, lif-matris aderans özelliklerine kıyasla daha kolay elde edilebilmektedir. Ancak, lif-matris ara yüzey özellikleri, kullanılan her lif–matris kombinasyonu için farklılık gösterecektir (Li, 1993).



Lif parametreleri	Matris parametreleri	Arayüzey parametreleri
V_f : *Lif dozajı*	E_m : *Matris elastisite modülü*	G_d : *Kimyasal bağ katsayısı*
d_f : Lif çapı	σ_m : *Matris çekme dayanımı*	τ_o : *Fiziksel sürtünme katsayısı*
L_f : *Lif uzunluğu*	K_m : *Matris kırılma tokluğu*	β : *Sıyrıla sertleşmesi katsayısı*
E_f : *Lif elastisite modülü*		f : *Gerdirme (snubbing) katsayısı*
σ_{fu} : *Lif çekme dayanımı*	Diğer parametreler	f' : *Dayanım azaltma katsayısı*
	k : Matris parçalanma katsayısı	
	α : Cook-Gordon parametresi	

Şekil 3.1 Mikro mekanik modeli oluşturan parametreler (Gödek, 2016; Li, 2012)

Lif, matris ve arayüz özellikleriyle çatlaktaki lif köprüleme gerilmesi - çatlak açıklığının (σ-δ) ilişkilendirilmesi "köprüleme yasası (bridging law)" olarak bilinir ve özellikle lifli seramik alanında kapsamlı bir şekilde araştırılmıştır (Kanda ve Li, 1999).

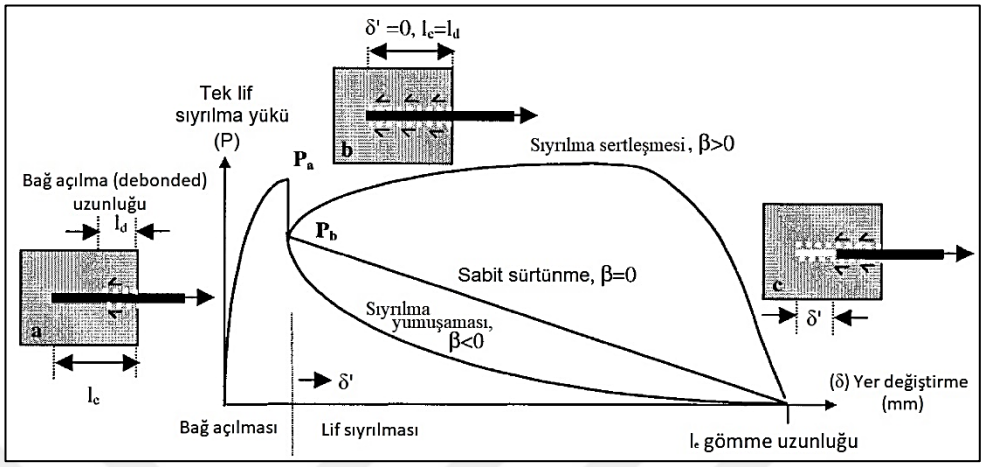
Gerilme-çatlak açıklığı ilişkisi bazı metotlar kullanılarak (kırılma mekaniği, mikro mekanik teori ve olasılık bilgisi) kullanılarak elde edilir. σ-δ eğrisi, lif sıyrılması sırasında sıyrılma sertleşmesi davranışını hesaba katan ara yüz kimyasal bağı (G_d), arayüz sürtünme bağı (τ_0) ve sıyrılma sertleşme katsayısı (β) dahil olmak üzere mikro mekanik parametrelerin bir fonksiyonu olarak ifade edilebilir. Ek olarak, lif ve matris arasındaki etkileşimi ve aynı zamanda eğimli bir açıyla çekildiğinde lif dayanımındaki azalmayı hesaba katmak için, gerdirme katsayısı (snubbing coefficient, *f*) ve dayanım azaltma faktörü (strength reduction factor, *f'*) eklenmiştir. Ara yüzey özelliklerinin yanı sıra, σ-δ eğrisi ayrıca matris elastisite modülü (E_m), matris çekme dayanımı (σ_m), matris parçalanma katsayısı (k), lif içeriği (V_f)ve lif çapı (d_f), uzunluk (L_f) ve elastisite modülü (E_f), lif görünür çekme dayanımı (σ_{fu}) ve Cook-Gordon parametresi (α) tarafından yönetilir (Yang, 2008).

Şekil 3.1'deki lif parametreleri, lifi üreten firmalar tarafından temin edilebilir. Matris parametreleri matris karışımlarla oluşunturulan numunelerde eğilme ve çekme deneyleri ile belirlenmektedir. Lif-matris arayüzey parametreleri matrislerden tek lif çekme deneyleri ile belirlenir. Tek bir lif çekme eğrisinin genel profili, üç ana rejime ayrılabilir (Şekil 3.2) (Redon ve diğer., 2001);

1) Lif-matris ara yüzü boyunca stabil bir lif bağ açma işlemi gerçekleşir (Şekil 3.2). Lifin direnç gösterdiği yük P_a'ya kadar artar. Lifin gömülü ucunda hareket meydana gelmez.

2) Daha sonra yük P_a'dan P_b'ye düşer. Yük düşüşü önemliyse, lif ile matris arasındaki kimyasal bağın koptuğunu ortaya koymaktadır. PVA liflerde, P_a'dan P_b'ye yük düşüşü belirgindir. P_b noktasında, gömülü lif ucu sadece bağdan çıkarılır (Şekil 3.2).

3) Son olarak, sıyrılma rejiminde, lif yüküne sürtünme kuvvetleri tarafından direnilir (Şekil 3.2).



Şekil 3.2 Tek lif çekme eğrisinin genel profili (Redon ve diğer., 2001)

Lif-matris ara yüzey parametreleri aşağıda açıklanmıştır.

G_d - lif ile matris arasında oluşan kimyasal bağ: Hidrofilik özellikteki PVA lif ile matris arasında meydana gelir. Hidrofobik özellikteki PE ve PP liflerle oluşmaz veya çok küçük mertebededir. PVA liflerde oluşan kimyasal bağ lifin yüzeyine kaplama uygulanması, lif dozajı, tek lif çekme deneyi hızı, numune yaşı, matris karışımdaki mineral katkı kullanımı ve oranı gibi birçok faktörden etkilenir. G_d değeri, PVA lifin yüzeyine kaplama uygulanmaması durumunda 4,71-7 J/m^2 arasında ve %1,2 oranında yağ ile kaplanması durumunda 1,61 J/m^2 mertebelerinde olduğu belirtilmiştir (Li ve diğer., 2002; Yang ve Li, 2010; Zhang ve Zhang, 2018). Karışımdaki lif dozajı arttıkça lifin hava sürüklemesinden kaynaklı artan porozite nedeniyle G_d değerleri azalmıştır (%0,1, %0,5 ve %2 lif dozajları için G_d değerleri sırayla 1,24 J/m^2, 1,13 J/m^2 ve 1,08 J/m^2'dir) (Yang ve diğer., 2008). Tek lif çekme hızı arttıkça G_d değerinin arttığı (Yu, Li, Yu, Wang, ve diğer., 2018) ve numune yaşı arttıkça (7 günden 28 güne) G_d değerinin arttığı vurgulanmıştır (Kim, Kim, Ha ve Kim, 2007). Son olarak, matris karışımında UK/Ç oranı arttıkça G_d değerinin azaldığı belirtilmiştir (Yang, Yang ve Li, 2007). Matris karışımda kum yerine YFC kullanıldığında G_d değerinin arttığı bildirilmiştir (Kim ve diğer., 2007).

Kimyasal bağ katsayısı (G_d), Şekil 3.2'de gösterilen Pa'dan Pb'ye kadar olan fark dikkate alınarak Denklem 3.1'deki gibi hesaplanır.

$$G_d = \frac{2(P_a - P_b)^2}{\pi^2 E_f d_f^3} \quad (3.1)$$

τ_o : Fiziksel sürtünme katsayısı. Lif ile matris arasındaki fiziksel sürtünme katsayısıdır. Şekil 3.2'deki P_b değerinden, lif sıyrılmasının başlangıcında sürtünme bağ kuvveti (τ_0) Denklem 3.2'deki gibi hesaplanır (P_b'de $\delta' = 0$).

$$\tau_o = \frac{P_b}{\pi d_f l_e} \quad (3.2)$$

τ_o değeri, PVA liflerde lifin yüzeyine kaplama uygulanması, lif çapı, tek lif çekme deneyi hızı, numune yaşı, matris karışımdaki mineral katkı kullanımı ve oranı gibi birçok faktörden etkilenir.

τ_o değeri, PVA lifin yüzeyine kaplama uygulanmaması durumunda 2,44-5 MPa arasında ve %1,2 oranında yağ ile kaplanması durumunda 1,1 MPa mertebelerinde olduğu ve nadiren 3,36 MPa seviyelerinde olduğu tespit edilmiştir (Li ve diğer., 2002; Yang ve Li, 2010; Zhang ve Zhang, 2018). Karışımdaki lif çapı arttıkça τ_o değerleri azalmıştır (14μm-PVA için 4,25-4,35 MPa ve 40μm-PVA 2,21 MPa'dır) (Kanda ve Li, 2006). Tek lif çekme hızı arttıkça τ_o değerinin hafif arttığı (Yu, Li, Yu, Wang, ve diğer., 2018) ve numune yaşı arttıkça (7 günden 28 güne) τ_o değerinin arttığı vurgulanmıştır (Kim ve diğer., 2007). Son olarak, matris karışımında UK/Ç oranı arttıkça τ_o değerinin arttığı belirtilmiştir (Yang ve diğer., 2007). Matris karışımda kum yerine YFC kullanıldığında τ_o değerinin arttığı bildirilmiştir (Kim ve diğer., 2007).

τ_o değeri, matris türüne bağlı olarak HTPP lifi için bazı çalışmalarda 0,2-0,3 MPa mertebesinde iken (Yang ve Li, 2010; 2006), bazı çalışmalarda 1,02-1,27 MPa seviyelerinde olduğu (Felekoğlu ve diğer., 2014; Yang ve Li, 2010; Yu, Yao, Lin, Li, ve diğer., 2018) bildirilmiştir.

τ_o değerinin, PE lifi için 0,66-1,52 MPa arasında değerler aldığı (Choi, Kim ve Lee, 2020; Choi, Nguyễn, Cha, Li ve Lee, 2021; He, Qiu, Li ve Yang, 2017; Kanda ve Li, 1999, 2006; Li, Guan, Zhang ve Liu, 2020; Nematollahi, Sanjayan, Qiu ve Yang, 2017; Ranade, Li, Stults, Rushing, ve diğer., 2013; Yu ve diğer., 2018; Yu, Li, Yu, Wang, ve diğer., 2018) ve tek lif çekme hızı arttıkça bir miktar artış olduğu literatürde belirtilmiştir (Yu, Li, Yu, Wang, ve diğer., 2018).

f - Gerdirme (snubbing) katsayısı: Pratikte lifler matris içerisine rastgele dağılmış ve yükleme doğrultusu ile belirli bir açı yapacak şekilde yönlenmiş durumdadır (Şekil 3.3). Eğimli lifin matris ile ürettiği yerel sürtünme etkisi, gerdirme katsayısı (snubbing coefficient, *f*) ile ifade edilir ve φ açılı eğimli lif ile yapılacak tek lif sıyrılma deneyi ile belirlenebilir. Eğimli polimerik liflerde yaygın olarak gözlemlenen gerdirme etkisi, artan çekme direncine bağlı olarak artan tokluğa katkıda bulunur (Li vd, 1990). Lif kopmadığı sürece artan çekme yükü faydalıdır. Çok yüksek gerdirme katsayıları, lif aşınmasına bağlı olarak çatlak köprüleme süreçlerini bozma eğiliminde olduğundan, bir üst sınır vardır. Bu üst sınırdaki yüksek gerdirme katsayıları, tamamlayıcı enerjide bir azalmaya yol açmaktadır. *f* katsayısı PVA lifler için 0,3-0,9 arasında (Kanda ve Li, 1999, 2006; Kim ve diğer., 2007; Lee, Kim ve Kim, 2010; Yu, Yao, Lin, Li, ve diğer., 2018), HTPP lifler için 0,39 (Felekoğlu ve diğer., 2014; Yang ve Li, 2010; Yu, Yao, Lin, Li, ve diğer., 2018) ve PE lifler için 0,3-0,8 arasında (Choi ve diğer., 2020, 2021; He ve diğer., 2017; Kanda ve Li, 1999, 2006; Li ve diğer., 2020; Ranade, Li, Stults, Rushing, ve diğer., 2013) olduğu bildirilmiştir. Ayrıca naylon ve PP lifler için *f* katsayısının 0,7-0,9 aralığında ölçülmüştür (Li, Wang ve Backer, 1990).

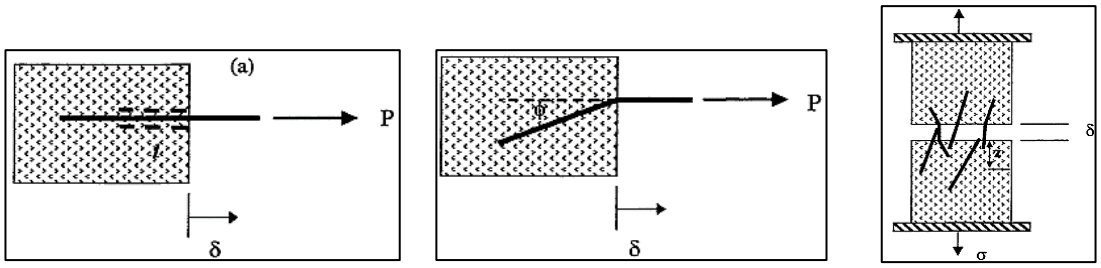
f′- Dayanım azaltma faktörü: Lif eğik bir açıda çekildiğinde lif dayanımının azalması gibi lif ve matris arasındaki etkileşimi hesaba katmak için kullanılır. Çekme-sıyrılma deneyleri sırasında çimento matrisine gömülü PVA liflerinde gözlenen lif dayanımı bozunma etkilerinin hesaba katılması için tanımlanmıştır (Kanda ve Li, 1998). Sıfır eğim açısında bile, lifin normal çekme dayanımında yaklaşık %15'lik bir azalma gözlemiştir. Eğim açısı φ arttıkça daha fazla azalma bulunmuştur (Wu, 2001). Bu olayın muhtemel nedenleri; **1)** lif yüzeyinin aşınması; **2)** çıkış bölgesindeki matris

parçalanması (spalling of the matrix foundation); ve **3)** lif eğilmesi'dir (fiber bending). Bu etkilerin tümü lifin f' değerinin artmasıyla artış gösterir (Kanda ve Li, 1999).

Lifte oluşan hasarın matris ile etkileşimden kaynaklandığı belirtilmiştir. Bu olay delaminasyona bağlanır ve dayanım azaltma faktörü (f') ile karakterize edilir (Denklem 3.3) (Wu, 2001).

$$\sigma_{fu} = \sigma_{fu}^{n} e^{-f'\Phi} \tag{3.3}$$

Burada; σ_{fu}^{n}, nominal lif dayanımıdır (çimentolu bir matrise kısmen gömülü bir lif için çekme-kopma testinde üretici tarafından belirtilen dayanımın veya çekme dayanımının %85'i) ve σ_{fu}, f'etkisine bağlı olarak azaltılan görünür lif dayanımıdır (Wu, 2001). Bir çalışmada PVA lifi için farklı Φ değerine sahip örneklerden elde edilen deney sonuçlarından f'= 0,3 ve σ^{n}_{fu} = 1,666 MPa elde edildiği bildirilmiştir (Kanda ve Li, 1998). PVA lifler için f'değeri 0,30-0,33 (Kanda ve Li, 1999, 2006; Kim ve diğer., 2007; Lee ve diğer., 2010; Yu, Yao, Lin, Li, ve diğer., 2018), HTPP lifler için 0,1 (Felekoğlu ve diğer., 2014; Yang ve Li, 2010; Yu, Yao, Lin, Li, ve diğer., 2018) ve PE lifler için 0-0,475 (Choi ve diğer., 2020; Kanda ve Li, 1999, 2006) mertebelerinde olduğu bildirilmiştir.



(a) (b) (c)

Şekil 3.3 σ-δ ilişkinin temeli (a) Eğimsiz tek lif, (b) Eğimli tek lif, (c) Kompozit düzeyinde liflerin köprüleme gösterimi (Wu, 2001)

β - Sıyrılma sertleşmesi katsayısı: Sıyrılma sertleşmesi olayı, fibrillerin (lif tabakaları) sıyrılma işlemi sırasında matris tünelinin içine dolanmasına ve dolayısıyla çekme yükünün artmasına bağlanır (Lin ve Li, 1997). Sıyrılma sertleşmesi davranışının etkisi,

sıyrılma yükü için faydalıdır. Ancak belirli bir çatlak açıklığı için köprüleme gerilmesini yükselten gerdirme olayının aksine, sıyrılma sertleştirme etkisi, artan çatlak açıklığında köprüleme gerilmesini yükseltir (Wu, 2001). β katsayısı pozitif, sıfır veya negatif değerleri sırasıyla sıyrılma sertleşmesi, sabit sürtünme veya sıyrılma yumuşaması durumlarını ifade eder (Lin ve Li, 1997). Polimer lifler çevresindeki matristen daha az sert olduklarından, çekilme sırasında hasar görürler ve matrisin içinde bir sıkışma etkisi meydana gelebilir. Bu durum, daha yüksek yük ile lifin çekilmesine yol açar. Bu olay, lif çekme dayanımı aşılmadığı sürece çok faydalı olabilir. Ancak, lifin sertliği çevresindeki matristen daha yüksek olduğunda, genellikle sabit sürtünme veya sıyrılma yumuşaması gözlemlenir (Redon ve diğer., 2001). PVA liflerin tabakalara ayrılma eğiliminin kontrol edilmesi kolay olmadığından, sıyrılma sertleşmesi etkisinin derecesini tam olarak kontrol etmek zordur. Bu nedenle, şiddetli sıyrılma-sertleşmesi davranışından kaynaklanan kopmanın azaltılması gerektiğinden β katsayısının düşük olması tercih edilir. β katsayısı, yağlanmamış PVA lifler için 0,8 ile 1,1 arasında ve yağlanmış lifler için 0,4 ile 0,7 arasında ölçülmüştür (Wu, 2001). Literaratürdeki başka bir çalışmada ise yağlanmamış ve %1,2 oranında yağlanmış lifler için β katsayısı sırasıyla 2,21 ve 1,15 olduğu bildirilmiştir (Li ve diğer., 2002). Lifin yağlanması, delaminasyonun (ince tabaklara ayrılma) meydana gelmesini engellemez, ancak τ_0'yu düşürerek, bu durum, lifin sıyrılma uzunluğu üzerinde daha düşük bir sıyrılma direnci yaratır (Wu, 2001). Ayrıca β katsayısının UK/Ç oranı değişiminden etkilenmediği rapor edilmiştir (Yang ve diğer., 2007). HTPP lifler için β katsayısı değeri 0,0044 (Felekoğlu ve diğer., 2014) ve 0,005 (Yang ve Li, 2010; Yu, Yao, Lin, Li, ve diğer., 2018) olduğu belirtilmiştir. PE lifler için ise β değeri bazı çalışmalarda 0,003 olduğu ancak bazı çalışmalarda -0,06 ila -0,0017 arasında negatif değerler aldığı vurgulanmıştır. Negatif değer tek lif çekme deneyinde sıyrılma yumuşaması olduğu anlamına gelmektedir (Bkz. Şekil 3.2).

β değeri, Şekil 3.2'deki yük-uzama (P – δ') eğrisinin başlangıç eğiminden (0'a yaklaşan δ') hesaplanır (Denklem 3.4) (Redon, ve diğer., 2001).

$$\beta = \left({}^{d_f}\!/_{l_f}\right)\left[\left({}^{1}\!/_{\tau_o \pi d_f}\right)\left({}^{\Delta P}\!/_{\Delta \delta'}\right) \mid \delta \to 0 \; + 1\right] \qquad (3.4)$$

Denklem 3.4, sürtünme katsayısının (τ) doğrusal bir sıyrılma bağımlılığı varsayımına dayanır, böylece τ katsayısı Denklem 3.5'deki gibi hesaplanır.

$$\tau = \tau_o(1 + \beta\frac{\delta'}{d_f}) \tag{3.5}$$

Küçük δ' için uygun olan δ'^2 'deki ikinci dereceden terimleri göz ardı ederek, çekme kuvveti P, sıyrılma δ cinsinden ifade edilebilir (Denklem 3.6).

$$P = \tau_o \pi d_f \left[l_e + \delta \left(\beta \frac{l_e}{d_f} \right) - 1 \right] \tag{3.6}$$

Tam P(δ) ilişkisi bilindiğinde, kompozit köprüleme yasası, çatlak yüzünü köprüleyen tek tek liflerin katkıda bulunan etkilerini olasılıklı yoğunluk fonksiyonlarının (Li, 1993) kullanımıyla entegre ederek formüle edilebilir (Denklem 3.7).

$$\sigma(\delta) = \frac{4V_f}{\pi d_f^2} \int_{\Phi=0}^{\pi/2} \int_{z=0}^{\left(l_f/2\right)\cos\Phi} P(\delta) p(\Phi) p(z) dz d\Phi \tag{3.7}$$

burada P(δ) tek bir lif için sıyrılma ilişkisidir, p (Φ) ve p (z), liflerin çatlak düzleminden merkez mesafesinin ve yönelim açısının olasılık yoğunluk fonksiyonudur (Şekil 3.3 (c)).

Liflerin 3 boyutlu rastgele dağılımı için,

$$p(\Phi)=\sin\Phi \qquad (0 \le \Phi \le \pi/2) \text{ ve} \tag{3.8}$$

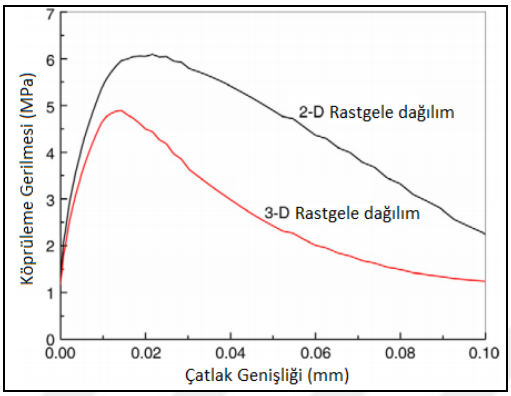
$$p(z)=2/L_f \qquad (-l_f/2 \le z \le l_f/2)\text{'dir.} \tag{3.9}$$

Liflerin 2 boyutlu rastgele dağılımı için;

$$p(\Phi)=2/\pi \qquad (0 \le \Phi \le \pi/2) \tag{3.10}$$

şeklinde ifade edilir (Wu, 2001).

Lif yönlenmesinin köprüleme gerilmesi üzerinde önemli bir etkisi vardır. Pratikte lif dağılımı mükemmel değildir. Bu nedenle, σ-δ ilişkisi her bir çatlak kesiti için farklılık göstermektedir. Şekil 3.4'de PVA-ECC için σ-δ arasındaki teorik ilişki liflerin 2D ve 3D yönlenmesine bağlı olarak gösterilmektedir.

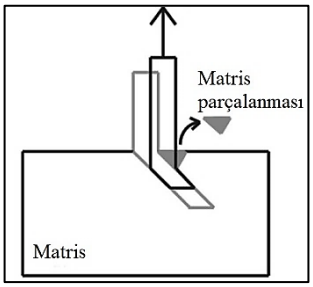


Şekil 3.4 PVA-ECC için 2D ve 3D lif yönlenmesi durumlarında lif köprüle gerilmesi-çatlak açıklığı ilişkisinin teorik modeli (Yang, 2008)

Önceki model versiyonlarında hesaba katılmayan, matris mikro-parçalanma ve Cook-Gordon etkisini içeren daha eksiksiz bir lif köprüleme modeli Yang, (2008) tarafından oluşturularak deneysel olarak ölçülen σ-δ eğrileriyle doğrulanmıştır.

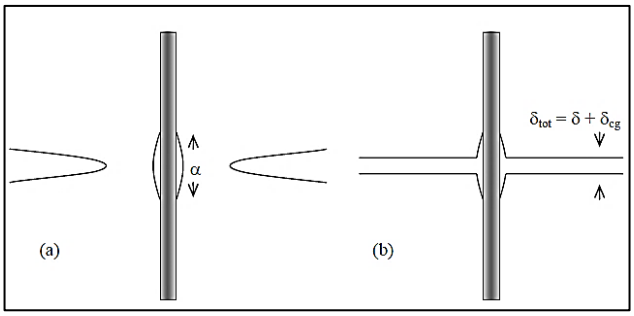
k - Matris parçalanma katsayısı: Lifin matristen sıyrılırken çıkış bölgesindeki matris mikro parçalanması (matrix micro-spalling), yaygın olarak rastgele lifli gevrek matris kompozitlerinde gözlenir (Kanda ve Li, 1998). Lif çıkışındaki çekme kuvveti, gömülü bölümün çekme eksenine göre açılı yöneldiğinde, yatak noktasındaki gerilme yoğunluğu, destek matrisinde lokal parçalanmaya neden olur (Şekil 3.5). Parçalanmış matris parçasının boyutu, lif üzerindeki harici yükün, matris dayanımının, matris sertliğinin ve eğim açısının bir fonksiyonu olan taşıma kuvveti tarafından belirlenir (Yang ve diğer., 2008). Yang ve diğer., (2008) tarafından PVA-ECC için yapılan çalışmada, matris parçalanmasının çatlak açıklığına katkısı oldukça azdır (Şekil 3.7). Tek tek lifler için eğim açısını etkili bir şekilde azaltan matris parçalanması, liflerin kopmasını geciktirdiği ve bu nedenle maksimum köprüleme gerilmesini yükselttiği belirtilmiştir. Buna karşılık, matris dökülmesi yoksa büyük eğim açısına sahip lif, dayanımındaki daha yüksek azalması nedeniyle çok daha erken aşamada kopacağı

vurgulanmıştır (Yang ve diğer., 2008). Genel olarak mikro mekanik hesaplamalarda PVA (Yu, Yao, Lin, Li, ve diğer., 2018), HTPP (Yu, Yao, Lin, Li, ve diğer., 2018) ve PE (Choi ve diğer., 2020) lifler için k değeri 500 olarak dikkate alınmaktadır.

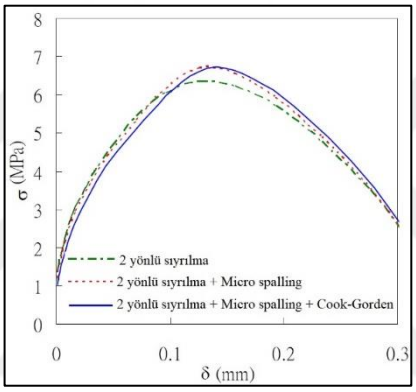


Şekil 3.5 ECC'de gözlenen matris parçalanması (Ranade, Li, Stults, Rushing, ve diğer., 2013)

α - *Cook-Gordon etkisi*: Cook-Gordon etkisi, Şekil 3.6 (a)'da gösterildiği gibi, uzak gerilme yükü altında bir life doğru yayılan matris çatlağının önünde yer alan bir çekme gerilmesinin neden olduğu, lif eksenine normal bağ oluşturan bir prematüre lif-matris ara yüzünü açıklamaktadır. Bu nedenle, lif ile matris arasındaki bağın açılması (debonding) çatlağının önünde gerçekleşir ve serbest lif bölümü α (Cook-Gordon parametresi) ve ek çatlak açıklığı (δ_{cg}) uzamasına/gerilmesine (stretching) neden olur. Li, Stang ve Krenchel (1993), bu olayın yönelimden bağımsız olarak tüm lifler için geçerli olduğunu varsaymıştır. Böylece δ_{cg}, köprüleme kuvveti P'den doğrudan hesaplanabilir (Yang ve diğer., 2008). α etkisi, hidrofilik PVA lifli için geçerli olan küçük α parametresinin 78 ($\alpha = 2d_f$) varsayımından dolayı çatlak açılması üzerinde kayda değer bir etki göstermediği bildirilmiştir (Şekil 3.7) (Yang ve diğer., 2008; Yu, Yao, Lin, Li, ve diğer., 2018). Bununla birlikte, α etkisi, lif-matris ara yüz kimyasal bağının sıfıra yakın olduğu PE ve PP lifler gibi diğer lifli ECC sistemlerinde önemli bir rol oynayabileceği vurgulanmıştır. Diğer bir değişle PE ve PP liflerinin hidrofobik doğası nedeniyle daha büyük bir α parametresinin beklendiği belirtilmiştir (Yang ve diğer., 2008). Felekoğlu ve diğer., (2014) ve Yu, Yao, Lin, Li, ve diğer., (2018) tarafından yapılan bir çalışmalarda mikro mekanik hesaplamalarda HTPP lifler için α değeri 180 olduğu kabul edilmiştir. Yu, Yao, Lin, Li, ve diğer., (2018) tarafından yapılan çalışmada iki ayrı PE lif türü için için α katsayısının 76 (işlenmiş geri dönüştürülen polyethylene terephthalate lifler) ve 570 (işlenmemiş geri dönüştürülen polyethylene terephthalate lifler) olarak dikkate alınmıştır.

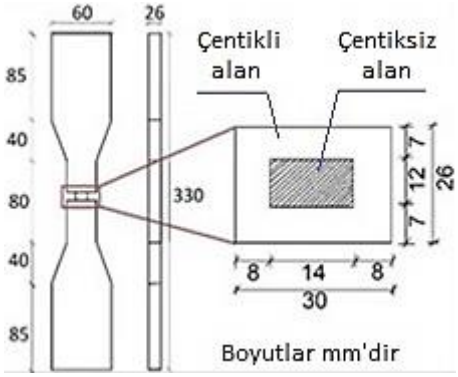


Şekil 3.6 Cook-Gordon etkisi (a) yaklaşan matris çatlağının elastik çatlak ucu alanı ile ilişkili yatay yöndeki çekme gerilimi nedeniyle lif-matris ayrılmasını indükler ve (b) arayüz sürtünmeli bağ açmayla ilişkili δ'ye ek olarak lif segmentinin elastik gerilmesine bağlı olarak ek bir çatlak açıklığı δ_{cg}'ye yol açar (Yang, 2008).



Şekil 3.7 Mikromeknaik model ile hesaplanan PVA-ECC σ-δ ilişkisi (Yang ve diğer., 2008)

σ-δ ilişkisi (Şekil 3.7), matris özellikleri, lif-matris ara yüzey özellikleri ve lif özellikleri, yönelim, dağılım ve etkileşim vb. birçok faktörün etkilerini içeren hassas bir dengenin sonucudur. Buradan anlaşılacağı üzere yukarıdaki mikro mekanik parametreler birbirinden etkilenmektedir. Bu nedenle lif-matris ara yüzey parametrelerin tek tek belirlenmesi σ-δ davranışını tam olarak ifade etmede yetersiz kalabilir. Ayrıca ara yüzey parametrelerin tek tek belirlenmesi oldukça zor olabilmektedir. Bu nedenle, ECC'lerde σ-δ ilişkisinin doğrudan ölçümü için, çentikli tek eksenli çatlak deneyi yöntemi ilk olarak Yang ve Fischer (2006) ve daha sonra Pereira, Fischer ve Barros (2012) tarafından önerilmiştir. Bu, numunenin ortasında ince bir çentik ile kesitin küçültülmesi ile bu kesitte oluşan tek çatlak ile göçme oluşması amaçlanmıştır (Şekil 3.8). Elde edilen numunenin eksenel çekme deneyi ile σ-δ ilişkisi yani bir çatlak için gerekli olan enerji elde edilebilir.



Şekil 3.8 Çentikli çekme numunesi ve çentikli bölge alanı (Kişisel arşiv, 2022)

3.2 ECC Tasarım Çerçevesi - Ölçek Bağlama

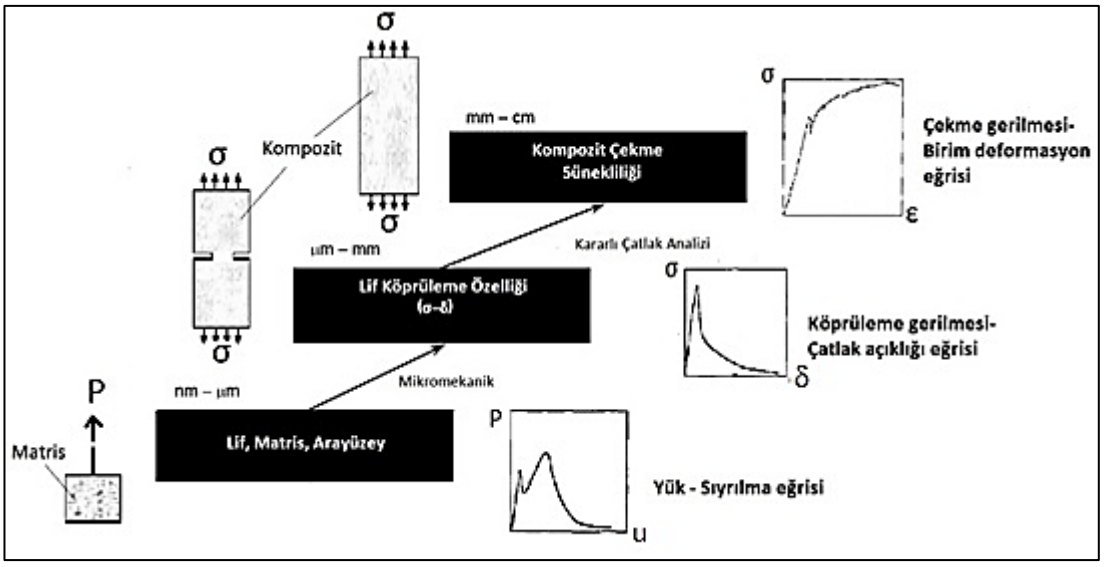
Klasik beton tasarımında deneme-yanılma ve ampirik katsayılardan yararlanılırken, ECC'de kullanılan mikro mekanik modelde bireysel bileşenlerin sistematik, bütünsel ve mühendislik notasyonlarının kombinasyonları kullanılarak değerlendirme yapılır (Li, 2002). Tipik olarak, lifler milimetre uzunluğunda, mikron çapındadırlar ve nanometre ölçeğinde yüzey kaplaması olabilir. Kusurlar, kum parçacıkları, çimento taneleri ve mineral katkısı parçacıkları da dahil olmak üzere ECC 'deki matris heterojenlikleri, nano ölçekten mm çapına kadar boyut aralıklarına sahiptir. İdeal olarak mikro mekanik model, tüm şekil değişimi mekanizmalarını mm, μm ve nanometre ölçeklerinde dikkate almalıdır.

ECC'nin mikro yapısı ve kompozit çekme davranışı arasındaki ölçek bağlantısı Şekil 3.9'da gösterilmektedir. Bir kompozit malzeme olarak ECC, üç ana faz içerir: lif, matris (önceden var olan kusurlar dahil) ve lif-matris ara yüzü. Her faz, Şekil 3.1'de gösterildiği gibi bir dizi mikro parametre ile tanımlanabilir. Tek eksenli çekme gerilmesi altında, ECC kompozitleri, makro ölçekte (mm - cm) çoklu bir çatlama yoluyla çekme şekil değişim sertleşmesi davranışı sergiler. Bir sonraki bölümde bahsedilecek olan kararlı durumdaki çatlak yayılması, çoklu çatlakların sağlanması için gerekli bir koşuldur ve bu, orta ölçekte (μm - mm) çatlaklar boyunca lif köprüleme özellikleri tarafından yönetilir (M. Li, 2009). Tek bir lif için köprüleme kuvveti, kendisini çevreleyen matristen tek bir lif çekme deneyi ile belirlenir. Bu köprüleme

kuvveti, lif ve ara yüz özelliklerinin yanı sıra lif gömme uzunluğu, lif ekseni ile çatlak yüzü normal arasındaki eğim açısı (gerdirme etkisi) tarafından etkilenir (M. Li, 2009). Bir çatlak boyunca lif köprüleme yay yasası, lif köprüleme gerilmesi ve çatlak açıklığı ilişkisi σ-δ ile ölçülür, çatlağı köprüleyen her bir lifin katkıda bulunduğu köprüleme kuvvetinin toplamıdır (M. Li, 2009).

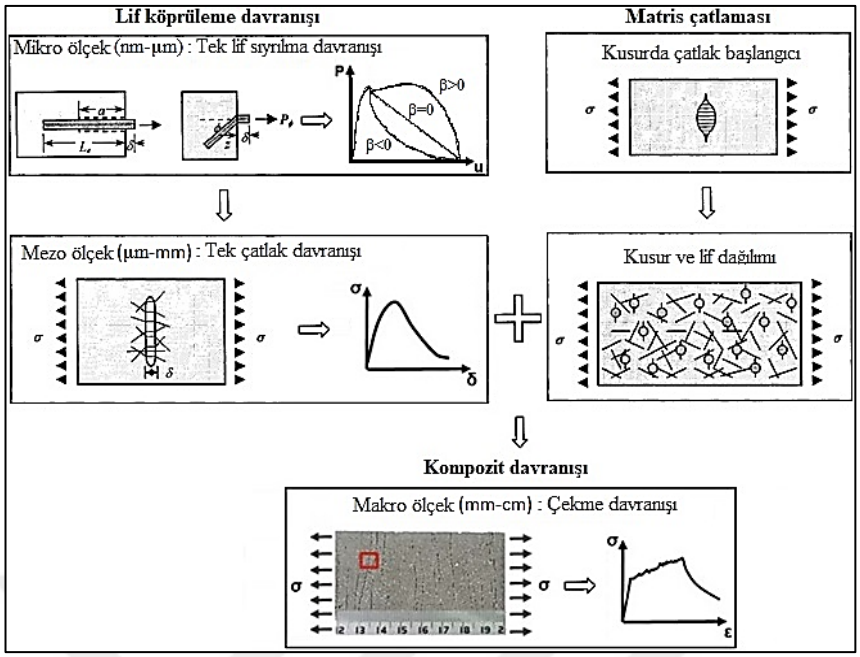
σ-δ ilişkisinin rolü Şekil 3.9'da gösterildiği gibi, malzeme mikro yapısı (mikro ölçekli - lif, matris ve ara yüz) ile kompozit sünekliği (makro ölçek– şekil değişimi sertleştirme davranışı) arasında bir bağlantı sağlamaktır. Bu σ-δ eğrisinin, malzeme mikro yapı tasarımı yoluyla kontrol edilmesini açıklamaktadır. Genel olarak gerekli malzeme özelliklerinin, gerilme özelliklerinin (çekme şekil değişim kapasitesi ve nihai çekme dayanımı) ve özellikle kararlı durum çatlak genişliğinin başarılı bir şekilde tasarlanmasında önemli olduğu anlamına gelir (Prabowo, 2009).

Özetle mikro mekanik model, mikro ölçekli parametreleri kullanarak mezo ölçekteki lif köprüleme davranışının kontrol edilmesini sağlar. Lif köprüleme davranışı ve kararlı durum çatlak ile makro ölçekteki şekil değişimi sertleştirmesi davranışı elde edilir. Böylece mikro mekanik model ile her ölçekte bağlantı kurulmuş olur. Sonuç olarak, en küçük ölçekte mikro yapıyı stratejik olarak tasarlayıp, makro ölçekte minimum oranda lif ile maksimum çekme şekil değişimi elde etmek için sistematik olarak optimize edilmiş bir çerçeve sağlanmış olur (M. Li, 2009). Mikro yapısal tasarlama, nano boyutlu parçacıkların (örneğin karbon ve nanolifler) ve lif yüzey kaplamasının eklenmesi dahil olmak üzere lif, matris ve ara yüz özelliklerinin planlı olarak seçilmesini veya değiştirilmesini içerir. Şekil 3.9'daki bu kavramsal çerçeve, lif, matris ve ara yüz arasındaki etkileşimi açıklayan kompozit tasarımda bütünsel bir yaklaşımı temsil eder (Yang, 2008).



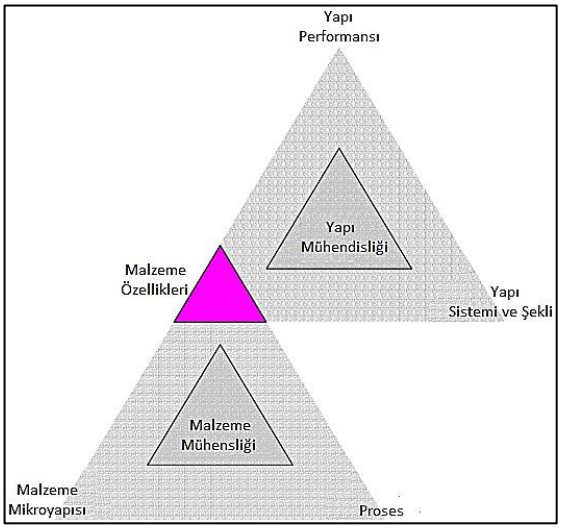
Şekil 3.9 Malzeme bileşenleri, çatlak köprüleme özellikleri ve kompozitin çekme sünekliği arasındaki bağlar (Li, 2003; Prabowo, 2009; Wong, 2018)

ECC'nin mikro mekanik tabanlı tasarım metodolojisinin arkasındaki felsefe, mikro yapıyı makro ölçekte kompozit gerilme davranışı ile bağlanmaktadır (Şekil 3.10). Ayrı lifler için, sıyrılma davranışı büyük ölçüde lif ve ara yüz özellikleri tarafından yönetilir ve tek lif çekme davranışı ile temsil edilir. Çatlaktan geçen liflerin katkıda bulunduğu köprüleme kuvvetinin entegrasyonu, tek çatlak davranışını tanımlayan lif köprüleme gerilmesine karşı çatlak açıklığı ilişkisini verir. Çatlakların yayılması, lif köprüleme kuvvetinden etkilenir. Sonraki bölümde açıklanacak kararlı durum çatlaması, sabit gerilime altında oluşan düz bir çatlak ile meydana gelirse ve çatlama gerilmesi de maksimum köprüleme gerilmesinin altındaysa, kompozitin şekil değişimi sertleşmesi potansiyeli vardır. Bununla birlikte, bu çoklu düz çatlakları oluşturmak için bunları önceden var olan kusurlu alanlardan başlatmak gerekir. Çatlakların başlangıcı, matris çatlak dayanımı veya kritik kusur boyutları ile belirlenir. Çoklu çatlamanın evrimi, aslında, köprüleme kuvveti kapasitesi tükenene kadar matris çatlama dayanımının veya kusurlarının dağılımı ile ilişkilidir. Her bir malzeme uzunluğu ölçeğinde ve bunların bağlantılarında mikro mekanizmaların modellenmesi, ECC malzeme tasarımının teorik çerçevesini oluşturur (Li, Qiu, He ve Yang, 2018).



Şekil 3.10 ECC ölçek bağlama konseptinin gösterimi (Li ve diğer., 2018)

ECC'de kompozit performans bağlantısına mikro yapının etkisi, yapısal performans düzeyine daha da genişletilebilir ve malzeme tasarımını yapılar için performans tabanlı tasarım konseptine entegre edebilir. Ortaya çıkan tasarım konsepti Entegre Yapı ve Malzeme Tasarımı (ISMD) (Li, 2007)'dir. ISMD, Şekil 3.11'de gösterildiği gibi, malzeme özelliklerini paylaşılan bağlantı olarak benimseyerek, malzeme mühendisliği ve yapısal mühendisliği birleştirir. Bu nedenle, ECC sadece bir malzemeyi değil aynı zamanda tasarım felsefesini de temsil eder (Yang, 2008).



Şekil 3.11 Entegre Yapılar ve Malzeme Tasarımı (Yang, 2008)

3.3 ECC'nin Mikro Mekanik Teoriye Dayalı Tasarımı

Lifli çimentolu malzemenin temel avantajı, matris çatlağı boyunca lif köprüleme kapasitesidir (Li, 2003; Lin ve Li, 1997). Lifler, bir çatlağın zıt yüzeylerini birbirine bağlayan doğrusal olmayan yaylarla temsil edilebilir ve kompozit gerilme altındayken çatlağın açılmasına engel olan kuvvetleri sağlar. Çatlak açıklığında, ortalama çekme gerilmesi - çatlak açıklığı (σ-δ) ilişkisi (Şekil 3.5) kurulabilir (Wong, 2018).

Lif köprüleme gerilmesi – çatlak açıklığı ilişkisi (σ-δ) kırılma mekaniği, mikro mekanik ve olasılık araçları temel alınarak türetilmiştir. Özellikle lif-matris ara yüzeyi boyunca tünel çatlak yayılım enerjisi, tek bir lifin çevresindeki çimento matrisi ile arasındaki aderans bağ açılımını (fiber debonding) modellemek için kullanılır. Aderans bağı ortadan kalktıktan sonra, lifin sıyrılma aşaması başlar ve bu aşama sıyrılma sertleşmesi davranışı (slip-hardening behavior) olarak modellenir. Bu vasıtayla, belirli bir gömme uzunluğuna sahip tek bir lifin tamamen aderans bağ açılımı - sıyrılma işlemi (full debonding-pullout process), lif köprüleme kuvvetine karşı lif yer değişimi ilişkisi olarak belirlenebilir (Lin ve Li, 1997).

ECC'de şekil değişim sertleşmesi davranışı matris de çoklu çatlak oluşmasıyla elde edilir. Matrisin çoklu çatlaması için temel gereklilik Şekil 3.5'deki kararlı durum çatlak davranışı (genişlemeyen çatlak) (steady-state flat cracking) meydana gelmesidir. Bu özellik ilk olarak sürekli lifli seramikler (Marshall ve diğer., 1985) için karakterize edilmiş ve daha sonra kesik lifli çimento kompozitlere kadar genişletilmiştir (Li ve Leung, 1992). Diğer bir değişle kararlı durum çatlama kriteri, çoklu çatlağın oluşmasını sağlar. Bununla birlikte kararlı durum çatlama kriteri çoklu çatlağın yoğunluğu ile doğrudan ilgili olmayıp, malzemenin çekme birim şekil değiştirme kapasitesi ile yakından ilişkilidir. Matriste önceden var olan kusur boyutu dağılımı ve matris kırılma tokluğu, maksimum lif köprüleme gerilmesine ulaşılmadan önce gelişebilecek çatlak sayısını belirleyen faktörlerdir (Wang ve Li, 2006).

Şekil değişim sertleşmesi için gerekli olan koşullar, dayanım ve enerji kriteri terimiyle ifade edilir (Denklem 3.11 ve Denklem 3.12) (Li, 2008). ECC'nin şekil

değişim sertleşme davranışı göstermesi için her iki kriterin de sağlanması gereklidir. Aksi halde, tek bir lokalize çatlak ve FRC'deki gibi şekil değişimi yumuşaması davranışı ortaya çıkacaktır.

$$\text{1) Enerji kriteri : } \quad J_{tip} \le \sigma_0 \delta_0 - \int_0^{\delta_0} \sigma(\delta) d\delta \equiv J_b' \tag{3.11}$$

$$\text{2) Dayanım kriteri : } \quad (\sigma_0) > (\sigma_m) \tag{3.12}$$

Burada;

J_b' : Lif köprüleme tamamlayıcı enerji,

J_{tip} : Matris kırılma tokluğu, $J_{tip} = \frac{K_m^{\ 2}}{E_m}$

σ_0 ve δ_0; Çatlak düzleminin maksimum köprüleme gerilmesi ve buna karşılık gelen çatlak açıklığı

σ-δ : Lif köprüleme gerilmesine karşılık çatlak düzleminin çatlak açıklığı ilişkisi

σ_m : Matris çatlak dayanımı

K_m : Matris kırılma tokluğu

E_m : Matris elastisite modülü

Enerji kriteri, çatlak genişlemesi sırasında enerji dengesini tanımlar. J integral metoduyla çıkarılmıştır. Denklem 3.11, kararlı durumda düz bir çatlağın genişlemesi sırasında enerji değişimlerinin dengesi göz önüne alınarak elde edilir (Kim, Kim ve Kim, 2007). Başka bir ifade ile Denklem 3.11, matris üzerindeki deney ile (matris tokluğu) dış iş, çatlak ucu enerji emilimi arasındaki düz çatlak uzatma sırasında enerji dengesi kavramını ve lif-matris ara yüzey ile aderansın ortadan kalkması ve sıyrılma yoluyla çatlak yanı enerji emilimini ifade eder (Yang ve diğer., 2010). Denklem 3.11'in karışım oranındaki su içeriği, agrega boyutu ve içeriği gibi faktörlerden etkilenmektedir (Tai, 2015).

Denklem 3.11'e göre tamamlayıcı enerji J_b' (lif-matris ara yüzey ile ilişkilidir), çatlak ucu kırılma enerjisinden J_{tip} (matris kırılma tokluğu ile ilişkilidir) daha büyük olması gerekir (Griffith ve Eng, 1920; Li ve Leung, 1992; Li veWu, 1992). Bu değerler, lif köprüleme gerilmesi – çatlak açıklığı eğrisinden hesaplanır (Şekil 3.13)

(Li ve Wu, 1992; Marshall ve diğer., 1985). Bu, normal Griffith tipi çatlaklarının (genişleyen çatlakların) yerine gerilme altında kararlı durum çatlakların oluşmasını garanti eder (Griffith ve Eng, 1920; Li ve Wu, 1992; Li ve Leung, 1992) ve kararlı durum çatlakların oluşması lif kopma/sıyrılma olmaksızın mikronize genişliklerde daha fazla çatlakların oluşmasını sağlar (Li, 2002; Li, 2003). Böylelikle şekil değişim sertleşmesi davranışı ile çok sayıda ince mikronize çatlaklar gelişebilir. Birden fazla ince çatlak, yalnızca ECC matrisindeki çatlaklar kararlı durum tipi çatlaklar olduğunda gelişebilir.

σ-δ eğrisini etkileyen faktörler ve etkilenen bölgeleri Tablo 3.1'de özetlenmiştir (Tai, 2015). Şekil 3.13'de gösterilen σ-δ eğrisinin şekli ve özellikle J_b' ile ilişkili eğrinin yükselen bölümü, bir dizi lif-matris etkileşim mekanizmasıyla ilgilidir. Lifler ve matrisin yalnızca sürtünme temasında olduğu en basit durumda, σ-δ eğrisinin yükselen bölümünün eğimi veya köprülerin sertliği esas olarak lif içeriği (V_f), lif çapı (d_f), lif uzunluğu (L_f) ve lifin elastisite modülü (E_f) ve ara yüzey sürtünme bağı (τ_0) tarafından yönetilir. Kimyasal bağ (G_d)'ın mevcut olduğu durumda, σ-δ'nin başlangıç noktası grafiğin başlangıcında olmayıp yukarı doğru kaydırılır. Bunun nedeni ara yüzey kimyasal bağının koparılmasından önce lifler ve ara yüz üzerinde bir miktar yük ihtiyacının olmasıdır. Çatlak açıklığının elde edilmesi için matris ile bağı kopmuş lifin deformasyonuna izin vermek için sıyrılmasına ihtiyaç vardır. Bu nedenle, G_d'nin varlığı tipik olarak tamamlayıcı enerji J_b'yi azaltır. Basit sürtünme sıyrılması durumunda σ-δ eğrisinin tepe değeri esas olarak V_f, d_f, L_f, τ_0 tarafından yönetilir. G_d varlığında, lif üzerindeki daha yüksek yük lifin kopmasına neden olabilir ve böylece J_b' G_d ile tekrar azalır (Prabowo, 2009).

Tablo 3.1 σ-δ eğrisi ile lif-matris etkileşim mekanizmasının ilişkisi (Tai, 2015)

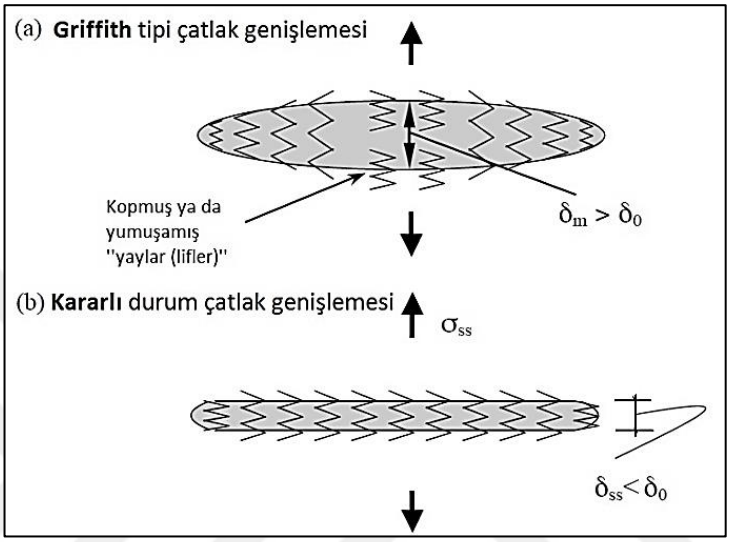
σ-δ eğrisinin etkilenen bölümü	**Etki eden faktörler**
Eğrinin yükselen eğimi	Lif hacmi, uzunluğu ve çapı ve Young modülü
Eğrinin başlangıcı	Kimyasal bağın varlığı başlangıcı yukarı kaydırır
σ-δ eğrisinin tepe değeri	Lifin hacmi, uzunluğu, çapı ve lif-matris ara yüzey sürtünme bağı

Enerji kriteri, çatlak oluşmaya başladıktan sonraki çatlak ilerleme modunu (Griffith tipi veya kararlı durum çatlak genişlemesi) ifade eder (Denklem 3.11). Kararlı durum

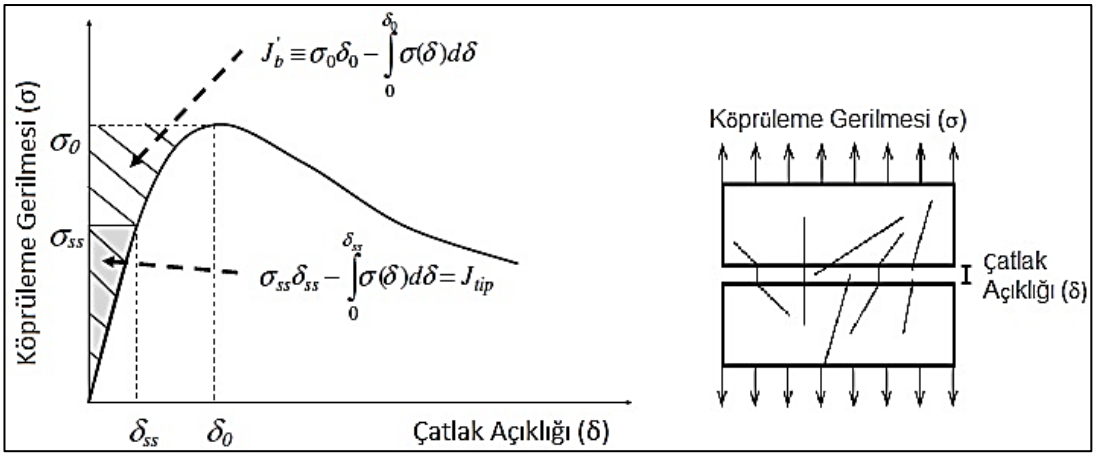
çatlakları, çatlak açıklığının kritik bir çatlak açıklığından (δ_0) daha küçük olduğu düz şekilli çatlaklar iken, Griffith tipi çatlaklar kritik bir çatlak açıklığından daha büyük genişleyen çatlaklar olarak ifade edilebilir (Tai, 2015). ECC'nin tasarımında temel amaç, tamamlayıcı enerji (J_b') ile çatlak ucu kırılma enerjisi (J_{tip}) (Denklem 3.11) arasındaki farkı mümkün olduğunca büyük olmasını sağlamaktır. Bu da, matris özelliklerine bağlı olarak J_{tip}'in azaltılması ya da lif yüzey özellikleri ile matris etkileşimine bağlı olarak J_b' nün arttırılması ile artmaktadır (Wang, 2005). Denklem 3.11'in sağ kısmı, dış işten kaynaklanan enerjinin, köprüleme elemanları tarafından sönümlenen enerjiden farkını göstermektedir ve tamamlayıcı enerji (J_b') olarak ifade edilmektedir. Enerji dengesinin uygulanması Denklem 3.11'deki koşulun gerçekleşmesi ile mümkündür ($J_{tip}<J_b'$). Denklem 3.11 'in ihlali, FRC'de olduğu gibi çatlak lokalizasyonu ile yani Griffith tipi çatlak (genişleyen çatlak) ile sonuçlanır ve çoklu çatlama işlemini sonlandırır. Enerji kriteri, Şekil 3.13'de şematik olarak gösterilmiştir (Li, 2008).

Çatlak yayılma modu Şekil 3.13'deki σ-δ eğrisinde taralı olarak gösterilen tamamlayıcı enerji (J_b') tarafından yönetilir. Lif-matris ara yüzü çok zayıf olduğunda, lif sıyrılır ve σ-δ eğrisi, düşük bir tepe dayanımı gösterir. Ara yüz çok güçlü olduğunda, yaylar gerilemez ve kopma, küçük bir kritik çatlak açıklığı meydana gelir. Her iki durumda da J_b' küçük olacaktır ve Şekil 3.12'de gösterildiği gibi tipik bir Griffith çatlağı meydana gelir (Mirza, 2014). Griffith tipi çatlak, azalan çekme gerilmesini artan çatlak açıklığıyla ilişkilendiren Griffith artık dayanım konseptiyle karakterize edilir. Çekme gerilmesindeki bu azalma, şekilde kırık veya daha az sert yaylar olarak gösterilen çatlağın orta lifleriyle ilgili olabilir (Tai, 2015). Griffith çatlağının normal biçimi çoklu çatlamaya elverişli değildir. Bunun nedeni, Griffith tipi çatlaklardaki çatlak açıklığının (δ_m), özellikle de çatlak çizgisinin orta noktasında, çatlamanın uzunluğu ile birlikte sürekli artması ve lif köprülerinin göçmesi δ_m, δ_o 'ı aştığında bu en geniş noktadan başlayan liflerin sıyrılması veya kopması ile sonuçlanır. Bunu önlemenin tek yolu, Griffith çatlak yayılım modunu kararlı bir çatlak ilerleme moduna dönüştürmektir. Burada çatlak açıklığı, çatlak uzunluğu ne olursa olsun azar azar artar ama kritik değeri geçmez (çatlak ucunun yakınındaki küçük bir köprüleme bölgesi haricinde). Bu şekilde, δ_m tüm çatlak çizgisi boyunca δ_o 'nun altında kalır. (Li, 2008).

Diğer bir değişle, Griffith tipinden kararlı durum çatlak davranışına geçmek için büyük tamamlayıcı enerji elde edilmelidir. Bu durumda, sabit durumdaki yassı çatlak boyunca yaylar, gerilme yükünü koruyabilir ve matrise geri aktarabilir ve başka bir çatlak oluşumuna neden olabilir. Bu sürecin tekrarlanması, ECC için istenen çoklu mikro çatlama olayı ile sonuçlanır (Wong, 2018).



Şekil 3.12 Kararlı durum düz çatlak ve Griffith tipi çatlak oluşumu (Li ve Leung, 1992)



Şekil 3.13 Tipik lif köprüleme gerilmesine karşı çatlak açıklığı eğrisi. Taralı alan maksimum tamamlayıcı enerjiyi (J_b') temsil eder. Çapraz alan, matrisinin kırılma enerjisini (J_{tip}) temsil eder (Yang ve Li, 2010)

Çoklu çatlak davranışı için enerji kriteri durumu özetlenecek olursa;

(a) Denklem 3.11'deki şartın gerçekleşmemesi durumunda, Griffith tipi çatlak yayılımı oluşur. Çatlak açıklığı olan δ_m, lif göçmesi ve sonrasında şekil değişimi yumuşamasına sebep olan δ_0 değerini aşacaktır.

(b) Denklem 3.11'deki şartın gerçekleşmesi durumunda, δ_m'in δ_0'ın altında kalmasıyla oluşan kararlı durumdaki düz çatlak yayılım modu ortaya çıkar (Li, 2008).

Dayanım kriterinde, bir çatlağın oluşumu lifin köprüleme gerilmesi tarafından yönetilir. Maksimum lif köprüleme gerilmesinin uygulanan çekme gerilmesini karşılayamaması durumunda, yaylar aşırı genişler veya kırılır ve Griffith çatlağına neden olur. Bu nedenle, Şekil 3.12'de gösterilen kararlı durumda düz çatlağı elde etmek için matrisin çatlak dayanımı (σ_m) maksimum lif köprüleme dayanımını σ_0 geçmemelidir (Li ve Leung, 1992; Li ve Wu, 1992). Burada σ_m; matris kırılma tokluğu (K_m) ve önceden var olan iç kusur boyutu (c_0) ile belirlenir. Enerji kriteri çatlak yayılım modunu yönetirken, dayanım kriteri (Denklem 3.12), malzeme kusurlarından çatlak başlamasını kontrol eder.

Fiziksel olarak dayanım kriteri, (Denklem 3.12) çekme yükü maksimum lif köprüleme kapasitesini aşmadan önce kompozitteki başlangıçtaki kusur noktalarından mikro çatlakların başlamasını sağlar. Denklem 3.12'in sol tarafı, köprülenen lifler tarafından belirlenen çekme dayanımı olan bir dizi yay tarafından taşınan maksimum gerilme yükü olarak düşünülebilir. Böylece yay, liflerin kopması ve/veya sıyrılması ile ilişkilendirilir. Mevcut çatlak düzlemlerinde maksimum lif köprüleme kapasitesinin, potansiyel yeni çatlak düzlemlerinin matris kırılma dayanımından daha yüksek olması sağlanırsa, ilave çatlaklar oluşacaktır. Aksi takdirde, doygun çoklu çatlamaya ulaşılamaz ve seyrek aralıklı çatlaklar oluşarak çekme sünekliğini sınırlar. Diğer bir değişle, bu kriterin ihlali, liflerin taşıyamayacağı bir yük seviyesinde çatlak oluşması anlamına gelir.

3.4 Doygun Çoklu Mikro Çatlama İle Yüksek Çekme Şekil Değişimi İçin Tasarım İlkeleri

Doygun olmayan şekil değişimi sertleşmesi davranışı sıklıkla küçük çekme şekil değişim kapasitesine ve kompozitlerin çekme sünekliğinin değişkenlik göstermesine neden olur. Daha yüksek enerji-performans indeksi (J_b'/J_{tip}), K_m ile ilişkilendirilen J_{tip} 'i azaltarak veya J_b' 'nü arttırarak elde edilebilir. Düşük J_{tip} (diğer bir deyişle K_m) değerine sahip kompozit, düşük ilk çatlak dayanımını gösterdiğinden, J_{tip} 'in azaltılması daha fazla tercih edilir. Ancak bu durumda da kompozitin basınç dayanımı düşüşler meydana gelmektedir.

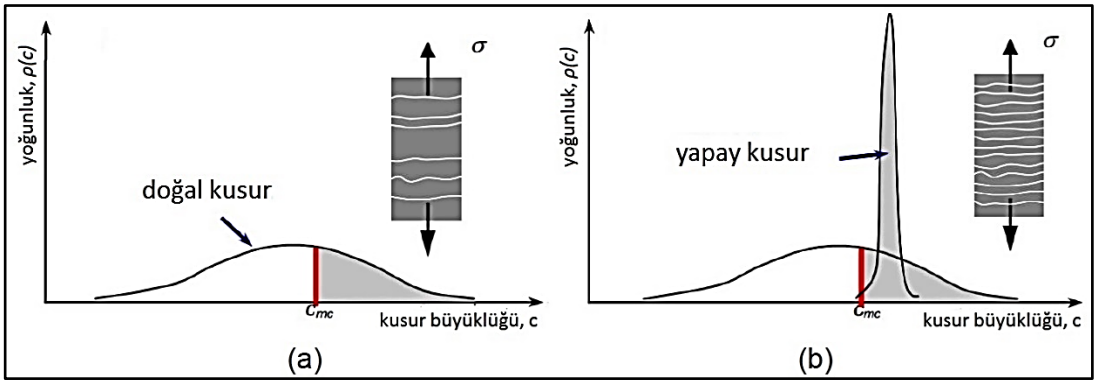
Kararlı durum çatlama kriterleri çok sayıda çatlak oluşmasını sağlarken, çoklu çatlakların yoğunluğu ile doğrudan ilişkili değildir. Aveston, Cooper ve Kelly (1971) ve daha sonra Wu ve Li (1995), matris çatlama dayanımının her bölümde tekdüze olduğunu varsayarak, sırasıyla hizalanmış sürekli lif ve kısa kesintili lifli kompozitler için minimum çatlak aralığı x_d 'yi türetmiştir. Bu varsayım altında x_d ve $2x_d$ arasındaki çatlak aralığı, çatlak doygunluğundan sonra tahmin edilir. Minimum çatlak aralığı, yükün bir çatlaktaki köprüleme liflerinden lif-matris ara yüzey sürtünme gerilmesiyle matrise geri aktarılması için gerekli olan mesafeyle belirlenir, böylece bir sonraki çatlak oluşturulabilir. Bununla birlikte ECC tek eksenli çekme numunelerinde, ECC matris özelliklerindeki ve homojen olmayan lif dağılımındaki farklılıklar nedeniyle, genellikle minimum çatlak aralığının iki katını aşan geniş bir dağılım gözlemlenir. Geniş çatlak aralığı, liflerin potansiyelinin etkin bir şekilde kullanılmadığı ve maksimum çekme şekil değişim kapasitesinin elde edilmediği anlamına gelir (M. Li, 2009).

Kararlı durum çatlama kriterleri karşılandığında, geliştirilebilecek mikro çatlakların sayısı; **(i)** maksimum lif köprüleme gerilmesi (σ_0) ve **(ii)** matris özellikleri, özellikle önceden var olan kusur boyutu dağılımı ve matris kırılma tokluğuna bağlıdır. ECC'nin homojen olmayan gevrek matrisli bir kompozit olduğu düşünüldüğünde, ilk çatlak dayanımı, ilk mikro çatlağın başladığı bölümdeki en büyük kusur boyutu ile belirlenir. Nihai çekme dayanımı, lif köprüleme kapasitesinin (maksimum köprüleme

gerilmesi (σ_0)) aynı gerilme seviyesine maruz kalan tüm bölgeler arasında en düşük olduğu "en zayıf" bölge tarafından belirlenir (M. Li, 2009).

Kusur boyutu dağılımı, gerilme-şekil değişimi eğrisinin şeklini belirler. Denklem 3.1 ve 3.2'deki eşitlik işaretleri, başlangıçtaki kusur boyutunun ve lif hacminin kompozit boyunca aynı olduğu varsayımına dayanmaktadır. Gerçekte, bu parametrelerin değişkenliği vardır ve karışımın yanı sıra karıştırma prosedürüne bağlıdır. Bu değişkenlik Denklem 3.11 ve 3.12'de sol ve sağ taraflar arasında daha geniş pay (margin=boşluk) ihtiyacı yaratır ve eşitsizlik işaretlerinin kullanımını açıklar.

ECC'nin tasarım ilkesi, birden çok çatlağı tetiklemek ve dolayısıyla yüksek şekil değişimi sağlamak için kusur boyutunu optimum bir aralıkta kontrol etmektir. Aslında, kusurların kasıtlı olarak eklenmesi, geçmişte ECC'nin yüksek çekme şekil değişimini artırmak için kullanılan yöntemlerden biridir. Bu nedenle, yüksek basınç dayanımı ve çekme şekil değişimi aynı anda bütünleştiren bir beton tasarlamak amacıyla, küçük boyutlu kusurlardan dolayı dayanım kriterinin ihlalini önlemek için lif köprüleme kapasitesinin yeterince büyük olması sağlanmalıdır (Ranade, 2014). Maksimum lif köprüleme gerilmesi, kritik kusur boyutundan (c_{mc}) etkilenir. Bu nedenle yalnızca kritik kusur boyutundan daha büyük kusurlar etkinleştirilebilirse, çoklu çatlamaya katkıda bulunulabilir. Matris de önceden var olan kusurların boyut dağılımı doygun çoklu çatlak gelişimi sağlamak ve yüksek malzeme şekil değişimi kapasitesi elde etmek için optimize edilmelidir. İdeal olarak, Şekil 3.14'de gösterildiği gibi, kusurlar c_{mc} 'nin üzerinde dar bir dağılıma sahip olmalıdır: bu tip dar bir dağılımı, ECC gerilme-şekil değiştirme eğrisinde uzun bir akma (prolonged yielding plateau) bölgesine neden olabilir (Wang ve Li, 2006). Daha küçük ve daha büyük kusurlardan kaçınılmalıdır. Çünkü daha küçük kusurlar çatlama işlemini başlatamazken daha büyük kusurlar ise lif dağılımının homojenliğini bozarak çekme dayanımını düşürürler. Sonuç olarak, şekil değişim sertleşmesi ve doygun çoklu çatlak koşulları; yüksek malzeme şekil değişim kapasitesi için yeterli sayıda önceden var olan kusurları gerektirir.



Şekil 3.14 Lifli gevrek matris kompozitlerinde doygun çoklu çatlak durumu için kusur boyutunun uyarlanması şeması: (a) Rastgele doğal işlem sonucu doğal kusur boyut dağılımı; (b) doygun çoklu çatlak durumu elde etmek için kritik boyuttan daha büyük yapay kusurlar (Wang ve Li, 2006)

Yüksek dayanımlı beton matrisinin kırılma tokluğu (K_m) ECC'ninkinden 2-3 kat daha yüksektir. Ancak burada matris kırılma tokluğu ile kompozit tokluk arasındaki farka dikkat edilmelidir. ECC'nin kompozit tokluğu yüksek dayanımlı beton'dan daha yüksektir. Daha yüksek K_m, hem ilk çatlak dayanımı (σ_m) hem de J_{tip} 'i artırdığı için her iki gerekli çoklu çatlama koşullarını (Denklem 3.11 ve 3.12) karşılamak için ters etki yaratır. Sonuç olarak, K_m'deki artışa karşı koymak ve bu koşulları yüksek dayanımlı bir kompozitte karşılamak için daha yüksek köprüleme gerilmesi ve tamamlayıcı enerjiye (J_b') ihtiyaç vardır (Ranade, 2014). J_b' 'nin büyüklüğü diğer bir değişle σ-δ eğrisinin şekli, lif hacmi, çapı, uzunluğu, dayanımı ve elastisite modülünün yanı sıra ara yüzey kimyasal ve sürtünme bağ özellikleri açısından lif-matris etkileşimi tarafından yönetilmektedir (Lin, Kanda ve Li, 1999).

ECC'de çekme gerilmesi - şekil değişimi eğrisinin şeklini etkileyen diğer önemli bir etken lif dağılımıdır (Ranade, 2014). Lif dağılımının homojen olmaması, çekme şekil değişim kapasitesindeki ve doymamış çoklu çatlaklardaki değişkenliğe ilave bir katkıda bulunur. Sabit bir lif hacmi yüzdesi ile en zayıf bölümdeki maksimum lif köprüleme gerilmesi (σ_0) kompozit içindeki lif dağılım homojenliğinin derecesi ile belirlenir (M. Li, 2009). ECC ve diğer yüksek çekme şekil değişim kapasitesine sahip betonlar, çekme sünekliği için gerekli olan liflerin (özellikle PVA lifleri gibi hidrofilik lifler) homojen dağılımına izin vermek için kendiliğinden yerleşen betonlara benzer reolojiye sahip son derece akıcı matrislere sahiptir. Nispeten yüksek dozajda su azaltıcı katkı maddelerine rağmen, yüksek dayanımlı beton matrisleri (özellikle basınç

dayanımı 150 MPa'ı aşan benzer betonlar) düşük gözeneklilik ve yüksek basınç dayanımı elde etmeyi hedefleyen düşük S/B oranları nedeniyle son derece viskozdur. Düşük su/çimento (S/Ç) oranına sahip matrislerde liflerin homojen dağılımı bu nedenle zorlu bir sorundur (Ranade, 2014). Sonuç olarak yüksek şekil değişim kapasitesi için ECC'de lif dağılımının mümkün olduğunca homojen olması gerektiği ve bunun içinde uygun viskoziteli matris karışımına ihtiyaç vardır. Matris viskozitesi, S/B oranı ve süper akışkanlaştırıcı katkı dozajı ile optimize edilebilir.

Lif dağılım homojenliği, karışımın hazırlanması sırasında taze ECC'nin reolojik özelliklerinden doğrudan etkilenir. Lif dağılımının homojenliği, maksimum köprüleme gerilimesi olan σ_0 'ı, en zayıf kesitte σ-δ eğrisinin şeklini ve kritik kusur boyutunu (c_{mc}) belirler. Düzgün olmayan lif dağılımı, en zayıf bölümdeki σ_0 değerinde bir azalmaya yol açar ve bu da kritik kusur boyutunu (c_{mc}) arttırır. Bu nedenle, c_{mc} 'den daha büyük boyutlarda önceden var olan daha az kusur tetiklenebilir ve böylece çoklu çatlamaya daha az katkıda bulunarak nispeten daha düşük bir çekme şekil değişim kapasitesi ile sonuçlanır. Düzgün olmayan lif dağılımı da σ-δ eğrisini aşağı kaydırır ve tamamlayıcı enerjiyi (J_b') J_{tip}'den daha aza indirebilir. Bu durumda, kararlı durum kriterleri ihlal edilir ve şekil değişim yumuşama davranışı ortaya çıkar. ECC daha sonra sünek davranışını kaybeder ve normal bir FRC malzemesi haline gelir. İdeal olarak, ECC'nin işlenmesi, tek tip bir rastgele dağılım durumu elde etmek için lif dağılımını optimize etmeli, bu nedenle daha düşük lif içeriğine sahip "zayıf" bölümler oluşturma olasılığını en aza indirmelidir. Bu yollarla, çoklu çatlama davranışını maksimize ederek olası en büyük şekil değişim kapasitesi elde edilebilir (M. Li, 2009).

Denklem 3.12'de gösterilen dayanım kriteri çatlakların başlangıcını kontrol ederken, Denklem 3.11'deki enerji kriterleri çatlak yayılım modunu yönetir. Her iki denklemin sağlanması şekil değişimi sertleşmesi davranışını sağlamak için gereklidir. Mikro mekanik teoriye dayanan iki "şekil değişimi sertleşmesi (Pseudo strain-hardening (PSH)) performans endeksi" büyüklüğü, ECC kompozitlerinin çekme performansını tahmin etmek için kullanılabilir. Bu amaçla PSH kriterleri Denklem 3.13 ve 3.14'deki gibi tanımlanmıştır.

$$PSH_{Enerji} = \frac{J_b'}{J_{tip}} \tag{3.13}$$

$$PSH_{Dayanım} = \frac{\sigma_t}{\sigma_m} \tag{3.14}$$

Burada σ_t, ECC'nin maksimum çekme gerilmesini (çekme dayanımı) ifade etmektedir. Daha önce de bahsedildiği gibi, ECC'nin şekil değişimi sertleşmesi ve yüksek çekme sünekliği davranışı elde etmek için her iki indeksin (PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$) 1'den büyük olması gerekir (Kanda, 1998; Yang ve Li, 2010).

Malzeme özelliklerinde değişkenlik göz önüne alındığında, pratikte güçlü bir şekil değişimi sertleşmesi davranışını elde etmede polietilen (PE) lifli çimento esaslı kompozitlerinin doygun PSH davranışı için performans endekslerinin; $PSH_{Enerji} > 3$ ve $PSH_{Dayanım} > 1,2$ olması gerektiği deneysel olarak gösterilmiştir (Yu ve diğer., 2018). Bununla birlikte, PVA lifli çimento esaslı kompozitler de çatlak biçimi σ_0/σ_m indeksinin 1,2 yerine 1,45'den daha fazla değiştirilmesi gerektiğini gözlemiştir (Yang ve Li, 2010, 2006). Bunun nedeni PE life kıyasla PVA lifte, lif dayanımının daha düşük ve ara yüzey bağların daha yüksek olması nedeniyle daha yüksek seviyede lif kopmasıdır. Bu durum köprüleme kapasitesinde daha büyük değişimlere neden olduğundan PVA lifli kompozitlerde ilk çatlak ile tepe noktası köprüleme gerilmesi arasında daha yüksek bir fark gerektirir. Polipropilen (PP) lifli kompozitler için de benzer bir savunma geçerlidir. Burada, PP lifler ile çimentonun ara yüz bağlanma özellikleri (her iki lifin hidrofobik yüzeyi nedeniyle) PE lif ile çimentonun ara yüz bağlanma özellikleri benzer olmakla birlikte, PP lifin çekme dayanımı PE'den çok daha düşüktür (Yang ve Li, 2006). Bu nedenle, PP lif için bir PSH dayanım indeksinin $PSH_{Dayanım} > 2$ 'den büyük olması önerilmektedir. PE, PVA ve PP lifli kompozitler için doygun çoklu çatlak davranışı sağlamak için bu performans indekslerinin değerleri (PE, PVA ve PP için sırasıyla $PSH_{Dayanım}$ değeri = 1,2, 1,45 ve 2; PSH_{Enerji} değeri=3) deneysel olarak elde edilen değerler ile kıyaslama da kullanılabilir.

Daha büyük PSH indekslerine sahip kompozitin doygun çoklu çatlak oluşturma ihtimali daha yüksektir. Doygun çoklu çatlak durumu, mikro çatlaklar az ya da çok üniform ve yakın aralıklarla (yaklaşık 1 ila 2 mm) olduğunda elde edilir. Böyle bir

durumda çatlaklar arası mesafe, tek eksenli çekme örneğinin daha yüksek çekme yükü altında daha da düşürülemez. Çoklu çatlak doygunluğunun boyutunu ölçmek için çatlak aralığı oranı ile $PSH_{yoğunluğu}$ terimi tanımlanmıştır (Denklem 3.15) (Yang, 2008).

$$PSH_{Yoğunluğu} = \frac{x_d^{test}}{x_d} \tag{3.15}$$

Burada X_d, teorik (Aveston ve diğer., 1974) olarak hesaplanan çatlak aralığı ve X_d^{test} ise deneysel olarak ölçülmüş çatlak aralığıdır. Burada çatlak aralığı iki ardışık çatlak arasındaki mesafedir. Tamamen doymuş çoklu çatlama durumu için $PSH_{Yoğunluğu}$'nun minimum değeri 1'dir. Aveston ve diğer., (1974)'e göre doymuş PSH davranışı için PSH yoğunluğu 1 ile 2 arasında olmalıdır.

Sonraki bölümlerde mikro mekanik tabanlı şekil değişim sertleştirme kriterleri olan Denklem 3.13 ve 3.14, ECC tasarımında kılavuz olarak kullanılmıştır. PSH ve $PSH_{Yoğunluğu}$ 'nun değerlendirilmesi, yeni geliştirilen ECC'ler için çoklu çatlamanın doygunluğunu ve çekme sünekliğinin derecesini ölçmede faydalı olmaktadır.

3.5 Lif Dağılımının Homojen Olmaması Durumu

Lif dağılımının homojen olmaması, çekme şekil değişim kapasitesini azaltır ve doymamış çoklu çatlak davranışına yol açar. Sabit lif hacim yüzdesi ile en zayıf bölümdeki maksimum lif köprüleme gerilmesi (σ_0), kompozit içindeki lif dağılım homojenliğinin derecesi ile belirlenir. Lif dağılım homojenliği, işleme sırasında taze ECC'nin reolojik özelliklerinden doğrudan etkilenir. Lif dağılımının homojenliği, maksimum köprüleme gerilmesini (σ_0), en zayıf kesitte σ-δ eğrisinin şeklini ve kritik kusur boyutunu (c_{mc}) belirler. Homojen olmayan lif dağılımı, en zayıf bölgedeki σ_0 değerinde bir azalmaya yol açar ve bu da kritik kusur boyutunu (c_{mc}) arttırır. Bu nedenle, c_{mc} 'den daha büyük boyutlarda önceden var olan daha az sayıda kusur tetiklenebilir ve çoklu çatlamaya daha az katkıda bulunarak nispeten daha düşük bir çekme şekil değişim kapasitesi elde edilir. Düzgün olmayan lif dağılımı da σ-δ eğrisini aşağı kaydırır ve tamamlayıcı enerjiyi (J_b'), J_{tip} 'den daha aza indirebilir. Bu durumda,

kararlı durum kriterleri ihlal edilir ve çekme yumuşaması davranışı ortaya çıkar. Daha sonra sünek davranışını kaybeder ve normal bir FRC malzemesi haline gelir. İdeal olarak, ECC'nin işlenmesi, tek tip bir rastgele dağılım durumu elde etmek için lif dağılımını optimize etmeli, bu nedenle daha düşük lif içeriğine sahip "zayıf" bölgeler oluşturma olasılığını en aza indirmelidir. Bu yollarla, çoklu çatlama davranışını maksimize ederek mümkün olan en büyük çekme şekil değişim kapasitesi elde edilebilir (M. Li, 2009).

ECC'de önceden var olan kusur boyutu ve lif dağılımının rastgele doğası, J_b' ve J_{tip}'de varyasyona yol açar. J_b' ve J_{tip} arasında ve σ_0 ile σ_m arasında büyük bir fark, doymuş çoklu çatlama eğilimini arttırmak için tercih edilir (M. Li, 2009).

BÖLÜM DÖRT

ECC'LERİN PERFORMANSINI ETKİLEYEN PARAMETRELER

ECC'nin tutarlı mekanik özelliklere sahip olması çeşitli yapısal uygulamalarda kabul görmesi için çok önemlidir. ECC üretiminde mikser tipi, karıştırma hızı ve sırası, zaman, personelin tecrübe seviyesi, hammaddelerin seçimi, karışım oranı tasarımı, kürleme koşulu, kullanılan deney yöntemleri ve lif dağılımı vs. gibi çok sayıda değişkenin etkisi nedeniyle ECC'yi üretmek kolay değildir ve ECC'nin performansı açısından oldukça önemlidir. Bu etkenler ECC matrisinin (lifleri eklemeden önce ECC) reolojik özelliklerini etkileyebilir. Bu da çimentolu matriste lif dağılımı bütünlüğünü, sıkışan hava gözeneklerinin boyut dağılımını ve sertleştirilmiş halde lif-matris ara yüzünde bağlanma özellikleri güçlü bir şekilde etkileyebilir. ECC üretiminde kullanılan liflerden ayrı olarak farklı kaynaklardan gelen veya spesifik fonksiyonlar için seçilen (örneğin yüksek erken dayanım (M. Li ve Li, 2011)) ECC matris bileşenleri malzeme davranışında değişikliklere yol açabilir. Matris bileşenlerinin farklı tane büyüklüğü, su emilimi vs. gibi değişiklikler, ECC'nin reolojik özellikleri ve sertleşmiş hal özelliklerinde farlılıklara neden olabilir. Bu durumlar ölçülen malzeme çekme şekil değiştirme kapasitesinin, çekme dayanımının ve mikro çatlakların genişliğinin ve yoğunluğunun değişkenliğine yansır (M. Li ve Li, 2013). Dolayısıyla, bu gerçekler söz konusu kompozitin yaygın kullanılabilirliğini kısıtlamaktadır.

M. Li ve Li (2013) yaptıkları bir çalışmada karışım oranları aynı olmasına rağmen, farklı karışım partilerinden gelen numuneler, %0,6 ila %3,4 arasında oldukça değişken çekme şekil değiştirme kapasitesi elde etmişlerdir. Bazı örnekler, şekil değiştirme sertleşmesi sırasında birbirine yakın "doygun" mikro çatlaklar oluşturması nedeniyle maksimum yükte daha büyük çekme şekil değiştirme kapasitesine ulaşmıştır. Diğer örnekler, sınırlı sayıda mikro çatlak oluşturulduktan kısa bir süre sonra şekil değiştirme yumuşaması aşamasına ulaşarak daha düşük çekme şekil değiştirme kapasitesine yol açmıştır. Bu nedenle yazarlar tutarlı ve optimize edilmiş ECC'nin özellikleri için etkili

bir kalite kontrol metodolojisine ihtiyaç duyulduğunu vurgulamıştır (M. Li ve Li, 2013).

Yukarıda bahsedilen nedenlerden dolayı ECC'nin karışım oranını ayrıntılı bir şekilde planlamak ve ECC performansını etki faktörlerini anlayarak yüksek şekil değişimi kapasitesine ulaşmak oldukça önemlidir.

4.1 ECC'nin Malzeme Bileşenleri Ve Karışım Oranları

1990'ların başında Michigan Üniversitesi'nde çimento, uçucu kül, silis kumu, su ve PE lifleri kullanılarak mikro mekanik teori aracılığıyla, mikro çatlak davranışı sergilemek ve yüksek çekme şekil değişimi elde etmek için kompozitler başarılı bir şekilde tasarlanmıştır (Li, 2008).

Michigan Üniversitesi'ndeki yerel malzemeler kullanılarak tutarlı taze ve sertleştirilmiş özellikleri geniş bir araştırma yelpazesinde deneysel olarak kanıtlanmış ve kendi kendine yerleşen döküm özelliklerine sahip tipik bir ECC karışım tasarımı (ECC-M45) Tablo 4.1'de gösterilmektedir. İçerikler ve karışım oranları, çoklu çatlama kriterlerini karşılamak için optimize edilmiştir (Li, 2008). Spesifik olarak, lif ve matris bileşenlerinin türü, boyutu ve miktarı, ara yüz özellikleriyle birlikte çoklu çatlama ve kontrollü çatlak genişliği için tasarlanmıştır. ECC, yeterli rijitliği (stiffness) ve hacim stabilitesini korumak için kum-bağlayıcı oranı 0,36 olan ince silis kumu içerir. ECC-M45, taze ve sertleştirilmiş özelliklerin iyi bir dengesini sağlamak için 0,26'lık bir S/B oranına sahiptir. Bağlayıcı sistemi, ECC'deki çimento ve uçucu kül (Tip F) gibi toplam çimentolu malzeme miktarı olarak tanımlanır. Uçucu kül, dayanımı kaybetmeden hidratasyon ısısının oluşumunu azaltmak, 180 günü aşan dayanımı artırmak ve çekme şekil değişim kapasitesini amacıyla kullanılmaktadır (Mirza, 2014). Silis kumunun maksimum tane boyutu 250 μm ve ortalama boyutu 110 μm'dir (Li, 2008). Süper akışkanlaştırıcı, taze betonun reolojik özelliklerini kontrol etmek, bileşenlerin özellikle de liflerin karışım içinde homojen bir şekilde dağılmasına yardımcı olmak ve işlenebilirliği artırmak için kullanılır (Mirza, 2014).

Tablo 4.1 ECC-M45 için ağırlığa göre ECC karışım tasarım oranları (Li, 2008)

Çimento	Uçucu kül	Kum	Su	Süper akışkanlaştırıcı	Lif (hacim (%))
1	1,2	0,8	0,56	0,012	0,02

ECC üretiminde çeşitli lif türleri kullanılabilmektedir. Karışım tasarımında tipik olarak şekil değişimi sertleşmesini sağlamak için PVA liflerde hesaplanan kritik lif içeriğinden daha büyük olan hacimce %2'lik bir lif içeriği kullanılırken, bu oran PE liflerde %1,5 ve PP liflerde %6 mertebesindedir (Kritik lif oranı, kompozitte çoklu çatlak davranışı elde etmek için gerekli minimum lif miktarıdır ve J_b'nin J_{tip}'e eşit veya daha büyük olması gereken şekil değişim sertleşmesi modeli (Denklem 3.1) kullanılarak hesaplanır). En büyük deneysel veri kümesine sahip olan ECC M45 karışımında 12 mm uzunluğunda ve 39 μm çapında poli-vinil alkol (PVA) lifleri kullanılmış olup, bu liflerin çekme dayanımı, rijitliği, yoğunluğu ve düktilitesi sırasıyla 1600 MPa, 40 GPa, 1300 kg/m^3 ve yaklaşık % 6-10'dur. Genel olarak PVA lifler ile matris arasındaki bağı azaltmak için lif yüzeyine, lif ağırlığının %1,2 oranındaki yağ ile kaplama işlemi uygulanır (Li, 2008).

Çeşitli inşaat projelerinde bu referans karışımın uyarlamaları kullanılmıştır. Tam ölçekli ECC üretimi Japonya'da (Kunieda ve Rokugo, 2006) ve ABD'de (Lepech ve Li, 2008) gerçekleştirilmiştir.

ECC'nin çevresel etkisini azaltmaya yönelik bir yaklaşım olarak, puzolanik malzemeler, Portland çimentosunun yerine kısmen kullanılabilir. Çimento esaslı malzemenin bir kısmı olarak uygun şekilde kullanıldığında, bu puzolanik katkılar, taze ve sertleşmiş betonun özelliklerini iyileştirebilir. En çok kullanılan malzemelerden bazıları öğütülmüş granüle yüksek fırın cürufu, uçucu kül ve silis dumanıdır.

4.2 ECC Üretiminde Kullanılan Lif Türleri Ve Özellikleri

Çimento esaslı matrislerde kullanılan lifler türüne göre doğal, metalik, seramik, camsı, polimerik olarak sınıflandırılırlar (Campello, Pereira ve Darwish, 2014).

Üretildikleri hammaddeye, inorganik veya organik türlerine göre sınıflandırılırlar; ayrıca uzunluk, şekil ve kalınlık ile de karakterize edilebilirler. Boyutlarına bağlı olarak, makro liflerin çapları 0,3 mm'den büyük ve uzunlukları 30 ila 60 mm arasında iken, mikro lif çapları 10 ile 30 μm arasında ve uzunlukları 3 ile 18 mm arasındadır (Franca, 2018). Genel olarak, betonda makro lifler yapısal güçlendirme için kullanılırken, mikro lifler büzülme çatlamasını azaltmak için kullanılırlar (Ding, Liu, Zhang ve Thomas, 2008).

Çimentolu malzemelerin gevrek davranışının üstesinden gelmek için, kesikli veya sürekli lifler, iplikler, dokunmuş ve dokunmamış kumaşlar gibi çeşitli tekstil ürünleri kullanılmıştır. Kısa kesikli lifler, çimento esaslı kompozitlerde takviye olarak kullanılan en etkili malzemelerden biridir. Lifler çimento esaslı kompozitlerde genellikle iki önemli rol oynar; Kompozitlerin eğilme/çekme özelliklerini iyileştirmek ve mikro çatlaklar üzerinde köprü oluşturarak çimento matrisinde çatlak oluşumunu ve yayılmasını önlemek (Kim, Naaman ve El-Tawil, 2008). Genellikle, liflerin eklenmesinin matrisin çekme ve eğilme dayanımını, şekil değişimi kapasitesini, sünekliği ve tokluğunu geliştirdiği belirtilmiştir (Kim ve diğer., 2008).

ECC'nin pratik uygulamalarında, naylon, düşük yoğunluklu polietilen lif ve polipropilen lif gibi diğer düşük maliyetli lifler, düşük çekme dayanımı ve düşük elastisite modülü nedeniyle daha az uygundur (Li ve diğer., 2002). Literatür incelemeleri, PE, PVA ve HTPP liflerinin, çimentolu kompozitlerin fiziksel ve mekanik performansının iyileştirilmesi için en yaygın olarak kullanılan sentetik lifler olduğunu göstermiştir (Pakravan ve Ozbakkaloglu, 2019). Doğru lifin seçilmesinin (veya tasarlanmasının) ECC'de çoklu çatlama ve çekme sünekliği elde etmede önemli olduğu açıktır. Genellikle göz ardı edilen, aynı derecede önemli olan matris ve lif-matris ara yüz kontrolleridir. Düşük dayanıma sahip matris ve/veya ara yüz ile yüksek dayanımlı liflerin kullanılmasıyla elde edilen kompozit, tek çatlak da göçen sıradan lifli beton gibi davranış gösterecektir (Li, 2012). Bu nedenle lif tipi, lif-matris bağlanmasını ve ara yüz özelliklerini etkileyen temel bir parametredir.

Çoğu durumda, istenen bir performansın elde edilmesinde lifler ve çimentolu matris arasındaki bağ kritik öneme sahiptir. Bağ kuvvetliyse, göçme mekanizması lif kopması tarafından yönetilir. Bağ zayıfsa, çimentolu matristen lif sıyrılması göçmeyi yönetecektir. İlk durum daha güçlü kompozitlere yol açarken, ikincisi daha sünek kompozitlerin tasarımına yol açabilir. Dengeli bir kombinasyon durumunda, hem güçlü ve hem de sünek bir çimentolu kompozit tasarlanabilir (Muzenski, 2015).

Liflerin eklenmesi çoğu zaman çimentolu malzemelerin işlenebilirliğini azaltabilir çünkü liflerin şekilleri tipik olarak akış özelliklerini köşeli agregaların işlenebilirliği azalttığı gibi etkiler (Moini ve Lakizadeh, 2011). Lifli kompozitlerin işlenebilirliği genellikle lifin en/boy oranına, lif geometrisine ve hacim oranına bağlıdır. Lifli kompozitin işlenebilirliği, malzemenin fazla çaba sarf etmeden yerleştirilebilmesi ve perdahlanabilirliği için yeterince yüksek olmalıdır (Muzenski, 2015).

Daha yüksek en/boy oranlı lifler kullanılan çimentolu bir kompozitte bir çatlak oluştuğunda, daha fazla lif çatlağı kapatacak ve bu nedenle ilk çatlak sonrası daha iyi bir sonuç sağlayacaktır. Bununla birlikte, bu daha yüksek en/boy oranına sahip lifler bir araya toplanma eğiliminde olabilir ve daha az etkili olmaları muhtemeldir (Muzenski, 2015).

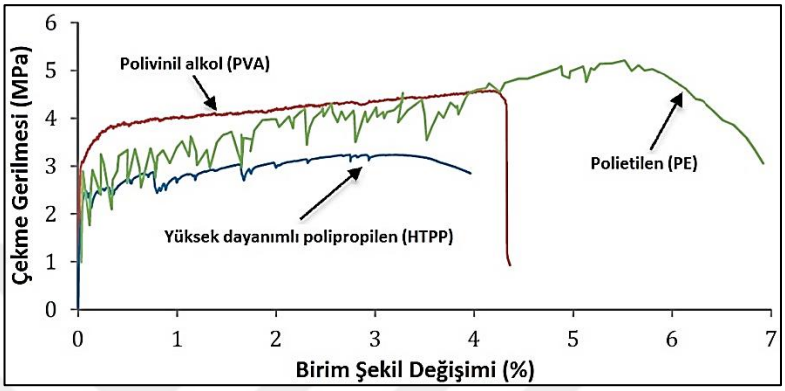
Dikkate değer çekme sertleşmesi davranışına sahip literatürde bildirilen ilk ECC, ultra yüksek moleküler ağırlıklı polietilen (UYMAPE) lif ile yapılmıştır. Matris ile PE liflerin ara yüzeyindeki lif-matris bağını güçlendirmek için plazma işlemi uygulanmıştır (Li, 1993; Lin ve Li, 1997). Polietilen lifler olağanüstü çoklu çatlama davranışı ve çatlak oluşumundan sonra mükemmel yük aktarım kabiliyeti göstermiş ve bu da bir şekil değiştirme sertleştirme davranışı ile sonuçlanmıştır. Bu ilk çatlak sonrası yükler, lifler kopmaya başlayana kadar artmaya devam eder (Kobayashi ve Cho, 1981). Bununla birlikte, UYMAPE lifler çok pahalıdır ve alternatif polimer lifler, özellikle PVA, ECC üretmek için araştırılmıştır (Li ve diğer., 2001, 2002; Redon, C. ve diğer., 2001). PVA lifler, PE liflerin aksine sürtünme bağına ek olarak çimentolu matris ile güçlü bir kimyasal bağ oluşturur. Sonuç olarak, lif-matris bağını arttırmak için PE liflerde kullanılan plazma işlemi yerine, çekme sırasında lifin kopmasına neden

olan lif-matris bağını azaltmak için PVA liflere bir yağ kaplaması uygulanır. Bu ara yüz işlemi lif, matris ve ara yüz arasındaki sinerjik etkileşimi sağlar. Bu da yüksek çekme sünekliliği elde etmek için gereklidir (Li, 1997). Polipropilen lifler göreceli olarak PE ve PVA liflere göre daha az dayanımı ve rijitliği olan liflerdir ve şekil değişim sertleşmesi davranışı sağlamada benzer dozajlarda yetersiz kalırlar. Ancak ilk çatlak sonrası yük taşıma kabiliyeti daha yüksek oranda lif ile sağlanabileceği belirtilmiştir (Nagabhushanam, Ramakrishnan ve Vondran, 1989).

ECC'lerin çekme/eğilme dayanımlarındaki en önemli gelişme, PP liflere kıyasla yüksek dayanımları ve elastisite modülleri nedeniyle PE ve PVA lifleri ile elde edilmektedir. Genel olarak, PP liflerinin çimento esaslı malzemelerin dayanımı üzerinde yalnızca küçük bir etkisi vardır, ancak bunların çatlak direnci yeteneği ve süneklik gelişimi üzerindeki etkileri umut vericidir. PP lifleri için iyileştirme indeksinin (iyileştirme indeksi (improvement index), lifsiz beton numunesine göre lifli betonun bir özelliği temelinde hesaplanır) aynı zamanda lifin fiziksel/mekanik özellikleri ve çimentolu matrisin tipi ve sertliği ile de ilişkili olduğunu belirtmek gerekir. Yüksek modüllü lifler içeren ECC 'ler normalde yüksek nihai dayanım, düşük sehim kapasitesi ve dar çatlak genişliği özellikleri gösterirken, düşük modüllü lifler içerenler düşük nihai dayanım, yüksek sehim kapasitesi ve geniş çatlak özellikleri gösterir (Ahmed ve Maalej, 2009). Ancak yakın zamanda gerçekleştirilen ultra yüksek dayanımlı ultra yüksek sünekliğe sahip ECC'lerde, yüksek çekme dayanımının yanında yüksek çekme şekil değişim kapasitesi de elde edilebilmiştir.

Polimerik liflerin temel avantajlarından biri, kimyasallara karşı mükemmel dirençleridir. Polimer liflerin korozyon, alkali reaksiyonlar, asidik su, tuz, klor, kimyasallar ve mikroorganizmaların etkilerine daha az duyarlı olduğu iyi bilinmektedir (Gao ve diğer., 2010). Bu nedenle, zorlu ortamlarda kullanılacak çimento esaslı yapı malzemelerinde takviye olarak polimerik liflerin kullanılması, hem yüksek mekanik özellikler hem de dayanıklılık sağlamakla kalmaz, aynı zamanda yapısal ağırlığı ve inşaat maliyetini de azaltabilir (Bolat, Şimşek, Çullu, Durmuş ve Can, 2014).

ECC'de polietilen (PE) ve polivinil alkol (PVA)'den farklı olarak yüksek dayanımlı polipropilen (HTPP) lifleri de başarıyla uygulanmıştır (Şekil 4.1) (Li ve diğer., 2002; Li, 1997). Tablo 4.3'de bu liflerin bazı özelliklerini gösterilmektedir. Ayrıca çelik lif (SF) dahil olmak üzere çeşitli lif türleri ECC üretmek için tek veya hibrit olarak kullanılmıştır (Yu, Li, Yu, Wang, ve diğer., 2018).



Şekil 4.1 Lif tipi ECC kompozitlerin çekme dayanımı ve sünekliliği üzerine lif tipinin (PE, PVA ve Yüksek Yoğunluklu PP liflerin) etkisi (Soltan ve diğer., 2017)

4.2.1 Yüksek Yoğunluklu Polietilen (PE) Lifler

PE lifleri, PE polimerine uygulanan farklı polimerizasyon yöntemlerine göre üretilmektedir. Polimerin moleküler yönelimi imalat süreci sırasında çekme koşullarına (sıcaklık ve hız) göre değiştiğinden, sentetik liflerin çekme dayanımı ve elastisite modülü önemli ölçüde farklılık gösterebilir (Lee ve diğer., 2013). İmalat sürecinde PE, iki farklı yöntemle polimerize edilir:

1) Serbest radikal polimerizasyonu: Bu yöntemle polimerize edilen PE, dallı bir yapıya neden olur ve genellikle düşük yoğunluklu polietilen (LDPE/DYPE) olarak anılır. Dallanmanın varlığı kristalleşmeyi engelleyerek yoğunluğu 0,9-0,94 g/cm^3 aralığında olan bir malzemeye yol açar. DYPE'lerin mekanik dayanımı çok azdır ve çok düşük erime sıcaklığına sahiptir (Wunderlich, 2005). DYPE oldukça kristaldir ancak sürekli liflerin oluşumu için gerekli olan moleküler dolanma için yeterli değildirler. LDPE'ler, otomotiv mumu, yalıtım, mumlar ve gıda ürünleri için

sızdırmazlık malzemeleri gibi çok çeşitli uygulamalarda kullanımlarını bulan mumsu maddelerdir (Deitzel, McDaniel ve Gillespie, 2017).

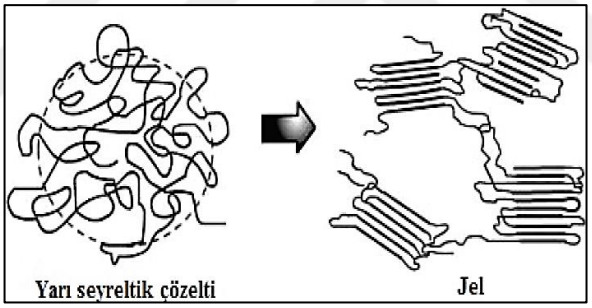
2) İyonik polimerizasyon: Bu yöntemle polimerize edilen PE, çok az dallanma ile veya hiç dallanma olmaksızın karbon moleküllerinin doğrusal zincirlerinin oluşumuyla sonuçlanır ve yüksek yoğunluklu polietilen (HDPE/YYPE) olarak adlandırılır (Deitzel ve diğer., 2017). Dalların veya diğer kusurların olmaması, yüksek seviyede kristalliğe ve 0,94 ile 0,97 g/cm^3 arasında değişen bir yoğunluğa sahip bir malzemeyle sonuçlanır (Peacock, 2000). 10^4-10^5 g/mol aralığında moleküler ağırlığa sahip PE'den üretilen lifler tipik olarak eriyik durumundan eğrilir ve daha sonra daha büyük gerilme özellikleri elde etmek için soğuk çekilir. Bu malzemeler, yüksek dayanımlı halat ve dış mekan branda örtüleri gibi uygulamalarda bulunur (Deitzel ve diğer., 2017).

DYPE ile YYPE'nin aralarındaki fark, DYPE'nin hidrojen yerine bağlı uzun bir karbon zinciri ile kısa ve uzun yan zincir dallanma yapısından kaynaklanırken, YYPE'nin kimyasal yapısında dallanma yoktur. YYPE genellikle doğrusal PE olarak adlandırılır. Dallanma derecesi, polimerin moleküler ağırlığı ve cam geçiş sıcaklığı elde edilen PE lifin mekanik özelliklerini belirler (Pakravan ve Ozbakkaloglu, 2019).

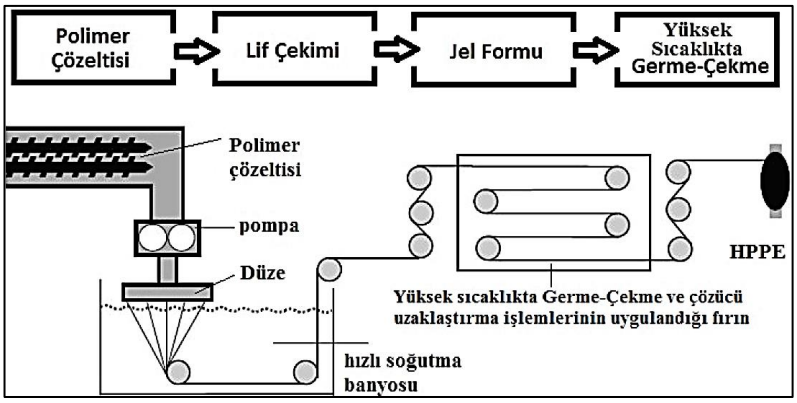
Moleküler ağırlık arttıkça, hem çekme dayanımı hem de termal stabilitede önemli artışlar gözlenir. Bunun nedeni büyük ölçüde moleküler dolanmanın artması ve kristalitler arasında moleküllerin paylaşılmasıdır (Odian, 2004). 1930'larda YYPE lifleri daha dayanımlı hale getirme fikri ortaya çıksa da gerçeğe dönüştürülmesi neredeyse yarım asır almıştır (Kalaycı, Avinç ve Yavaş, 2016). Alman DSM firması 1979 yılında ultra yüksek molekül ağırlıklı polietilen (UHMWPE/UYMAPE) polimerinin seyreltik çözeltisinden hareket ederek jelden lif çekim yöntemi olarak bilinen lif çekim yöntemini geliştirmesi ile yönlendirilmiş lif yapısını sağlamıştır ve böylece hedeflenen yüksek elastisite modülü ve dayanım değerlerine ulaşılabilmiştir. Lif dayanımını iyileştirmenin esası, lif ekseni yönündeki oryantasyonun arttırılması ve kristalin bölge oranının arttırılmasına dayanmaktadır (Kalaycı ve diğer., 2016). Moleküler ağırlık 10^6 g/mol'e yaklaştığında ve/veya aştığında, PE, ultra yüksek

moleküler ağırlığa (UHMWPE/UYMAPE) sahip olarak ifade edilir (Deitzel ve diğer., 2017).

Jelden lif çekimi iki aşamada gerçekleştirilmektedir. Birinci aşamada, Şekil 4.2'deki gibi %1-2 ultra yüksek molekül ağırlıklı polietilen polimeri içeren çözelti oluşturulur. İkinci aşamada, bir jel formu elde edilerek makro molekül zincirlerinin karışıklığını/dolaşıklığını çok daha düşük bir seviyeye getirilir (Şekil 4.2) (Kalaycı ve diğer., 2016). Böylece çok yüksek oranda çekme işlemi uygulanabilir hale gelir. Çekme işlemi sonucunda, lif ekseni boyunca çok yüksek derecede moleküler yönelim ile çekme oranları (draw ratios) 50x'i aşabilen yüksek derecede kristalli lifler elde edilir (Deitzel ve diğer., 2017). Yüksek performanslı polietilen liflerinin (UHMWPE / UYMAPE) üretim aşamaları Şekil 4.3'de gösterilmektedir (Kalaycı ve diğer., 2016). UYMAPE liflerin çekme dayanımı 2,5-3,7 GPa, çekme elastisite modülü 70-133 GPa ve yoğunluğu 0,97'dir (Deitzel ve diğer., 2017).



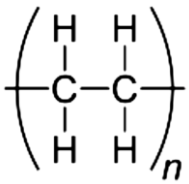
Şekil 4.2 Polimerin yarı seyreltik çözeltisinin hazırlanması ve jelden lif çekim yönteminde ultra yüksek molekül ağırlıklı polietilen polimerinin jel formundaki morfolojisi (Kalaycı ve diğer., 2016)



Şekil 4.3 UHMWPE / UYMAPE liflerinin jelden lif çekim işlemi ve basamakları (Kalaycı ve diğer., 2016)

UYMAPE'nin işlenmesi, çok yüksek eriyik viskozitesi ve artan moleküler dolanma (entanglement) seviyesinin sağladığı düşük "doğal çekme oranı (natural draw ratio)" nedeniyle çok zordur (Deitzel ve diğer., 2017).

UYMAPE lifleri termoplastik bir polimer türü olup PE'nin geliştirilmiş türevidir ve çok uzun zincirlerden oluşmuştur. UYMAPE liflerin birim zincir yapısı Şekil 4.4'de gösterilmiştir. UYMAPE uzun zincir yapısına sahiptir ve dallanma derecesi az olduğu için güçlü moleküller arası bağlara ve çekme dayanımına sahiptir. Moleküller arası etkileşimleri uzun zincir yapısı sayesinde kuvvetlidir ve bu nedenle gelen yükü polimer yapıya daha efektif iletebilirler. UYMAPE lifler şimdiye kadar üretilmiş aşınma dayanımı en yüksek olan termoplastik malzemedir (Solmaz, 2016). Balistik uygulamalarda, hafif ve çok yüksek mukavemet gerektiren uygulamalarda kullanılan yüksek performanslı liflerin üretiminde kullanılan bu malzeme cinsidir. Dökme formda bu malzeme karakteristik olarak mükemmel çekme mukavemeti, iyi aşınma direnci, düşük sürtünme katsayısı ve iyi kimyasal direnç sergiler (Deitzel ve diğer., 2017).



Şekil 4.4 Yüksek yoğunluklu polietilen (UYMAPE) liflerin zincir yapısı (Solmaz, 2016)

Yapılan araştırmalar ve gelişen teknoloji sonucu, açılmış zincirli PE lifler 1985 yılında ultra yüksek dayanımlı, yüksek modüllü ve yüksek performanslı (UYMAPE) lifler olarak ticarileştirilmiştir. UYMAPE lif çözelti/jel döndürme teknolojisi ile üretilmekte ve Honeywell-Spectra®, DSM-Toyobo-Dyneema® ve Mitsui-Tekmilon® lifleri olarak adlandırılmaktadırlar (Kalaycı ve diğer., 2016).

Yüksek yoğunluklu polietilenden yapılmış lifler çok yoğun, yüksek mukavemetli çimento esaslı matrislerle üstün kompozit özelliklerini belirleyen yüksek elastisite modülü ve çekme dayanımına sahip olduklarından, yüksek dayanımlı ECC'de kullanılmıştır. Hidrofilik PVA'nın aksine, olefinik polar olmayan PE lifleri

hidrofobiktir ve harç matrisi arasındaki kimyasal bağ yoktur, sadece sürtünme bağı vardır (Curosu, Liebscher, Mechtcherine, Bellmann ve Michel, 2017). Bu nedenle PE lifinde matris-lif ara yüzünde bağlanma dayanımını azaltmak için yüzey işlemine gerek yoktur. Yüksek yoğunluklu harç matrisinden bile, PE liflerinin aderansının kaybolması kolaydır. Bu aderans kaybı liflerin istikralı bir şekilde sıyrılma (pull-out) davranışını öncülük eder. Bununla birlikte, PE lifi çoğu zaman zayıf bir ara yüzey yapışma kuvvetine yol açmakta, bu da PE liflerin gerilmeleri karşılama ve aktarma kabiliyetini tam olarak yerine getirememesine neden olmaktadır. Sıyrılma süresince PE liflerin gerilmeleri daha iyi dayanması ve transfer edebilmesi için, ara yüzey sürtünme aderans dayanımı çoğunlukla geliştirilmelidir. Bazı araştırmalarda plazma teknolojisi ile muamele edilmiş PE lifleri kullanarak, PE-ECC'nin nihai çekme birim şekil değişimi ve nihai çekme dayanımını önemli ölçüde arttırmıştır. Ancak bu teknolojinin verimliliğinin çok düşük olduğu ve pratik çalışmalar için geçerli olmadığı belirtilmiştir (Lei, Guo, Chen, Curosu ve Mechtcherine, 2019).

Son zamanlarda, yüksek dayanımlı ve yüksek elastisite modülüne sahip PE lifi, yüksek çekme dayanımı ve yüksek sünekliğe sahip ECC üretmek için kullanılmıştır. PE lifin özelliği Tablo 4.2'de listelenmiştir. Kamal ve diğer., (2008) ve Kunieda, Hussein, Ueda ve Nakamura (2010), ortalama çekme dayanımı 10 MPa ve ortalama %2,8 şekil değişim kapasitesi ile ultra yüksek performanslı şekil değişim sertleşmesi gösteren çimento esaslı kompozitler (UHP-ECC) üretilmiştir. Ranade ve diğer., (2013), yaklaşık 15 MPa'lık doğrudan çekme dayanımı ve % 3 ile % 4 arasındaki şekil değişimi ile yüksek dayanımlı, yüksek şekil değişim kapasitesine sahip bir beton (HSHDC) geliştirmiştir. Choi, Lee, Ranade, Li ve Lee, (2016), %7'ye varan gerilme kapasitesi ile 4,0 ile 15,6 MPa arasında değişen nihai bir çekme dayanımı sağlayan alkali ile aktive edilmiş cüruf bazlı kompozitleri (PE-AASC) güçlendirmek için PE lifini kullanmıştır. Yu ve diğer., (2018) ve Yu ve diğer., (2017) ve Zhan, Yu, Wang ve Yu, (2018), 20 MPa'a ulaşan çekme dayanımı ve %8 ile %13 arasında değişen çekme şekil değişim kapasitesi ile ultra yüksek süneklikli çimento esaslı kompozitleri (UHDCC) geliştirmiştir. PE-ECC'nin çekme altındaki ve sonrasındaki çatlak genişliğinin, özdeş lif hacmi oranına sahip PVA-ECC'ninkinden daha fazla olduğu belirlenmiştir. Genel olarak, PVA lifi, daha iyi çevresel dayanıklılığa sahip orta

dayanımlı ECC üretmek için uygunken, PE lifi, yapısal malzeme olarak kullanılan yüksek çekme dayanımlı ECC için daha uygundur.

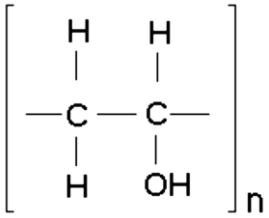
4.2.2 Polivinil Alkol (PVA) Lifler

PVA (polivinil alkol) lifler organik kökenli lifler olup ilk olarak 1938 yılında tekstil amaçlı Japonya'da üretilmeye başlanmıştır. Asbest kökenli liflerin sağlığa zararı nedeniyle 1980'li yıllardan itibaren PVA liflerin daha fazla kullanılmasına neden olmuştur. PVA liflerinin çekme dayanımı, elastisite modülü ve kopma uzaması sırasıyla 880–1600 MPa, 20–42,8 GPa ve %6–10 arasındadır. Ek olarak kimyasal etkiler, UV ışınları ve hava koşullarına karşı oldukça yüksek dirence sahiptirler (Solmaz, 2016).

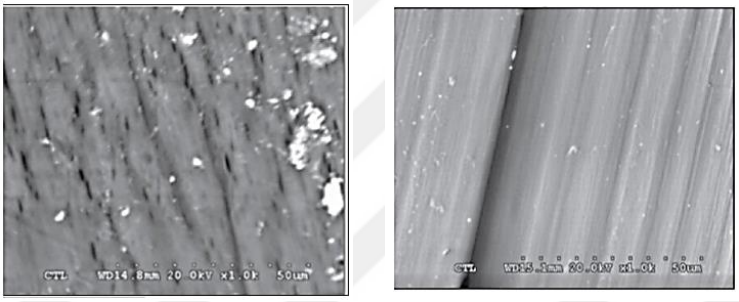
PVA liflerin zincir yapısı Şekil 4.5'de gösterilmiştir. PVA liflerinin, moleküller arasında hidrojen bağları oluşturma potansiyeline sahip hidroksil grubu (OH) içerdiğini ve bu da lifler ve matris arasındaki yüzey bağ kuvvetinde kayda değer değişikliklere neden olduğunu göstermektedir. PVA liflerinde hidroksil grubunun varlığı nedeniyle çimentolu matris ile güçlü bir kimyasal bağ oluşur (Li, Wang ve Wu, 2001). PVA liflerinin polaritesi ve hidrofilikliği, polimer zincirindeki hidroksil gruplarının miktarına büyük ölçüde bağlıdır (Pakravan, Jamshidi ve Latifi, 2016). $^{-}$OH grubu içeriği daha yüksek olan lifler daha iyi hidrofilik özelliklere sahiptir ve bu da çimento esaslı malzemelerle yüksek yapışmaya neden olur. PVA lif ve matris arasındaki kimyasal bağın, çimentolu matrisin metal katyon konsantrasyonları, özellikle Al^{+3} ve Ca^{+2} (Wang ve Li, 2007) tarafından yönetildiğine inanılmaktadır. Ayrıca, hidroksil grubunun varlığı, polar matris karışımındaki liflerin ıslanabilirliğini arttırır ve mekanik karıştırma sırasında liflerin daha iyi dağılmasını sağlar (Kong, Bike ve Li, 2003).

Taramalı Elektron Mikroskobu (SEM) aracılığıyla yüzey görüntüsü analizi ile polivinil alkol (PVA) ve polipropilen (PP) lifleri karşılaştırılmıştır (Şekil 4.6). PVA liflerin yüzeyinde (Şekil 4.6a), birçok küçük yarık tespit edilmiştir. Potansiyel olarak

çimento hamurunun yapışmasına yararlı olan daha geniş bir yüzey alanı sağladığı belirtilmiştir. Şekil 4.6b'deki kırılma düzleminde uzun çizgisel görünüm nedeniyle PP lif yüzeynin pürüzsüz olduğu anlaşılmaktadır. Bu da beton matrisi ile lif arasında zayıf bir sürtünme bağının oluşmasına neden olur (Kim, Boyd ve Lee, 2011).



Şekil 4.5 PVA liflerin zincir yapısı (Seyrek, 2016)



(a) (b)

Şekil 4.6 SEM lif yüzeyi görüntüleri (a) PVA lifi (x1000), (b) PP lifi (x1000) (Kim ve diğer., 2011)

PVA lifin çimento matrisine aşırı yapışması (kimyasal bağ kaynaklı), ECC'nin yüksek sünek davranışı ile yüksek dayanım elde etmek için tasarım süreci boyunca dikkate alınmalıdır (Li ve diğer., 2002). Çünkü bu yüksek kimyasal bağ, kompozit malzemenin tasarımı için bir zorluk yaratır, zira lifler dışarı çekilmek yerine kopma eğilimi göstererek daha düşük sünekliğe (birim şekil değişim kapasitesi) yol açar (Wang ve Li, 2006). Diğer bir değişle, bu güçlü kimyasal bağ J_b'yi düşürür, bu da PSH davranışını sağlayan eşiği arttırır ve çoklu çatlak doyma derecesini azaltır. PVA lifinin kimyasal bağını zayıflatmak için birçok araştırma, hidrofilikliği zayıflatmak için bazı kimyasal veya fiziksel işlemlerin uygulanmasını önermiştir. Bunlar arasında PVA lif yüzeyinin yağ ile kaplanması (kütlece % 0,8-1,2 oranında) (Li ve diğer., 2002) ve hava sürükleyici katkı kullanmak ortak yöntemlerdir. Belli sınırlar dahilindeki bu işlemler lifin kopması yerine liflerin kontrollü bir şekilde sıyrılmasına neden olur ve bunun

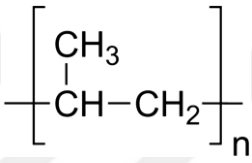
sonucu olarak lifin erken kopmasını azaltılarak J_b' arttırılmış olur. Ancak PVA lifler için kimyasal işlemler ve hava sürükleyici madde kullanımı, basınç dayanımını azaltma eğilimindir (Lei ve diğer., 2019). Ayrıca erken lif kopmasından kaçınmak ve böylece kompozitin şekil değiştirme-sertleşmesi davranışı sağlamak için, Bölüm 3'de detaylı bir şekilde bahsedilen mikro mekanik modele göre, ilk çatlak dayanımının maksimum lif köprüleme dayanımını aşmaması gerekir (Wang ve Li, 2007). Bu durum çimentolu matrisin dayanımının sınırlandırılması gerektiği anlamına gelir. Ara-yüzey bağ dayanımı düşürülmelidir. Ara-yüzey bağ dayanımı genellikle, yüksek hacimde puzolan malzemelerin kullanılmasıyla (örneğin büyük miktarda çimentonun uçucu kül ile değiştirilmesi) ve/veya yeterince yüksek bir su-bağlayıcı oranı kullanılarak sınırlandırılabilir (Muzenski, 2015). Bu tür tedbirler dayanım ve geçirgenlik gibi düşük mekanik ve fiziksel özelliklere sahip çimentolu bir matrise yol açar (Curosu ve diğer., 2017). Bu nedenle PVA-ECC'nin basınç dayanımının 100 MPa'ı aşması zor olabilir (Lei ve diğer., 2019).

PVA lifleri gerek laboratuvar çalışmalarında, gerekse uygulamada ECC tasarımında en çok kullanılan lif türü olmuştur. Normal olarak kullanılan PVA lifin özelliği Tablo 4.2'de listelenmiştir. Laboratuvarda yapılan çalışmalarda, PVA-ECC'nin maksimum çekme dayanımı 3 ila 8 MPa arasında değişirken, karşılık gelen çekme şekil değişimi % 5'e ulaşabilmektedir (Li, 2003; Yu, Li, Yu, Wang, ve diğer., 2018). Uygulamada ise, lif boyutuna bağlı olarak tünel kaplaması, prekast beton, püskürtme beton, inşaat malzemelerinin onarımı ve güçlendirilmesi, endüstriyel zeminler, asbest ikamesi olarak çimento çatı kaplaması vb. uygulamalar için de kullanılmıştır (Thong, Teo ve Ng, 2016).

4.2.3 Polipropilen (PP) Lifler

PP lifler, çeşitli kimyasal maddelere karşı dirençleri, daha düşük maliyetleri ve kolay işlenmeleri nedeniyle çimento esaslı malzemelerde en yaygın kullanılan liflerdir. PP lifler, mikroskobik boyuttan makroskobik boyutlara kadar çeşitli boyutlarda eriyik eğirme yöntemi ile üretilen hafif ve termoplastik bir malzemedir.

Ayrıca üretim maliyeti düşüktür. PP lifler, diğer lif türlerine kıyasla düşük elastisite modüllü bir lif olarak kabul edilir. Bu liflerin elastisite modülü 5 ila 10 GPa arasında değişmektedir (Pakravan ve Ozbakkaloglu, 2019). Beton teknolojisi dışında PP lifler halat ve sicim imalatında, halıcılıkta, tekstilde ve otomobillerde kullanılmaktadır. Diğer polimerlerle kıyaslandığında eriyik haldeki akma özellikleri nedeniyle lif şekline daha kolay gelirler. PP liflerin yoğunluğu 0,90-0,91 g/cm^3, çapı genelde 10-200 μm, elastisite modülü 3,5-4,9 GPa, çekme dayanımları 310-670 MPa, kopma uzaması %6-15 ve erime noktası 165 ˚C'dir. PP'nin zincir yapısı Şekil 4.7'de gösterilmiştir (Seyrek, 2016).



Şekil 4.7 PP liflerin zincir yapısı (Seyrek, 2016)

Polipropilen (PP) lifi, yüksek sıcaklığa maruz kalan betonun yangına dayanıklılığını geliştirmek için (Bentz, 2000; Zeiml, Leithner, Lackner ve Mang, 2006) ve betonun büzülme çatlamasını azaltmak için kullanılmıştır (Grzybowski ve Shah, 1990; Antoine E. Naaman, Wongtanakitcharoen ve Hauser, 2005; Voigt, Bui ve Shah, 2004). Polipropilen hammaddesi kullanılarak üretilen bu sentetik liflerin çekme dayanımı göreceli olarak diğer polimerler liflere göre düşüktür (Solmaz, 2016).

PP liflerin hidrofob yüzeye sahip olması, çimento hamuru tarafından ıslatılmasına engelleyici bir durum oluşturur. Bu lifler polar olmayan bir yapıda olduğundan, desteler halindeyken yapışmaz. PP lifler düşük elastisite modüllü ve çimento hamuruyla zayıf fizikokimyasal bağa sahip olmasına rağmen, eğilme yükleri altında taşıma kapasitesini bir miktar arttırırlar (Frank, 1979). Polipropilen (PP) lif, çimentolu kompozitler üzerinde şekil değişimi sertleştirme davranışını elde etmek için önceki çalışmalarda kullanılmıştır (Felekoğlu ve diğer., 2014; Nguyen, Carvelli, Adesanya, Kinnunen ve Illikainen, 2018). Ancak, PP lifler düşük çekme dayanımı ve hidrofobik özelliği zayıf ara yüzey bağlanma özelliklerine neden olduğundan yüksek çekme sünekliği elde etmek için kullanılamamıştır (Lee, Li ve Kim, 2013). PP lifler çelik

liflere kıyasla betonun dayanımını daha az etkilemelerine rağmen, taze haldeki betonda çatlak oluşumunu engelleme özellikleri daha çok belirgindir (Seyrek, 2016). PP lifler beton teknolojisinde daha çok plastik rötre çatlaklarını önlemek amacıyla kullanılırlar ve ortalama %90 bu çatlakları azaltmaktadır. Ayrıca betonun darbe dayanımını da geliştirmektedir. Yapılan deneylerde ilk çatlak için gereken darbe sayısı lifsiz betonda darbe dayanımı 8 iken, PP lifli betonda 41 olduğu belirtilmiştir (Şimşek, 1997). Bu lifler çoğu kimyasala karşı dayanıklı olduğundan kimyasal bir etki sonucu bozunma ilk önce çimento bazlı matriste başlar (Seyrek, 2016). Literatürde PP liflerin kullanılmasıyla, taze betonda kusmanın azaldığı, sertleşmiş betonun aşınma direnci arttırdığı, donma-çözülme direncinin arttırdığı, geçirgenliğinin azalttığı belirtilmiştir (Şimşek, 1997).

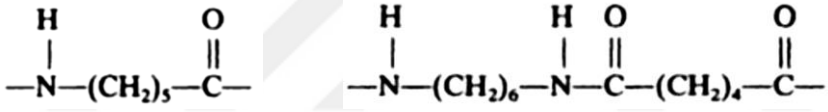
Geleneksel PP liflerin ECC'de düşük çekme dayanımı ve zayıf bağlanma özellikleri nedeniyle etkili kullanımı kısıtlandığından polimer endüstrisinde devam eden gelişmelerle, Yüksek Dayanımlı Polipropilen (HTPP) olarak adlandırılan yeni bir tür yüksek mukavemetli polimer esaslı lif üretilmiştir. Çekme dayanımı 800-900 MPa, çapları 10-12 mm ve elastisite modülü 5 ila 10 GPa arasında değişen HTPP lifleri ticari olarak mevcuttur (Ikai ve diğer., 2010). Geliştirilmiş süneklik ile ECC 'nin maliyetini daha da düşürmek için, HTPP lifleri daha önce birçok araştırmacı tarafından diğer liflere alternatif olarak çalışılmıştır ve nihai çekme dayanımı 3-4 MPa ile % 4-8 kadar yüksek çekme şekil değişim kapasitesine sahip HTPP-ECC'ler üretilmiştir (Felekoğlu, Tosun-Felekoğlu ve Gödek, 2015; Zhang ve Li, 2015).

HTPP-ECC'nin büyük bir dezavantajı, HTPP liflerinin çok yüksek uzunluk/çap oranına bağlı olarak zor işlenmesidir. Mikro mekanik analiz, ECC'deki mikro çatlaklara etkili bir şekilde köprü kurmak için, matris ile düşük ara yüzey bağları olan HTPP gibi liflerde yüksek bir uzunluk/çap oranına ihtiyaç duyulduğunu göstermektedir. Bununla birlikte, yüksek uzunluk/çap oranlarına bağlı olarak, HTPP lifleri çimentolu bir matriste topaklanmaya ve zayıf dispersiyona duyarlıdır. Eşdeğer lif dozajında (%2) ECC'nin metre küp başına HTPP liflerinin sayısı (12 μm çap, 10 mm uzunluk), PVA-ECC'deki PVA liflerinden (39 μm çap, 12 mm uzunluk) yaklaşık

12,7 kat daha fazladır. Bu nedenle HTPP liflerin, çimentolu bir matriste nispeten düşük lif dozajlarında bile uygun şekilde karıştırılması zordur (Felekoğlu ve diğer., 2014).

4.2.4 Diğer Lifler

Naylon 1930'lu yıllarda keşfedilen yarı kristal bir polimerdir. Naylon lifler diamin ve dikarboksilik asitten türetilmiş poliamittir. Şekil 4.8'de yaygın türler olan Naylon 6 ve Naylon 66 liflerin zincir yapısı gösterilmiştir. Amit grubu -(-CO-NH-)- poliamit zincirlerle hidrojen bağını oluşturarak düşük sıcaklıkta sertliği ve yüksek sıcaklıklara dayanıklı olmasını sağlar. Ayrıca düşük sürtünme katsayısı ve yüksek aşınmaya karşı dayanıklılık ve kimyasal dayanıklılık gibi özelliklere de sahiptir. Genelde olarak yoğunlukları 1,16 g/cm^3, kopma uzamaları %20, çekme dayanımları 965 MPa ve elastiste modülleri 5,17 GPa'dır (Löfgren, 2005).



(a) (b)

Şekil 4.8 (a) Naylon 6 zincir yapısı, (b) Naylon 66 zincir yapısı (Seyrek, 2016)

Heo, Sanjayan, Han ve Han (2010) ince kesitli, hidrofilik karakterdeki ve uzunluğu kısa olan naylon liflerin işlenebilirliği kaybetmeden yangın dayanımını sağlamada etkili olduğunu belirtmişlerdir. Başka bir çalışmada, naylon ve PP liflerinin 0,6 kg/m^3 oranlarında kullanılmasıyla üretilen betonlarda, naylon lifli betonun PP lifli betona göre basınç dayanımının %6,3, yarmada çekme dayanımının %6,7 ve kopma modülünün %4,3 daha fazla olduğunu belirtmişlerdir (Song, Hwang ve Sheu, 2005). Ayrıca naylon lifinin PP life kıyasla betonun büzülme çatlaklarını azaltmada daha etkili olduğu belirtilmiştir.

Halvaei, Jamshidi ve Latifi (2013) tarafından yapılan bir çalışmada, ECC karışım tasarımında naylon 66 ve poliakrilonitril (PAN) liflerinin eğilme davranışına etkisi araştırılmıştır. Naylon 66 lifli kompozit numunelerin eğilme dayanımı, PAN lifli

numunelere göre 6 kat daha yüksek olduğu bulunmuştur. Ayrıca lif ve matris arasındaki bağ dayanımı, çekip çıkarma (pull-out) deneyi ile araştırmışlardır. PAN lifi daha yüksek çekme dayanımı göstermesine rağmen, naylon 66 lifinin sıyrılma enerjisi (pullout energy) PAN lifinden 3 kat daha yüksek olduğu belirtilmiştir.

Geri dönüşümlü plastik ve hibrit lif kullanıldığında lif, matris ve ara yüzey özellikleri, mikro mekanik teoriye göre değiştirildiğinde, ECC tasarımında maliyeti azaltan (ekonomik) lifler olarak da kullanılabilir (Li, 2012). Geri dönüşümlü plastik liflerin süneklik geliştirme ve çatlak kontrolü amacıyla betonda kullanılması ile ilgili birçok çalışma bulunmaktadır (Fraternali ve diğer., 2011; Kim, Yi, Kim, Kim ve Song, 2010; Ochi, Okubo ve Fukui, 2007). Ancak, bu çalışmaların çoğunda, düşük lif oranlarında (hacimce<%2) çoklu çatlak davranışını sağlamak mümkün olamamıştır. Bunun nedeni uyumsuz lif-matris ara yüzey özellikleridir. Nihai performans olarak çoğunlukla çekme ve/veya eğilme yumuşaması davranışı görülmüştür.

Diğer bir araştırmada, Brinila Bright, Beer, Basith ve Priyadharshan (2018) tarafından, Jüt ve Naylonu doğal ve yapay lifler olarak karıştırarak, ECC'ler üretilmiştir. Bu araştırmada, kaba agregalar çıkarılıp, doğal ve yapay lifler ilave edilerek kompozitin süneklik özelliklerini artırmayı amaçlamışlardır. Eğilme dayanımının en iyi sonuçlar (15,86 N/mm^2), her lifin %1,5 oranında elde edilmiştir. Bunun yanında basınç ve çekme dayanımları da incelenmiş ve en iyi sonuçlar (sırasıyla 21,34 ve 4,1 N/mm^2), aynı lif yüzdesinde elde edilmiştir.

Çimento matrisini güçlendirmek için kullanılan diğer sentetik lif türleri akrilik, aramid, karbon, naylon, polyester, polietilen ve polipropilen olarak örnek verilebilir. ACI 544.1R'ye göre çimento matrisini güçlendirmek için kullanılan sentetik lif türleri Tablo 4.2'de listelenmiştir (M. Roy, 2011). Yüksek çekme dayanımları nedeniyle kullanılan karbon liflerin, darbe yükünü ve kırılma dayanıklılığını iyileştirdiği bildirilmiştir. Naylon lifler ayrıca darbe veya patlamaya dayanıklılık için kullanılmıştır (Muzenski, 2015). Naylon liflerin diğer faydaları arasında %0,5 ile %3 arasındaki hacimlerde kullanıldığında tokluk, süneklik ve çatlama kontrolündeki iyileşme sayılabilir. Naylon lifli çimentolu kompozitlerin, ilk çatlak sonrasında şekil değişim

sertleştirme davranışı göstermeleri tercih edilme nedenlerinden biridir (Wang, Backer ve Li, 1987). Polyester lifler tipik olarak betonda plastik büzülme çatlamasını kontrol etmek için kullanılmıştır ve tipik olarak nispeten düşük (hacimce yaklaşık %0,1) oranlarda kullanılır (Muzenski, 2015).

Tablo 4.2 Sentetik liflerin özellikleri (M. Roy, 2011)

Lif tipi	Çapı (μm)	Özgül ağırlık	Çekme dayanımı (MPa)	Elastisite Modülü (MPa)	Nihai uzama, (%)	Tutuşma sıcaklığı (°C)	Erime, oksidasyon veya ayrışma sıcaklığı (°C)	ASTM D 570'e göre su emme, ağırlıkça yüzde
Acrylic	13-104	1,16-1,18	269-1000	13790-19306	7,5-50	--	221-235	1,0-2,5
Aramid I	11,94	1,44	2930	62055	4,4	yüksek	482	4,3
Aramid II	10,16	1,44	2344	117215	2,5	yüksek	482	1,2
Karbon, PAN HM	7,62	1,6-1,7	2482-3034	379915	0,5-0,7	yüksek	400	0
Karbon, PAN HT	8,89	1,6-1,7	3448-3999	230293	1,0-1,5	yüksek	400	0
Karbon, pitch GP	10-13	1,6-1,7	483-793	27580-34475	2,0-2,4	yüksek	400	3-7
Karbon, pitch HP	9-18	1,80-2,15	1517-3103	151690-482650	0,5-1,1	yüksek	500	0
Nylon	22,86	1,14	965	5171	20	--	200-221	2,8-5,0
Polyester	19,81	1,34-1,39	228-1103	17238	12-150	593	257	0,4

4.3 ECC Üretiminde Matris Fazı Etkisi

ECC'de matris fazı çimento, su, puzolan ve farklı boyutlardaki agregaların birleşmesiyle oluşur. Homojen lif dağılımı ve dolayısıyla yüksek şekil değişimi kapasitesi elde etmek için matris fazı oldukça önemlidir. Bu nedenle matris fazı reolojik kontrolü ve matris kırılma tokluğu kritik hale gelmektedir. Şekil değişimi sertleşmesi elde etmek için matris kırılma tokluğu, maksimum lif köprüleme gerilmesine ulaşmadan önce çoklu çatlama meydana gelebilecek şekilde sınırlandırılmalıdır. ECC'de kullanılan agrega boyutu arttıkça matris kırılma tokluğu artar ve lifler bir araya gelip topaklaşarak matris içindeki dağılım oranları azalır. Bunun sonucunda çekme dayanımı ve şekil değişimi kapasitesinde düşüşler meydana gelir (M. Li ve Li, 2013). Bu nedenle, karışım içinde kaba agregalar ortadan kaldırılır, bu da normal betona kıyasla daha yüksek bir çimento içeriğine neden olur. Gerçekte ECC'de çimento hamuru veya harcı, bir matris olarak ince agrega ile kullanır ve tipik

olarak 830 ila 1200 kg/m^3 'te çimento içeriğine sahiptir (Wang ve Wang, 2007). Çimento içeriği bu kadar yüksek olduğundan daha fazla rötre, hidratasyon ısısı oluşur ve dahası maliyet de artar (Altwair, Megat Johari ve Saiyid Hashim, 2012). Bu sorunları çimento yerine puzolan gibi atık maddeler kullanarak çözmek mümkündür. Örneğin, araştırmalar sonucunda çimento yerine puzolan ikame edildiğinde, ECC matrisin kırılma tokluğunun azaldığı, eğilme sehim kapasitesi ve çekme şekil değişim kapasitesinin arttığı belirtilmiştir (Şahmaran,Yücel, Demirhan, Arık ve Li, 2012).

Doygun çoklu çatlak davranışı elde etmek için matris tokluğunun kontrolü gereklidir. Matris kırılma tokluğu (K_m) küçük olursa, yarı kırılgan kırılma modundan, şekil değişim sertleşmesi moduna geçiş daha kolay hale gelir. Matris kırılma tokluğu, su/bağlayıcı oranı (S/B), agregaların hacmi, boyutu, türü ve silis dumanı gibi mikrofiller tarafından kontrol edilebilir. Bununla birlikte, çok düşük bir matris tokluğunun, normal hizmet yükleri için istenmeyen, düşük bir ilk çatlak dayanımına yol açacağından dikkat edilmelidir (Li, 1997).

Bölüm 3'den hatırlanacağı üzere, çoklu çatlama için ikili kriter (dayanım ve enerji kriteri), ECC'nin tasarlanması için sistematik rehberlik sağlar. Spesifik olarak, düşük bir matris kırılma tokluğu (veya J_{tip}), uygun kusur boyutu ve yüksek bir tamamlayıcı enerji (J_b'), çoklu çatlama potansiyelini arttırır (Li, 2012).

K_m ve kusur boyutu, matris malzemesinin özellikleridir ve bağlayıcı, agrega türleri, boyutu, ağırlık oranı ve diğer faktörlerden etkilenirler. Tipik olarak, daha reaktif bir bağlayıcı (örneğin çimento ve mineral katkı maddeleri), daha ince parçacık boyutuna sahip belirli bir bağlayıcıda olduğu gibi (daha reaktif yüzeyler) daha yüksek bir K_m'ye yol açacaktır. Daha iri agrega boyutu, daha kıvrımlı bir çatlak yolunun yaratılması nedeniyle K_m'yi artırma eğilimindedir. Hem bağlayıcı hem de agregalar için, enerji bariyerini mikro çatlakların başlaması ve yayılmasıyla sınırlandırmak gerekir. İlk kusur boyutu dağılımı aynı zamanda matris malzeme tasarımının bir fonksiyonudur. Tipik olarak, karıştırma sırasında sıkışan hava nedeniyle birkaç mm'lik kusurlar mevcuttur ve işlenebilirlikten etkilenebilir (özellikle lifler dahil edildiğinde). Bazı kimyasal katkılar da hava kabarcıkları oluşturur. Bununla birlikte, doğal kusur

boyutlarının doğru aralıkta olmaması durumunda, bunları ortaya çıkarmak için yapay yöntemler düşünülebilir. Bir başka deyişle, ECC'deki kusurlar ortadan kaldırılmadan yönetilebilir hale getirilebilir. ECC'deki matris bileşimi için bağlayıcı, agrega ve kusur boyutu dağılımı en önemli tasarım parametreleridir (Li, 2012).

Yang, Gao, Deng, Yu ve Yao (2010), S/B oranının, PVA-ECC'nin tokluk davranışı, basınç dayanımı ve eğilme dayanımı üzerindeki etkileri incelemişlerdir. Çalışma kapsamında S/B oranları 0,25, 0,31, 0,33 ve 0,37 olarak seçilmiştir. Deneysel sonuçlar S/B'nin azalmasıyla birlikte ilk çatlak, eğilme ve basınç dayanımlarında artış olduğunu göstermiştir. Ayrıca S/B oranının artışıyla ECC'nin sehim, şekil değişimi sertleşme indeksi ve tokluk indeksi üzerinde olumlu etkilere sahip olduğu belirtilmiştir. Basınç dayanım sınıfının gerekliliğini karşılama şartıyla, karışım tasarımında daha yüksek S/B seçmenin, PVA-ECC'nin hedeflerini elde etmede yardımcı olacağı bildirilmiştir.

Aşağıda, matris dayanımıyla özet bilgiler verilmiştir (Tai, 2015).

- Kararlı durumda çatlak oluşumu sırasında liflerin kopmasını önlemek için matris çatlak dayanımı (ilk çatlak dayanımı), lifin maksimum köprüleme dayanımını aşmamalıdır.
- Düşük lif hacimli durumlarda, küçük matris kırılma enerjisi (J_{tip}), şekil değişim kapasitesini arttırır.
- Agregaların eklenmesi, çatlak yolunu uzatması nedeniyle kırılma tokluğunu artırır.
- Şekil değişim sertleştirmesi ile doygun çoklu çatlak davranışı elde etmede numunenin uzunluğu boyunca malzeme bileşeni varyasyonlarını hesaba katmak için PSH_{Energy} endeksi 3'ten büyük olmalıdır (J_{tip} 'in 5 J/m^2 olduğu varsayımıyla). PSH_{Enerji} endeksi ve J_{tip} değerleri Bölüm 3'de detaylı olarak açıklanmıştır.
- Kusur boyutu, karışımın karıştırılması, yerleştirilmesi ve kürleme yöntemlerine duyarlıdır.

4.4 ECC Üretiminde Kullanılan Mineral Katkı Türleri

ECC'nin matris fazından iri agreganın çıkartılması, karışımın çimento içeriğini geleneksel betona kıyasla 5 kat arttırmaktadır. Bu durum daha fazla rötreye, hidratasyon ısısına, CO_2 gazı çıkışına ve maliyet artışına neden olmaktadır (Bang, Ganesh Prabhu, Jang ve Kim, 2015). Çimento endüstrisi dünya çapındaki CO_2 emisyonlarının % 5-8'ini oluşturur ve 1 ton çimento üretimi ile yaklaşık 0,94 ton CO_2 atmosfere salınır. Ayrıca SO_X ve NOx gibi diğer bazı sera gazları da atmosfere verilmektedir (Rashad, 2013). ABD Enerji Bakanlığı, dünyadaki CO_2 emisyonunun 1990'dan 2015'e kadar %54 arttığını açıklamıştır (Altwair ve Kabir, 2010). Puzolanlar genellikle yan-ürün malzemelerdir ve betonda, puzolan kullanımında birçok çevresel fayda vardır (Kim ve diğer., 2007). Bu nedenlerden dolayı, çimentolu kompozitlerin üretiminde mineral katkıların kullanılması neredeyse kaçınılmaz hale gelmiştir (Sherir, Hossain ve Lachemi, 2015). Sözü edilen teknik, çevresel ve ekonomik etkenlerden dolayı, puzolanik özelliği de bulunabilen uçucu kül ve yüksek fırın cürufu gibi endüstriyel atıklar ECC üretiminde en çok kullanılan mineral katkılardır (Şahmaran ve diğer., 2012).

Yapılan ECC çalışmalarında uçucu kül (UK) ikamesinin artmasıyla birlikte matrisin kırılma tokluğunun azaldığı, çekme şekil değişimi ve eğilme sehim kapasitesi açısından ECC'nin performansının arttığı bilinmektedir (Şahmaran ve diğer., 2012). Ancak elde edildiği termik santrale göre UK'nın farklı kimyasal ve fiziksel özelliklere sahip olması dolayısıyla, ECC bünyesindeki performansının değişebileceği dikkate alınmalıdır.

Yüksek fırın cürufu (YFC) ile yapılan bazı çalışmalarda ise UK içeren matrislerin davranışlarına benzer durumlar gözlenmiştir. YFC'nin çimento ile %70 oranında ikame edilmesi ECC'nin çekme birim şekil değiştirme ve eğilme şekil değişim kapasitesini arttırmıştır (Özbay, Karahan, Lachemi, Hossain ve Atis, 2013). Ayrıca, YFC'nin camsı yapısındaki kırılmış Si-O bağlarından kaynaklanan polarite ve yüzeylerindeki elektriksel çift tabaka sayesinde süperakışkanlaştırıcı katkı adsorbe

edebildikleri, bu sayede hem matrisin işlenebilirliğinin arttırılabileceği hem de liflerin daha homojen dağıtılabileceği belirtilmiştir (Kim, Kim, Ha ve Kim, 2007).

UK kullanılarak üretilen ECC matrislerinde, YFC'nin UK ile ikame edilmesiyle, kompozitin birim şekil değişim kapasitesinin arttığı bildirilmiştir (Chen, Yang ve Yao, 2013).

4.4.1 Öğütülmüş Yüksek Fırın Cürufu

Cüruflar farklı metalurji tesislerinin atık madde gruplarından elde edilir ve yapay puzolan olarak sınıflandırılmaktadır. Elde edildiği sanayi kuruluşlarının ürettiği ana üretim yöntemine bağlı olarak, kimyasal kompozisyonları ve özellikleri oldukça farklılıklar gösterirler. Yüksek fırın cürufu (YFC) temel olarak silis, kalsiyum alümina silis ve bazik esaslı bileşikler içeren ve demir üretimi sırasında fırınlarda ergimiş halde elde edilen bir atık üründür (Koçak ve diğer., 2009).

YFC temel olarak CaO-SiO_2-Al_2O_3 kimyasal bileşiminden oluşmaktadır (Koçak ve diğer., 2009). Genel olarak YFC'de ana oksitler olan silisyum dioksit (SiO_2) %27 ila 42, alüminyum oksit (Al_2O_3) %5 ila 33, kalsiyum oksit (CaO) %30 ila %50 ve magnezyum oksit (MgO) %0 ila 21 aralıklar içinde olduğu bulunmuştur (Arık, 2011). Kalsiyum içeriklerine ek olarak, tane boyutu ve karakteristikleri, camsı madde bileşimi ve oranı YFC'nin aktivitelerinde etkin olan temel faktörlerdir. YFC'nin kimyasal bileşiminin yanısıra kristal yapısı da önemlidir (Koçak ve diğer., 2009). YFC'nin bileşimi, üretimin yapıldığı tesislerde kullanılan yönteme göre önemli ölçüde değişebilir. Örneğin hava soğutmalı YFC çok sınırlı bağlayıcı özelliğe sahip iken (Regourd ve Hewlett, 2001), 1350-1550 ^{0}C'deki sıvı halinden yaklaşık 800 ^{0}C'ye hızla soğutulursa, malzemenin kristalleşmesi önlenerek genellikle gizli bir hidrolik çimento olan %95'in üzerinde camsı faz içerir (Arık, 2011). YFC 'nin üretiminde fırın çıkışında hızla soğutulması ve minimum camsı fazın 2/3 oranında olması gerekmektedir. Ayrıca bileşimindeki $(CaO+MgO)/SiO_2$ oranının 1'de fazla ve CaO, MgO ve SiO_2 'nin

toplam miktarının da minimum 2/3 oranında olması istenmektedir (Koçak ve diğer., 2009).

YFC'nin çimento ve betona birçok olumlu etkisi bulunmaktadır. Öğütülmüş granüle yüksek fırın cürufu (YFC), betonda priz süresini uzatmakta, işlenebilmeyi arttırmakta, hidratasyon ısısını, terlemeyi ve su geçirimliliğini azaltmaktadır. Bunlara ek olarak, puzolan amacıyla kullanıldığında çimentonun mekanik özelliklerine katkı sağlamakta, sülfat dayanıklılığını ve asitli ortamlara karşı direncini arttırmaktadır (Koçak ve diğer., 2009).

Çimento ve YFC reaksiyonu, sade çimentolu karışıma göre, daha yüksek bir kalsiyum silikat hidrat (C-S-H) yüzdesi ve daha az kalsiyum hidroksit ile sonuçlanır (Neville, 2011). Bu değişiklik, YFC'li karışımdaki daha yüksek SiO_2 içeriğine bağlanabilir. Sonuç olarak YFC kullanıldığında, daha yavaş hidrasyon hızı daha yoğun mikro yapıya neden olur ve bu da betonun geçirimliliğini azaltır (Arık, 2011). Daha düşük geçirgenliğe ek olarak, YFC içeren betonlar, normal betonlara kıyasla klorür iyonu penetrasyonuna karşı daha dayanıklı olma eğilimindedir. YFC içeren betonun donma-çözülme direncinin yeterli olduğuna ve normal betona kıyasla daha olumsuz etkilenmediği inanılmaktadır (Neville, 2011). Bununla birlikte, cürufla yapılan betonlar, normal betonlara göre genellikle daha yüksek derecede buz çözücü tuz hasarına maruz kalırlar (Arık, 2011).

Betonda YFC kullanıldığında, oda sıcaklığı YFC'nin erken yaşlarda hidratasyon oranını yavaşlatma eğiliminde iken, yüksek sıcaklıklar YFC'yi etkinleştirmekte ve hidrasyon oranını artırmaktadır (Roy, 1992). Bu nedenle YFC, buharla kürlenen betonda kullanılabilir. Ek olarak, YFC içeren betonlarda yüksek erken yaş sıcaklığı, düşük dayanım ve artan geçirgenlik gibi zararlı etkileri, YFC kullanılmayan duruma göre daha az belirgindir (Neville, 2011).

ECC üretiminde YFC'nin kullanımı birçok araştırmacı tarafından araştırılmıştır (Lim, Chern, Liu ve Chan, 2012; Zhu, Yang ve Yao, 2012). YFC oksitlenmiş partiküllerin yüzeyinin doğasının matrisin işlenebilirliğini artırdığı ve lif dağılımını

olumlu etkilediği bildirilmiştir. YFC varlığının lif ile matris arasındaki bağ dayanımı ve matrisin kırılma tokluğunu artırdığını, bu durumun da şekil değişimi sertleşmesini olumsuz yönde etkilediğini bildirmişlerdir. Bununla birlikte, YFC'nin mevcudiyetine bağlı olarak liflerin daha homojen dağılımı, bu dezavantajları ortadan kaldırmaktadır (Zhu ve diğer., 2012).

Orta derecenin üst seviyesinde bir basınç dayanımı (28 günde 50 MPa) elde etmek ve lif dağılımını geliştirmek için çimento ile birlikte YFC kullanılabilir. YFC kullanarak reolojiyi ve mekanik özellikleri geliştirmek için araştırma yapılmıştır (Park, Noh ve Park, 2005).

ECC'de cüruf parçacıklarının matris üzerine eklenmesinin etkileri ve şekil değişimi sertleştirme davranışını belirleyen ara yüz özellikleri incelenmiştir. Cürufun eklenmesi su-bağlayıcı oranındaki bir düşüşle sonuçlandığından matris kırılma enerjisi (J_{tip}) ve ilk çatlak dayanımında artışa neden olur. Bu durumun da yüksek şekil değişim potansiyelini azaltacağı bildirilmiştir. Diğer bir değişle, şekil değişim sertleşmesi davranışı elde etmek ve gerekli olan kararlı durum çatlak davranışı için, mikro mekanik modele göre yüksek bir J_{tip} değeri, enerji kriteri (J_b'/J_{tip}) açısından çoklu çatlama ihtimalini azaltır (Kim ve diğer., 2007).

Kim ve diğer., (2007) tarafından yapılan çalışmada, PVA lifin çimento matrisi ile gösterdiği güçlü kimyasal bağın su içeriği ile değişmediği ve bu nedenle kimyasal bağın S/B oranından bağımsız olduğu belirtilmiştir. Bunun tersine, cüruf partiküllerinin eklenmesi, aynı su/çimentoda (S/Ç) hafif bir τ_0 artışına (% 10 içerisinde) neden olduğu ve bunun nedeninin, S/B'nin azalmasıyla ara yüzey bölgesinde azalmış gözeneklilik olduğu belirtilmiştir. Azalan gözenekliliğin de, lif-matris temas yüzeyinde bir artışa yol açarak daha yüksek bir sürtünme bağına neden olabileceği rapor edilmiştir. Cüruf taneleri en çok Portland çimentosunun hidratasyon ürünü tarafından aktive edilir. Burada hidratasyon sırasında oluşan kalsiyum hidroksit ana aktivatördür. Cüruf hidratasyon ürünleri, matriste gözenekliliğin azalmasına yol açarak, gelişmiş matris dayanımı ve tokluğu ile sonuçlanır. Ancak daha yüksek matris

tokluğu, enerji kriteri açısından çoklu çatlak geliştirme toleransını azalttığından, istenen mekanik özelliklerin elde edilmesinde zararlı olabileceği bildirilmiştir.

Cüruf taneleri yan etkilere sahip olmasına rağmen, cüruf kullanımının lif dağılımının iyileştirilmesi açısından doygun çoklu çatlama potansiyeline fayda sağlaması beklenmektedir. Lif dağılımındaki beklenen artış, esas olarak oksitlenmiş tane yüzeyi tarafından oluşturulan elektriksel çift tabakasına atfedilen işlenebilirliğin bir sonucudur. Cüruf camsı bir malzemedir ve bu parçacığın yüzeyi kırık Si-O bağları nedeniyle bir polariteye sahiptir. Cüruf içeren ECC'nin taze durumdaki davranışı, çimento taneleri ve cüruf taneleri arasındaki etkileşimlerden pozitif olarak etkilenmektedir. Önceki bir çalışmada (Feng, Shi ve Hao, 2000), camsı cüruf tanelerinin süper akışkanlaştırıcı molekülleri adsorbe edebildikleri ve yüzeylerinde bir elektriksel çift tabaka oluşturabildikleri, böylece çimento hamurunda bir dispersiyon etkisi oluşturduğu bulunmuştur. Bu, harç matrisine bir itme kuvveti sağlayacak ve sonuç olarak iyi bir lif dağılımı ile sonuçlanacaktır. Cüruf tanelerinin dağıtma etkisi, cüruf tanelerinin boyutu çimento tanelerine oldukça benzer olduğundan, bir mikro-dolgu etkisi olarak kabul edilmemelidir. Cüruf tanelerinin dispersiyon etkisi, su moleküllerinin dağılmasıyla ilgilidir, fakat lif dağılımına bağlı değildir (Kim ve diğer., 2007). Ayrıca, dağıtma etkisinin cüruf içeren ECC'nin akışkanlığını artırmada daha etkili olduğunu ve bu durumun camsı fazla ilişkili olduğunu bulmuşlardır (Shi, Matsui ve Guo, 2004).

Kim ve diğer., (2007) S/B oranı ve YFC'nin ECC performansı üzerine etkisini araştırmışlardır. Sonuçlara göre; YFC-ECC'nin hem sünekliği hem de çekme dayanımı, YFC içermeyen ECC için bu değerlerden önemli ölçüde daha yüksek olarak ölçülmüştür. Cüruf taneleri ile tasarlanan ECC karışımı, cüruf içermeyen karışıma kıyasla aynı S/B oranında daha düşük bir J_{tip} değeri sergilemiştir. Bu neredeyse kesin olarak, hidrasyonun erken aşamalarında oluşan kalsiyum hidroksitin bir kısmını tüketen cürufun gecikmiş çimento esaslı reaksiyonlarından kaynaklanmaktadır. Cüruf tanelerinin kullanımı kompozitte, daha düşük bir J_{tip} değeri sağlayacaktır. Bu durum çoklu çoklu çatlama kapasitesini arttırır (Kim ve diğer., 2007). Bu nedenle, cüruf içeren ECC, aynı S/B oranında cüruf içermeyen ECC ile karşılaştırıldığında, daha

yüksek bir PSH_{Enerji} (J_b'/J_{tip}) değeri göstermiştir. Aynı S/Ç'de cüruf tanelerinin eklenmesi ile ECC'nin PSH_{Enerji} değeri düşmesine rağmen, cüruf içeren ECC'nin çekme şekil değişim kapasitesi cürufsuz ECC'ninkinden yaklaşık %50 daha yüksektir. Bu durum muhtemelen cüruf tanelerinin lif dağılım performansını iyileştirilmesiyle açıklanmıştır. Çalışma kapsamında gerçekleştirilen lif dağılım testlerine göre cüruf içeren ECC'nin cürufsuz ECC'ye göre daha yüksek lif dağılım katsayıları sergilediğini göstermiştir. Bu sonuç, cüruf tanelerinin işlenebilirliğe katkısının, doymuş çoklu çatlama potansiyelini azaltıcı zararlı yan etkisinden (daha yüksek J_{tip}) daha ağır bastığını göstermektedir.

Zhu ve diğer., (2012) tarafından YFC ve UK mineral katkıların birlikte yüksek hacimde kullanıldığı bir ECC sınıfı geliştirilmiştir. Sonuçlara göre, YFC ve UK kombinasyonu ile ECC, şekil değiştirme sertleştirme davranışı göstermiştir. Çekme şekil değişimi 90 günde bile %2,5'in üzerine çıkmıştır. 3 günde YFC ve UK kombinasyonu ile ECC'nin sehim kapasitesi 40 mm'den az olmadığı bildirilmiştir. YFC ve UK katkılarının birlikte kullanımı ile ilk çatlama dayanımı, nihai çekme dayanımı ve eğilme dayanımını artabileceği belirtilmiştir.

4.4.2 Uçucu Kül Ve ECC'de Kullanımı / Avantajları

Uçucu kül (UK) kömür yakıtlı bir elektrik üretiminde pülverize kömürün yakılmasının bir yan ürünüdür (Siddique, 2004; Su ve Miao, 2003) ve genellikle atık malzeme olarak kabul edilir. Yanma sırasında, uçucu madde ve karbonun çoğu yanarak kömürün kil, feldspat, kuvars ve şist gibi mineral safsızlıklarını geride bırakarak süspansiyon halindeyken birbirine kaynaşır. Elektrostatik çökelticiler veya torba filtreler ile kaynaşmış parçacıklar taşınır. Bu sırada eriyen malzeme soğur ve küresel uçucu kül partikülleri şeklinde katılaşır. Tipik parçacık boyutu 20 mikrondur ancak 1'den 100 mikrona kadar değişebilir ve yüzey alanı tipik olarak 300-500 m^2/kg arasındadır, ancak 200-700 m^2/kg arasında değişebilir (Kosmatka SH, Panarese WC, Kerkhoff B, 2002). 2013 yılı verilerine göre dünya çapında her yıl 750 milyon ton

uçucu kül üretilirken, bu miktarın %25'i geri dönüşümü sağlanmaktadır (Tangüler, Meral ve Aslam, 2014).

UK oluşturan temel bileşenler silika, alüminyum, demir ve silikat cam formundaki kalsiyum iken, küçük bileşenler magnezyum, kükürt, sodyum, potasyum ve karbon formundadır. American Society for Testing and Materials'a (ASTM) göre, iki sınıf UK vardır. Linyit veya yarı bitümlü kömürlerden üretilen C sınıfı ($SiO_2 + Al_2O_3 + Fe_2O_3 > 50\%$) ve bitümlü kömürlerden üretilen F sınıfı'dır ($SiO_2 + Al_2O_3 + Fe_2O_3 > 70\%$) (ASTM 618-19, 2010). Çimento olmadan C sınıfı uçucu küller hidrololik bağlayıcılık bakımından, F sınıfı uçucu küllerden farklılık gösterir.

UK 1970'lerin ortalarından beri betonda kullanılan mineral katkı maddesidir. (Siddique, 2004; Su ve Miao, 2003). UK, çeşitli nedenlerle ECC'nin karışım tasarımında çimentonun yerini almak için kullanılmıştır. ECC'de iri agreganın olmaması, daha yüksek bir bağlayıcı içeriği ile sonuçlanır (Yu ve Leung, 2014). Çimentonun UK ile değiştirilmesi, yüksek miktarda enerji tüketimine neden olan çimentoların yerini alarak sera gazı emisyonlarını ve toplam maliyetini azaltmakta ve hidratasyon ısısını düşürmektedir (Siddique, 2004; Su ve Miao, 2003). Ayrıca, yüksek içeriklerde UK eklenmesinin işlenebilirliği ve dayanıklılığı artırabileceği, kuruma büzülmesini azaltabileceği, matris tokluğunu azaltarak çoklu çatlamayı kolaylaştırabileceği ve çekme sünekliği açısından ECC'nin sağlamlığını artırabileceği tespit edilmiştir (Yang, Şahmaran, Yang ve Li, 2009). Ek olarak, küçük bir partikül boyutuna (<45 μm) ve pürüzsüz küresel şekle sahip UK taneleri, lif-matris ara yüz geçiş bölgesinin daha yüksek kompaktlığı ile sonuçlanan dolgu taneleri olarak görev yapabilir. Sonuçta ortaya çıkan sürtünme bağındaki artış, kararlı durum çatlak genişliğinde bir azalmaya yol açar, böylece yapının uzun vadeli dayanıklılığını artırır (Bapat, 2012). Geleneksel olarak, çimentonun uçucu kül ile yer değiştirilmesi, toplam çimentolu malzemelerin yaklaşık % 10 ila 25'i ile sınırlıdır (Yang ve diğer., 2007).

UK'nın fiziksel ve kimyasal özellikleri, santralde yanan kömürün kaynağına bağlı olarak büyük ölçüde değişebilir. Bu nedenle, uçucu külün olası yararlı rolü, ECC

tasarımında kullanılmadan önce ayrıntılı bir mikro yapısal karakterizasyon ile kontrol edilmelidir (Tosun-Felekoğlu, Gödek, Keskinateş ve Felekoğlu, 2017).

ECC'de UK kullanımı yaygın bir uygulamadır, çünkü UK'nın varlığı, küresel yapıları nedeniyle ECC matrisinin reolojik özelliklerini iyileştirir, liflerin homojen dağılımını arttırır (Peled, Cyr ve Shah, 2000; Tosun-Felekoğlu ve diğer., 2017). Ayrıca ek kimyasal katkılara olan talebi azaltır ve bu nedenle de toplam maliyeti düşürür. UK değişimi, lif ve matris fazı arasındaki ara yüz kimyasal bağ kuvvetini azaltır, lifin sıyrılmasını kolaylaştırır ve matrisin kırılma tokluğunu azaltır (Wang ve Li, 2007). Böylece erken lif kopmasından kaçınarak şekil değiştirme-sertleşmesi davranışı gösteren yüksek şekil değişim kapasitesine sahip ECC'ler üretilebilir (Curosu ve diğer., 2017). Bu nedenlerden dolayı UK'nın varlığı ECC üretiminde temel bir unsurdur ve birçok araştırmacı tarafından tercih edilen bir uygulamadır (Yang ve diğer., 2007). Ayrıca, Wang ve Li (2007), şekil değişimi sertleşmesi davranışı gösteren çimentolu malzemelerde yüksek miktarda uçucu kül kullandıklarını ve yukarıdaki sonuçlara benzer bulgular elde ettiklerini belirtmişlerdir.

Önceki araştırmalarda, uçucu kül-çimento oranı (UK/Ç) 1.5 olacak şekilde, farklı türlerde uçucu kül, yani taban külü, F sınıfı uçucu kül ve ince uçucu kül içeren çevre dostu ECC'ler geliştirilmiştir (Wang ve Li (2007)). Çevre dostu ECC'lerin çimento içeriği yine de normal betonun iki katıdır. Yang ve diğer., (2007) yaptıkları çalışmada, çimento içeriğinin normal betondan %40 daha az olduğu UK/Ç oranının 5,6 olan ile yüksek dozda F Sınıfı uçucu kül içeren ECC üretmişlerdir. Sonuçlara göre; UK içeriğindeki bir artış genellikle ECC'nin basınç dayanımını azaltır. UK/Ç oranı 2,8 olduğunda 28 günlük basınç dayanımı 35 MPa'dır. Uzun vadede (90 günde), yüksek hacimli uçucu küllü ECC'lerin çekme sünekliliği yaklaşık %2 ila 3 oranında olduğu belirtilmiştir. Uçucu kül miktarının arttırılması, mevcut analize dayalı olarak çekme sünekliğinin değişkenliğini azaltma eğilimi göstermiştir. Yüksek uçucu kül içeriği ECC'de yüksek ara yüz sürtünme bağı (τ_0) oluşturup lifin kaymasını kısıtladığı için sıkı çatlak genişliği elde edilmiştir. Mikro mekanik analizler, yüksek hacimli uçucu küllü ECC'lerde lif-matris ara yüz sürtünme bağının artmasının dar çatlak genişliğinden sorumlu olduğu belirtilmiştir. Yüksek hacimli uçucu küllü ECC'lerin,

doymuş çoklu çatlama sağlayarak sağlam bir iyileşme gösterdiği belirtilmiştir. ECC'ye yüksek hacimde uçucu kül dahil edilmesi genellikle serbest kuruma büzülmesini azalttığı ve UK/Ç oranı 1,2'den 5,6'ya çıktığında serbest kuruma büzülmesinde %50 azalma olduğu belirtilmiştir. Ayrıca, dört noktalı eğilme deneyi sonuçlarına göre %80 UK içeren ECC'nin sehimi, %50 UK içeren ECC'ye kıyasla %100 artarak 25 mm'den fazla olabileceği belirtilmiştir (Zhu, Zhang, Yang ve Yao, 2014). Bununla birlikte erken yaşta düşük dayanım nedeniyle yüksek miktarda UK içeren ECC uygulamalarını sınırlayabileceği bildirilmiştir (Zhu ve diğer., 2012).

Yu ve Leung (2014), çok yüksek hacimde uçucu kül ikamesi (ağırlıkça% 80) ile şekil değişimi sertleşmesi gösteren PVA-ECC üretmişlerdir. Çalışmada uygun UK'yı yüksek hacimde kullanarak (UK/Ç oranı %80) 7 günde %5,0 çekme sünekliği ile 40 MPa'nın üzerinde basınç dayanımına ulaşılırken bu değerler 28. günde sırasıyla %4,5 ve 55 MPa olduğu belirtilmiştir. Ayrıca çalışma kapsamında erken dayanımı yüksek UK içeren ECC'yi geliştirmek için S/B oranın düşürülmesi ve uygun miktarda silis dumanı eklenmesi gerekltiği vurgulanmıştır. Ek olarak, uygun bir UK seçilmesi gerektiği belirtilmiştir. UK'nın yanmamış karbon içeriğinin (loss on ignition (LOI)) %1'den daha düşük olması gerektiği bildirilmiştir.

ECC'de yüksek bir uçucu kül içeriğinin, bağ dayanımını azaltma eğiliminde olduğu ve dolayısıyla lif sıyrılmasını kolaylaştırdığı gözlemlenmiştir (Wang ve Li, 2007). Wang ve Li (2007), UK/Ç oranı 0,1 ila 1,5 arasında olan sabit S/B oranındaki (0,24) PVA-ECC karışımlarında, UK/Ç oranının lif matris ara yüz bağlanma dayanımı ve matris kırılma tokluğu üzerindeki etkilerini incelemişlerdir. Mikro mekanik parametre çalışması, uçucu kül içeriğinin artmasıyla birlikte ara yüz sürtünme gerilmesi ve kimyasal bağın genel azalan eğilimini ortaya çıkarmıştır. Bu da daha yüksek J_b' değerleri ile sonuçlanan PVA lif köprüleme davranışını değiştirmiştir. Ek olarak, uçucu kül içeriğindeki artış aynı zamanda matris tokluğunun J_{tip} azalmasına da yol açar. Her iki trend de şekil değiştirme sertleştirmesi sağlamak için uygundur. Ortaya çıkan ECC kompozitlerde, %3-4 mertebesinde güçlü şekil değişim kapasitesi ve 4,5 MPa'ın üzerinde çekme dayanımına sahip olduğu belirtilmiştir. Sonuç olarak, yüksek miktarda UK katkısı dahil edilmesinin matris tokluğunu azaltabileceği ve çekme

sünekliği açısından ECC'nin dayanıklılığını artırabileceği bulunmuştur. Ek olarak, küçük tane boyutuna ve pürüzsüz küresel şekle sahip UK'nın hidrate olmamış taneleri, dolgu görevi görür ve bu, daha yüksek bir sürtünmeli bağlanmaya yol açan lif-matris ara yüz geçiş bölgesinin daha yüksek kompaktlığına neden olur. Söz konusu yapının uzun vadeli dayanıklılık için yararlı olan kararlı durum çatlak genişliğini azaltmaya yardımcı olabileceği bildirilmiştir.

Ma ve diğer., (2015) tarafından yapılan detaylı bir incelemede, ara yüzdeki metal katyon konsantrasyonunun, PVA liflerinin matrise, özellikle Al^{3+} ve Ca^{2+} ile kimyasal bağlanmasını yönettiğini gözlemlemişlerdir. PVA lif yüzeyinde Al^{3+} ve Ca^{2+} konsantrasyonlarında azalma, uçucu kül Al_2O_3 ve CaO içeriklerinin daha düşük oranlara sahip olduğunda gözlenmiştir. PVA yüzeyindeki katyon konsantrasyonundaki bu azalmanın, matrisle kimyasal bağlanmayı azalttığı, böylece lifin kopmasını önleyerek ECC'nin sünekliğini artırdığı sonucuna ulaşılmıştır. Uçucu küldeki daha yüksek kalsiyum veya daha küçük tane boyutu ve daha düşük Al_2O_3 ve CaO içeriği, daha yüksek ilk çatlak dayanımı ve çekme şekil değişim kapasitesi için faydalı bulunmuştur. Uçucu kül içeriğindeki artışla birlikte ECC'nin çekme şekil değişim kapasitesi artmıştır. Ancak kompozitin basınç dayanımındaki azalmadan yüksek oranda uçucu kül kullanılmasının sorumlu olduğu vurgulanmıştır.

Bir başka çalışmada, Wang ve Li (2007), PVA lif yüzeyinde inert tanelerin toplanmasının ara yüz özelliklerindeki değişime katkıda bulunduğunu fark etmiştir. Karıştırma sırasında PVA lif yüzeyinde yoğunlaşan uçucu küldeki yetersiz yanmadan kalan karbon kalıntısı gözlemleyerek, yağ kaplamasına ek olarak lifin çekilmesi için ekstra kaydırıcılık sağlamıştır. Mekanik olarak bu durumun, sürtünme gerilmesini azalttığı ve kimyasal bağı zayıflattığını belirtmişlerdir. Yüksek kül içeriğinde, ara yüz bağının azalması nedeniyle daha az lif kopması gözlemlenmiştir.

Şahmaran ve Li (2009), iki farklı F sınıfı uçucu kül-Portland çimentosu (UK/Ç) oranlarına (ağırlıkça 1,2 ve 2,2) sahip ECC karışımları dayanıklılığını araştırmıştır. ECC kiriş ve numunelerine mekanik ön yükleme ile çeşitli sayılarda mikro çatlaklar oluşturulduktan sonra, UK/Ç oranının dayanıklılık özellikleri üzerindeki etkisinin

anlaşılması için su emme, klorür geçirimlilik testleri ve hızlandırılmış yaşlandırma (38 °C'de sürekli sodyum hidroksite ve oda sıcaklığında sodyum klorür solüsyonlarına maruz kalma) gerçekleştirilmiştir. Sonuçlar, hem mekanik olarak önceden yüklenmiş hem de işlenmemiş (ön yükleme olmadan) yüksek miktarda UK içeren ECC karışımlarının, hızlandırılmış yaşlandırma döneminden sonra mekanik performanslar açısından dayanıklı kaldığını ve %2'den fazla şekil değişim kapasitesine ulaşıldığını göstermiştir. Taşıma özellikleri açısından, mekanik ön yüklemenin neden olduğu mikro çatlaklar, klorür taşınmasını ve ECC'nin kılcal geçirimlilik değerlerini arttırdığını belirtmişlerdir. Ayrıca, artan UK içeriğinin, ECC'nin taşıma özellikleri üzerinde olumsuz bir etkisi olduğu gösterilmiştir. Bununla birlikte, çatlaklı veya çatlaksız ECC'de difüzyon yoluyla kılcal emme ve klorür taşınması yoluyla su taşınması riskinin normal sağlam betondakine benzer olduğu bulunmuştur.

Şahmaran ve diğer., (2012) UK ve YFC mineral katkılarının PVA-ECC'nin özellikleri üzerine etkisini araştırmışlardır. UK-ECC, YFC-ECC'ye kıyasla önemli ölçüde daha yüksek sehim kapasitesi ve daha sıkı bir çatlak genişliği göstermiştir. Bu çalışmada kullanılan UK'nın ECC'de matris kırılma tokluğunu sınırlamada YFC'den daha etkili bir mineral katkı maddesi olarak hizmet ettiği sonucuna varılmıştır. Sonuç olarak UK-ECC karışımlarının YFC-ECC'ye göre olumlu etkisinin çok daha belirgin olduğu belirtilmiştir. Bu iki nedenden kaynaklanmaktadır. Birinci nedeni, ECC matris dayanımının değişmesidir. Daha fazla UK, matris dayanımını azaltabilir, ancak daha fazla YFC matris dayanımını sabit tutabilir. Diğer neden ise mineral katkıların tane şeklidir. UK, PVA liflerinin kolayca dışarı çekilmesini sağlayan küresel tanecikler şeklindedir. Bununla birlikte, köşeli tane yapısına sahip YFC'nin, PVA lifleri çekildiğinde bariyerleri etkisi oluşturduğu bildirilmiştir (Zhu ve diğer., 2014).

4.4.3 Silis Dumanı

Silis dumanı metalürjik işlemde metal silikon, ferro-silikon ve diğer alaşımların üretimi sırasında elde edilen bir yan ürün olup, en küçük boyuttaki beton bileşenidir. Neredeyse saf, amorf SiO_2 olan küresel şekilli mikroskobik tanecikler 1 μm'den (0.1–

1 μm) daha küçük çapa sahiptir. Ortalama tane boyutu 0,2 μm'dir, ki bu değer çimento parçacıklarından 100 kat daha küçüktür (Shannag, 2000). Silis dumanı BET yöntemi ile ölçülen 130000'den 200000 cm^2/g'ye kadar olan büyük bir yüzey alanına sahiptir (Kumar, Roy ve Sil, 2012). Silis dumanı partiküllerinin çok geniş yüzey alanı, su adsorpsiyonunu arttırır, bu nedenle karışım süperakışkanlaştırıcılar olmadan kullanılamaz. Silis dumanı, çimento matrisinin mikro yapısını fiziksel (bir mikro dolgu olarak) ve kimyasal etkileşimle destekler. Silis tanelerinin temel rolü, daha büyük çimento taneleri ve agrega arasındaki boşlukları doldurmaktır. Granül bileşenlerin mümkün olan maksimum sıkışmayı elde etmek için çimento ağırlığının %20'si kadar silis dumanı kullanılabilir. Silis dumanı sadece sızdırmazlığa değil, aynı zamanda çimento matrisinin güçlendirilmesine de destek olur. Silis dumanının (SiO_2) kalsiyum hidroksit (çimento hamurunda bulunan $Ca(OH)_2$ ile kimyasal reaksiyonu sonucunda hidratlanmış kalsiyum silikatlar ($CaO – SiO_2 – H_2O$) oluşur (Zdeb ve Śliwiński, 2009; Zych, 2014).

Silis dumanı yüksek dayanımlı beton üretiminde kullanılır ve iki farklı amaçla betona eklenir: **1)** çimento içeriğini azaltmak için (genellikle ekonomik nedenlerle) çimento ikamesi olarak; ve **2)** beton özelliklerini iyileştirmek için bir katkı olarak (hem taze hem de sertleştirilmiş hallerde) (Malhotra, Ramachandran, Feldman ve A'itcin, 2018; Nochaiya, Wongkeo ve Chaipanich, 2010). Silis dumanı, yoğun bir beton matrisi ve ara yüzey geçiş bölgesi (ITZ) oluşturmak için çimento parçacıkları arasındaki boşluğu doldurur. Puzolanik etkiye sahip ultra ince amorf silikon dioksit tozu nedeniyle betonun basınç dayanımını artırır ve geçirgenliğini azaltır (Y. Liu, Zhou, Lv, Yang ve Liu, 2018). ECC'de nano boyutlu partiküllere sahip silis dumanı puzolanik aktivitesin yanısıra matrisin viskozitesini arttırmak için kullanılmaktadır (Z. Zhang ve diğer., 2019).

Zhu ve diğer., (2014) uçucu kül, cüruf ve silis dumanı olan yüksek hacimli mineral katkılarla üretilen ikili ve üçlü sistemlerinde ECC'nin süneklik ve basınç dayanımı üzerinde mineral katkı etkisi incelemiştir. İkili sistemde, ECC sehim kapasitesinin çimento yerine UK ve YFC eklenmesiyle açıkça iyileştiği belirtilmiştir. Dahası, UK'nın ECC sehim kapasitesini arttırmada YFC'den daha belirgin bir etkiye sahiptir.

Bununla birlikte, ECC'nin uçucu kül ve cüruf içeren basınç dayanımı sırasıyla %40 ve %14 azalttığı rapor edilmiştir. Çimentonun %70'ini ikame eden üçlü bağlayıcı malzeme sistemi için, uçucu kül ve cüruf kombinasyonu sadece ECC'nin yüksek şekil değişim kapasitesini değil, aynı zamanda yeterince güçlü matris dayanımını da korumuştur. Üçlü sistemde, %70 YFC ve UK kombinasyonuna sahip ECC için, YFC ve UK arasındaki oran arttığında sehim kapasitesini azaltmıştır. Bununla birlikte, %70 oranında uçucu kül ve silis dumanı kombinasyonunun eklenmesinin ECC'nin sehim kapasitesini ve tokluğunu zayıflattığı ancak basınç dayanımını arttırdığı belirtilmiştir.

4.5 ECC'de Lif-Matris Ara Yüzeyi Etkisi

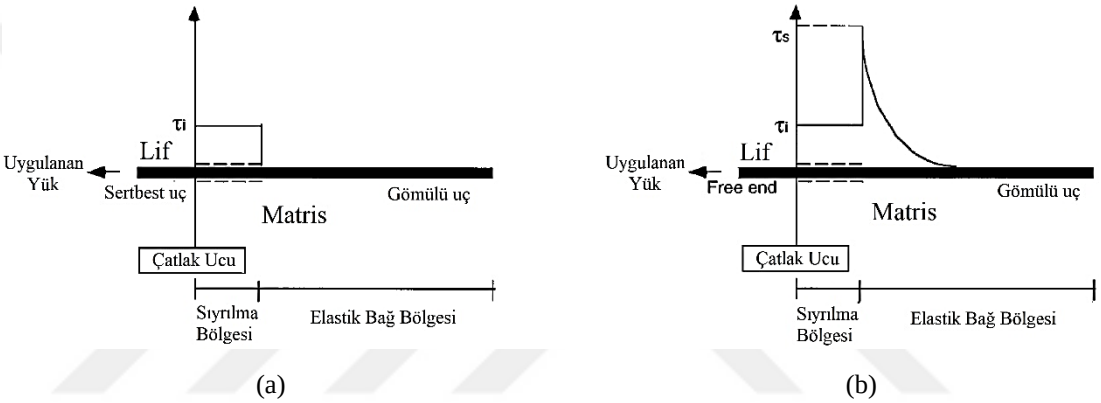
Matris ve lif fazlarının uyumluluğu, ECC'nin şekil değişimi sertleşmesi davranışı için birincil derecede önemlidir (Tosun-Felekoğlu ve diğer., 2017). Çünkü liflerin köprüleme etkisi, lif-matris ara yüzünün özellikleri tarafından belirlenir. Lif-matris ara yüz bağ özellikleri, lif yüzey modifikasyonu, lifin deformasyonu (şekil değişimi) ve geçiş bölgesi modifikasyonu ile değiştirilebilir. Ara yüzey özelliklerinin uygun hale getirilmesi doygun çoklu çatlak açısından kritiktir. Matriste oluşan çatlakları köprüleyen ve liften matrise gerilme transferi oranını bağ dayanımı (τ) kontrol eder. Buradaki bağ dayanımı fiziksel sürtünme ve kimyasal bağ olmak üzere iki türde değerlendirilebilir. Bağ dayanımı optimizasyonu çoklu çatlak yoğunluğunun artmasını sağlar. Sürtünme bağ dayanımı iyileştirilerek, lif kopmasının önüne geçilip yüksek şekil değişimi kapasitesine ulaşılabilir (Li, 1997).

Köprüleme davranışı gösteren liflerde önce sıyrılma meydana gelir, ardından sıyrılma sertleşmesi oluşur. ECC numunesinde doygun çoklu çatlak davranışı elde edildiğinde, liflerin tamamen sıyrılması veya kopmasıyla, numune taşıma kapasitesini yitirir. Literatüre göre, üç tür lif-matris etkileşimi söz konusudur (Tai, 2015):

- Kimyasal
- Sürtünme

- Lif yüzeyindeki deformasyonların veya genel karmaşık geometrinin neden olduğu mekanik gerdirme (snubbing) etkisidir. Bu etki Bölüm 3'de detaylı olarak açıklanmıştır.

Üçüncüsü çelik lifler için en önemli iken, ilk ikisi sentetik lifler için kritiktir. Sentetik lifler için, ara yüzey kayma direnci genellikle iki kategoride sınıflandırılır, **1)** Sürtünmenin baskın olduğu durum ve **2)** Kimyasal bağın baskın durum. Şekil 4.9, varsayılan farklı kayma gerilmesi dağılım modellerini göstermektedir (Tai, 2015). Kimyasal bağın varlığı, Bölüm 3'de açıklandığı gibi tamamlayıcı enerjiyi (J_b') azaltır.



Şekil 4.9 Kayma gerilmesi dağılım varsayımı: (a) sadece sürtünmeli ara yüz modeli; (b) kimyasal bağ ve sürtünme ara yüz modeli (Tai, 2015) (τ_i: Sürtünme bağ dayanımı, τ_s: Kimyasal bağ dayanımı)

Çoklu çatlama potansiyelini ifade eden tamamlayıcı enerji (J_b'), lif ve lif-matris ara yüzünün bir özelliğidir. Lif kopması olmadan lifin yüksek köprüleme kapasitesini korumak için yüksek lif dayanımı gereklidir. Yüksek lif dayanımı, sıkı çatlak genişliğini korumaya yardımcı olur, ancak yüksek J_b' için elverişli olmayabilir. Lif narinlik oranının (uzunluk/çap) yüksek olması tercih edilir. Ancak bu durumda karıştırma aşamasında lif topaklaşması/yumağı ve homojen olmayan lif dağılımı oluşma eğiliminde olduğundan, bu durumun işlenebilirlik açısından problem oluşturması muhtemeldir. Aynı zamanda aşırı yüksek narinlik oranı, lif kopmalarına neden olabilir. Tamamlayıcı enerjiyi (J_b') kontrol eden en önemli faktörler; lif-matris ara yüz özellikleri - özellikle kimyasal ve fiziksel sürtünme bağlarıdır. Ancak, lifin matristen ayrılmasını sınırlayan yüksek kimyasal bağ, J_b' değerini baskıladığı için

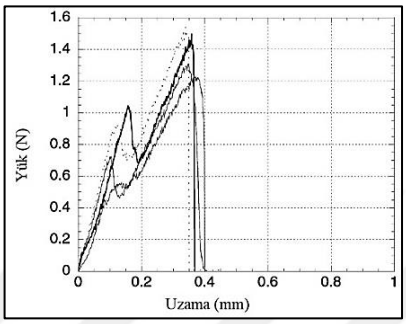
tercih edilmez. Bunun yerine, lifin sıyrılması sırasında yüksek sürtünme bağı, boydan boya yeterli yük taşıma kapasitesini korumak için avantajlıdır (Li, 2012).

ECC'de, ara yüz nispeten düşük bir kimyasal bağa sahip olacak şekilde tasarlanmıştır ve sürtünme bağı aslında lifin sıyrılması ile artar. Bu, ara yüzey geçiş bölgesinde uygun yoğunlaştırma ile birlikte lif yüzeyinin uygun miktarda ıslatılabilirliği ile başarılabilir (Li ve diğer., 2002). Aşırı hidrofilik yüzeyler olması durumunda, ıslatılabilirlik sağlamak için ince bir kaplama kullanılabilir. Hidrofobik yüzeylere sahip lifler olması durumunda, plazma işlemi gibi teknikler kullanılarak polar grup eklenmesi yoluyla lifin çimentoya bağlanmasını geliştirmek mümkündür (Wu ve Li, 1999). Lifin mekanik ve geometrik özelliklerini ve belirli bir matris için lif-matris ara yüz özelliklerini optimize etmek, ECC tasarımında anahtar bir unsurdur (Li, 2012).

Tek bir lifin sıyrılma işlemi iki aşamadan oluşur. Bu aşamalar bağ dayanımının aşılması/kopması (debonding) ve sıyrılmadır (slippage) (Kunieda, Ogura, Ueda ve Nakamura, 2011; Yang ve diğer., 2008). PVA'nın hidrofilikliği nedeniyle (Kong ve diğer., 2003), tek PVA lifin matristen çekilmesi ile elde edilen gerilme-sıyrılma eğrisinde, bağ dayanımının aşılmasını/kopmasını temsil eden gerilmede belirgin bir düşüş vardır (Kanda ve Li, 1998). Bu gerilme düşüşü, kimyasal bağın varlığının bir kanıtıdır ve hem kimyasal bağ hem de sürtünme bağıyla kontrol edilen bağ dayanımının tükenmesi aşamasından yalnızca sürtünme bağıyla kontrol edilen çekme aşamasına geçişi temsil eder (Lin, Kanda ve Li, 1999). Bağ dayanımının tükenmesinden sonra, çekme sıyrılması aşaması başlar, çekme gerilmesi önce artar ve ardından çevreleyen matrise karşı sıyrılan lif yüzeyinin fibrilasyonu nedeniyle azalır. Şekil 4.10, tek PVA lifinin yük-uzama eğrisindeki yük artışı, tek lifin sıyrılma sertleşmesi davranışını gösterir (Lei ve diğer., 2019). Çekme sertleştirme sırasında lif kopması nedeniyle yetersiz sıyrılma meydana gelir.

PVA'da hidroksil (OH^-) grubunun varlığı moleküller arası güçlü hidrojen bağları yaptığı için kimyasal bağ yüksektir. Lin, Kanda ve Li (1999) tarafından yapılan bir tek lif sıyrılma deneyi, 3 ila 5 J/m^2 aralığında tipik bir değer göstermiştir. Bu yüksek

kimyasal bağ dayanımı, lifin sıyrılması yerine kopmasına neden olduğu ve dolayısıyla şekil değişimi sertleşmesi davranışına ulaşma eşiğini artırdığı tespit edilmiştir. Bu durum, çoklu çatlak doygunluk derecesini azaltır (Mechtcherine, 2012). PVA lifin kimyasal bağını zayıflatmak için, birçok literatür (Li, Wang ve Wu, 2001; Li ve diğer., 2002) hidrofilik özelliği zayıflatmak için bazı kimyasal veya fiziksel işlemlerin uygulanmasını önermiştir. Bunlar Bölüm 4.2.2'de açıklanmıştır.



Şekil 4.10 Çimentolu matristen PVA lifin tipik sıyrılma davranışı (Li ve diğer., 2002)

Polipropilen (PP) ve polietilen (PE) liflerde, çimentolu bir matriste tipik olarak kayda değer bir kimyasal bağ (G_d=0) yoktur (Li ve diğer., 2002). Bu nedenle, PE ve PP lifleri için (Lei ve Guo, 2018), bağ dayanımının aşılmasını/kopmasını (Ranade ve diğer., 2013) temsil eden bir yük düşüşü görmek zordur. Hidrofobik yapıdaki PE ve PP lifleri ile harç matrisi arasında kimyasal bağ oluşmadığından, sürtünme bağı ile sıyrılma mekanizması oluşur (Seyrek, 2016). Yüksek yoğunluklu harç matrisinde bile, PE liflerde bağ dayanımının aşılması kolaydır. Bağ dayanımının aşılması, lifin sabit bir şekilde çekilebilmesinin şartıdır (Lei ve diğer., 2019) Bununla birlikte, PE ve PP lifleri genellikle zayıf bir ara yüzey bağ dayanımına yol açar, bu da liflerinin gerilmeyi taşıma ve transfer kabiliyetini tam olarak yerine getirememesine ve lif kapasitesini tamamen kullanamamasına neden olur (Rathod ve Patodi, 2010). PE ve PP liflerin sıyrılma sırasında gerilmeyi daha iyi taşıması ve transferi yapması için, ara yüzey sürtünme bağ dayanımının genellikle iyileştirilmesi gerekir. Literatürde, plazma teknolojisi ile muamele edilen PE liflerinin (Tosun, Felekoğlu ve Baradan, 2012) kullanılması, PE-ECC'nin nihai çekme şekil değişimi ve nihai çekme dayanımının önemli ölçüde iyileştirildiğini, ancak bu teknolojinin yüksek yatırım maliyeti nedeniyle pratikte kullanımının güç olduğu bildirilmiştir. Ayrıca, silika dumanı

dozajını artırarak ve S/B'yı azaltarak harç matrisinin yoğunluğu arttırılırsa, PE lif ile harç matrisi arasındaki ara yüzey sürtünme bağ dayanımı iyileştirebilmektedir. Sonuç olarak PE lif gerilmeyi daha iyi taşıyabilir ve transfer edebilir. Taze harç matrisinin viskozitesinin kontrol edilmesiyle, iyi bir lif dağılımı elde edilebilir. Yüksek ara yüzey sürtünme bağ dayanımı, yüksek lif dağılım derecesi ve yüksek harç matris kompaktlığı ile ultra yüksek basınç dayanımlı (160 MPa'dan fazla) ve ultra yüksek çekme şekil değişim kapasiteli (% 6'dan fazla) ECC'lerin üretilebileceği gösterilmiştir (Lei ve diğer., 2019).

Yukarıdaki açıklamadan, farklı lif-harç matris ara yüz özelliklerinin farklı şekil değişimi kapasitelerine yol açabileceği anlaşılmaktadır. Yani, lif matris ara yüz performansı gibi mikro performans ile tek eksenli çekme dayanımı ve çekme şekil değişimi gibi makro performans arasında önemli bir bağlantı vardır.

Mikro mekanik teoriye göre, lifin bağ dayanımındaki artışın, şekil değişimi sertleşmesi sergileyen kompozit oluşturmak için ihtiyaç olan lif hacmini azaltacağı belirtilmiştir. Ayrıca, böyle bir kompozitin nihai dayanımı ve şekil değişim kapasitesi, bağ dayanımı ile doğrusal olarak ölçeklenir. Dolayısıyla bağ dayanımı artışı, şekil değişimi kapasitesinin bir ifadesi olan çoklu çatlak yoğunluğunu arttırır. Bununla birlikte, köprüleyen liflerin "yay" rijitliği de artacak ve belirli bir köprüleme gerilmesi için çatlak açıklığında bir azalmaya yol açacaktır. Bu nedenle, kompozit şekil değişim kapasitesinin, bağ dayanımı ile doğrusal olarak daha az artması beklenir. Sonuç olarak diğer parametreler sabit tutulduğunda, ara yüzey bağ dayanımı kontrolüyle, kırılma modu gevrek durumdan sünekliğe geçirilebilir ve nihai dayanım ile kompozit sünekliği arttırılabilir (Li ve diğer., 1996).

Robins, Austin ve Jones (2002) ve Wille ve Naaman (2010) çalışmalarında matris dayanımının artmasıyla liflerin sıyrılma tokluğunun arttığını ve dolayısıyla bu işlemin lif-matris bağını arttırmak için önemli olduğunu rapor etmişlerdir.

Literatür araştırmasıyla lif-matris ara yüzeyi ile ilgili özet bilgiler aşağıda maddeler halinde sunulmuştur (Tai, 2015).

- Ara yüz özellikleri lif tipine, tane boyutu dağılımına ve karışım hazırlama prosedürüne çok duyarlıdır.
- J_b' ve J_{tip}, Tablo 3.1'de gösterilen parametreler aracılığıyla uyarlanabilir (Not: J_{tip}'i en aza indirmek belirli mekanik özelliklerde düşüşlere neden olur, örneğin basınç dayanımı).
- τ, G_d ve β gibi ara yüz özellikleri tek lif sıyrılma testi ile belirlenebilir.
- J_{tip}=5 J/m^2'ye bağlı olarak, ara yüz özelliklerinin optimal aralıkları G_d <2,2 J/m^2, τ=1,0 - 2,1 MPa ve β <1,5'tir.
- Hidrofilik lifler matristen suyu çekip şişebilir.
- Lifin sıyrılması aşamasında lif yüzeyinde oluşan hasarlar incelenerek, matris özellikleri optimize edilebilir.

4.6 ECC Ve Kullanılan Liflerin Maliyeti

Malzeme performansından ayrı olarak, malzemenin maliyeti de ECC'nin inşaattaki uygulamaları için çok önemli bir rol oynamaktadır. ECC kullanmanın ek maliyeti, polimerik liflerin (örneğin polivinil alkol (PVA) veya polietilen (PE)) ve daha yüksek çimento içeriğinden kaynaklanmaktadır. Ancak ECC'nin maliyetini azaltan etmenler de söz konusudur. Bunlar;

1) Polimer lifler, birim ağırlık başına çelik liflerden daha pahalıdır. Bununla birlikte, polimer liflerin özgül ağırlığı, çelik liflerinkinden yaklaşık 6-7 kat daha düşüktür ve çimentolu kompozitin performansına ulaşmak için karışıma eklenen lif miktarı, ağırlıkça değil hacimle ölçülür. Bu nedenle hacimce aynı oranda çelik ve polimerik lif kullanılsa bile, birim hacimde geleneksel çelik lifli betonda kullanılan lifin ağırlığı ECC'de kullanılan lifin ağırlığından oldukça fazladır. Liflerin maliyeti ağırlıkça belirlendiğinden bu durum ECC'nin maliyetini düşürür.

2) ECC'de çimento içeriğinin büyük bir bölümü uçucu kül, yüksek fırın cürufu vb. gibi puzolanlar ile değiştirilebilmekte ve böylece daha düşük olan puzolan maliyeti nedeniyle ECC'nin maliyeti önemli ölçüde azaltılabilir.

3) ECC'nin çekme ve eğilme performansları geleneksel betondan önemli ölçüde yüksek olduğundan yapıların inşasında kesme donatısının en aza indirilebilir veya ortadan kaldırılabilir. Buna bağlı olarak inşaatta çalışan işçi sayısının azalmasıyla ECC'yi kullanma ve inşa etme maliyeti azaltılabilir.

4) ECC'nin üstün sünekliği yapıların hizmet ömrünü uzatır ve bakım maliyetlerini azaltır (Fischer ve Li, 2003).

Yukarıda bahsedilen nedenlerden dolayı ECC'nin maliyeti azaltılabilir veya kullanımı daha avantajlı hale getirilebilir. Ancak ECC maliyetinin hala büyük bir bölümü kullanılan liflerin maliyetinden kaynaklanmaktadır.

ECC gelişim tarihi daha ekonomik polimer lifler bulma çabalarını da yansıtmaktadır. ECC başlangıçta polietilen (PE) lifleri kullanılarak geliştirilmiştir. Ancak, PE lifler 1990'larda büyük ölçekli inşaat uygulamalarında kullanılamayacak şekilde yüksek maliyetli olduğu rapor edilmiştir (Zhang ve Zhang, 2018). Maliyet faktörünün yansıra PE liflerinin matrisle olan ara yüzü, lif-matris bağını güçlendirmek için plazma işlemi kullanmak gerekebilir (Li, 1993; Lin ve Li, 1997). PE liflerin maliyeti nedeniyle ECC üretmek için özellikle Polivinil Alkol (PVA) olmak üzere alternatif polimer lifler araştırılmıştır (Li ve diğer., 2001, 2002; Redon ve diğer., 2001).

Normal koşullarada PVA liflere yüzeysel kaplama (oil coating) işlemi yapılmaz, bu nedenle bu tür bir lifin hidrofilik özelliği nedeniyle çimento hidratasyon ürünleri ile çok güçlü bir bağa sahiptir (Zhang ve Zhang, 2018). PVA lifi, PE lifin aksine, sürtünme bağına ek olarak çimentolu matris ile güçlü bir kimyasal bağ oluştuğundan, ECC'deki çoğu PVA lifi, çekme yüklemesinde çatlakların yayılması sırasında kopar; sonuç olarak, ECC'nin PVA lifleri ile çekme birim şekil değişimi kapasitesi sadece %1 civarındadır ve mekanik özellikleri çok çeşitlilik gösterir. Michigan Üniversitesi'nden araştırmacılar PVA liflerini ECC tasarımına daha iyi adapte etmek için Bir Japon lif üreticisi ile işbirliği yaparak, PVA liflerin yüzeyini yağ ile kaplama işlemi yapmışlardır (tipik olarak lif ağırlığına göre %1,2 yağlama yağı). (Zhang ve Zhang, 2018). Ancak bu işlem PVA lifinin maliyetini artırmaktadır (Tosun-Felekoğlu

ve diğer., 2017). Bu tür bir PVA lifin ABD'deki fiyatı 6,6 US $/kg'dır (Zhang ve Zhang, 2018). Yüzey kaplama işleminden farklı olarak PVA-ECC'nin performansını arttırmanın yolları; karışım tasarımındaki S/B oranını arttırmak, çimento yerine yüksek oranda uçucu kül kullanmak ve hava sürükleyici katkı kullanmaktır.

ABD'de PVA liflerin fiyatı, PE liflerin yaklaşık 1/8'i kadardır, dolayısıyla ECC malzemesinin maliyetini büyük ölçüde azaltır (Zhang ve Zhang, 2018). Hem PE lifler için uygulanan plazma işlemi hem de PVA lifler için uygulanan yüzey kaplama işlemi ilave bir maliyet etkisi oluşturur (Felekoğlu ve diğer., 2014). Her ne kadar PVA lifler PE liflere kıyasla daha az maliyetli olsa da, lif maliyeti hala ECC'nin malzeme maliyetinin yaklaşık olarak %50'sini oluşturmaktadır (Felekoğlu ve diğer., 2014).

ECC maliyetini daha da düşürmek için son yıllarda polimer endüstrisindeki teknolojik gelişmeler kullanılarak (Wet-Spinning yöntemi vb.) geliştirilen yüksek çekme dayanımlı çok ince çekilen Yüksek Mukavemetli Polipropilen (HTPP) lifler göreceli olarak çok daha düşük maliyete sahip olması nedeniyle yeni bir alternatif olarak araştırılmaktadır (Yang, 2008). Yang (2008), 2-2,5 MPa nihai çekme dayanımı ile %4'e varan çekme şekil değişim kapasitesi sergileyen mikro mekanik tabanlı tasarım yaklaşımını kullanarak hacimce %2 HTPP lif (toplam karışım hacmine göre) içeren şekil değişimi sertleştirmesi davranışı gösteren HTPP-ECC'yi geliştirmiştir (Felekoğlu ve diğer., 2014).

HTPP lif, PP hammaddesinin dünya çapında mevcudiyeti nedeniyle PVA liflerine kıyasla ucuzdur (Felekoğlu ve diğer., 2015). Literatürde HTPP'nin 3 $/kg olduğu belirtilmiştir. Ayrıca, tipik bir PVA-ECC maliyeti 350 $/m^3 mertebelerinde iken, HTPP-ECC 'nin 150 $/m^3 olarak hesaplanmıştır. Görülebileceği gibi, HTPP-ECC'nin maliyeti, PVA-ECC'nin yaklaşık %60'ı kadar olduğundan, maliyeti önemli ölçüde azalmıştır. HTPP liflerin daha geniş kullanılabilirliği ve HTPP-ECC'nin maliyet avantajı, onu mevcut PVA-ECC'nin yerine istenen bir alternatif haline getirebileceği düşünülebilir. HTPP-ECC'nin çekme ve basınç dayanımının daha da iyileştirilmesiyle tam ölçekli saha uygulamalarında yaygın olarak benimsenme şansının yüksek olması beklenebilir (Yang, 2008). Sonuç olarak, HTPP lif kullanmak, ECC'de kullanılan

diğer polimerik liflerden (örneğin, PVA ve yüksek modüllü PE lifler) daha uygun maliyetlidir (Nguyen, Kinnunen, Carvelli, Mastali ve Illikainen, 2019).

Polimerik liflerin bazı temel fiziksel, mekanik özellikleri ve yaklaşık maliyetleri Tablo 4.3'de listelenmiştir. Liflerin maliyeti, enerji tüketimi, lif üretimi için ekipman ve hammadde maliyeti gibi farklı faktörlere bağlıdır. Sentetik lifler, eğirme (spinning) aşamalarına ve işleme türüne (yani eriyik eğirme, kuru eğirme, ıslak eğirme ve jel eğirme) bağlı olarak farklı derecelerde üretilebilir. Yüksek modüllü ve yüksek dayanımlı sentetik lif üretiminde lifin fiyatını artıran sebep, pahalı ekipman gereksinimidir (Pakravan ve Ozbakkaloglu, 2019). Tablo 4.3'de PE liflerin maliyeti 2-20 $/kg gibi geniş bir dağılım göstermesinin nedeni PE liflerinin farklı türlerinin olmasıdır. Ayrıca PE liflerin farklı ülkelerdeki fiyatları da farklılık gösterebilmektedir. Örneğin bu liflerin ABD'deki fiyatı 52 $/kg iken, Türkiye'de 62 $/kg mertebelerindedir. Bu gibi nedenlerden dolayı PE liflerin maliyeti ile ilgili literatürde çelişkili bir görünüm söz konusudur.

Tablo 4.3 Liflerin fiziksel/mekanik özellikleri (Pakravan ve Ozbakkaloglu, 2019)

Lif tipi	Özgül ağırlık (kg/m^3)	Elastisite modülü (GPa)	Çekme dayanımı (MPa)	Kopma uzaması (%)	Alkali/asit direnci	Yaklaşık maliyeti** ($/kg)
Polipropilen (PP)	910	1,5–12	240–900	15–80	Yüksek	1–2,5
Polietilen (PE)	920–960	5–100	80–600	4–100	Yüksek	2–20 / 52 / 62***
Polivinil alkol (PVA)	1290–1300	20–42,8	1000–1600	6–7	Yüksek	1–15
Çelik (kıyaslama için)	7840	200	500–2000	0,5–3,5	Düşükten yükseğe*	1–8

* Yüzey kaplamasının varlığına / yokluğuna bağlıdır.

** Fiyat kilogram başına dolar bazındadır.

***PE lifin sırasıyla literatür, ABD ve Türkiye'deki maliyetleri.

HTPP liflerden farklı olarak geri dönüşümlü plastik ve hibrit lif kullanımı ECC tasarımında maliyeti azaltmak amacıyla tercih edilebilir. Li (2012) tarafından önerilen mikro mekanik teoriye göre lif, matris ve arayüz özellikleri modifiye edilirse, geri dönüştürülmüş plastik lifler ve hibrit lif kullanımı da ECC tasarımında maliyet açısından avantaj sağlayabilir. Sünekliği iyileştirmek ve çatlama kontrolü amacıyla

betonda geri dönüştürülmüş plastik liflerin kullanıldığında çoğunlukla kararlı çoklu çatlak davranışı sağlamak için uyumsuz matris-arayüz özellikleri nedeniyle düşük lif dozajlarında (hacimce <% 2) çekme ve/veya sehim yumuşaması davranışının oluştuğu bildirilmiştir (Felekoğlu ve diğer., 2014).

BÖLÜM BEŞ

ECC TAZE VE SERTLEŞMİŞ HAL ÖZELLİKLERİ LİTERATÜR ARAŞTIRMASI

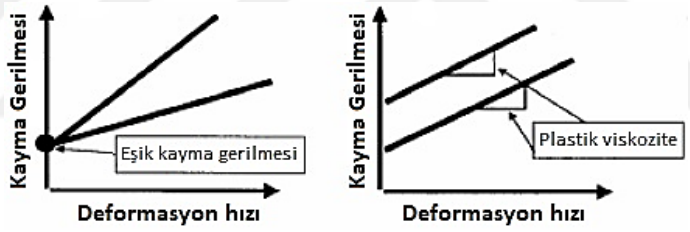
5.1 ECC'nin Reolojik Özellikleri/Davranışı

Reoloji, gerilme etkisindeki malzemelerin deformasyonu ve akışıyla ilgilenen bilimdir veya basitçe akışkanların akış davranışının incelenmesi olarak tanımlanabilir (Özyurt, 2006). Reoloji'de Newtonyen ve Non-newtonyen olmak üzere iki tür akış davranışı vardır. Newtonyen akışta, malzemenin fiziksel bir özelliği olarak kullanılan viskozite katsayısı (μ) sabittir ve kayma hızına bölünen kayma gerilmesi ile hesaplanır. Non-newtonyen akışta, deformasyon hızı değiştiğinde, kayma gerilmesi aynı oranda ve aynı yönde değişmez. Deformasyon hızı değiştikçe non-newtonyen sıvının viskozitesi de değişir (Ferraris, 1999).

Betonun reolojik (akış) özellikleri inşaat endüstrisi için önemlidir, çünkü beton genellikle plastik formdayken dökümü yapılır (yerleştirilir) (Ferraris, 1999). Çimento hamuru, harç ve beton Non-newtonyen olmayan akışkan olarak kabul edilir. Taze betonun reolojisi en çok Bingham ve Hershey Bulkley modelleri yardımıyla tanımlanmaktadır. Bu modellere göre, taze betonda akışın başlaması için malzemeye uygulanması gereken minimum gerilme olan eşik kayma gerilmesinin (τ_0) üstesinden gelinmelidir. Betonun akışını tanımlayan iki ana reolojik parametre, eşik kayma gerilmesi ve plastik viskozitedir (Franca, 2018). Beton akmaya başladığında, kayma gerilmesi, plastik viskozite ile tanımlanan şekil değiştirme oranındaki artışla artar. Plastik viskozite, eşik kayma gerilmesi aşıldıktan sonra malzemenin ne kadar kolay akacağının ölçüsü olup (Bilici, 2011), parçacıklar arası sürtünme ve yüzey temasından etkilenir (Franca, 2018). Yapılan araştırmalar, çimento hamurunun eşik kayma gerilmesinin betondaki çökme ile aynı eğilimi gösterdiğini ve plastik viskozitenin betondaki yapışkanlık, yerleştirilebilirlik, pompalanabilirlik, perdahlanabilirlik ve ayrışma ile ilişkili olduğunu göstermiştir (Ferraris, 1999; Ferraris, Obla ve Hill, 2001).

Bu iki parametre ile taze betonun reolojik özellikleri Bingham veya Hershey Bulkley modelleriyle tam olarak tanımlanabilir (Ozawa, Maekawa, Kunishima ve Okamura, 1989).

Yukarıdan anlaşılacağı üzere reolojik davranışı tam olarak karakterize etmek için eşik kayma gerilmesi (akma gerilmesi (yield stress)) ve viskozite parametrelerin bilinmesi gerekmektedir. Yaygın olarak kullanılan deneylerin çoğu tek bir parametreyi ölçtüğü için özel betonlarda tatmin edici değildir. İki betonun nasıl bir özdeş parametreye ve çok farklı bir ikinci parametreye sahip olabileceği Şekil 5.1'de gösterilmiştir. Bu betonlar akış davranışlarında çok farklı olabileceğinden, en azından her iki faktörü de ölçerek beton akışını tanımlayacak bir test kullanmak önemlidir (Ferraris, 1999). Bu nedenle genel olarak çimentolu malzemelerin kayma gerilmesini ve viskozitesini ölçmek için değişen deformasyon hızlarında ölçüm yapabilen reometreler kullanılır (Özyurt, 2006).



(a) (b)

Şekil 5.1 Beton reolojisi (a) Aynı eşik kayma gerilmesi farklı plastik viskozite, (b) Aynı Plastik viskozite farklı eşik kayma gerilmesi (Ferraris, 1999)

Beton akışını başlatmak için düşük eşik kayma gerilmesine ihtiyaç vardır. Yüksek viskozite ise ayrışmayı önler ancak beton akışına karşı yüksek direnç sağlar (Bilici, 2011). ECC ve diğer yüksek süneklikli betonlar, çekme sünekliği için gerekli olan liflerin (özellikle PVA lifleri gibi hidrofilik lifler) homojen dağılımına izin vermek için kendiliğinden yerleşen betonlara benzer reolojiye sahip son derece akıcı matrislere sahiptir (Ranade, 2014).

ECC matrisinin reolojik davranışı karışımın birim hacim ağırlığı, su/bağlayıcı oranı, puzolan türü ve dozajı, süperakışkanlaştırıcı dozajı, viskozite arttırıcı katkı

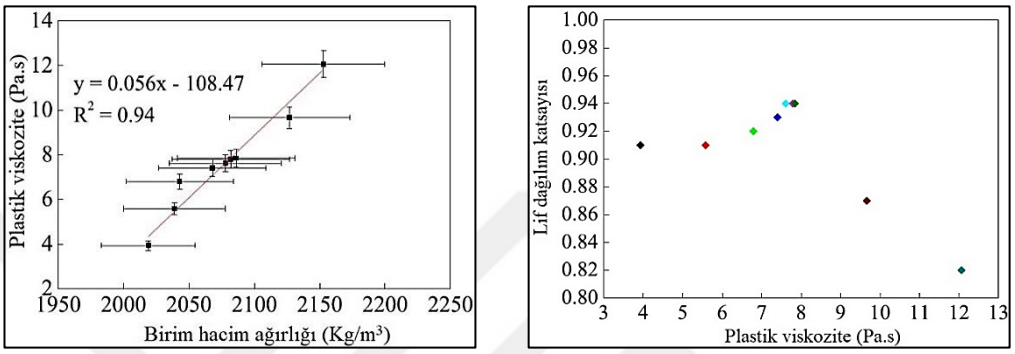
dozajı, agraga boyutu ve dozajı, ölçüm yöntemi ve cihazı vb. gibi birçok parametre tarafından etkilenir.

ECC kompozitinin istenen mekanik davranışına ulaşmada, ECC matrisinin reolojik davranışı kritik bir parametredir (M. Li ve Li, 2013). Daha yüksek en boy oranına (l/d) ve içeriğe sahip liflerin matrise eklenmesi, taze kompozitin reolojisini etkiler ve bu da liflerin homojen olmayan dağılımıyla sonuçlanabilir (Yang, 2008). Artan lif hacmi ve lif uzunluğunun hem eşik kayma gerilmesini hem de plastik viskoziteyi artırdığı (Banfill, 2003) ve işlenebilirliğini azalttığı bildirilmiştir (Martinie, Rossi ve Roussel, 2010).

Reolojik özellikler lifin matris içerisinde dağılımını etkileyen önemli bir parametredir. Bu nedenle Lei ve diğer., (2019) tarafından plastik viskozite ile birim hacim ağırlık ve lif dağılım katsayısı arasındaki korelasyonlar incelenmiştir (Şekil 5.2). Plastik viskozite ile birim hacim ağırlık arasında güçlü bir doğrusal korelasyon olduğunu (R^2=0.94) gösterilmiştir. Ayrıca taze harç matrisi için, optimum bir aralıktaki plastik viskozitenin, homojen lif dağılımı elde etmek için faydalı olacağı belirtilmiştir. Optimal bir aralık içinde, lifleri dağıtmak için daha yüksek bir eşik kayma gerilmesi (yield stress) faydalıdır. Bununla birlikte, plastik viskozite ve eşik kayma gerilmesi çok yüksek olduğunda, sıkışmış hava boşluklarının boyutu ve miktarının daha büyük olmasına neden olur. Bu durumun da net kesit alanının daha düşük olmasına ve "en zayıf" kesitte daha düşük lif içeriğine yol açacağı belirtilmiştir (M. Li ve Li, 2013). Ayrıca bazı liflerin topaklanması nedeniyle, lifin homojen dağılımını zorlaştıracağı vurgulanmıştır. Bu bulgular, lif eklemeden önce ECC matrisinin reolojik olarak kontrol edilmesi gerektiğini ifade etmektedir.

Park ve diğer., (2005) yapılan çalışmada mineral katkılar içeren çimentolu karışımların reolojik özelliklerini incelenmiştir. Çimentoya YFC ikame edildiğinde YFC artışına göre eşik kayma gerilmesi ve plastik viskozite azaldığı, çimentoya UK ikame edildiğinde plastik viskozite biraz arttığı ve artan UK ile eşik kayma gerilmesinin biraz arttığı, çimentoya SF ikame edildiğinde, SF arttıkça eşik kayma gerilmesi ve plastik viskozite hızla arttığı belirtilmiştir. Hobbs ve Helmuth (1981),

uçucu külün hacim değişikliğinin viskozite ve eşik kayma gerilmesi üzerindeki etkisinin, kütle değişiminin yaklaşık iki olduğunu bulmuştur. Küresel şekilleri ve pürüzsüz yüzey özellikleri nedeniyle, uçucu küller artan incelikle birlikte daha fazla su azaltma etkisi sergilemiştir. Mineraller katkılardan sadece uçucu külü arttırmak eşik kayma gerilmesini azaltır. Silis dumanı, taban külü (bottom ash), cüruf vb. gibi diğer malzemelerin eşik kayma gerilmesini artırdığı ifade edilmiştir (Rath ve diğer., 2015).



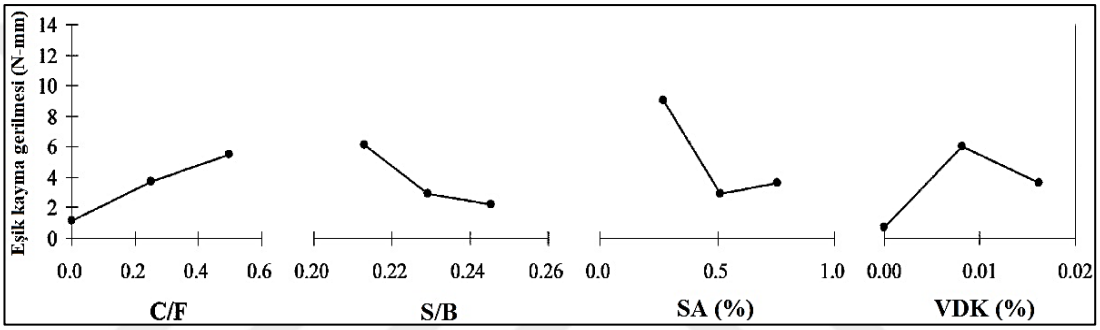
(a) (b)

Şekil 5. 2 (a) Plastik viskozite ve birim hacim ağırlık arasındaki ilişki, (b) Plastik viskozite ile lif dağılım katsayısı arasındaki ilişki (Lei ve diğer., 2019)

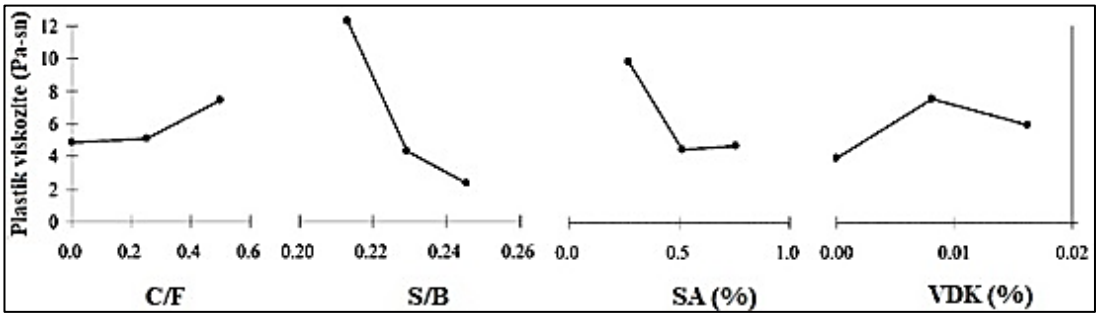
Kimyasal katkılar arasında hava sürükleyici katkı (HSK) plastik viskoziteyi düşürdüğü, süperakışkanlaştırıcı (SA) katkının eşik kayma gerilmesini azalttığı ve viskozite düzenleyici katkının (VDK) eşik kayma gerilmesini ve viskoziteyi arttırdığı belirtilmiştir (Rath ve diğer., 2015). Park ve diğer., (2005) yaptıkları çalışmada çimento hamuru için eşik kayma gerilmesi ve plastik viskozite değerlerinin, SA içermeyen numuneye kıyasla ağırlıkça %1-2'lik SA dozajlarında önemli ölçüde azaldığını tespit etmiştir. Ağırlıkça %2 SA'li karışımın, ağırlıkça %1 SA'lı karışıma göre eşik kayma gerilmesi daha düşüktür ve daha küçük değişkenlik göstermiştir.

Yang ve diğer., (2009) ECC kompozitlerin üretiminde taze özelliklerin reolojik kontrolü üzerine C ve F sınıfı uçucu kül oranı (C/F), S/B oranı, süperakışkanlaştırıcı (SA) dozajı ve VDK dozajının etkisini incelemişlerdir (Şekil 5.3). Sonuçlara göre incelenen faktörler arasında, S/B'nin ECC matrisinin (lifsiz) plastik viskozitesini en güçlü şekilde etkilediği bulunmuştur. S/B ve SA dozajındaki artış, sırasıyla plastik viskozitede ve bağıl eşik kayma gerilmesinde bir azalmaya yol açmıştır. C/F oranı

artıkça eşik kayma gerilmesi ve plastik viskozite'de artış görülmüştür. VDK kullanılmasıyla eşik kayma gerilmesi ve plastik viskozite'de artış olduğu ancak VDK dozajının belli bir kritik değerden daha fazla artmasıyla bu değerlerin bir miktar düştüğü belirtilmiştir. Bağıl eşik kayma gerilmesi ile mini çökme akış deformasyonu arasında ve plastik viskozite ile Marsh koni akış süresi arasında iyi korelasyonlar olduğu belirtilmiştir. Bu bulgulara dayanarak, ECC karışımında 0,25±0,05 mertebelerinde bir S/B'nin benimsenmesi ve SA miktarının ayarlanmasıyla yüksek bir plastik viskozite (yüksek Marsh koni akış süresi) ve düşük bir eşik kayma gerilmesinin (yüksek mini çökme akış çapı) elde edilmesi önerilmiştir.



(a)



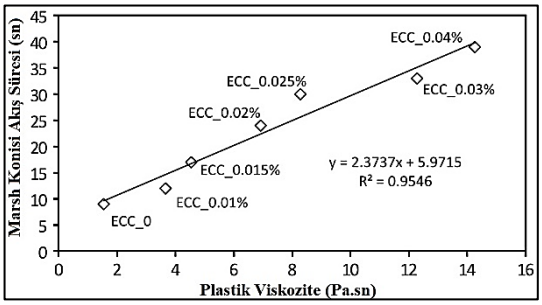
(b)

Şekil 5.3 Farklı parametrelerin ECC harcına reolojik etkileri (a) Eşik kayma gerilmesine etkileri ve (b) Plastik viskoziteye etkileri (Yang ve diğer., 2009)

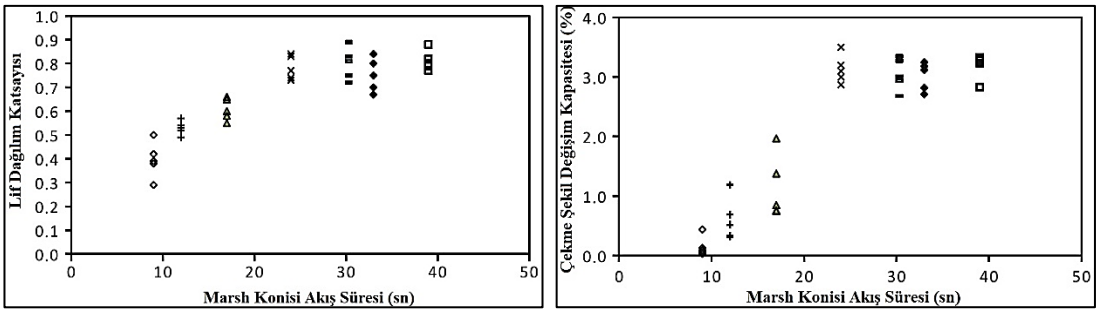
Şahmaran ve diğer., (2013) su-bağlayıcı (S/B), kum-bağlayıcı (K/B), süperakışkanlaştırıcı-bağlayıcı (SA/B) oranları ve maksimum agrega boyutun (D_{maks}) parametrelerinin, ECC matrislerinin işlenebilirliği ve reolojik özellikleri üzerindeki etkisini incelemişlerdir. Sonuçlara göre, bu parametreler arasında SA/B oranı en etkili parametre olduğu ve bu nedenle, istenen akışkanlık, hedef eşik kayma gerilmesi ve

plastik viskoziteye sahip ECC matrisini elde etmek için SA/B oranının düzenlenmesi çok önemli olduğu sonucuna ulaşılmıştır. S/B ve K/B oranları, SA/B kadar olmasa da eşik kayma gerilmesi ve plastik viskozite üzerinde etkilidir. S/B oranın artması eşik kayma gerilmesi ve plastik viskoziteyi azaltırken, K/B oranı arttıkça hem eşik kayma gerilmesi hem plastik viskozite artmıştır. S/B oranı eşik kayma gerilmesinden ziyade plastik viskozitede daha etkili olurken, K/B etkisi bu durumun tam tersidir. Öte yandan, maksimum agrega boyutunun 400 μm'den 1000 μm'ye değişmesinin ECC matrislerinin işlenebilirliği ve reolojik özellikleri üzerinde etkisinin yok denecek kadar az olduğu belirtilmiştir.

M. Li ve Li, (2013) tarafından yapılan çalışmada ECC'de lifler eklenmeden önce ECC reoloji kontrolüne rehberlik etmek için kullanılabilecek optimum bir plastik viskozite aralığı ortaya çıkarmışlardır. Çalışmada VDK dozajı eklenerek, geniş bir plastik viskozite aralığı elde edilmiştir. 24 ve 33 sn arasındaki optimum Marsh koni akış süresinin, hacimce %2 PVA lif içeren ECC'ler bu çalışmada incelenmiştir. Sonuçlara göre, Marsh koni akış süresi ile plastik viskozite arasında güçlü bir doğrusal korelasyon (R=0,95) bulunduğu (Şekil 5.4) ve Marsh koni akış deneyinin yerinde veya laboratuvar viskozite ölçümü için güvenilir ve dolaylı bir yöntem olması gerektiğini belirtilmiştir. Marsh konisi akış süresi arttıkça lif dağılım katsayısı ve çekme şekil değişim kapasitesinin arttığı sonucuna ulaşılmıştır (Şekil 5.5). Karışımlara liflerin eklenmesinden önce ve sonra mini çökme akış çapları ölçülmüştür. Aynı karışım için %2 lif eklemek, mini çökme akış çapını azaltmıştır. Lifli karışımlarda VDK içeriğindeki daha fazla artışın, mini çökme çapı üzerinde çok az bir etkiye sahip olduğu görülürken, karışımlarda daha az ayrışma ve daha yüksek lif dağılım katsayısının olduğu belirtilmiştir.



Şekil 5.4 Marsh konisi akış süresi ile plastik viskozite arasındaki ilişki (M. Li ve Li, 2013)



(a) (b)

Şekil 5.5 (a) Marsh konisi akış süresi ile lif dağılım katsayısı arasındaki ilişki (b) Marsh konisi akış süresi ile çekme şekil değişim kapasitesi arasındaki ilişki (M. Li ve Li, 2013)

Lifli çimentolu malzemelerin reolojik özelliklerinin hakkındaki literatür bilgisi çok değildir. Bu alandaki çalışmaların çoğu çelik tel içeren çalışmalar üzerine odaklanmaktadır. Taze ECC'nin reolojik özellikleri hakkında çok az araştırma çalışması vardır (Kong ve diğer., 2003; M. Li ve Li, 2013; Secrieru, Mechtcherine, Schröfl ve Borin, 2016). Ayrıca, sonuçlar ya lifsiz bir matrisin reolojik davranışına (M. Li ve Li, 2013; Şahmaran ve diğer., 2013) veya mini çökme ve Marsh koni akış hızı testleri gibi basit işlenebilirlik testlerine dayanmaktadır. Lindström ve Uesaka, (2009) tarafından bildirildiği üzere, liflerin varlığında doğrusal akış gradyanı olamaz, çünkü lifler akış bozukluklarını neden olur. Sonuç olarak, sadece çimento harcını veya hamurunu hesaba katan reolojik ölçümler, kompozitteki değerlerden önemli ölçüde farklı olabilir. Bu nedenle, kompozit reolojik davranış analizi, özelliklerini taze durumda incelerken önemli bir role sahiptir.

Yukarıda ECC'nin reolojik özellerinden bahsedilmiştir. Bu tür lifli kompozitlerin reolojik karakterizasyonu son derece güçtür. Ayrıca bu özellikler reometre türleri, konfigürasyonu, ölçüm protokolleri ve materyallerin tümünden etkilenir. Bu farklılıklar nedeniyle tekrarlanabilir deneyler yapabilmek zor olduğundan aynı sonuçları elde etmek pek mümkün olmamaktadır. Bu nedenle, farklı çalışmalardan elde edilen sonuçlardan nitel ilişkiler bulunabilse de, nicel olarak karşılaştırılabilir değildir (Özyurt, 2006).

5.2. ECC'de Liflerin İşlenebilirliğe Etkisi

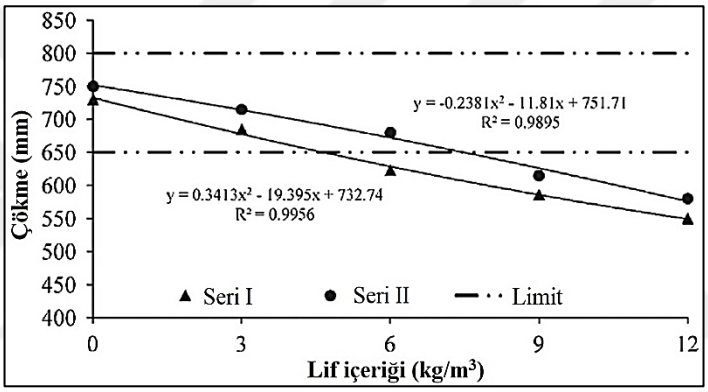
ECC'de kullanılan liflerin işlenebilirlik üzerine etkileri oldukça büyüktür. Ayrıca kullanılan lif özellikleri ve dozajına bağlı olarak bu etkiler oldukça farklılık göstermektedir. Ancak liflerin ECC'nin reolojik özellikleri üzerine literatürde sınırlı sayıda çalışma bulunmaktadır. Bu nedenle geleneksel lifli kompozitlerde liflerin reolojik davranışa etkilerinden de bahsedilecektir.

ECC'de lifler, karışımın viskozitesini arttırır ve çimento matrisinin dağılımını kısıtlayarak işlenebilirliğin azalmasına neden olur. Matris viskozitesi lif dağılımı homojen olması üzerinde büyük bir etkiye sahiptir ve dolayısıyla güçlü mekanik özelliklere sahip bir kompozit elde etmek için malzeme reolojisini kontrol etmek oldukça önemlidir.

Kullanılan lifler türü (PP, PVA ve PE) ve lif geometrilerinin işlenebilirliğe etkileri farklı olmaktadır. PP liflerinin beton bir karışıma eklenmesi, karışımların işlenebilirliğinde önemli bir azalmaya neden olur. Yap, Alengaram ve Jumaat, (2013) tarafından yapılan bir çalışma, taze betonun işlenebilirliğinin mikro lif geometrisine bağlı olduğunu ortaya çıkarmıştır. Düz PP lifin kullanılması, çok filamanlı liflere göre daha düşük etkili yüzey alanı nedeniyle taze betonun iyi işlenebilirliği ile sonuçlanmıştır. Benzer bir çalışmada, dalgalı şekilli PP makro lifli bir beton karışımı, Şekil 5.6'da gösterildiği gibi, lif içeriğinin hacim oranı %0,3'ten %1,3'e yükseldiğinde çökme akışında kayda değer bir azalmaya yol açmıştır (Gencel, Ozel, Brostow ve Martínez-Barrera, 2011). Mazzoli, Monosi ve Plescia, (2015), bir PP makro-lifin en-boy oranının, lifin şekline göre taze betonun işlenebilirlik azalmasında daha önemli bir etkiye sahip olduğunu bildirmiştir.

Mazaheripour, Ghanbarpour, Mirmoradi ve Hosseinpour (2011), hafif betonda PP liflerinin varlığının çökme akışını büyük ölçüde azalttığını gözlemlemişlerdir. %0,3 PP lif ilavesinin akışkanlıkta %40 azalma ile sonuçlandığını rapor etmişlerdir. Fallah ve Nematzadeh (2017) tarafından yapılan bir araştırma, PP mikro liflerinin, bir beton karışımın çökmesini azaltmada PP makro liflerine göre daha önemli bir etkiye sahip

olduğunu ortaya çıkarmıştır. Bu, PP mikro liflerin, beton karışımında daha fazla kohezyon ve bağlanma özellikleri sağlayan daha yüksek bir özgül yüzey alanına sahip olmasına bağlanmıştır. Zhang ve Li (2013), taze beton karışımında farklı hacim oranlarına (0,06, 0,08, 0,1 ve 0,12) sahip PP lifin (l_f = 10–20 mm ve d_f = 37–52 mm) etkilerini araştırdı. PP lifin hacim oranındaki artışın, taze betonun akışkanlığını azaltmada doğrudan etkisi olduğunu bildirmişlerdir. Topçu ve Canbaz (2007) tarafından yapılan bir araştırmanın sonuçları, daha küçük çaplı liflerin, daha büyük çaplı liflere kıyasla çökmede daha fazla azalmaya neden olduğunu ortaya koymuştur. Bu eksiklik, daha sonra, daha büyük bir çap kullanılmasına kıyasla, küçük çaplı liflere sahip betonun mekanik performansını azaltmıştır.



Şekil 5.6 Lif içeriğinin beton karışımının çökme akışı üzerindeki etkisi (Gencel ve diğer., 2011)

Hem PP lifleri hem de PE lifleri hidrofobik bir yapıya sahip olduklarından, betonun fiziksel özellikleri üzerindeki etkileri de benzerdir. Said ve Razak (2015) tarafından yapılan bir çalışmada, PE lif oranı arttığında, çökmenin azaldığını ve karıştırma işlemi sırasında lif dağılımının zorlaşmasına neden olduğunu ortaya koymuştur. Daha yüksek miktarlarda PE lif içeren karışımlar için çökmedeki azalmanın daha fazla olduğu bulunmuştur. PE lif oranı veya en-boy oranı arttığında, taze matris lif dağılımında sorun yaşandığı, bu da matriste düşük işlenebilirlik ve daha az homojenlik ile sonuçlandığı belirtilmiştir. Kamsuwan, Amornsakchai ve Srikhirin (2013) farklı çap ve hacim oranına sahip PE lifleri içeren çimento harcının işlenebilirliğini test etmişlerdir. Lif oranının %0,5'ten %1,5'e artışla harcın işlenebilirliğinin keskin bir şekilde azaldığını bulmuşlardır.

PVA liflerinin hacim oranı ve en-boy oranındaki artışlarla taze betonun işlenebilirliğinin azaldığı bildirilmiştir (Ahmed ve Mihashi, 2011). PVA liflerinin hidrofilik doğası nedeniyle, akış hızının düşürülmesi üzerindeki etkisi, PP lifleri gibi diğer hidrofobik liflerden daha yüksektir (Felekoğlu, Tosun ve Baradan, 2009). Lin, Kayali, Morozov ve Sharp (2014) tarafından yapılan bir çalışma, PVA liflerinin çimentolu bir karışıma (%2,0 hacim fraksiyonu) dahil edilmesinin çökme akışında %23 ila %30 arasında önemli bir azalma ile sonuçlandığını ortaya çıkarmıştır. Farklı miktarlarda PVA lifi içeren çimentolu kompozitlerin reolojik davranışı Yunsheng, Wei, Zongjin, Xiangming ve Chungkong (2008) tarafından araştırılmıştır. Liflerin hacim oranındaki %1'den %2'ye bir artışın, başlangıçtaki eşik kayma gerilmesini 12,6 kPa'dan 67,1 kPa'a önemli ölçüde artırdığını bildirmişlerdir.

5.3 ECC'nin Mekanik Özelikleri

ECC'nin mekanik özellikleri kullanılan lif türü ve uygun matris dayanımından oldukça etkilenmektedir. Lif-matris uyumu nedeniyle yüksek çekme dayanımına sahip PE lifler ile yüksek dayanımlı matrisler ve düşük çekme dayanımına sahip HTPP lifler için daha düşük dayanımlı matrisler kullanılması gerekmektedir. Bu tasarım ilkesine uygun üretim gerçekleştirilirse, ECC'nin en önemli özelliği olan doygun çoklu çatlak davranışı dolayısıyla yüksek çekme şekil değişim kapasitesi elde edilebilir. Bu nedenle lif türünün ECC'nin çekme, eğilme ve basınç performansına ait literatür çalışmaları alt bölümlerde açıklanmıştır.

5.3.1 ECC'nin Çekme Performansı

5.3.1.1 PE Lifli ECC'lerin Çekme Performansı

Normal dayanımlı ECC'nin düşük elastik modülü, yapısal elemanın daha düşük elastisite modülü ve dolayısıyla hizmet verilebilirlik sınırında daha büyük bir sehime neden olabileceği belirtilmelidir. Bu nedenle son on yılda, su/bağlayıcı oranının

azaltılması, silis dumanı eklenmesi ve yüksek çekme dayanımlı (2.5-3 GPa) polietilen (PE) lifin kullanılması yoluyla, üstün özelliklere sahip yüksek çekme dayanımlı ECC'ler geliştirmiştir. Bu çalışmalar aşağıda açıklanmıştır.

Kamal ve diğer., (2008), yüksek dayanımlı bir matrise hacimce %1,5 oranında PE lif ekleyerek, çekme dayanımı 10 MPa, çekme şekil değişim kapasitesi %2,8 olan ECC kompozit üretmişlerdir.

Ahmed ve Maalej (2009) tarafından yapılan başka bir araştırma, betona PE liflerinin (l_f = 12mm ve d_f = 39μm) eklenmesinin aynı lif hacmi içeriğinde çelik lifleri (ST) kullanılarak elde edilenlere göre %30-40 daha düşük bir çekme dayanımı ve %350-434 oranında daha fazla şekil değişim kapasitesi ile sonuçlandığını ortaya çıkarmıştır. Sünek davranışları nedeniyle, PE lifleri hibrit formdaki ST lifleri ile birlikte kullanıldığında çekme şekil değişim kapasitesinin iyileştirilmesine katkıda bulunduğu bildirilmiştir.

Sirijaroonchai, El-Tawil ve Parra-Montesinos (2010), çok eksenli basınç yüklemesi altında yüksek modüllü PE lifleri (l_f = 38mm ve d_f = 38μm) içeren HPFRC'nin performansını incelemiştir. Sonuçlar, farklı hacimde PE lif oranlarını (% 1,0 ila 2,0) içeren çimentolu kompozitlerin, lifsiz karışımın dört katı olan bir çekme dayanımı ile şekil değişim sertleşmesi davranışı göstermiştir. Tek eksenli çekme ve basınç gerilmeleri altında PE liflerinin süneklik kapasitesi, kancalı uçlu çelik liflerinkinden (ST) daha büyüktür. Dahası, PE liflerinin eklenmesi, lifin yanal şekil değişimini sınırlama etkisinden dolayı basınçta düzlem dışı genişlemeyi azalttığından, kontrol numunesine kıyasla artan basınç dayanımı ile sonuçlanmıştır.

Ranade, Li, Stults, Heard, ve diğer., (2013) çekme dayanımı 15 MPa ve çekme birim şekil değişim kapasitesi %3'e ulaşan yüksek dayanımlı yüksek şekil değişim kapasitesine sahip beton (HSHDC) geliştirmiştir. Bu malzeme ilk kez yüksek dayanım ve yüksek sünekliliği birleştirmesi bakımından önemlidir. Bununla birlikte, HSHDC çatlakları tek eksenli çekme altında doygun çatlaklar geliştiremediği ve yükleme sonrasındaki çatlak genişliğinin PVA-ECC'den çok daha geniş olduğu bildirilmiştir.

Choi, Lee, Ranade, Li ve Lee (2016) sünekliği yüksek bir PE lifi ile (l_f = 18mm ve d_f = 12μm) alkali aktiviteli cüruf kompoziti geliştirmişlerdir. Uygun bir S/Ç oranına sahip karışıma %1,75 hacim oranında PE lifin kullanımıyla yaklaşık %7,5 şekil değişim kapasitesi ve 4,0 ila 15,6 MPa aralığında çekme dayanımı özelliklerine sahip kompozitler geliştirmişlerdir. Geliştirilen kompozit, yüksek dayanımlı yüksek şekil değişim kapasitesine sahip betona göre (HSHDC – çekme dayanımı 14,5 MPa, basınç dayanımı 166 MPa, çekme şekil değişim kapasitesi %3,4) daha düşük çekme dayanımına sahip olmasına rağmen, çekme dayanımının basınç dayanımına oranı %23,8 olup, HSHD betonun 2,7 katıdır (%8,7). Ayrıca geliştirilen kompozit, PE-ECC ve HSHD betona kıyasla sırasıyla 2,7 ve 1,8 kat daha yüksek çekme tepe noktası tokluk değeri göstermiştir.

Choi, Song, Song ve Lee (2016), çimentolu kompozit üretmek için yüksek dayanımlı ve yüksek elastisite modüllü PE (l_f=12 mm ve d_f=16 μm) kullanmıştır. Elde edilen çimentolu kompozit, sırasıyla yaklaşık 9,5 MPa ve %4,5'lik bir çekme dayanımı ve şekil değişim kapasitesi sergilemiştir. Ayrıca çekme dayanımın ilk çatlak dayanımına oranı 2,46-2,78 aralığında olduğu bildirilmiştir.

He ve diğer., (2017), PE lifler ile çimento bazlı matris arasındaki arayüz geçiş bölgesini (ITZ) güçlendirmek ve arayüz sürtünme bağ kuvvetini arttırmak için karbon nanofiberler (CNF'ler) kullanmışlardır. Hacimce %1,5 oranında PE lifin kullanıldığı çalışmada, yaklaşık 15 MPa çekme dayanımını, %2,3 çekme birim şekil değişim kapasitesine sahip ECC kompozitleri geliştirmişlerdir. PE liflere CNF kaplanarak lif-matris arayüzey bağının arttırılmasıyla, çekme dayanımını %15 arttırırken, çekme birim şekil değişim kapasitesini %20 arttırdığı bildirilmiştir.

Nematollahi ve diğer., (2017), %2 PE lifli (l_f = 12mm ve d_f = 12μm) geopolimer kompozitlerde kür sıcaklığının çekme performansına etkisini incelemişlerdir. Numunelere ortam sıcaklığı (28 gün 23 °C) ve ısı (ilk 24 saat 60 °C ve sonraki 2 gün 23 °C) ile olmak üzere iki farklı kür uygulanmıştır. Ortam sıcaklığında kürlenen numunelere dökümden 28 gün sonra deney yapılırken, ısı kürlenen numuneler 3 gün sonra deney yapılmıştır. Ortam sıcaklığında kürlenen numunelerin ilk çatlak dayanımı

2,8 MPa, çekme dayanımı 4,2 MPa ve çekme şekil değişimi %5,9 iken, ısı ile kürlenen numunelerde bu değerler sırasıyla 2,1 MPa, 3,3 MPa ve %5,5'dir. Ortam sıcaklığında kürlenen numunelerin ilk çatlak dayanımı, ısıyla kürlenen numunelerden önemli ölçüde daha yüksek olması, ortam sıcaklığında kürlenen numunelerin daha yüksek kırılma tokluğuna sahip olmasıyla açıklanmıştır. Ayrıca ortam sıcaklığı ile kürlemedeki daha yüksek kırılma tokluğu, lif-matris ara yüz özelliklerini (sürtünme bağı τ_0 ve sıyrılma sertleştirme katsayısı β) arttırdığı bildirilmiştir. Bununda sonucu olarak, ortam sıcaklığında kürlenen numunelerin çekme dayanımı, ısıyla kürlenen numunelerden belirgin şekilde daha yüksek iken, ısıyla kürlenen numunelerin çekme şekil değişim kapasitesi daha yüksektir.

Curosu, Liebscher, Mechtcherine, Bellmann ve Michel (2017) tarafından yapılan bir çalışmada, yüksek yoğunluklu polietilen (HDPE) lifli çimento esaslı bir kompozitin çekme davranışı, poli-p-fenilen benzobizoksazol (PBO) ve Kevlar lifler gibi bazı yüksek performanslı liflerle karşılaştırılmıştır. HDPE lifli kompozitin çekme dayanımı, çimentolu matris ile daha düşük bağ dayanımı nedeniyle PBO ve Kevlar'lı kompozitlerden daha düşük olduğu belirtilmiştir. Bununla birlikte, HDPE lifli kompozitin şekil değişimi kapasitesi PBO ve Kevlar lifleri ile elde edilen kompozitlerin iki katından daha fazla bir artış göstermiştir.

Yu, Li, Yu, Xiao, ve diğer., (2018) hacimce %2 oranında PE lif ile çekme dayanımının 4 -20 MPa ve çekme şekil değişim kapasitesinin %8-13 aralığında olduğu ultra yüksek sünekliğe sahip çimento esaslı kompozitler (UHDCC) üretmişlerdir. Buna göre UHDCC, normalde inşaat mühendisliğinde kullanılan donatı çeliğinin çekme şekil değişim kapasitesini karşılayabileceği belirtilmiştir.

Yu ve diğer., (2018), hacimce %2 PE lif ve yüksek tokluğa sahip bir matris ile geleneksel kür uygulayarak çekme dayanımı 18 MPa, çekme şekil değişim kapasitesi %8 ve çekme tepe noktası tokluk değeri 1500 kJ/m^3'den büyük özelliklerini gösteren ECC'yi üretmişlerdir.

Chen, Yu ve Leung (2018) hacimce %2 PE lif ve yüksek tokluğa sahip bir matris ile geleneksel kür uygulayarak 18 MPa'a kadar çekme dayanımı, 100 MPa 'ın üzerinde basınç dayanımı ve %8'lik nihai çekme birim şekil değişimini olan ECC'yi üretmişlerdir.

Zhan ve diğer., (2018) üç değişik S/B oranlarında, matris bileşiminde çimento, kum ve uçucu kül içeren ve hacimce %1,5 oranında PE lif içeren ECC'leri üretmişlerdir. Çekme şekil değişim kapasitesi ve çekme dayanımı yüksek şekil değişim kapasiteli karışımlarda sırasıyla %13,6 ve 5,0 MPa, orta şekil değişim kapasiteli karışımlarda sırasıyla %12 ve 6,1 MPa, düşük şekil değişim kapasiteli karışımda sırasıyla %10,60 ve 8,6 MPa'dır. Böylece UHDCC, normal betonarme çeliğinin çekme düktilitesini karşılayabildiği ve gelecekte ilerleyen inşaat tekniğinde betonarme çelik kullanımı kısmen veya tamamen ortadan kaldırabileceği belirtilmiştir.

Yu, Dai, Lu ve Poon (2018), ultra yüksek performanslı tasarlanmış çimento esaslı kompozitlerin (UHP-ECC) doğrudan çekme özelliklerini, genellikle bir sismik şekil değişim hızı aralığında olduğu düşünülen, 0,0001, 0,001, 0,01 ve 0,05 s^{-1} şeklindeki dört farklı şekil değişim hızında kapsamlı bir şekilde çalışmışlardır. Çekme özellikleri ve göçme modları üzerindeki etkilerini araştırmak için 500'den 900'e kadar lif narinlik oranlarına (L_f/d_f) sahip üç tür PE lif kullanılmıştır. Farklı lif narinlik oranlarına sahip numuneler, UHP-ECC-900'deki lif kopması, UHP-ECC-500'deki lif sıyrılması şeklinde göçme moduna sahiptir. UHP-ECC-900 için, tüm şekil değişim hızlarında numunelerde, son aşamada yük taşıma kapasitesinde ani bir düşüşle lif kopmasıyla göçme meydana gelmiştir. UHP-ECC-750 için statik yüklemede (yani, 0,0001 s^{-1}) lif matristen sıyrılırken, göçme aşamasında lifler kopmuştur. Ancak yüksek şekil değişim hızı, UHP-ECC-750'nin göçme modunu, lif sıyrılmasından lif kopmasına dönüştürmüştür. UHP-ECC-500 numunelerinin tümünde, şekil değişim kapasitesinde önemli bir azalmanın eşlik ettiği lif sıyrılması şeklinde göçme oluşmuştur. UHP-ECC'nin ilk çatlak dayanımı (σ_m) ve çekme dayanımının (σ_t) şekil değişim hızı ile sürekli bir şekilde artarken, çekme şekil değiştirme kapasitesi (ε) ve tepe noktası tokluğunun (g_{se}) azaldığı belirtilmiştir. L_f/d_f oranın artmasıyla σ_m, σ_t, ε ve g_{se} artmıştır. Şekil değişim hızlarındaki artışla, matris çekme dayanımları artmıştır. UHP-ECC

numunelerinin elastisite modülü (E_t), 40-50 GPa kapsamında farklı şekil değişim hızlarında neredeyse sabit kalırken, şekil değişim sertleştirme modülü (E_{sh}) şekil değişim hızı ile sürekli bir şekilde azalmıştır. Şekil değişimi sertleştirme modülü (E_{sh}), çekme gerilmesi-birim şekil değiştirme eğrisindeki ilk çatlak dayanımı ile çekme dayanımı noktlarını birleştiren çizginin eğimidir. E_t değeri L_f/d_f ile hafifçe değişirken, E_{sh} farklı şekil değişim hızlarında L_f/d_f ile artmıştır. Düşük E_{sh}, ilk çatlamadan çekme dayanımına şekil değişim sertleşmesi olayının kaybolduğu anlamına gelir. Bu durumun, UHP-ECC yüksek şekil değişim hızında kullanıldığında ciddi olarak dikkate alınması gerektiği belirtilmiştir. Göçme yüzeyindeki SEM gözlemlerine göre, PE liflerin, daha yüksek şekil değişim hızlarında daha ciddi hasara uğradığı ve bunun da daha yüksek çekme dayanımına katkıda bulunduğu belirtilmiştir.

Ding ve diğer., (2018a) hacimce %1,5 oranında PE lif kullanarak, değişik S/B oranlarında ECC kompozitler tasarlamışlardır. Çekme dayanımı 6,2-16,5 MPa, çekme şekil değişim kapasitesi %8-%11 ve çekme tepe noktası tokluğu 530-1030 kJ/m^3 aralıklarında ultra yüksek performanslı kompozit (UHP-ECC) özellikleri elde etmişlerdir.

Zhou, Xi, Yu, Sui ve Xing (2018) çelik (ST) ve polietilen (PE) liflerle yeni geliştirilen hibrit ultra yüksek performanslı tasarlanmış çimentolu kompozitlerin (UHP-ECC), farklı mekanik özelliklerini incelenmiştir. UHP-ECC-0PE-2.0ST (%0 PE ve %2 çelik lif içerir) dışında tüm UHP-ECC'ler çekmede şekil değişim sertleşme davranışı göstermiştir. Hem dayanım hem de süneklik özellikleri, PE lif oranı ile artmıştır. UHP-ECC-0.5PE-1.5ST'nin %0,5 PE lif ile çekme şekil değişim kapasitesi, %1,5'e ulaşmıştır. Şekil değişim kapasitesi UHP-ECC-2.0PE-0ST ve UHP-ECC-1.5PE-0.5ST için sırasıyla %9,1 ve %8,1'e ulaşmıştır. Çekme dayanımının da %182 artışla 8,5 MPa'dan 15,5 MPa'ya yükseldiği bildirilmiştir. Köprüleme gerilmesi-çatlak açıklığı ilişkilerinde, hem köprüleme gerilmesi hem de çatlak açıklığı PE lif oranının artmasıyla arttığı, bunun da PE lif içeren karışımlar için daha yüksek bir J_b' değerine yol açtığı belirtilmiştir. PE lifin ST'ye göre, daha yüksek L_f/d_f 'si, köprüleme gerilmesinin artmasına neden olurken, PE lif ile matris arasındaki daha düşük bağ dayanımının çatlak açıklığını arttırdığı bildirilmiştir. Numune morfolojisinin ESEM

analizi sonuçlarına göre, ST lif olmadan PE liflerinin çoğu matristen sıyrılma aşamasında koparken, ST lifin kullanımıyla PE lifin kopmadan sıyrıldığı tespit edilmiştir. UHP-ECC-2.0PE-0ST numunesinde PE lifin yüzeyinde aşınma olurken, UHP-ECC-0PE-2.0ST'da çelik lif yüzeyinin pürüzsüz olduğu belirtilmiştir.

Ye ve diğer., (2019), S/B oranı ve kum/bağlayıcı oranının, PE lif kullanarak çekme dayanımı ve çekme sünekliği üzerindeki etkisini araştırmıştır. Kum/bağlayıcı oranı 0.8 olduğunda, S/B oranının düşmesiyle (0,24'ten 0,17'ye), çekme dayanımının (8,5'den 11,5 MPa'a) arttığı belirtilmiştir. S/B oranındaki değişimin (0,13'ten 0,24'e), çekme şekil değişimi üzerinde önemli bir etkisi olmadığı belirtilmiştir.

Zhang ve diğer., (2019) yüksek dayanım, yüksek çekme şekil değişim özelliklerini gösteren hafif ECC tasarlamışlardır. Hava sürükleyici katkı (HSK) ve hafif inert dolgu malzemelerinin (LWF) eklenmesi, özellikle uçucu kül cenosferi (UKS) ve vermikülit içeren karışımlar için ECC'lerin yoğunluğunu azaltmışlardır. Her iki katkı ilavesiyle 1850 kg/m^3'ün altında yoğunluğa sahip hafif beton elde edilmesini sağlamıştır. HSK ve LWF malzemelerini eklemek, matris tokluğunu etkili bir şekilde azaltılmasıyla, tüm ECC karışımlarında doygun çoklu çatlama davranışının elde edilmesine yol açmıştır. Bu durumun, özellikle UKS ve vermikülit ilavesi olanlarda çekme şekil değişim kapasitesini sırasıyla %12,5 ve %11,2'ye ulaşan seviyede önemli ölçüde artırdığı belirtilmiştir.

Lei ve diğer., (2019) S/B oranı 0,19 olan matriste, silis dumanı ve hacimce %2 PE lif kullanarak; çekme birim şekil değişim kapasitesi %6,53, çekme dayanımı 7 MPa, eğilme dayanımı 35 MPa olan PE-ECC kompozitleri geliştirmişlerdir.

Choi, Park, Nguyen, Cha ve Lee (2019) zirkonya silika dumanının (ZSD) PE lifli alkali aktif cüruf esaslı ECC kompozitlerin çekme performansı ve çatlama modelleri üzerindeki etkisini deneysel olarak araştırmıştır. Sonuçlara göre, kompozitin çekme dayanımı ve şekil değişim kapasitesinin zirkonya silika dumanı eklenerek aynı anda geliştirilebileceğini göstermişlerdir. Bağlayıcı malzemelerinin %5'inin ZSD ile değiştirildiği çekme dayanımı (14,9 MPa) ve çekme şekil değişim kapasitesi (%6,1),

referans karışımınkinden, sırasıyla %26,5 ve %13,7 daha yüksek olduğu bildirilmiştir. Ayrıca, eklenen zirkonya silis dumanı ile kompozit, dar çatlak aralığı ve çatlak genişliği göstermiştir. Buna göre, ortalama çatlak sayısını %30 arttırırken, çatlak aralığı ve çatlak genişliğini sırasıyla %23 ve %13 azalmıştır. Ayrıca basınç dayanımı, sünek ultra yüksek performanslı betonlardan (UHPC) yaklaşık %30 daha düşük, ancak çekme dayanımının benzer olduğu belirtilmiştir. Bu çalışmada elde edilen çekme şekil değişim kapasitesi değerleri, sünek UHPC'lerden 1,5 ila 2,7 kat daha yüksektir. Ayrıca sünek UHPC'lerin çekme dayanımı/basınç dayanımı oranı yaklaşık %10 iken, bu çalışmadaki %27,6 mertebelerindedir. Buna göre çekme dayanımı/basınç dayanımı oranının sünek UHPC'den 2,34 ila 3,16 kat daha yüksek olduğu belirtilmiştir.

Wang, Zhang, Yu, Xiao ve Xu (2019) %2 PE lifli tasarlanmış çimentolu kompozitlerin (ECC) çevreye duyarlılığı ve şekil değiştirme özelliklerini iyileştirmek için, ortalama 45 μm boyutunda inşaat ve yıkım atıklarından geri dönüştürülmüş toz (RP) ve iki farklı boyutta (40CR ve 80CR) parça kauçuk'u (CR) karışımda ek malzeme olarak kullanmışlardır. Çalışmada, ECC'de kullanılan uçucu kül ve silis kumu, sırasıyla RP (ağırlıkça %50 ve %100) ve CR (ağırlıkça %13 ve %30) ile değiştirilmiştir. Sonuçlara göre, en yüksek çekme şekil değişim kapasitesi, ortalama ECC'nin neredeyse 3 katı olan %12'ye kadar çıkmıştır (RP'nin %100 ve 80 CR'nin %30 olduğu karışım). Diğer karışımların çekme şekil değişim kapasiteleri %7,4 - %8,9 arasındadır. CR'nin çekme şekil değişim kapasitesi üzerindeki etkisi, daha küçük parçacık boyutunda kullanıldığında (80CR) daha belirgindir. Buna göre, görünür şekil değişim sertleştirme (PSH) indeksi üzerine RP ve CR kullanımının ECC'nin yüksek seviyede şekil değiştirilebilir olmasını sağladığı bildirilmiştir. Ayrıca tüm kompozitlerin çatlak genişlikleri 150 μm'den azdır.

Fan, Zhuge, Ma, Chow ve Gorjian (2020), kalsiyum alüminat çimentosu (KAÇ) ve öğütülmüş granüle yüksek fırın cürufu (YFC) kullanarak çekme şekil değişim sertleştirme davranışına sahip, %1,0 oranında PE lif içeren ECC kompozitin çekme dayanımı ve çoklu çatlak davranışı etkisini araştırmışlardır. Çekme dayanımı ve çekme şekil değişim kapasitesi sırasıyla 5,5 MPa ve %4,8 olduğu tespit edilmiştir. Ayrıca KAÇ karışımında YFC/KAÇ oranının arttırılması, çekme şekil değişim kapasitesini

arttırdığı, ancak matris kırılma tokluğu ve çekme dayanımını düşürdüğü bildirilmiştir. KAÇ yerine portland çimentosu (PÇ) kullanıldığında, ilk çatlak dayanımını ve çekme dayanımını biraz arttırdığı, ancak matris kırılma tokluğu, çekme şekil değişim kapasitesini ve çekme tepe noktası tokluğunu azalttığı belirtilmiştir. SEM incelemeleri sonucunda çatlak bölgesindeki lif yüzeylerinde bazı hidrastasyon ürünlerinin varlığı ve lif yüzeylerinin hasar görmesi nedeniyle, KAÇ matrisinin PÇ'ye kıyasla daha güçlü lif-matris ara yüzüne sahip olduğu bildirilmiştir.

Choi ve diğer., (2020), hacimce %1,5 oranında PE lifin kullanıldığı şekil değişim sertleşmesi gösteren YFC içeren kompozitin çekme davranışı üzerine araştırma yapmışlardır. PE lifli YFC içeren kompozitin basınç dayanımı orta dereceli olup 36,8 MPa'dır. İlk çatlak dayanımı (3,4 MPa) benzer bir basınç dayanımı aralığına sahip normal betonunkine benzer olmasına rağmen, kompozitin şekil değişim sertleşmesinden sonra çekme dayanımı 8,5 MPa'ya ulaşmıştır. Ayrıca kompozitin çekme şekil değişim kapasitesi %7,5'dir. Kompozitin çatlak genişliği ve çatlak aralığı sırasıyla 59,8 μm ve 0,8 mm olup, doygun çatlak davranışı gösterdiği bildirilmiştir.

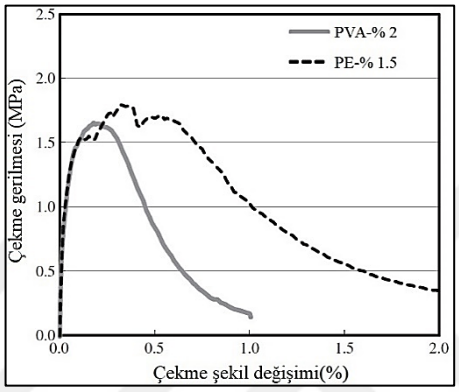
Li ve diğer., (2020) hacimce % 2 oranında PE ve nehir kumu (RS - maksimum tane büyüklüğü 4,750 mm) kullanarak, yüksek dayanımlı ve yüksek şekil değişim kapasitesine sahip tasarlanmış çimento esaslı kompozitleri (HSHDECC) geliştirmişlerdir. S/B oranı bütün karışımlarda 0,16 olup, üç kum/bağlayıcı oranının (0,36, 0,45 ve 0,55) seçimi, RS içeriğinin doygun çoklu çatlama üzerindeki etkisini değerlendirmişlerdir. RS'nin maksimum boyutu (4,750 mm), geleneksel ECC'deki ultra ince silika kumunun (USS) neredeyse 20 katıdır. Bu geliştirilen ECC türünde, RS'nin kusur etkisine dayalı olarak doygun çoklu çatlak davranışı elde edilmiştir. RS-HSHDECC'nin çekme dayanımı, kontrol karışımından daha azdır ve RS içeriğinin artmasıyla kademeli olarak azalmıştır. Bu durum, büyük agrega boyutunun ve içeriğinin genellikle lif dağılımı ve lif ile matris arasındaki ara yüz üzerinde olumsuz etkilere neden olduğu gerçeğine bağlanmıştır. RS-HSHDECC'nin çekme dayanımı ve çekme şekil değişim kapasitesi sırasıyla 12 MPa ve %9'dan fazladır. RS-HSHDECC'nin çekme şekil değişim kapasitesi kontrol karışımından daha büyüktür, bu RS'nin kusur etkisi oluşturmasından kaynaklandığı belirtilmiştir. Kontrol

karışımına kıyasla RS-HSHDECC'nin çatlak sayısı daha yüksek (3-4 katı), çatlak genişliği daha azdır (1/3 – 1/2 aralığındadır). Daha da önemlisi, RS-HSHDECC'lerde 1,3 mm'den daha az aralıklı mikro çatlaklar gözlemlenmiştir. RS içeriğindeki artışla birlikte çatlaklar daha ince ve yoğun hale gelmiştir ve bu nedenle büyük boyutlu RS'nin HSHDECC için daha uygun olduğu sonucuna varılmıştır.

Ding, Yu, Mao ve Zhang (2021) nano-SiO_2 (NS) dozajı (çimento kütlesine göre %0, %1, %2 ve %3 dozajlarında) ve kür süresinin (1, 3 ve 28 günler için normal su kürü), yüksek dayanımlı şekil değişim sertleşmesi davranışı gösteren çimentolu kompozitin (HS-ECC) çekme performansı üzerindeki etkileri araştırmışlardır. NS partiküllerinin eklenmesi ve uzayan kür süresi çekme dayanımına pozitif etki sağlarken, çekme şekil değişim kapasitesi üzerinde olumsuz etki sergilediği bildirilmiştir. NS tanelerinin dolgu etkisi, hızlandırma etkisi ve puzolanik reaksiyonunun kombinasyonun, HS-ECC'nin mikro yapılarını ve çekme dayanımını geliştirmiştir. En yüksek çekme dayanımları 28 günde ve %2 NS içeriğinde 17 MPa olarak belirlenmiştir. NS içermeyen referans numunenin değerlerine kıyasla, NS içeren HS-ECC'nin çekme dayanımındaki artış %30'a (1 günde) ulaştığı bildirilmiştir. Ancak NS taneleri HS-ECC matrisinin gözenek yapısını azaltmasıyla PE lifler ve HS-ECC matrisi arasında daha büyük bir ara yüzey bağ dayanımı sağlamıştır. Bu nedenle çekme işlemi sırasında PE lifleri kopmasına neden olduğu ve dolayısıyla çekme şekil değişim kapasitesinin azaldığı bildirilmiştir. Çekme şekil değişim kapasitesi için en yüksek değer 1. günde %3 NS içeriğinde %11,2 olarak belirlenirken, 28 günde %0, %1, %2 ve %3 NS dozajlarında %7,8, %7,3, %6 ve %7,5 olduğu bildirilmiştir. Tepe noktası tokluk değerleri kür süresinin artmasıyla artış gösterirken, en yüksek değer %1 NS içeriği için 1000 kJ/m^3 civarında olduğu ve NS içeriğinin artmasıyla düşüş gösterdiği bildirilmiştir.

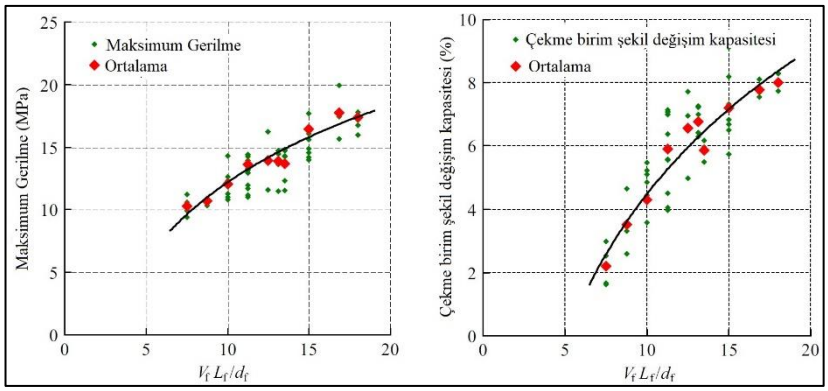
PE ve PVA lifleri ile çimento esaslı kompozitlerin çekme gerilmesi-şekil değişimi davranışları arasında bir karşılaştırma Yun, Kim, Lee ve Rokugo (2011) tarafından yapılmıştır. Sonuçlar, %1,5 PE lifli kompozitin, Şekil 5.7'de gösterildiği gibi, %2 PVA lifli kompozitten daha yüksek bir çekme dayanımına ve şekil değişim kapasitesine sahip olduğunu göstermiştir. PVA lifli kompozitin PE lifli kompozit ile

karşılaştırıldığında daha düşük şekil değişim kapasitesi, PVA liflerinin çimento esaslı malzemelere olan yüksek kimyasal bağ dayanımından kaynaklandığı belirtilmiştir. Bu da lif kopmasına neden olmaktadır. PE lifleri hidrofobik yapıya ve nispeten düşük sürtünme dayanımına sahip olduğundan, matristen sıyrılma davranışı gösterirken, PVA lifleri ile matris arasındaki yüksek bağ kuvveti, liflerin kopmasına neden olmaktadır. Bu da PE lifli kompozitlere kıyasla PVA'lı kompozitlerin daha düşük şekil değişim kapasitesine sahip olmalarına neden olmuştur.



Şekil 5.7 %1,5 PE (PE-% 1,5) ve %2 PVA (PVA-% 2) lifli kompozitlerin çekme gerilmesi-şekil değişimi davranışı (Yun ve diğer., 2011)

Başka bir çalışmada, lif güçlendirme indeksinin (V_f x(L_f/d_f)) çekme gerilmesi altındaki performansı üzerindeki etkisi incelenmiştir; burada V_f, lif hacim oranı, L_f, lif uzunluğu ve d_f, lif çapıdır. Deneysel çalışmada üç tip PE lif ve %1,25 ile %3,0 arasında değişen yedi lif hacim oranı, 15 farklı güçlendirme indeksi (V_f x(L_f/d_f)) durumu ortaya çıkmıştır. Artan "V_f x(L_f/d_f)" ile çatlak aralığı ve çatlak genişliğinin önemli ölçüde azalırken gerilme özelliklerinin arttığı görülmüştür. Daha spesifik olarak, çekme dayanımı 10,29 MPa'dan 17,86 MPa'a yükseldiği ve çekme şekil değişim kapasitesinin, V_f x(L_f/d_f) değerleri 7,5'ten 18'e yükseldikçe %2,20'den %7,91'e yükseldiği belirtilmiştir. Sonuçlar Şekil 5.8'de gösterilmektedir. Bu araştırmanın, çekme gerilmesi özellikleri ile lif güçlendirme indeksi arasında ampirik bir ilişki kurulması açısından önemli olduğu bildirilmiştir (Yu, Li, Yu, Wang, ve diğer., 2018).



(a) (b)

Şekil 5.8 (a) Lif güçlendirme indeksinin maksimum gerilme üzerindeki etkisi, (b) Lif güçlendirme indeksinin şekil değişim kapasitesi üzerindeki etkisi (Yu, Li, Yu, Wang, ve diğer., 2018)

5.3.1.2 PVA Lifli ECC'lerin Çekme Performansı

Zhang ve Zhang (2018) yaptıkları çalışmada, ECC'nin maliyetini düşürmek için düşük maliyetli PVA lifi içeren yeni ECC karışım tasarımları geliştirmişlerdir. Kullanılan düşük maliyetli PVA liflerin geleneksel PVA liflerden iki farkı vardır; **1)** yüzey kaplaması yoktur, **2)** Düşük çekme dayanımına sahiptir (geleneksel PVA lifleri 1600 MPa iken, düşük maliyetli liflerin 1300 MPa'dır). Düşük maliyetli PVA liflerinin kullanımıyla ilişkili mikro mekanik değişikliği telafi etmek için karışım tasarımına yüksek uçucu kül içeriği, viskozite değiştirici katkı (VDK), uçucu kül senosfer (UKS - *Senosfer, kömürün yüksek sıcaklıklarda yanması sırasında kilin termal bozunması sonucu oluşan içi boşluklu küresel ürünlerdir. Bir başka ifadeyle, kilin yüksek sıcaklarda ergimesi sonucunda ortaya çıkan gaz kabarcıklarının soğumasıyla meydana gelen camsı kürelerdir* (Türker, Erdoğan, Katnaş ve Yeğinobalı, 2009) ve kauçuk parçaları kullanıldığı belirtilmiştir. Çekme dayanımı 4,41~5,56 MPa ve şekil değişim kapasitesi %1,2~5,2 olan ECC karışımları, düşük maliyetli PVA lifleri kullanılarak başarıyla geliştirilmiştir. Aynı matrislerde, geleneksel PVA lifleri ile düşük maliyetli PVA lifleriyle değiştirilmiştir. Düşük maliyetli PVA lifleri, daha düşük elastisite modülü (sırasıyla 42 GPa ve 22 GPa), daha düşük çekme dayanımı (sırasıyla 1600 MPa ve 1300 MPa), daha yüksek ara yüzey kimyasal bağı ve homojen dağılımındaki zorlukları nedeniyle düşük çekme şekil değişim kapasitesine (sırasıyla

%3,8 ve %1,2) ve çekme dayanımına (sırasıyla 6,49 MPa ve 4,49 MPa) neden olmuştur. Ayrıca araştırmacılar düşük maliyetli lifli ECC karışımlarda VDK katkı kullanarak karışımlarının şekil değişim kapasitesini (%1,2'den %2,1'e) ve çekme dayanımını (4,49 MPa'dan 5,56 MPa'a) arttırmıştır. VDK kullanımı ile çekme sonuçlarındaki değişkenliği azalttığı belirtilmiştir. Düşük maliyetli PVA lifi içeren ECC karışımında daha yüksek uçucu kül içeriği, uçucu kül senosferinin (UKS) ve kauçuk parçalarının kullanılması çekme şekil değişim kapasitesini artırdığı (%1,2'ye kıyasla sırasıyla %2,4, %2,7 ve %5,2) ve değişkenliği azalttığı bildirilmiştir. Bununla birlikte, çekme dayanımı biraz azalmıştır. Düşük maliyetli PVA lifli ECC'lerin çekme şekil değişim kapasitesi, kürlenme yaşıyla birlikte düşmüştür. Ancak, kauçuk parçalar içeren ECC'nin, 360 gün kürlemeden sonra hala %3,7'lik yüksek şekil değişim kapasitesini koruduğu bildirilmiştir (Zhang ve Zhang, 2018).

Yu, Yao, Lin, Li, ve diğer., (2018) malzeme maliyetini düşürmek ve sürdürülebilirliği iyileştirmek için yaygın olarak kullanılan polivinil alkol (PVA) liflerinin geri dönüştürülmüş polietilen tereftalat (PET) liflerle değiştirilme potansiyelini araştırmışlardır. PET liflerin bir kısmına yüzey kaplama işlemi uygulanmış (T-PET) bir kısmına ise uygulanmamıştır (U-PET). PVA liflerinin %50'si T-PET liflerle değiştirildiğinde bile tatmin edici mekanik performans elde edilebilmiştir. Daha fazla PVA lifi PET lifle değiştirildiğinde, çekme performansı kötüleşmiştir. Sadece PET liflerinin kullanılması durumunda çekme şekil değişim kapasitesi T-PET ve U-PET lifli kompozitlerde sırasıyla %0,55 ve %0,25 iken, çekme dayanımı hem T-PET hem de U-PET lifli kompozitlerde 2,6 MPa mertebelerine kadar düşmüştür. Bununla birlikte, PVA liflerinin %50'si işlenmiş geri dönüştürülmüş PET liflerle değiştirilse bile, ECC'ler 28 gün kür süresinden sonra çekme şekil değişim kapasitesi %2,16 ve çekme dayanımı 3,63 MPa'dır. Hızlandırılmış yaşlandırma işleminden sonra çekme şekil değişim kapasitesi %1,83 ve çekme dayanımının 3,86 MPa olduğu belirtilmiştir. Genel olarak, hibrit lifli ECC'lerin kür süresi uzamasının, çekme dayanımında artışa ve şekil değişim kapasitesinde azalmaya yol açtığı bildirilmiştir. Ek olarak, ECC'de geri dönüştürülmüş PET liflerin kullanılması malzeme maliyetini ve çevresel etkiyi önemli ölçüde azaltmıştır.

Khan, Fares ve Mourad (2017), mineral katkı türleri, yerel kum türleri ve boyutlarının, ECC'nin çekme sünekliği üzerindeki etkilerini araştırmıştır. Yerel kum olarak, beyaz kum (W), kırmızı kum (D) ve bu kumların elenmiş olanları (sırasıyla SW ve SD) kullanılmıştır. UK ve YFC, ECC üretiminde mineral katkı olarak ayrı ayrı kullanılmıştır. UK içeren ECC karışımlarında sünekliğin kürleme süresiyle azaldığı, YFC ile arttığı bulunmuştur. 0,35 S/B oranına sahip %62 YFC içeren bir ECC karışımı, 28 günde şekil değişim kapasitesi %4,2 ve çekme dayanımı 5,2 MPa ile en iyi performansı göstermiştir. YFC'nin kırmızı kum ile en uyumlu mineral katkı olduğu belirtilmiştir. Ayrıca, yerel kum içeren ECC karışımlarının referans silika kumlu ECC karışımları ile karşılaştırılabilir sonuçlar sağladığı sonucuna varılmıştır. Kırmızı kumlu ECC'lerde en iyi çekme dayanımı ve şekil değişim kapasitesi 7. günde elde edilmiştir ve değerleri sırasıyla 2,6 MPa ve %5,3'lük değerler elde edilmiştir. Kırmızı kumlu karışımlarda kürleme süresindeki artışla, şekil değişim kapasitesinde önemli düşüşler olduğu belirtilmiştir. SD kumlu ECC'lerde şekil değişim kapasitesinin yaklaşık %2 olduğu gözlemlenmiştir.

Ma ve diğer., (2015) yerli iki farklı PVA lifi, uçucu kül ve kauçuk parçaları kullanarak yerel ECC'yi geliştirilmiştir. Deneysel sonuçlar, uygun maliyetli sünek ECC'lerin yerel malzeme bileşenleri kullanılarak başarılı bir şekilde tasarlanabileceğini göstermiştir. Bu düşük elastisite modüllü PVA lifleri (E_f = 22GPa) kullanarak geliştirilen ECC kompozitlerin çekme dayanımı 4-5 MPa ve çekme şekil değişim kapasitesinin %3-6 olduğu belirtilmiştir. Ayrıca, uçucu kül ve kauçuk parçalarının dahil edilmesinin, lif-matris bağ dayanımının düşürmesi nedeniyle kompozit çekme şekil değişim kapasitesinin iyileştirilmesi için faydalı olabileceğini bildirilmiştir. Bununla birlikte, kompozitin çekme dayanımı, uçucu kül ve kauçuk içeriğindeki artışla önemli ölçüde azalmıştır.

Yu, Lin, Zhang ve Li (2015) yüksek sıcaklıklara maruz kalan ECC'nin performansının anlaşılması için çok yüksek hacimli uçucu kül (UK/Ç= 4,4) ve PVA lifleri içeren ECC'nin kalan çekme performansı, 20 °C, 50 °C, 100 °C ve 200 °C sıcaklığa maruz kaldıktan sonra incelemişlerdir. Kontrol numuneleri (20 °C) haricinde, tüm numuneler bir elektrikli fırında 10 °C/dak ısıtma hızında 50 °C, 100 °C veya 200

°C hedef sıcaklıklara ısıtılmış ve sabit bir sıcaklık sağlamak için hedef sıcaklığa ulaşıldıktan sonra 1 saat tutulmuştur. Sonuçlar, incelenen ECC'nin bu aralıktaki sıcaklığa maruz kaldıktan sonra doygun çoklu çatlama ve şekil değişim sertleştirmesi özelliklerini koruduğu bildirilmiştir. Çekme dayanımı ve çekme şekil değişim kapasitesi 50 °C ve 100 °C işlemlerinden sonra arttığı, ancak 200 °C'ye maruz kaldıktan sonra azaldığı belirtilmiştir. Termal maruziyetin etkilerini daha iyi anlamak için, lif çekme dayanımı, lif-matris ara yüzey bağı ve matris kırılma tokluğu üzerinde deneyler yapılmıştır. Lifin çekme dayanımı oda sıcaklığındaki değerini 100 °C'ye kadar koruduğu, ancak 200 °C ısıtmaya girdikten sonra önemli ölçüde düştüğü bulunmuştur. Ara yüz parametreleri (kimyasal bağ (G_d) ve sürtünme bağı (τ_0)) ve PSH_{Enerji} indeksi (J_b'/J_{tip}), ısıl işlemle kompozit davranışının değişimini açıklayan kompozit çekme özellikleri ile benzer bir eğilime sahiptir. Deney sonuçları, incelenen ECC'nin 200 °C'nin altındaki sıcaklıklara maruz kaldığında direnebileceğini ve orta dereceli bir sıcaklık işleminin (<100 °C) aslında ECC'nin çekme özelliklerini artırabileceği bildirilmiştir.

Pan, Wu, Liu, Wang ve Liu (2015), düşük (lif yüzeyinin yağlı tabaka ile kaplanmaması) ve yüksek maliyetli (lif yüzeyinin yağlı tabaka ile kaplanması) PVA lifleri kullanmışlardır. Düşük maliyetli lifler (yüzeyi kaplanmayan PVA lifi; l_f = 12mm, d_f = 26μm ve E_f = 36GPa), yüksek maliyetli liflerden (yüzeyi kaplanmış PVA lifi; l_f = 12mm, d_f = 39μm ve E_f = 43GPa) daha düşük lif çapına sahiptir. Çalışma kapsamında farklı lif kombinasyonları incelenmiştir. Sonuçlar, yüzeyi kaplanmayan PVA lifli kompozitlerin, yüzeyi kaplanmış PVA lifleri içeren kompozit ile karşılaştırıldığında daha yüksek çekme dayanımına, ancak daha düşük çekme şekil değişim kapasitesine sahip olduğunu göstermiştir. Bunun nedeni, yüzeyi kaplanmayan PVA liflerinin daha yüksek kimyasal ve sürtünme bağları olduğu vurgulanmıştır. Ayrıca, yüzeyi kaplanmayan PVA ve yüzeyi kaplanmış PVA liflerinin uygun oranlarda bir kombinasyonunun, yalnızca yüzeyi kaplanmayan PVA içeren ECC'nin çekme şekil değişim kapasitesini daha da artırdığını göstermiştir. Elde edilen kompozitin çekme şekil değişim kapasitesi %2,76 olup, nispeten orta bir maliyete sahiptir. Bununla birlikte, bu kompozitin çekme şekil değişim kapasitesinin ve eğilme

kapasitesinin, yüzeyi kaplanmış PVA-ECC'ninkinden daha düşük olduğu bildirilmiştir.

Yang ve Li (2014), PVA lifli kompozitte şekil değişim hızının çekme performansına etkisini incelemişlerdir. Şekil değişim hızındaki artışla birlikte, şekil değişim kapasitesinin azaldığı ve çekme dayanımının arttığı belirlenmiştir. Lif ve matris arasındaki sürtünme bağının şekil değişim hızı değişikliklerine, kimyasal bağdan daha az duyarlı olduğunu bildirmişlerdir. Bu nedenle, yüksek hızlı yükleme altında daha yüksek enerji emilimini korumak için ana kriterin, PVA lifleri ile matris arasındaki kimyasal bağı azaltmak ve lif köprülemesini sağlamak olduğu vurgulanmıştır.

Yu ve Leung (2014) tarafından yapılan bir çalışmada, uçucu kül içeriğinin uygun kısmı ile silis dumanının yer değiştirmesi ve S/Ç oranını düşürmenin, daha yüksek çekme dayanımına sahip bir kompozit elde etmek için lifler ve matris arasındaki arayüzey sürtünme bağını iyileştirmenin etkili yolları olduğu bildirilmiştir.

Zhou ve diğer., (2012), karıştırma sırasını değiştirerek lif dağılımını iyileştirmek için yenilikçi bir yaklaşım geliştirilmiştir. Standart karıştırma sırasında, tüm katı ve sıvı malzemeler karıştırıldıktan sonra lifler eklenmiştir. Geliştirilen karıştırma sırası ile katı malzemelerin sıvı malzeme ile karışımı iki aşamaya bölünmüş ve liflerin eklenmesi iki aşama arasında gerçekleştirilmiştir. Standart karıştırma dizisi ile karşılaştırıldığında, geliştirilen karıştırma dizisi ile üretilen ECC'nin şekil değişim kapasitesi ve çekme dayanımında sırasıyla 4,4 ve 1,34 kat daha yüksek olduğunu gözlemlenmiştir. Geliştirilen karıştırma sırasının, lif dağılımını iyileştirdiği ve yüksek kum hacimli ECC'nin geliştirilmesinde daha da uygun olduğu belirtilmiştir. PVA liflerinin demet şeklinde olması nedeniyle, liflerin açılması ve daha iyi dağılımı için yeterli plastik viskozite taze harcın gerekli olduğunu bildirilmiştir.

Zhu ve diğer., (2012) özellikle erken yaşlarda, yüksek çekme sünekliği ve yeterince güçlü matris dayanımına sahip çevreye duyarlı ECC geliştirmek için UK ve YFC'nin %70 kombinasyonunu içeren ECC karışımlarda araştırma yapmışlardır. Deneysel

sonuçlara göre, mineral katkıların kombinasyonu ile elde edilen ECC'lerin çekme şekil değişimi kapasiteleri %2,5 ile %3,8 arasında değişmektedir. Kür süresi 28 günden 90 güne uzatıldığında, çekme şekil değişimi kapasiteleri %25'e kadar düşüş göstermiştir. Ancak ECC'lerin şekil değişim kapasitesinin 90 günde %2,5'ten fazla olduğu bildirilmiştir. Kür sürenin uzamasıyla çatlak genişliklerinin arttığı tespit edilmiştir. Ek olarak, YFC ve UK kombinasyonu ile ilk çatlak dayanımı ve çekme dayanımı artırabildiği belirtilmiştir. Ayrıca, UK'nın YFC ile kısmen yer değiştirmesinin çimentolu kompozitin çekme dayanımını iyileştirmede etkili olduğu bulunmuştur.

Zhou ve diğer., (2010) ECC üretiminde kireçtaşı tozu ve YFC kullanmıştır. ECC karışımında kireçtaşı tozu ve bunun ağırlıkça %15'i kadar Portland çimentosu, su, süperakışkanlaştırıcı ve hacimce %2 PVA liften oluşmaktadır. 28 gün kürden sonra, yüksek çekme şekil değişim kapasitesi %3,3 ve çatlak genişliği 57 μm'dur. Yukarıda belirtilen ECC karışımındaki Portland çimentosu ve YFC'yi, YFC'li çimento (CEM III / B 42,5) ile değiştirerek, 28 günlük kürden sonra çekme şekil değişim kapasitesi %3,1 ve çatlak genişliği 76 μm olduğu belirtilmiştir. Genel olarak çekme şekil değişim kapasitesi 28 günde %1,7 ila 3,3 arasında değişmiştir. Çekme şekil değişim kapasitesi ile çekme dayanımı/ilk çatlak dayanımı oranı arasında güçlü bir korelasyon olduğu bulunmuştur. Kireçtaşı tozu içeriği arttıkça, çekme şekil değişim kapasitesi önce artmış, sonra azalmıştır. Aynı kireçtaşı tozu içeriğiyle, YFC ile çimento ikamesi %50'den %70'e çıktıkça, çekme şekil değişim kapasitesi artmıştır. Kireçtaşı tozu ve YFC oranlarının artması daha küçük bir ortalama çatlak genişliğine yol açmıştır.

Kim, Kim, Ha ve Kim (2009) kütlece YFC'nin çimentoya oranı 0,25 ve S/B oranları 0,28, 0,38, 0,48 dikkate alarak ECC'yi geliştirmişlerdir. Tüm karışımlar, %1,0 ila yaklaşık %3,6 arasında değişen şekil değişim kapasitesi sergilemiştir. Bununla birlikte, S/B=0,38 karışımları, S/B=0,48 karışımları ile karşılaştırıldığında, nispeten daha düşük şekil değişim kapasitesi göstermiştir. S/B=0,48 karışımları, %2'den daha yüksek bir şekil değişim kapasitesi sergilemiştir. YFC içermeyen kompozit ile karşılaştırıldığında, YFC'nin kullanılması, biraz daha yüksek sürtünme bağı ve matris tokluğundan kaynaklanan daha küçük tokluk oranına rağmen, daha yüksek basınç dayanımına (44 MPa) ve çekme şekil değişim kapasitesine (%3,6) yol

açmıştır. YFC içeren kompozitin hem şekil değişim kapasitesinin hem de dayanımının YFC içermeyen kompozitten (şekil değişim kapasitesi %2,4 ve basınç dayanımı 26 MPa) önemli ölçüde daha yüksek olduğu ölçülmüştür. YFC tanelerinin, oksitlenmiş tane yüzeyine atfedilen gelişmiş işlenebilirlik ile lif dağılımının iyileştirilmesine katkıda bulunduğu bildirilmiştir. Bu sonuç, mevcut deneylerde kullanılan sınırlı YFC dozajı içinde, YFC tanelerinin işlenebilirliğe katkısının, doymuş çoklu çatlama potansiyelinin azalmasının yan etkisine baskın çıktığı şeklinde açıklanmıştır.

Zhang, Gong, Guo ve Zhang (2009), sıradan Portland çimentosunun yerine geçecek şekilde düşük büzülmeli çimento bağlayıcısına sahip yeni bir ECC kompozit geliştirmiştir. Hacimce %1,7 PVA lif içeren yeni ECC kompoziti, geleneksel ECC kompozitinden daha düşük çekme dayanımı ile şekil değişim kapasitesinde daha iyi performans sergilemiştir. Geliştirilen kompozitin çekme şekil değişim kapasitesi, geleneksel ECC'ninkinden 7 kat daha yüksek olarak belirtilmiştir. Daha düşük matris büzülmesinin, lif yüzeyine etki eden kenetleme basıncının düşmesi sonucu lif ile matris arasındaki bağ kuvvetini düşürdüğü ifade edilmiştir.

Wang ve Li (2007) yüksek hacimli uçucu kül ve taban külü içeren ECC'lerin çekme performansını incelemişlerdir. S/B oranı 0,24'te sabit tutularak uçucu kül-çimento oranı 0,1 ila 1,5 arasında değiştirilmiştir. Oluşturulan ECC kompozitler, %3 ila 4 oranında yüksek şekil değişim kapasitesi ve 4,5 MPa'ın üzerinde çekme dayanımı sergilemiştir. Ancak "F sınıfı + ince uçucu kül" içeren ECC karışımların yüksek reaktivite ve güçlü ara yüz özellikleri nedeniyle, diğer karışımlara kıyasla şekil değişim kapasitesi daha düşük olmakla birlikte, çekme dayanımları hemen hemen aynıdır. Mikro mekanik teori çalışmalarına göre, uçucu kül içeriğinin artmasıyla birlikte ara yüz sürtünme gerilmesi ve kimyasal bağın azalan eğilimde olduğu, bu durumdan da daha yüksek J_b' değerleri ile PVA lif köprüleme davranışını değiştirdiği belirtilmiştir. Ek olarak, uçucu kül içeriğindeki bir artış aynı zamanda matris tokluğunun (J_{tip})'in azalmasına da yol açmıştır. Her iki durumda da şekil değişim sertleşmesi davranışını destekleyen J_b'/J_{tip} oranının artmasına neden olduğundan, kompozit şekil değişim sertleşmesi davranışını desteklemiştir. Yüksek hacimde uçucu

kül kullanımının, lif-matris ara yüz bağını ve matris tokluğunu, yüksek çekme şekil değişim kapasitesi elde etme lehine azaltma eğiliminde olduğu ortaya çıkarılmıştır.

Yang ve diğer., (2007) ultra yüksek hacimde uçucu kül (YHUK) ikamesinin (ağırlıkça %85'e kadar) ile PVA-ECC'nin çekme performansına etkisi incelemişlerdir. Bu amaçla hazırlanan tüm karışımlarda S/B oranı 0,25 olup, F sınıfı UK/Ç oranı ağırlıkça 1,2 ila 5,6 arasındaki 8 farklı YHUK-ECC 3, 28 ve 90 günlük yaşlarda incelenmiştir. Numuneler ilk olarak kapalı torbalarda oda sıcaklığında (20 °C) 7 gün süreyle kür işlemi yapıldıktan daha sonra, deney zamanına kadar oda sıcaklığında havada kür (bağıl nem oranı %45) işlemine devam edilmiştir. Kür süresi uzadıkça çekme şekil değişim kapasitelerinde düşüşler olduğu bildirilmiştir. Ayrıca UK/Ç oranı 2,8 olan ECC karışımlarda genel olarak en yüksek çekme şekil değişim kapasiteleri elde edilmiştir. Uzun vadede (90 gün), YHUK-ECC'lerin çekme şekil değişimi %2 ila %3'lük değere ulaşabilmiştir. Uçucu kül miktarının artmasıyla çatlak genişliği önemli ölçüde azalmıştır. Gerçekleştirilen mikro mekanik analizlere göre, yüksek ara yüzey sürtünme bağının (τ_0) liflerin sıyrılmasını kısıtladığı ve dar çatlak genişliğine neden olduğu bulunmuştur. Mikroyapı analizi, yüksek τ_0'nun, susuz uçucu kül taneleri tarafından yoğun şekilde paketlenmiş ara yüz geçiş bölgesinin bir sonucu olduğunu ortaya koymuştur. YHUK-ECC'lerde uçucu kül miktarının arttırılmasının, mevcut analize dayalı olarak çekme şekil değişiminin değişkenliğini azalttığı vurgulanmıştır.

Kim ve diğer., (2007) YFC ile üretilen ECC'nin çekme ve lif dağılım performansını incelemişlerdir. Bu çalışmada, çimento kütlesinin %25'i oranında YFC kullanılarak su/çimento (S/Ç) oranları %35, %48 ve %60 olarak seçilmiştir. YFC içeren ECC'nin hem çekme şekil değişim kapasitesinin (%3,3) hem de çekme dayanımının (5,2 MPa), YFC içermeyen ECC'den (sırasıyla %2,1 ve 3,4 MPa) önemli ölçüde daha yüksek olduğu belirlenmiştir. Aynı S/Ç oranında YFC içeren karışım, YFC içermeyen karışıma kıyasla daha yüksek J_{tip} ve daha düşük J_b'/J_{tip} değeri sergilemiştir. Aynı S/Ç oranında (0,60) YFC'nin eklenmesi daha düşük J_b'/J_{tip} değerine rağmen, YFC içeren ECC'nin çekme şekil değişim kapasitesi, YFC içermeyen ECC'ninkinden yaklaşık %50 daha yüksektir. Bu durum YFC tanelerinin lif dağılım performansının iyileştirici etkisine bağlanmıştır. Lif dağılımının homojenleşmesinin, oksitlenmiş YFC tane

yüzeyinin oluşturduğu bir elektriksel çift katmana atfedilen gelişmiş işlenebilirlikten kaynaklandığı bildirilmiştir. Lif dağılım analiz sonuçlarına göre, YFC içeren ECC'nin YFC içermeyen ECC'ye göre daha yüksek lif dağılım katsayıları sergilediğini yani daha homojen dağılmış liflere sahip olduğunu göstermektedir. Bu sonuç, mevcut çalışmada kullanılan sınırlı cüruf dozajı içinde, cüruf tanelerinin işlenebilirliğe katkısının, doymuş çoklu çatlama potansiyelinin azalmasının zararlı yan etkisinden (daha yüksek J_{tip}) ağır bastığını göstermektedir.

Wang ve Li (2006) %1,2 oranında yağ ile yüzey kaplama işlemi uygulanan PVA lifi hacimce %2 oranında kullanarak geliştirdikleri ECC numuneler üzerinde eksenel çekme deneyleri yapmışlardır. PVA-ECC'nin üretiminden 24 saat sonra çekme şekil değişim kapasitesi yaklaşık %2,3'tür. Erken yaşta çekme şekil değişim kapasitesi zamanla arttığı ve 7 gün sonra %4'ün üzerine çıktığı, daha sonra azalarak yaklaşık 30 gün sonra sabit kaldığı vurgulanmıştır. Şekil değişim kapasitesindeki değişiklik, matris tokluğunun ve ara yüzey bağ özelliklerinin gelişimini yansıtmaktadır. Çekme dayanımının, 24 saat ve 90 gün için değerleri sırasıyla 3,0 MPa ve 5,4 MPa olduğu bildirilmiştir. 28. günde yapılan çekme deneyinde M45 karışımı için şekil değişim kapasitesi %3,5 ve çatlak genişliği 60 μm'nin altında kalmıştır. Ayrıca hacimce %7 oranında 4 mm çaplı polipropilen boncuklar içeren PVA-ECC M45'in 90. gündeki çekme deneyi sonuçlarına göre şekil değişim kapasitesi %3'ü geçmektedir. Ortalama çatlak aralığı 2 mm'den az (doymuş çoklu çatlak davranışı) ve numuneler arasındaki değişkenliğin az olduğu bir çekme performansı elde edilmiştir.

5.3.1.3 HTPP Lifli ECC'lerin Çekme Performansı

Yang (2008) HTPP lifleri (l_f = 6, 10 mm ve d_f = 12 μm) kullanarak geliştirdiği HTPP-ECC'nin %5 çekme şekil değişimi kapasitesi ile PVA-ECC benzer performansı, daha düşük bir üretim maliyetigösterdiği rapor edilmiştir. Ancak çekme dayanımı PVA-ECC'de daha düşüktür.

Felekoğlu ve diğer., (2014) HTPP liflerle yapılan ECC'nin çekme özellikleri üzerine matris akışkanlığı, lif karıştırma prosedürü ve kür koşullarının etkileri araştırmıştır. Matris akışkanlığını kontrol etmek amacıyla, UK/Ç ağırlık oranı 2,8 ve S/Ç ağırlık oranı 0,23 olan bir matrise farklı dozlarda SA katkısı eklenmiştir. Böylece hedeflenen akış süreleri, yüksek akışkanlık (HF) için 15-20 sn ve düşük akışkanlık (LF) için 25-35 sn olarak belirlenmiştir. Deney sonuçları, matris kohezyonu lif dağılımını kolaylaştıracak kadar yüksek olması gerektiği ve bu bağlamda 25–35 sn'lik modifiye Marsh koni akış süresinin uygun olduğu vurgulanmıştır. Ek olarak, yüksek akışkanlığa (15–20s) sahip matrisin lif topaklanmasına neden olduğu ve sonuç olarak zayıf şekil değişim sertleştirmesi performansına neden olduğu bildirilmiştir. Ayrıca, daha uzun karıştırma süresi, daha yüksek karıştırma hızı ve daha yüksek torklu bir karıştırıcı ile lif topaklanmasının önemli ölçüde azaltıldığı ve bu nedenle çekme şekil değişim kapasitesinin arttığı belirtilmiştir. Görsel gözlemlere göre, HF karışımlarının segregasyon ve lif topaklanmasına daha duyarlı olduğunu göstermiştir. Daha yüksek çekme şekil değişim kapasitesi elde etmek için PVA-ECC'de tavsiye edilen havada kür işleminin aksine, HTPP-ECC için uygulanan suda kür işlemi lif-matris ara yüzey sürtünme bağ dayanımını (τ_0) geliştirdiği ve böylece çekme şekil değişim kapasitesini arttırdığı bulunmuştur. İncelenen HTPP-ECC çekme şekil değişim kapasitesi (% 1,91–3,91) Polivinil Alkol (PVA) lifli ECC'ye benzer olduğu ve yüksek çekme şekil değişim kapasitesi elde etmek için belirli bir aralıkta akışkanlığın kontrolünün gerekli olduğunu vurgulanmıştır. Karıştırma süresi ve hızı ile elde edilen bulgular aşağıdaki gibi özetlenebilir;

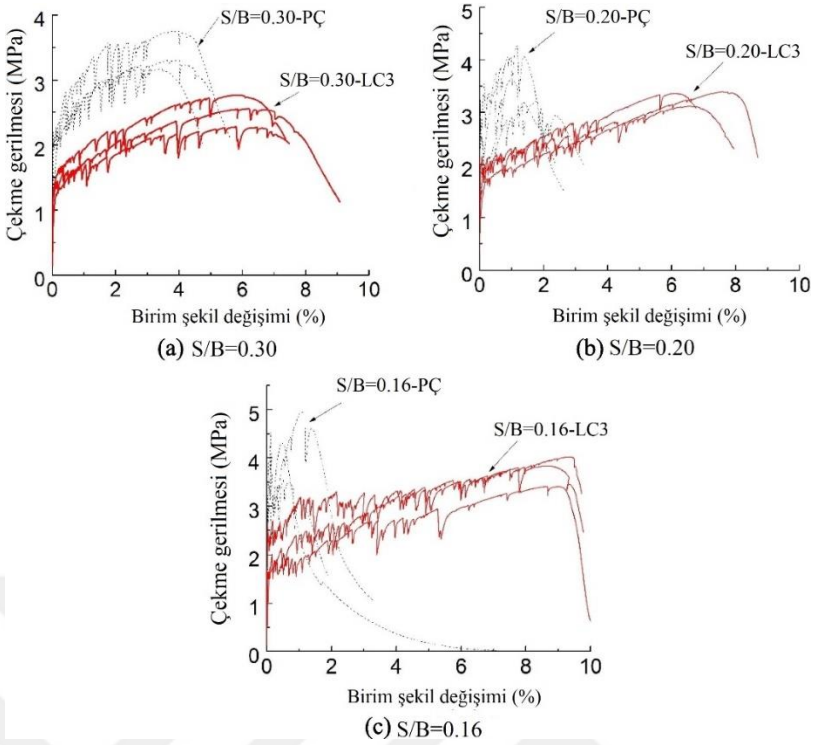
- Kısa sürede düşük hızda karıştırma, su ile kürlenen LF karışımları, karışık su-hava kürlemeli HF karışımlarına kıyasla daha iyi çekme performansına, özellikle çekme şekil değişim kapasitesine sahiptir.
- Orta sürede yüksek hızda karıştırma, nispeten yüksek matris kohezyonu ve su ile kürleme, HTPP-ECC'nin çekme performansı üzerinde olumlu etkilere sahiptir.
- Yüksek sürede yüksek hızlı karıştırma ile HTPP-ECC'nin özellikle çekme şekil değişim kapasitesi ve özelliklerin tutarlılığı açısından çekme performansını artırmıştır.

Zhang ve Li (2015) hacimce %1,5 oranında HTPP lif kullanarak ısı yalıtım özelliği, püskürtülebilirlik, hafiflik 550 kg/m^3 kadar düşük yoğunluk ve gelişmiş mekanik özelliği birleştiren yeni bir yangına dayanıklı (spray-applied fire-resistive-SFR) SFR-ECC'yi geliştirme amacıyla üç karışım tasarlamışlardır. Karışım 1, karışım 2 ve 3'ten daha düşük bir cam küre içeriğine sahipken, karışım 2, karışım 3'ün iki katı akrilik dozajına (çeliğe daha iyi yapışma özellikleri amaçlayan akrilik lateks yapıştırıcı) sahiptir. Her üç karışım da hacimce %1,5 oranında HTPP lifi ve aynı miktarda vermikülit (çimento ağırlığının 0,3 oranında) içermektedir. Eksenel çekme deneyi sonuçlarına göre; karışım 2 ve 3 sırasıyla %1,8 ve %3 seviyelerinde çekme şekil değişim kapasitesi sergilemiştir. Ancak karışım 1, şekil değişim yumuşaması davranışı ile önemli ölçüde daha az şekil değişim kapasitesi göstermiştir. Ayrıca karışım 2'nin ölçülen ortalama artık çatlak genişliği (yükleme sonrası kalan), 40 μm olduğu bildirilmiştir. Püskürtme uygulanmış SFR-ECC, azalan lif köprüleme kapasitesi nedeniyle kalıba dökülen numunelere kıyasla daha düşük çekme şekil değişim kapasitesi sergilemiştir. Bununla birlikte, püskürtülen SFR-ECC'nin, çekme dayanımı 0,87 MPa ve çekme şekil değişim kapasitesi %1,0'dir. Bu değerler, geleneksel SFRM'den (çekme dayanımı <0,1 MPa ve çekme şekil değişim kapasitesi %0.01) önemli ölçüde daha yüksektir. SFR-ECC, ateşe dayanıklı malzeme olarak SFR-ECC'nin uygun işlevselliğini sağlayan, geleneksel SFRM ile karşılaştırılabilir görünür termal iletkenliğe ve püskürtülebilirliğe sahip olduğu bildirilmiştir. Ayrıca, SFR-ECC'nin (yapısal çelik ile) ölçülen aderans kırılma enerjisi (adhesive fracture energy) 104,3 J/m^2'dir ve geleneksel SFR'den (11,1 J/m^2) önemli ölçüde yüksek olduğu belirtilmiştir.

Jin ve Li (2019), HTPP-ECC'yi, yüksek beton kulelerde koruyucu kaplama olarak kullanılması için hafif dolgu malzemesi olarak uçucu kül senosfer kullanılmasıyla 1810 kg/m^3 yoğunluğa sahip hafif bir ECC elde etmişlerdir. Bu yeni geliştirilen ECC, eksenel çekme deneylerinde 3 MPa mertebesinde çekme dayanımı, %2,3-2,5'e civarında çekme şekil değişim kapasitesi ve 100 μm maksimum çatlak genişliği sergilemiştir. Ayrıca ilk çatlağın meydana geldiği gerilme ve şekil değiştirme değerlerine göre, elastisite modülü 9 GPa olduğu bulunmuştur. ECC kaplamasının yüksek şekil değişim kapasitesi ve yüksek çatlak kontrolünün, hibrit ECC/beton

kulelerin çatlak direncini artırabileceği, böylece dayanıklılıklarını arttırarak hizmet ömürlerini uzatabileceği bildirilmiştir.

Zhu, Zhang, Wang, Wu ve Li (2020), daha sürdürülebilir ve uygun maliyetli bir ECC geliştirmeyi amaçlamışlardır. Sıradan Portland çimentosu (PÇ) ve geleneksel ECC'de yaygın olarak kullanılan PVA lifi malzemeleri, sırasıyla kireçtaşı kalsine edilmiş kil çimentosu (limestone calcined clay cement-LC3=kalsine kil, kireçtaşı, klinker ve alçı taşından oluşan katkılı çimento) ve HTPP lifi ile değiştirilmiştir (PÇ yerine LC3 çimentosu ve PVA yerine HTPP lifi kullanılmıştır). ECC matris bileşenlerinde; PÇ, metakaolin, kireçtaşı tozu, uçucu kül kullanılmıştır ve PÇ-ECC matris karşımdaki oranları sırasıyla 1, 0, 0, 2,2 iken LC3-ECC'de sırasıyla 0,55, 0,30, 0,15, 2,2'dir. Hem PÇ-ECC'de hem de LC3-ECC'de hacimce %2 oranında HTPP lif kullanılmıştır. ECC çekme gerilmesi-şekil değişimi ilişkisi ve mikro çatlak kendi kendini iyileştirme davranışı üç su-bağlayıcı oranında (0,30, 0,20, 0,16) incelenmiştir. LC3-ECC'nin ilk çatlak dayanımı ve çekme dayanımı, aynı S/B oranında PÇ-ECC'ninkinden daha düşüktür. PÇ-ECC'nin çekme dayanımlarındaki değişkenlik LC3-ECC'den daha yüksektir. Bunun nedeni olarak LC3 çimentosu ile matrisin artan viskozitesidir. Lif dağılımını iyileştirmiş ve sonuç olarak LC3-ECC'nin çekme dayanımında daha küçük değişkenlik oluştuğu bildirilmiştir (Şekil 5.9). S/B oranı 0,30 olan PÇ-ECC karışımı için, çekme şekil değişim kapasitesi %3,7'dir. Bununla birlikte, çekme şekil değişim kapasitesi, 0,16'lık bir S/B oranında çarpıcı bir şekilde %0,6'ya düşmüştür. S/B oranı azaldıkça, çekme şekil değişim kapasitesindeki azalmayı açıklayan çatlak sayısının da daha az olduğu gözlemlenmiştir. Bununla birlikte, LC3-ECC'nin şekil değişim kapasitesi, PÇ-ECC'ninkinden daha yüksektir (Şekil 5.9). LC3-ECC, üç S/B oranında (0,16, 0,20 ve 0,30) güçlü bir şekil değişim sertleştirme davranışı ortaya koymuştur. PÇ-ECC'nin aksine, S/B oranı 0,30 olan LC3-ECC'nin çekme şekil değişim kapasitesi %6,0 ve S/B oranı 0,16 olan LC3-ECC için %8,9'a yükselmiştir (Şekil 5.9). PÇ-ECC ile karşılaştırıldığında, LC3-ECC'nin çatlak genişliğinin daha az olduğu tespit edilmiştir. HTPP-ECC üretmek için PÇ yerine LC3'ün kullanılmasıyla kompozit çekme şekil değişim kapasitesi ve çatlak genişliği kontrol yeteneği geliştirilmiştir.



Şekil 5.9 PÇ-ECC ve LC3-ECC'nin çekme gerilmesi-birim şekil değişimi ilişkileri (Zhu ve diğer., 2020)

Zhu, Yu ve Li (2021) malzemenin çevreye duyarlılığını ve dayanıklılığını artırmak için kalsine edilmiş kil kireçtaşı çimentosu (calcined clay limestone cement-LC3), kalsiyum sülfoalüminat (CSA) genleşen katkı maddesi (expansive additive) ve HTPP lif kullanılarak püskürtülebilir bir ECC geliştirmiştir. Karışımlarda ağırlıkça S/B oranı 0,3, HTPP lifi hacimce %2, süperakışkanlaştırıcı bağlayıcı ağırlığının %0,7, %0,8 ve %0,9'u oranlarında kullanılmıştır. Karışımların mekanik performansı geleneksel yöntemle ve püskürtme yöntemiyle kalıba alarak incelenmiştir. HTPP-ECC, püskürtüldüğünde, geleneksel yöntemle kalıba alınan numunelere kıyasla karşılaştırılabilir bir çekme dayanıma, ancak daha yüksek çekme şekil değişim kapasitesine (%5,7) sahip olduğu rapor edilmiştir. Bu durum iki nedene bağlanmıştır; 1) Püskürtme yönteminin kompakt matrise yol açmasıyla büyük boşluklardan kaçınıldığı, 2) Püskürtülen havanın getirdiği kusurlar, çatlakların başlamasını teşvik ederek daha büyük bir şekil değişim kapasitesinin elde edilmesi şeklinde açıklanmıştır. Ayrıca püskürtme yöntemiyle elde edilen ECC'nin daha düşük çatlak genişliğine (%1 çekme gerilmesinde 30 μm) sahip olduğu bildirilmiştir. Küçük çatlak genişliği,

sürüklenen havadan kaynaklanan kusur nedeniyle nispeten düşük çekme gerilmesi seviyesinde başlayan daha fazla sayıda çatlağa bağlanmıştır.

5.3.2 ECC'nin Eğilme Performansı

ECC'nin eğilme yükleri altındaki davranışı, çekme sünekliğini dolaylı olarak yansıtır. Eğilme yükleri altında, kirişin çekme bölgesinde birden fazla mikro çatlak oluşması, yüksek bir eğilme performansına neden olur ve bu olay ECC'nin "bükülebilir beton (bendable concrete)" popüler ismiyle ifade edilmesine neden olmuştur. Normal ECC'de büyük ölçüde sehim sertleştirmesi ile 10-15 MPa eğilme dayanımı kolayca elde edilebilir. Sehim sertleşmesi, ECC'nin kendine özgü bir özelliğidir ve geometriye bağlı değildir (Zukowski ve diğer., 2018). Rath ve diğer., (2015), ECC'nin eğilme dayanımının normal betonun çekme (ilk çatlama) dayanımının beş katı olarak ölçüldüğünü belirtmiştir.

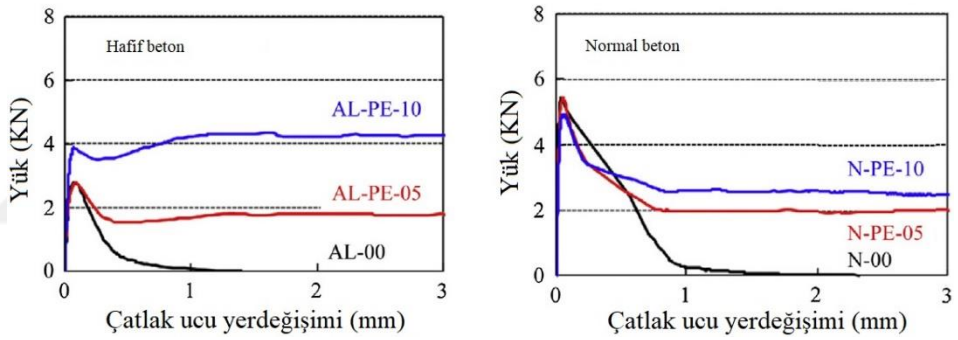
ECC, normal beton ve FRC'ye göre eğilmede yorulma etkisinde de önemli ölçüde üstünlüklere sahiptir. Suthiwarapirak, Matsumoto ve Kanda (2002), ECC'de eğilme etkisinde yorulma deneyi gerçekleştirmiş ve onarım uygulamalarında yaygın olarak kullanılan polimer katkılı çimento harçlarına kıyasla daha yüksek süneklik ve yorulma ömrü rapor etmiştir. Rath ve diğer., (2015), ECC'de PVA ve PE liflerin etkisini karşılaştırmıştır. PVA liflerin yorulma altında kopma eğiliminde olduğunu, PE liflerin de sıyrılma eğiliminde olduğunu, ayrıca numunelerde daha büyük şekil değişimi olduğunu göstermişlerdir.

5.3.2.1 PE Lifli ECC'lerin Eğilme Performansı

Ahmed, Maalej ve Paramasivam (2007), PE liflerinin (l_f = 12 mm ve d_f = 39 μm) yüksek hacimde uçucu kül içeren hibrit çimentolu bir kompozitin eğilme performansı üzerindeki etkisini incelemiştir. Yüksek dayanımlı PE liflerinin, kompozitin sehim kapasitesini iyileştirmede PVA ve çelik liflerine göre çok etkili olduğunu

gözlemlemişlerdir. PE liflerinin yüksek çekme dayanımı nedeniyle geniş çatlakları kopmadan köprülediği, bunun da yüksek eğilme kapasitesi ve maksimum yükten sonra düşük dayanım kaybı ile sonuçlandığı belirtilmiştir.

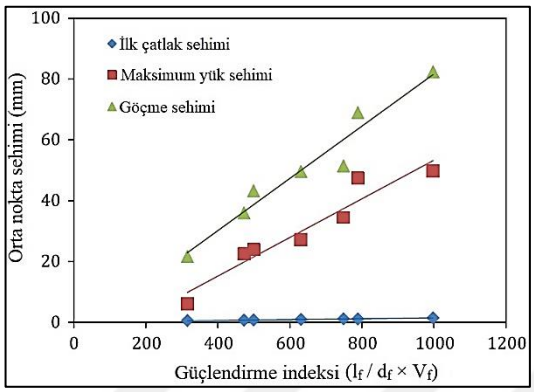
Choi, Zi, Hino, Yamaguchi ve Kim (2014), yaklaşık 1600 kg/m^3 yoğunluğa sahip hafif betona (genişletilmiş şistten yapılmış) PE liflerinin eklenmesinin, normal ağırlıktaki betonun eğilme dayanımı kadar eğilme dayanımını artırdığını bildirmiştir. Hafif betonun dayanımındaki iyileşme, ilgili kontrol numunesine göre %57-144 iken, normal ağırlıklı beton için %0-46 arasında bulunmuştur. PE lifli hafif betonun maksimum yük sonrası davranışının, normal ağırlıklı betondan ziyade temelde lif içeriğinden etkilendiğini ve Şekil 5.10'da gösterildiği gibi bir sertleşme davranışı sergilediğini belirtmek gerekir.



Şekil 5.10 PE lif içeriğinin hafif ve normal ağırlıklı betonun eğilme davranışı üzerindeki etkisi (AL: hafif beton, N: normal beton, PE: PE lifi, 10- hacimce %1 lifi, 5- hacimce %0,5 lifi ve 0- lif kullanılmadığını ifade eder) (Choi ve diğer., 2014)

Said ve Razak (2015), PE lif (l_f = 38 mm ve d_f = 24,38 µm) içeriğinin çimentolu kompozitlerin şekil değişim sertleşmesi davranışı üzerindeki etkisini araştırmışlardır. Çimento esaslı bir kompozitin maksimum eğilme yükünün ve sehimin güçlendirme indeksi (V_f x (l_f/d_f)) ile arttığını gözlemlediler. Şekil 5.11'de gösterildiği gibi, ilk tepe noktasındaki sehim, maksimum yük ve göçme, lif en boy oranı ve içeriğinin birleşik etkisiyle doğrudan orantılıdır. Çimento esaslı kompozitler, güçlendirme indeksine bağlı olarak 6,1 mm ila 49,7 mm arasındaki sehim ile çoklu çatlama davranışı eşliğinde şekil değişim sertleşme davranışı göstermiştir (mesnet açıklığı 540 mm'dir). Çimentolu kompozitin kayda değer eğilme kapasitesinin, kullanılan PE liflerin yüksek

dayanımı ve elastisite modülünden (E_f = 39 ve 82 GPa) kaynaklandığı bildirilmiştir. Lif içeriği arttıkça dayanıma ve tokluğuna olumlu bir etkisi olduğu Sukontasukkul, Pomchiengpin ve Songpiriyakij (2010) tarafından bildirilmiştir.



Şekil 5.11 PE liflerle güçlendirilmiş çimentolu kompozitin sapması ile takviye indeksi arasındaki ilişki (Said ve Razak, 2015)

Yu, Li, Yu, Xiao, ve diğer., (2018) çelik donatı olmayan inşaatlarda ultra yüksek şekil değişim kapasitesine sahip çimento esaslı kompozitlerin (UHDCC) kullanılmasının uygulanabilirliğini doğrulamak için, UHDCC'nin eğilme davranışı yapısal eleman seviyesinde deneysel olarak belirlemişlerdir. Dört noktalı eğilme deneyleri, yalın UHDCC kirişlerin, %0,5'den 1,5'e kadar çelik donatı oranı ile geleneksel betonarme kirişlerin yükleme kapasitesini karşılayabileceğini göstermiştir. Ancak donatı oranı %2,36'ya çıktığında geleneksel kirişlerin eğilme dayanımı UHDCC kirişlerinkinden daha yüksektir. Tüm yalın UHDCC kirişlerin sehim-mesnet aralığı oranının, tepe yükte 1/50'yi aştığı belirtilmiştir. UHDCC kirişlerinin eğilme ve kesme şekil değişim kapasitelerinin, referans RC kirişlerine göre daha üstün olduğu bildirilmiştir.

Ding ve diğer., (2018b), ultra yüksek performanslı tasarlanmış çimento esaslı kompozit kirişlerin (UHP-ECC) eğilme altındaki yapısal davranışları deneysel olarak incelenmiş ve aynı boyuna donatı oranlarına sahip geleneksel betonarme (RC) kirişlerle karşılaştırılmıştır. Donatılı UHP-ECC (RU) kirişlerin eğilme ve kesme performansını incelemek için, etriyeli veya etriyesiz iki dizi kiriş hazırlanmıştır. UHP-ECC için, çekme dayanımı 16 MPa ve yaklaşık şekil değişim kapasitesi %8

sonuçlarına ulaşılmıştır. Hem RU hem de RC kirişler için boyuna çelik donatı oranları sırasıyla %0,69, %1,86 ve %2,94 olduğu bildirilmiştir. RU kirişlerinin nihai sınır durumunda hem yük kapasitesi hem de süneklik açısından üstün performans gösterdiği bulunmuştur. RU kirişlerinin hizmete elverişlilik sınır durumundaki çatlak genişliği ve sehimi, RC kirişlerinkinden çok daha küçük olduğu vurgulanmıştır. Donatı olmayan UHP-ECC (NU) kirişlerin eğilme kapasitesi, %1,86'lık boyuna donatı oranı ile RC kirişlerinden birine (RC3Φ8) yaklaştığı belirtilmiştir. Bu da UHP-ECC'yi yapısal olarak çelik çubuğu önemli ölçüde azaltmak veya değiştirmek için kullanmanın fizibilitesini göstermiştir. Ayrıca, NU kirişinin süneklik endeksi (maksimum eğilmedeki sehim/ilk çatlak dayanımına karşılık gelen sehim), RC kirişininkinden daha büyük olduğu bulunmuştur. Bu sonuca göre NU kirişinin, karşılaştırılabilir yük taşıma kapasitesi ve daha yüksek süneklik ile RC kirişine bir alternatif olmasının mümkün olduğu belirtilmiştir.

Yu ve diğer., (2018) hacimce %2 PE lif ve yüksek tokluğa sahip bir matris ile geleneksel kür uygulayarak geliştirdikleri ECC kompozitlerin eğilme dayanımı 25,8 MPa ve orta nokta sehim kapasitesinin açıklığa oranının yaklaşık %2,5 olarak rapor etmiştir. Söz konusu değerler son derece yüksek süneklik özelliğini işaret etmektedir.

Fan ve diğer., (2020), kalsiyum alüminat çimentosu (KAÇ) ve YFC kullanarak çekme şekil değişim sertleştirme davranışına sahip, %1,0 oranında PE liflerin KAÇ-YFC harmanlanmış harca eklenmesi durumunda eğilme dayanımına etkisini araştırmışlardır. Bu kompozitin, eğilme dayanımı 22 MPa olarak tespit edilmiştir. YFC/KAÇ oranı 1,5 olan PE lifli kompozitlerin ortalama eğilme dayanımı, YFC/Portland çimento (PÇ) oranı 1,5 olan PE lifli kompozitlere çok yakın olduğu, ancak yalın harca göre yaklaşık 10 kat daha yüksek olduğu rapor edilmiştir. Her iki lifli KAÇ/PÇ-YFC kompoziti, yüksek eğilme dayanımı ile birlikte oldukça yüksek süneklik göstermiştir. YFC/KAÇ oranı 3,8 olan PE lifli kompozitlerin orta nokta sehim kapasitesi, mesnet açıklığının 1/25'ine ulaştığı tespit edilmiştir. KAÇ karışımının sünekliği, artan YFC/KAÇ oranı ile artmıştır. KAÇ karışımlarının, SEM ile gözlemlenen PÇ kıyasla daha üstün lif-matris bağı gösterdiği bildirilmiştir.

5.3.2.2 PVA Lifli ECC'lerin Eğilme Performansı

Wang ve Li (2006) %1,2 oranında yağ ile yüzeyi kaplama işlemi uygulanan PVA lifini hacimce %2 oranında kullanarak geliştirdikleri ECC'nin dört noktalı eğilme deneyi altındaki davranışını incelemişlerdir. Eğilme deneylerinde önemli sehim sertleşmesi davranışı görülmüştür. 24 saat ve 90. gündeki deney sonuçlarına göre; 27,9 cm mesnet açıklığındaki sehim kapasitesi değerleri sırasıyla 14 cm ve 11 cm ve eğilme dayanımları sırasıyla 11 ve 16 MPa olduğu belirtilmiştir. Ayrıca ortalama çatlak aralığı 1,5 mm'nin altında olduğu bildirilmiştir.

Arisoy ve Wu (2008), lifli hafif beton üretmek için PVA lifleri (l_f = 15 mm ve d_f = 37μm) kullanmıştır. Sonuçlar, %1,5 oranında PVA lifleri ile şekil değişimi sertleşmesi davranışı gösteren hafif betonun üretilebileceğini göstermiştir. Geliştirilen hafif beton, geleneksel hafif betona kıyasla süneklikte 50-150 kat ve eğilme dayanımında %50–250 artış göstermiştir.

Li, Xu ve Leung (2009), hacimce %2,0 oranında PVA lifleri (l_f = 8mm ve d_f = 40 μm) içeren çimentolu bir kompozitlerde eğilme performansını araştırmışlardır. Eğilme dayanımı 16 MPa ve 300 mm mesnet açıklığında sehim kapasitesi 40 mm olan ultra yüksek eğilme sünekliğine sahip PVA-ECC'yi geliştirmişlerdir.

Zhou ve diğer., (2010) kireçtaşı tozu ve bunun ağırlıkça %15'i kadar Portland çimentosu, su süperakışkanlaştırıcı ve hacimce %2 PVA liften oluşan ECC karışımın eğilme performansını incelemişlerdir. 28 gün kürden sonra 110 mm mesnet açıklığında eğilme sehim kapasitesinin 2,0 ila 3,9 mm arasında değiştiği belirtilmiştir. Kireçtaşı tozu içeriği arttıkça, eğilme sehim kapasitesi önce artmış, sonra azalmıştır. Aynı kireçtaşı tozu içeriğiyle, YFC ile çimento ikamesi %50'den %70'e çıkarıldığında, eğilme sehim kapasitesi artmıştır. Kireçtaşı tozu ve YFC oranlarının artması daha küçük bir ortalama çatlak genişliğine yol açmıştır.

Yang, Gao, Deng, Yu ve Yao (2010b) S/B oranının, ECC'nin tokluk davranışı ve eğilme dayanımı üzerindeki etkilerini araştırmıştır. S/B oranları olarak 0,25, 0,31, 0,33

ve 0,37 seçilmiş ve numunelere 7 gün ve 28 günlerde eğilme deneyi yapılmıştır. Deneysel sonuçlar, S/B'nin azalmasıyla ilk çatlak dayanımı ve eğilme dayanımında artış olduğunu göstermiştir. Daha yüksek S/B'nin ECC'nin sehim, şekil değişim sertleşme indeksi ve tokluk indeksi üzerinde olumlu etkilere sahip olduğu bulunmuştur. Basınç dayanımı gereksinimini karşılaması şartıyla, daha yüksek S/B oranının, ECC'de daha yüksek çekme tepe noktası tokluk değeri elde etmeye yardımcı olduğu vurgulanmıştır.

Ahmed ve Mihashi (2011), küçük çaplı PVA lifler ($l_f = 6$, 8 mm ve $d_f = 40$ μm) içeren çimento esaslı kompozitin daha kalın PVA liflerle ($l_f = 12$ ve 24 mm ve $d_f = 100$ μm) karşılaştırıldığında daha yüksek bir eğilme dayanımına, ancak daha düşük sehim kapasitesine sahip olduğunu gözlemlemişlerdir. Daha küçük çaplı PVA liflerinin daha yüksek ara yüzey alanları oluşturabileceğini ve çimentolu matris ile bağlanabileceğini belirtmişlerdir. Ayrıca, uygun hacim oranında küçük ve büyük çaplı PVA liflerinin bir kombinasyonunun, hafif çimentolu kompozitlerin eğilme davranışını arttırmanın etkili bir yolu olarak kullanılabileceğini öne sürmüşlerdir.

Zhu ve diğer., (2012) özellikle erken yaşlarda, yüksek sünekliğe ve yeterince güçlü matris dayanımına sahip bir tür çevreye duyarlı ECC geliştirmek için UK ve YFC'nin %70 kombinasyonunu içeren ECC karışımlarda araştırma yapmışlardır. Deneysel sonuçlar, 3. günde YFC ve UK kombinasyonu ile ECC'nin 300 mm mesnet açıklığında sehim kapasitesinin en az 40 mm'ye ulaştığını göstermiştir. Kür süresinin uzadıkça, matris tokluğunun artması nedeniyle sehim kapasitesinin azaldığı bildirilmiştir. Matriste YFC oranının artıp UK oranının azalmasıyla, ECC'nin sehim kapasitesinin arttığı belirtilmiştir. ECC'nin eğilme dayanımları 3,0 ile 8,9 MPa arasında olduğu bildirilmiştir. YFC içeriği %10'dan %30'a arttığında (UK oranı azaldığında) ECC'nin ilk çatlak ve eğilme dayanımları artmıştır. ECC karışımlarının tokluk indeksi 90 günde bile 25'in üzerindedir. Ayrıca tokluk indeksi, YFC içeriği %10'dan %30'a yükseldikçe artmıştır. Ek olarak, kür süresi uzadıkça ilk çatlak ve eğilme dayanımlarının arttığı ancak tokluk indeksinin azaldığı bildirilmiştir.

Şahmaran, Yücel, Demirhan, Arık, ve Li (2012), ECC eğilme özelliklerine; mineral katkı türleri, ikame oranları, maksimum agrega boyutu ve miktarı gibi değişkenlerin etkisini incelemek için deneysel bir program gerçekleştirmişlerdir. Sehim kapasitesi ölçümleriyle yansıtılan ECC sünekliği, büyük ölçüde mineral katkı türüne ve miktarına bağlıdır. Kompozit sünekliliğinde artış oldukça, matrisin kırılma tokluğunda azalma görülmüştür. Ayrıca mineral katkı (UK ve YFC) ikame oranı arttıkça ECC'nin eğilme dayanımı düşmüştür. Bu etkiler UK-ECC karışımlarında, YFC-ECC'ye göre çok daha belirgindir. UK-ECC, YFC-ECC'ye kıyasla önemli ölçüde daha yüksek sehim kapasitesi ve daha dar çatlak genişliği gösterir. UK'nın ECC'de matris kırılma tokluğunu sınırlamada, YFC'den daha etkili bir mineral katkı maddesi olduğu sonucuna varılmıştır. Agrega boyutunda ve içeriğinde bir artış, matris kırılma dayanıklılığında önemli bir artışa yol açarken, eğilme dayanımında belirgin bir eğilim gözlenmemiştir. ECC'nin sünekliği, agrega boyutunun ve içeriğinin artmasından olumsuz etkilenmiştir. Bununla birlikte, daha büyük agrega boyutu ve miktarı ile üretilen yüksek hacimli UK-ECC karışımlarının (UK/Ç=2,2), referans ECC karışımı (UK/Ç=1,2) ile neredeyse eşleşen kayda değer şekil değişim kapasiteleri ile şekil değişim sertleştirmesi davranışı sergilediği bulunmuştur. Bu çalışma, agreganın matris kırılma tokluğunu artırarak ECC'nin çekme sünekliği üzerindeki olumsuz etkisinin, özellikle UK kullanıldığında, mineral katkı içeriğindeki bir artışla telafi edilebileceği hipotezini doğruladığı belirtilmiştir.

Li ve diğer., (2009) tarafından YFC içeriğinin artması ile PVA-ECC'nin sehim kapasitesinde artış olduğu bildirilmiştir. Bunu artan YFC içeriği nedeniyle matris tokluğundaki azalmaya bağlamışlardır. PVA-ECC'de yüksek YFC içeriği artışıyla eğilme dayanımında yaklaşık %14 azalma olduğu rapor edilmiştir.

Lin ve diğer., (2014), iki PVA makro ve mikro liflerin (l_f = 12, 8mm ve d_f = 200, 40µm ve E_f = 29 ve 40 GPa) kendiliğinden yerleşen betonun eğilme davranışı üzerindeki etkisini araştırmışlar ve bunları çelik lifli kompozitlerle karşılaştırmışlardır. Sonuçlar, mikro PVA liflerinin kullanılmasının, aynı hacimdeki makro çelik lifli betona kıyasla eşit eğilme dayanımı ve yüksek bir sehim kapasitesi (yaklaşık %43) ile sonuçlandığını göstermiştir. Bununla birlikte, makro çelik lif içeren beton için artık

dayanım ve tokluk, mikro lifli beton için olan değerlerden sırasıyla %38 ve %28 daha yüksektir. Makro PVA liflerinin elastisite modülü çelik liflerin 1/5'i kadardır. Makro PVA ve makro çelik lifler karşılaştırıldığında, makro çelik lifleri içeren beton, makro PVA lifleri içeren betona göre daha yüksek eğilme dayanımı ve sehim kapasitesi sergilemiştir. Makro PVA lifleri içeren beton, mikro çatlakları köprülemek için daha düşük en-boy oranı ve daha az sayıda aktif lif nedeniyle mikro PVA lifli betona göre daha düşük eğilme dayanımı ve sehim kapasitesi göstermiştir.

Said, Razak ve Othman (2015), farklı uzunluk ve hacim oranlarına sahip PVA lifleri içeren ECC levhalarının eğilme davranışını araştırdılar. Sonuçlar, daha uzun PVA lif (l_f=12mm ve d_f=40µm) kullanılmasının, daha kısa life ($l_f = 8$ mm ve $d_f = 40$ µm) kıyasla çimentolu kompozitte biraz daha yüksek eğilme dayanımı ve sehim kapasitesi ile sonuçlandığını göstermiştir. Hacimce %2,0 ve %3,0 oranlarında uzun PVA lifler içeren ECC'lerin, daha kısa lifli ECC'lere kıyasla, sırasıyla %75 ve %88 mertebelerinde daha yüksek sehim kapasitelerine sahip olduğu görülmüştür. Ayrıca, %2,0'nin altında 8 mm uzunluğunda PVA lifleri içeren kompozitlerin şekil değişim sertleştirmesi davranışı göstermediği de bildirmişlerdir.

Pan ve diğer., (2015) yaptıkları çalışmada, artan uçucu kül içeriği PVA-ECC'nin sehim kapasitesini geliştiğini göstermişlerdir. Uçucu kül-çimento oranındaki (UK/Ç) artış, uçucu külün lif-matris bağ dayanımını düşürme etkisinden dolayı, artan sehim kapasitesi ve düşük eğilme dayanımı ile sonuçlanmıştır. UK/Ç oranında 1,2'den 3'e artması, sehim kapasitesinde %112'lik bir artış ve eğilme dayanımında %14 düşüş meydana getirmiştir.

Sasmal ve Avinash (2016), çimentolu kompozitlerin eğilme davranışı üzerindeki PVA lif oranı, S/Ç oranı ve kum/çimento oranının etkilerini araştırmışlardır. Sonuçlar, PVA liflerin %1,0'lik bir hacim oranında eklenmesinin kompozitin eğilme dayanımını %7-125 artırdığını göstermiştir. S/Ç oranının artmasıyla lif kullanımının eğilme dayanımını iyileştirilmesindeki etkinliğinin azaldığı bildirilmiştir. Aynı kum/çimento oranında, lifli kompozitler için S/Ç oranındaki azalma, eğilme dayanımında iyileşmeye neden olmuştur.

Pakravan ve diğer., (2016) tarafından yapılan bir çalışmada, küçük boyutlu PVA (l_f=4 ve 6mm ve d_f =7,5 ve 14μm) liflerinin, daha büyük çaplı liflere kıyasla çimentolu kompozitlere güçlü bağlanmaları nedeniyle daha yüksek eğilme dayanımına sahip olduğu vurgulanmıştır (l_f = 8mm ve d_f = 40 μm).

Banyhussan, Yıldırım, Bayraktar, Demirhan ve Şahmaran (2016), farklı boyutta agregalar içeren betonun eğilme davranışında birleşik PVA, çelik ve naylon liflerin etkisini incelediler. PVA liflerinin çelik lifli FRC'ye eklenmesi, betonda (maksimum agrega boyutu 12 mm) sehim-sertleşmesi davranışı ile sonuçlanmıştır. Sonuçlar, hacimce %1,0 çelik lifli içeren FRC'ye hacimce %1,0 PVA lif eklemenin eğilme dayanımını ve orta nokta sehim kapasitesini sırasıyla ortalama %45-61 ve %13-53 oranlarında artırdığını göstermiştir.

5.3.2.3 PP Lifli ECC'lerin Eğilme Performansı

Felekoğlu ve diğer., (2009), matris yapısının PP lifler içeren mikro-KYB kompozitin eğilme davranışı üzerindeki etkisini değerlendirmişlerdir (l_f=12 mm ve d_f=40 μm). Sonuçlar uçucu kül içermeyen mikro betonun eğilme yükü altında ilk çatlak dayanımından sonra belirgin bir yük düşüşüne sahip olduğunu, karışıma uçucu külün eklenmesi ise ilk çatlakdan sonra gelişmiş yük taşıma kapasitesi sağladığını göstermiştir. Uçucu külün eklenmesiyle matris ve PP lifleri arasındaki ara yüzey yapışma (adhesion) ve sürtünme bağının iyileştirilmesinin, kompozitin ilk çatlaktan sonra yük taşıma kapasitesinden ve çatlama davranışındaki iyileşmeden sorumlu olduğunu belirtmişlerdir. Bu mekanizma nedeniyle, daha yüksek sehimlerde bile yük taşıma kapasitesi artırılarak kompozitin tokluğu iyileştirildiği belirtilmiştir.

Bagherzadeh, Pakravan, Sadeghi, Latifi ve Merati (2012) tarafından yapılan bir çalışma, hafif genleştirilmiş kil agrega (LECA) ile hafif betonun eğilme dayanımının iyileştirilmesinde PP liflerinin (l_f = 6 ve 12 mm ve d_f = 25 μm) etkinliğini göstermiştir. Uygun lif uzunluğunun ve dozajının seçilmesinin, hafif betonun dayanımı üzerinde doğrudan bir etkisi olduğu vurgulanmıştır. Düşük dayanımlı PP liflerin betonun

dayanımı üzerindeki etkinliği, hafif bir agrega kullanıldığında daha belirgindir. Düşük elastisite modüllü PP liflerin, normal ağırlıklı veya yüksek performanslı betona kıyasla hafif veya düşük dayanımlı betonun dayanımını daha da artırabileceği bildirilmiştir.

Felekoğlu, Tosun-Felekoğlu, Keskinateş ve Gödek (2016) eğilme yükleri altında, farklı lif tipi (PVA ve HTPP lifleri), S/B oranı ve yapay kusur (3 mm çapında polietilen boncuklar) modifikasyonu ile hazırlanan prizmatik numunelerin çoklu çatlama davranışı üzerindeki etkilerini araştırmıştır. Kompozitlerin matris fazı, Portland çimentosu, metakaolin ve kireçtaşı tozundan oluşmaktadır. Sonuçlar; PVA liflerinin düşük S/B oranları ile hazırlanan matrislerde daha etkili olduğunu ve HTPP liflerinin daha yüksek S/B oranları ile hazırlanan matrislerde daha etkili olduğunu göstermiştir. PVA liflere kıyasla HTPP liflerin, düşük kimyasal ve yüksek sürtünme bağ özellikleri nedeniyle, doymuş çoklu çatlama ile eğilme dayanımını geliştirdiği bildirilmiştir. Bu nedenle, HTPP lifleri, kompozitin daha fazla enerji sönümlemesine katkıda bulunan önemli sayıda çatlama ile etkili bir süneklik oluşturmuştur. PE boncuk ilavesi, PVA liflerinin varlığında ECC performansını olumsuz etkilediği ve HTPP-ECC'lerde, düşük lif çapı nedeniyle enine kesitin lif doygunluğu daha fazla olduğundan HTPP-ECC'ler üretim süreçlerindeki kusurların varlığını tolere edebildiği bildirilmiştir. Bu nedenle, HTPP-ECC'ler, kolay çatlak yayılımı için kusurları avantaja dönüştürme yeteneğine sahip olduğundan sehim ve enerji yutma kapasitelerini arttırmıştır. Sonuçlar, HTPP liflerinin, metakaolin bazlı matrislerle kusur toleransı açısından PVA liflerine kıyasla daha avantajlı olduğunu göstermiştir.

Gödek, Tosun-Felekoğlu, Keskinateş ve Felekoğlu (2017) bir çalışmada, HTPP lifi kullanılarak üç farklı S/Ç ve toz malzeme-çimento oranlarında beş ECC kompozitler üretmişlerdir. İnce malzeme olarak kalsine kaolin kullanılmasıyla kompozitlerin taze hal özellikleri, eğilme davranışı ve lif dağılım performansı üzerine etkilerinin belirlenmesi amaçlanmıştır. Kompozitlerin kusur toleransları, matrise yapay kusurlar olarak polietilen boncuklar (toplam hacmin %6'sı ile 3 mm çapında) eklenerek incelenmiştir. Sonuçta, eğilme dayanımı 10,9 MPa ve sehim kapasitesi 13,2 mm ile doygun çoklu çatlama sergileyen kusur toleranslı HTPP-ECC'lerin geliştirildiği belirtilmiştir. Kompozitlerin sehim kapasitesi ve tepe noktası tokluk değerleri, doğal

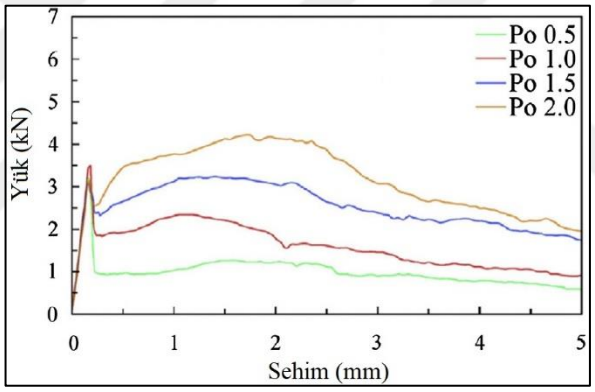
kusurlu kompozitlere göre sırasıyla %124 ve %144'e kadar artırılmıştır. Kompozitlerin kusur toleransı, azalan S/Ç oranı ve artan kalsine kil içeriği ile daha belirgin hale gelmiştir. Ayrıca, taze hal matrisindeki daha yüksek kalsine edilmiş kil konsantrasyonu, viskoziteyi arttırmış ve lif dağılımını önemli ölçüde iyileştirdiği bulunmuştur. Bu nedenle, kalsine kaolinin, iyileştirilmiş lif dağılımı ile aynı anda birden fazla çatlama ve kusur toleransı davranışı sergileyen HTPP-ECC tasarımı için ümit verici bir alternatif toz malzeme olduğu vurgulanmıştır.

Tosun-Felekoğlu ve diğer., (2017) uçucu kül tipi (C ve F sınıfı), uçucu kül/çimento (UK/Ç) oranı ve su/çimento (S/Ç) oranının HTPP-ECC'lerin taze ve sertleşmiş özelliklerine etkileri farklı matris kombinasyonları kullanılarak araştırmışlardır. Sonuçlar küresel, camsı ve pürüzsüz yüzey özellikleri nedeniyle, F tipi uçucu kül, taze matrislerin işlenebilirliğini iyileştirdiği ve C tipi uçucu külün yüksek yanmamış karbon içeriği nedeniyle işlenebilirliği ve lif dağılım homojenliğini olumsuz yönde etkilediği vurgulanmıştır. Bu nedenle, genel olarak, F tipi UK içeren kompozitler, C tipi UK içeren kompozitlere kıyasla dört noktalı eğilme deneyinde daha iyi performans göstermiştir. Bununla birlikte, C tipi UK içeren ECC kompozitleri S/Ç ve UK/Ç oranlarındaki değişikliklerden önemli ölçüde etkilenmiş ve eğilme tokluğu açısından en düşük S/Ç oranı ve daha yüksek UK/Ç oranı değerlerinde daha iyi sonuçlar göstermiştir. Eğilme dayanımı 11,5 MPa ve 260 mm mesnet açıklığında sehim kapasitesi 8,5 ile 11,5 mm arasında düşük maliyetli çevre dostu HTPP-ECC'lerin uygun bir tasarımla elde edildiği bildirilmiştir.

Gödek, Tosun-Felekoğlu ve Kun (2019), hacimce %2 oranında HTPP lif kullanarak geliştirdikleri ECC'de eğilme davranışı ve ısıl iletkenlik araştırdılar. HTPP-ECC'lerin termal ısı yalıtım performansı çatlamamış (eğilme deneyinden önce), çatlamış (tepe yükten sonra yük düşüşünün %10'una kadar) ve göçme (numunenin altında 5 mm'ye kadar ana çatlak genişliğinde) durumlarında gerçek saha koşullarını simüle eden bir yalıtım testi düzeneği kullanarak incelenmiştir. Üretilen HTPP-ECC'lerin hava kurusu yoğunlukları, 1602-1690 kg/m^3 arasında olduğu bildirilmiştir. Eğilme dayanımları ve sehim kapasiteleri sırasıyla 3,22-4,18 MPa ve 3,82-5,75 mm arasında değiştiği (mesnet açıklığı 260 mm) ve ortalama çatlak sayısı ve genişlik değerleri sırasıyla 18 ve 30 μm

olduğu belirtilmiştir. Ayrıca, mevcut literatürdeki PVA-ECC'ler (0,380-0,875 W/m.K) ve diğer çimento bazlı malzemelerle karşılaştırıldığında (0,863-1,990 W/m.K), HTPP-ECC daha düşük termal iletkenlik (0,274 W/m.K) açısından daha iyi performansa sahip olduğu vurgulanmıştır. Bu nedenle HTPP-ECC'ler, geliştirilmiş mekanik özelliklere ve çoklu çatlama kabiliyetine sahip umut verici bir alternatif ısı yalıtım malzemesi olduğu bildirilmiştir.

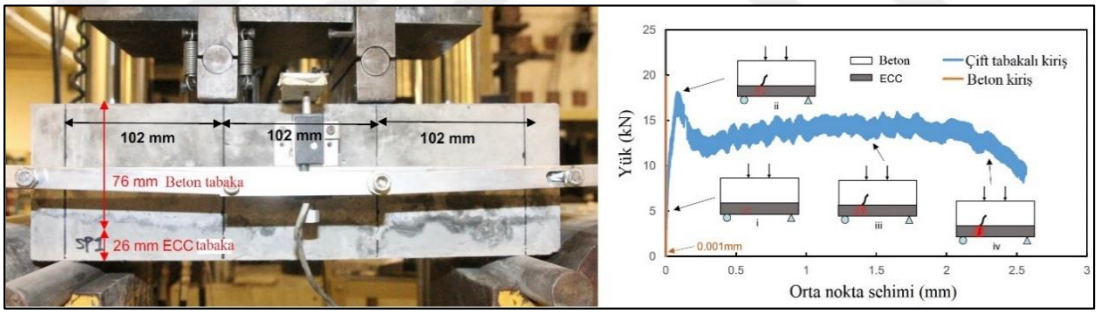
Simões, Costa, Dias-da-Costa ve Júlio (2017), 0,5 ila 2,0 hacim oranı arasında değişen farklı dozlarda PP lifleri (l_f = 12mm ve d_f = 34–45µm) içeren ECC'lerin eğilme davranışını araştırmıştır. Lif oranındaki artışın (% 1,5 ve 2,0) ilk çatlak sonrası dayanım ve süneklikte önemli bir iyileşme ile sonuçlandığı gözlemlenmiştir (Şekil 5.12).



Şekil 5.12 Farklı lif hacim oranları için PP-FRC'nin yük-sehim eğrileri (Simões ve diğer., 2017)

Jin ve Li (2019) tarafından HTPP-ECC'yi, yüksek beton kulelerde koruyucu kaplama olarak kullanılması araştırılmıştır. Bu amaçla hafif dolgu malzemesi olarak uçucu kül senosfer'i kullanılarak, 1810 kg/m^3 yoğunluğa sahip hafif ECC'i geliştirilmiştir. Hibrit ECC/beton çift katmanlı sistemin eğilme davranışını incelemek amacıyla dört noktalı eğilme testi için iki grup kiriş elemanı hazırlanmıştır. Birinci grup 102×102×356 mm (yükseklik×genişlik×uzunluk) geleneksel beton kirişin kontrol grubudur. İkinci grup, 26 mm kalınlığında hafif ECC kaplaması ve 76 mm kalınlığında geleneksel beton tabakadan oluşan 102×102×356 mm hibrit ECC/beton kiriştir (Şekil 5.13). ECC ve beton katman arasındaki delaminasyondan (kompoziti oluşturan tabakaların birbirinden ayrılması) kaçınmak için, enine oluklar, beton

dökülmeden önce ECC katmanının yüzeyine yerleştirilmiştir. Beton katman daha sonra ECC katmanının dökülmesinden 24 saat sonra ECC katmanına dökülmüştür. Kalıptan çıkarıldıktan sonra, 28 gün suda kür işlemi uygulanmıştır. Dört noktalı eğilme deneyinde yük 5 kN'a ulaştığında ECC kaplamasında mikro çatlaklar oluşmaya başlamıştır (Şekil 5.13bi). Yükün artmasıyla ECC kaplamasında daha fazla mikro çatlak oluştuğu belirtilmiştir. Yük 18 kN'luk pik yüke ulaştıktan sonra düşmesi, betonda büyük bir çatlak oluştuğunu görülmüştür (Şekil 5.13bii). Bu noktada, dönüştürülmüş kesit yöntemi kullanılarak beton kesitin tabanındaki çekme gerilmesi 6,1 MPa olarak bulunmuştur. Bu değer, 5,8 MPa olarak bulunan geleneksel betonun tabanındaki çekme gerilmesinden biraz daha büyüktür. Çift katmanlı kirişin beton kesitinde geleneksel betona kıyasla biraz daha büyük olan çekme gerilmesi, beton çatlak başlangıcının ECC kaplamasıyla sınırlandırılmasına bağlanmaktadır. Bu eğrideki tepe yükten sonraki düz bölümde, bu büyük çatlağın ECC kaplaması tarafından durdurulduğunu belirtmişlerdir (Şekil 5.13biii). Söz konusu düz bölümün varlığı ayrıca kirişin taşıma kapasitesinin hemen düşmediğini göstermektedir. Bu nedenle kirişte sünek bir şekilde göçme meydana geldiği bildirilmiştir.

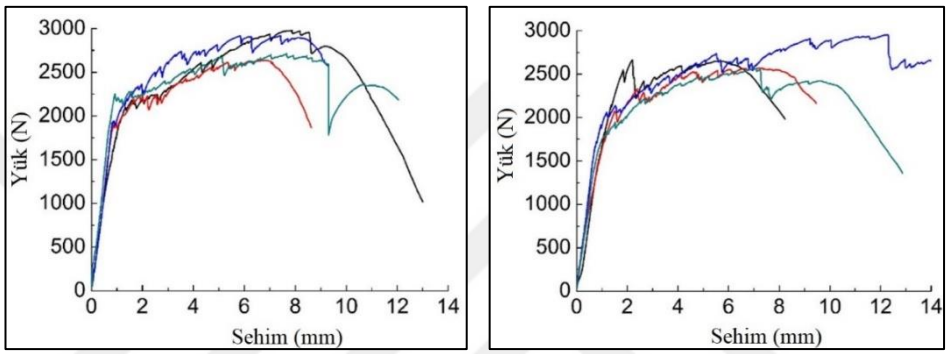


(a) (b)

Şekil 5.13 Hibrit ECC/beton çift katmanlı dört noktalı eğilme deneyi (Jin ve Li, 2019)

Zhu ve diğer., (2021) malzemenin çevreye duyarlı ve dayanıklılığını artırmak için kalsine edilmiş kil kireçtaşı çimentosu (calcined clay limestone cement-LC3), kalsiyum sülfoalüminat (CSA) genleşen katkı maddesi (expansive additive) ve HTPP lif kullanılarak püskürtülebilir bir ECC geliştirilmiştir. ECC-beton kompozitinin eğilme yükü ve sehim ilişkisi Şekil 5.14'te gösterilmektedir. Püskürtülmüş ECC-beton ve döküm ECC-beton kompozitleri arasında yük-sehim davranışları açısından belirgin bir fark bulunmamıştır. Eğilme dayanımı, püskürtme ve döküm ECC-beton kompozit

için sırasıyla 5,6 MPa ve 5,9 MPa'a yükselmiştir. Püskürtülen ECC betonu, hava boşluklarına ve püskürtülen ECC'nin artan sünekliğine atfedilen biraz daha düşük bir dayanım ve daha yüksek sehim kapasitesi sergilemiştir. Tabakalı ECC betonunun eğilme sehim kapasitesi 7,4–8,1 mm'dir ve bu değerin ticari polimer harçla tamir edilen betonun 30 katından daha fazla olduğu bildirilmiştir. Püskürtülen ECC'nin ortalama sehim kapasitesinin, döküm ECC'ninki ile karşılaştırılabilir olmasına rağmen, püskürtülen numuneler, makul bir şekilde, hava sürüklenmesinin neden olduğu artan kusur boyutu aralığına bağlı olarak daha büyük değişkenlik göstermiştir.



(a) (b)

Şekil 5.14 Eğilme yükü - sehim ilişkileri; (a) Kalıplanmış ECC-beton (b) Püskürtülmüş ECC-beton (Zhu ve diğer., 2021)

5.3.3 ECC'nin Basınç Performansı

ECC'nin basınç dayanımı çoğunlukla 30 ile 90 MPa arasında değişmektedir. Elastisite modülü yaklaşık 20-25 GPa olup, kaba agregaların olmaması nedeniyle betondan tipik olarak daha düşüktür. ECC'nin basınç şekil değişim kapasitesi %0,45-0,65 civarında olduğundan normal betondan (yaklaşık %0,22) biraz daha yüksektir. ECC'nin maksimum basınç gerilmesinden sonraki göçme şekli, patlayarak ezilme yerine numunenin kademeli olarak yanal genişlemesi şeklinde olur ve yüksek dayanımlı betona kıyasla gerilme düşüşü daha yumuşak bir şekilde aşağı inme eğilimindedir (Li, 2008; Pan ve diğer., 2015).

Daha düşük elastisite modülüne sahip ECC malzemesi, yapı elemanı ölçeğinde de daha düşük elastisite modülüne neden olacağından, hizmet verilebilirlik sınır durumunda daha büyük bir sehim yapmasına yol açacaktır (Ding ve diğer., 2018b). Bu nedenle son yıllarda, basınç dayanımı 20 MPa ila 150 MPa arasında değişen (Yu, Li, Yu, Xiao, ve diğer., 2018; Ranade, Li, Stults, Heard, ve diğer., 2013), normal dayanımlı betonun elastisite modülüne yaklaşan yeni ECC türleri (Kamal ve diğer., 2008; Ranade ve diğer., 2013) geliştirilmiştir. Bu ECC türleri aynı anda hizmet verilebilirlik sınır durumunda daha iyi bir performans göstermesi için son zamanlarda yazarlar (Ding ve diğer., 2018a; Yu, Yu, Dai, ve diğer., 2018; Yu, Yu ve Lu, 2018), 120 MPa basınç dayanımı ve 44,3 GPa elastisite modülüne sahip ultra yüksek performanslı tasarlanmış çimentolu bir kompozit (UHP-ECC) geliştirmişlerdir.

5.3.3.1 PE Lifli ECC'lerin Basınç Performansı

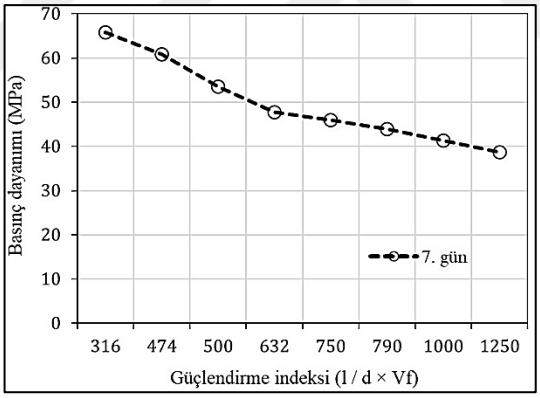
Kamal ve diğer., (2008), yüksek dayanımlı bir matrise hacimce %1,5 oranında PE lif ekleyerek, basınç dayanımı 96 MPa ve elastisite modülü 31,5 GPa olan ECC kompozit üretmişlerdir.

Sirijaroonchai ve diğer., (2010) PE lif (l_f=38mm ve d_f=38μm) içeriğinin, yüksek performanslı çimentolu kompozitin basınç davranışı üzerindeki etkisini araştırmışlardır. Sonuçlar, PE lifli kompozitlerin basınç dayanımı ve karşılık gelen şekil değişiminin (V_f=%1,0, %1,5 ve %2,0) lifsiz karışımdan önemli ölçüde daha büyük olduğunu göstermişlerdir. PE lifli kompozitin maksimum basınç gerilmesindeki şekil değişim kapasitesinin, lifsiz karışıma göre 3 ila 4,3 kat daha yüksek olduğu bildirilmiştir. Bununla birlikte lif dozajının arttırılmasının, kompozitin basınç dayanımını azalttığı, ancak lifsiz numuneden hala daha yüksek olduğu belirtilmiştir.

Ranade ve diğer., (2013) basınç dayanımı 150 MPa olan yüksek dayanımlı ve yüksek süneklikli bir beton (HSHDC) geliştirmiştir. Bu kompozitin malzeme ilk kez yüksek çekme dayanımı ve yüksek sünekliliği (sırasıyla 14,5 MPa ve %3,4) birleştirmesi bakımından önemli olduğu vurgulanmıştır.

Choi ve diğer., (2014), PE lifler (l_f = 30 mm ve d_f = 680 μm) içeren hafif ve normal ağırlıktaki betonun basınç dayanımlarını karşılaştırmıştır. Hafif betona %1,0 ve %1,5 hacim oranlarında PE liflerinin eklenmesinin çok daha düşük bir ağırlığa (yaklaşık %37,5), ancak normal ağırlıktaki betonla karşılaştırılabilir basınç dayanımına sahip beton üretebildiğini gözlemlemişlerdir. Bununla birlikte, PE lif oranının artmasının, beton dayanım sınıfından bağımsız olarak basınç dayanımlarını düşürdüğü belirtilmiştir.

Said ve Razak (2015) göre, çimentolu kompozitin basınç dayanımı, doğrudan PE liflerinin güçlendirme indeksi ($(l/d)\times V_f$) ile ilgili olduğu belirtilmiştir. Şekil 5.15'de gösterildiği gibi, çimentolu bir kompozitin basınç dayanımının artan güçlendirme indeksi ile istikrarlı bir şekilde azaldığını gözlemlemişlerdir. Güçlendirme endeksindeki 316'dan 474, 750, 1000 ve 1250'ye artışı, sırasıyla yaklaşık %5,5, %8,9, %19,7 ve %25'lik basınç dayanımında düşüşler sergilemiştir.



Şekil 5.15 Çimentolu bir kompozitin basınç dayanımı ile PE liflerinin güçlendirme indeksi arasındaki ilişki (Said ve Razak, 2015)

Yu ve diğer., (2017), hacimce %1,5 oranında PE lif kullanılarak farklı S/B oranlarında 3 farklı karışım üretmişlerdir. Sonuçlara göre elastisite modülünün 25 ve 41 GPa mertebesinde ve basınç dayanımının 46 MPa ile 122 MPa arasında olduğu belirtilmiştir.

He ve diğer., (2017), arayüz geçiş bölgesini (ITZ) güçlendirmek ve PE lifler ile çimento bazlı matris arasındaki arayüz sürtünme bağ kuvvetini arttırmak için karbon

nanofiberleri (CNF'ler) kullanmışlardır. CNF'ler hidrofobik etkileşimler yoluyla PE liflerinin yüzeyine kaplanması gerçekleştirilmiştir. Hacimce 1,5 oranında PE lifin kullanıldığı çalışmada, 153 MPa basınç dayanımına sahip ECC kompozitleri geliştirmişlerdir.

Yu, Li, Yu, Xiao, ve diğer., (2018) PE lifi kullanarak üç farklı dayanım sınıfında ultra yüksek sünekliğe sahip çimento esaslı kompozitler üretmişlerdir. Düşük dayanımlı karışım için yüksek oranda uçucu kül kullanılarak su/bağlayıcı oranı 0,32 olup basınç dayanımı 13 MPa ve elastisite modülü 8,94 GPa (çekme dayanımı ve çekme şekil değişim kapasitesi sırasıyla 4,97 MPa ve %13,55'dir) olduğu tespit edilmiştir. Orta dayanımlı karışımda düşük oranda uçucu kül kullanılarak basınç dayanımı 46 MPa ve elastisite modülü 25,8 GPa (çekme dayanımı ve çekme şekil değişim kapasitesi sırasıyla 6,07 MPa ve %11,98'dir) olarak belirlenmiştir. Yüksek dayanımlı karışımda uçucu külün yerini YFC ve SD kullanılmış ve su/bağlayıcı oranı 0,18'e düşürülerek basınç dayanımı 119 MPa ve elastisite modülü 41,2 GPa (çekme dayanımı ve çekme şekil değişim kapasitesi sırasıyla 19,2 MPa ve %8,7'dir) özelliklere sahip hem ultra yüksek şekil değişimine sahip hem de ultra yüksek dayanımlı ECC (UHDCC) tasarlanmıştır. Eksantrik basınç yükleme deneyleri, UHDCC ile yapılan kolonunun yükleme kapasitesinin, %0,8'lik donatı oranına sahip yüksek dayanımlı beton ile üretilen kolonunkine yakın olduğunu göstermiştir.

Yu, Yu, Dai, Lu ve Shah (2018) hacimce %2 PE lif ve yüksek tokluğa sahip bir matris ile üretin karışıma geleneksel kür uygulayarak geliştirdikleri ECC kompozitlerin basınç dayanımı değerleri 70,7 mm ve 100 mm küpler için sırasıyla 121,5 MPa ve 111,4 MPa'dır. Boyut etkisi nedeniyle artan boyutla birlikte basınç dayanımı biraz azalmıştır. Basınç elastisite modülü 40,9 GPa'dır.

Zhan ve diğer., (2018) üç değişik S/B oranlarında, matris bileşiminde çimento, kum ve uçucu kül içeren ve hacimce %1,5 oranında PE lif içeren ultra yüksek düktiliteye sahip çimento esaslı kompozitlerin (UHDCC) üretmişlerdir. Basınç dayanımı ve elastisite modülü yüksek şekil değişim kapasiteli (%13,6) karışımda sırasıyla 25 MPa ve 23,7 GPa'dır, orta şekil değişim kapasiteli (%12,0) karışımda sırasıyla 46 MPa ve

25,8 GPa'dır, düşük şekil değişim kapasiteli (%10,6) karışımda sırasıyla 35 MPa ve 20,3 GPa'dır.

Ding ve diğer., (2018a) hacimce %1,5 oranında PE lif kullanarak, değişik S/B oranlarında ECC kompozitler tasarlamışlardır. Basınç dayanımı 43-115 MPa, elastisite modülü 15-35 GPa ve kesme dayanımı 8-17 MPa aralıklarında ultra yüksek performanslı kompozit (UHP-ECC) özellikleri elde etmişlerdir.

Lei ve diğer., (2019) S/B oranı 0,19 olan matriste, silis dumanı ve hacimce %2 PE lif kullanarak; basınç dayanımı 163 MPa özelliklerine sahip, PE-ECC kompozitleri geliştirmişlerdir.

Ye ve diğer., (2019), S/B oranı ve kum/bağlayıcı oranının, PE lif kullanarak basınç dayanımı üzerindeki etkisini araştırmışlardır. Kum/bağlayıcı oranı 0,8 olduğunda, S/B oranının düşmesiyle (0,24'ten 0,17'ye), basınç dayanımının arttığı (95 MPa'dan 115 MPa'a) belirtilmektedir.

Zhang ve diğer., (2019) yüksek dayanım ve düktilite ile hafiflik özelliklerini gösteren ECC tasarladılar. Hava sürükleyici katkı (HSK) ve hafif inert dolgu malzemelerinin (LWF) eklenmesi, özellikle uçucu kül senosferi (UKS) ve vermikülit içeren karışımlar için ECC'lerin yoğunluğunu azaltmıştır. Her ikisi de 1850 kg/m^3'ün altında yoğunluğa sahip olduğundan hafif beton olarak sınıflandırılabileceği belirtilmiştir. HSK ilavesi, boşluk yapılarının gelişmesine bağlı olabilen basınç/çekme dayanımında hafif bir artış gösterirken, genellikle hafif dolgu malzemeleri ilavesiyle ECC karışımlarının basınç/çekme dayanımı azalır. Ancak, basınç dayanımları yine 60 MPa'ı geçtiği için yüksek dayanımlı betonun alt sınırını karşıladığı belirtilmiştir.

Choi ve diğer., (2019) zirkonya silika dumanının PE lifli alkali aktif cüruf esaslı ECC kompozitlerin basınç dayanımına etkisini deneysel olarak araştırmıştır. Sonuçlara göre, kompozitin basınç dayanımı, zirkonya silika dumanı eklenerek geliştirilebileceğini göstermişlerdir. Bağlayıcı malzemelerinin %5'inin ZSD ile değiştirildiği basınç dayanımı (53,5 MPa), referans karışımınkinden, %18,8

mertebesinde daha yüksek olduğu bildirilmiştir. Ayrıca basınç dayanımı, sünek ultra yüksek performanslı betonlardan (UHPC) yaklaşık %30 daha düşük, ancak çekme dayanımının benzer olduğu belirtilmiştir. Sünek UHPC'lerin çekme dayanımı/basınç dayanımı oranı yaklaşık %10 iken, bu çalışmada %27,6'dır ve buna göre çekme dayanımı/basınç dayanımı oranının sünek UHPC'den 3,16 kat daha yüksek olduğu belirtilmiştir.

Wang ve diğer., (2019) %2 PE lifli ECC'lerin çevreye duyarlılığı ve şekil değiştirme özelliklerini iyileştirmek için, ortalama 45 μm boyutunda inşaat ve yıkım atıklarından geri dönüştürülmüş toz (RP) ve iki farklı boyutta (40CR ve 80CR) parça kauçuk'u (CR) karışımda ek malzeme olarak kullanmışlardır. RP değiştirme oranı %50'den %100'e yükselirken, 40CR ve 80CR içeren kompozitlerin basınç dayanımı sırasıyla %21,9 (19 MPa'dan 16 MPa'a) ve %20,8 (20,1 MPa'dan 18,5 MPa'a) düşmüştür. CR değiştirme oranı %13'den %30'a çıkarıldığında, 40CR ve 80CR içeren kompozitlerin basınç dayanımı sırasıyla %22,5 (20 MPa'dan 15,5 MPa'a) ve %21 (21,5 MPa'dan 17,5 MPa'a) azalmıştır. Basınç dayanımındaki azalma, CR ilavesinden kaynaklanan boşluk artışından kaynaklandığı bildirilmiştir. CR partikül boyutu açısından, daha kaba CR partikül ebadına (40CR) kıyasla, daha ince CR partikül ebadının (80CR) kum ile kısmen yerdeğiştirildiği zaman daha yüksek basınç dayanımının elde edilebildiği bulunmuştur.

Li ve diğer., (2020) kaba nehir kumu (RS) kullanarak yüksek dayanımlı ve yüksek şekil değişim kapasitesine sahip bir çimentolu kompozit (HSHD-ECC) geliştirdiler (hacimce% 2 oranında PE lif kullanılmıştır). Üç kum/bağlayıcı oranının S/B (0,36, 0,45 ve 0,55) seçimi, RS içeriğinin basınç dayanımı üzerindeki etkisini araştırdılar. RS-HSHD-ECC'lerin basınç dayanımı 115 ila 131 MPa arasındadır ve S/B'deki azalma ile kademeli olarak artmıştır. Kontrol karışımı (RS içermeyen) ile karşılaştırıldığında, RS-HSHD-ECC'lerin basınç dayanımı sırasıyla 0,36, 0,45 ve 0,55'lik S/B oranları için %0,11, %8,5 ve %10,08 azalmıştır. Nehir kumu içeren HSHD-ECC'lerin basınç dayanımı 115 MPa'ı aştığı bildirilmiştir.

Yu, Dong ve Ye (2020), ultra yüksek sünekliğe sahip çimento esaslı kompozitlerin (UHDCC), boyut etkisini daha iyi anlamak için %2 PE lif içeren kompozitlerde küp ve silindir üzerinde basınç deneyleri yaparak incelemişlerdir. Sonuçlar, ortak kırılma bazlı boyut etkisinin eğilme ve çekme dayanımında ihmal edilebilir olduğunu, ancak uç sürtünme hapsi (basınç deneyi cihazındaki mesnetlerin numuneyi kısıtlaması) ile basınç dayanımında önemli olduğunu göstermiştir. UHDCC'nin basınç dayanımındaki boyut etkisi, uç sürtünme sınırlaması ortadan kaldırıldığında (örneğin numunenin alt ve üst yüzeylerine teflon plakalar konularak) ve yüksek en-boy oranına sahip numune kullanıldığında azaldığı bildirilmiştir.

Ding ve diğer., (2021) nano-SiO_2 (NS) dozajı (çimento kütlesine göre %0, %1, %2 ve %3 dozajlarında) ve kür süresinin (1, 3 ve 28. günler için normal su kürü), yüksek dayanımlı şekil değişim sertleşmesi davranışı gösteren çimentolu kompozitin (HS-ECC) basınç dayanımı üzerindeki etkileri araştırmışlardır. NS içermeyen referans numunenin değerlerine kıyasla, NS içeren HS-ECC'nin basınç dayanımındaki artışı %45'e (1 günde) ulaştığı bildirilmiştir. Sonuçlara göre, basınç dayanımı üzerinde hem NS dozajı hem de kür yaşı etkili olmuştur. NS'nin fiziksel ve kimyasal avantajları nedeniyle HS-ECC'nin en yüksek basınç dayanımları, NS'nin optimum dozajının %2 ve kür yaşının 28. gün olduğu durumlarda elde edildiği bildirilmiştir. Ayrıca NS içeren HS-ECC'nin basınç dayanımındaki iyileşme, hızlandırılmış hidrasyon hızına ve dolayısıyla daha erken oluşan C-S-H jelleri nedeniyle 1. günde en belirgin olduğu bildirilmiştir. Bu nedenle NS parçacığının, HS-ECC'ye yüksek erken dayanım özelliğini kazandırdığı bildirilmiştir.

Yukarıdan özetlenen PE-ECC makalelerin çoğunda PE lifi geniş basınç dayanım değerlerine sahip matrislerde kullanılsa da, lifin yüksek çekme dayanımı nedeniyle genel olarak yüksek basınç dayanımlı matrislerle (90 MPa ve üzeri) kullanılması tercih edilmektedir.

5.3.3.2 PVA Lifli ECC'lerin Basınç Performansı

Wang ve Li (2006) %1,2 oranında yağ ile yüzey kaplama işlemi uygulanan PVA lifi hacimce %2 oranında kullanarak geliştirdikleri ECC'nin (PVA-ECC M45 karışımı) basınç dayanımını incelemiştir. Çapı 75 mm ve yüksekliği 150 mm olan silindirler kullanılarak 8 aya kadar olan basınç dayanım gelişimi takip edilmiştir. Sonuçlara göre, 14 gün ve 8. aydaki basınç dayanımları sırasıyla 65 ve 75 MPa'dır. 28. gündeki basınç deneyinde ölçülen elastisite modülü 20.4 GPa ve maksimum basınç yükünde şekil değişiminin %0,43 olduğu bildirilmiştir. Yüksek dayanımlı betona benzer şekilde, PVA-ECC M45 karışımı, göçmeden önce basınç yükü altında neredeyse doğrusal davranış sergilediği belirtilmiştir.

Yang ve diğer., (2007) ultra yüksek hacimde uçucu kül (YHUK) ikamesi (ağırlıkça %85'e kadar) ile yüksek çekme şekil değişimine sahip ECC'nin basınç dayanımını incelemişlerdir. Bu amaçla tüm karışımlarda S/B oranı 0,25 olup, F sınıfı UK/Ç oranı ağırlıkça 1,2 ila 5,6 arasındaki 8 YHUK-ECC karışımları 3, 28 ve 90 günlük yaşlarda test edilmiştir. Çimentonun F sınıfı UK ile değiştirilmesi genellikle her yaşta ECC'nin basınç dayanımını azaltmıştır. Çimento yerine %75 oranında UK kullanılsa bile (UK/Ç = 2,8), ECC'nin 28 gündeki basınç dayanımı, normal betonun basınç dayanımını (30 MPa) aşan 35 MPa'a ulaşmıştır. YHUK ECC'lerde 28 ila 90 gün arasında önemli bir dayanım gelişimi olmadığı bildirilmiştir. Bu durum üç nedenle açıklamıştır. **Birincisi**, YHUK ECC'de, çimento ile puzolanik reaksiyona girecek miktardan daha fazla uçucucu kül vardır ve uçucu kül, uzun bir kürlenme süresinden sonra bile dolgu maddesi olarak sistemde kalabilir. Çünkü ikincil hidratasyon için gerekli olan $Ca(OH)_2$ yüksek orandaki uçucu kül için yetersizdir. **İkincisi**, çok düşük S/B oranının uçucu kül ve çimento ürünleri arasındaki ikincil hidratasyon reaksiyonu teşvik etmek için sınırlı su sağlamasıdır. **Üçüncüsü**, numunelerin 7 gün suda kürlemeden sonra havada kürlenmiş olmasıdır. İlgili araştırmalar, çimento hamurundaki iç nem %80'in altına düştüğünde çimentonun hidrasyonunun büyük ölçüde duracağını göstermiştir. Bu nedenle, düşük S/B YHUK-ECC'lerde nem kaybı daha fazla hidrasyonu durdurabileceği bildirilmiştir.

Wang ve Li (2007) yüksek hacimli uçucu kül ve taban külü içeren ECC karışımlarının 8 ay'a kadar basınç dayanımı gelişimi incelemişlerdir. Karışım oranlarında S/B oranı 0,24'te sabit tutularak uçucu kül-çimento oranının 0,1 ila 1,5 arasında değiştirilmiştir. Normal yapısal betona benzer çimento içeriğine sahip karışımların 3 günlük basınç dayanımı yaklaşık 12 MPa'dır ve yazarların iddiasına göre yapısal açıdan taşıyıcı sistem tasarımı için uygundur. 28 günde, "F sınıfı uçucu kül" ve "F sınıfı + ince uçucu kül" içeren ECC karışımların basınç dayanımı 35 MPa'yı geçmiştir. Ancak kül tipi, dayanım gelişimi üzerinde önemli bir etki göstermiştir. Taban küllü ECC, F sınıfı uçucu küllü ECC'den daha yavaş dayanım kazanmıştır. Ayrıca ince kül içeren ECC, reaktif olma avantajı nedeniyle benzer karışımları geride bırakmıştır. Uçucu kül ile çimento ikame oranının artmasının, basınç dayanım gelişimini sınırlandırdığı bildirilmiştir.

Zhou ve diğer., (2010) ECC karışımında kireçtaşı tozu ve bunun ağırlıkça %15'i kadar Portland çimentosu, su, süperakışkanlaştırıcı ve hacimce %2 PVA liften oluşan karışımın basınç dayanımını incelemişlerdir. 28 gün kürden sonra, basınç dayanımı 38 MPa'dır. Yukarıda belirtilen ECC karışımındaki Portland çimentosu ve YFC'yi, YFC'li çimento (CEM III/B 42,5) ile değiştirerek, 28 günlük kürden sonra basınç dayanımının 40 MPa olduğu belirtilmiştir. Karışımlarda kireçtaşı oranı arttığında basınç dayanımı düşmüştür. Aynı durumun çimento oranı azaltılıp YFC oranı arttırıldığında tespit edildiği bildirilmiştir.

Yang ve diğer., (2010b) S/B oranının, ECC'nin basınç dayanımı üzerindeki etkilerini araştırmışlardır. S/B oranları olarak 0,25, 0,31, 0,33 ve 0,37 seçilmiş, numunelere 7 ve 28 günlük yaşlarda basınç deneyleri yapılmıştır. Deneysel sonuçlar, S/B'nin azalmasıyla basınç dayanımında artış olduğunu göstermiştir. S/B oranı artışıyla 7 günlük basınç dayanımları sırasıyla 35, 24, 20 ve 17 MPa'dır ve 28 günlük basınç dayanımlarının da sırasıyla 62, 46, 39 ve 36 MPa olduğu bildirilmiştir. Buna göre, kür süresi arttıkça basınç dayanımın arttığı vurgulanmıştır.

Şahmaran, Özbay, Yücel, Lachemi ve Li (2011), PVA lif ilavesi üzerine ECC kompozitin basınç dayanımında yaklaşık %3,5'lik bir artış bildirmiştir. PVA lifleri

içeren beton için benzer bir gelişme de Kim, Boyd, Kim ve Lee (2015) ve Han, Han ve Heo (2009) tarafından bildirilmiştir. Başka bir çalışmada Flores-Johnson ve Li (2012) PVA liflerinin (l_f=8mm ve d_f=40μm) köpük betonun basınç dayanımını %85 artırabildiğini göstermiştir. Ayrıca, lifli köpük betonun basınçta ölçülen elastisite modülü %22,5 artmıştır.

Zhu ve diğer., (2012) yeterince güçlü matris dayanımına sahip çevreye duyarlı ECC geliştirmek için UK ve YFC'nin %70 kombinasyonunu içeren ECC karışımlarda araştırma yapmışlardır. Deneysel sonuçlar, YFC kullanmanın, erken yaşlarda ECC'nin basınç dayanımını artırabileceğini göstermiştir. ECC'nin basınç dayanımı, YFC içeriği %10'dan %30'a çıktıkça artmıştır. Bu arada, kür süresi uzadıkça basınç dayanımı artmıştır. Deneysel sonuçların olası nedenleri şu şekilde açıklanmıştır. **İlk olarak** YFC, hidrolik özelliklerinden dolayı betonda erken dayanım gelişimi için yararlı bir bileşen olarak kabul edilir. YFC'nin matriste kullanılması, erken yaşta ECC'nin basınç dayanımını artırabilir. **İkinci olarak**, UK, betonda uzun vadeli dayanım gelişimi için faydalı bir bileşen olarak kabul edilir. ECC'nin daha düşük S/B oranı nedeniyle, UK'nın daha sonraki yaşlarda dayanım elde etmek için hidrasyona devam etme şansı çok az olduğu, UK'nın ikincil hidrasyonu yalnızca çok sınırlı bir reaksiyon derecesine ulaştığı bildirilmiştir. Ancak YFC, UK'ya kıyasla erken yaşta hidratlanmaya yetecek kadar su ile reaksiyona girebilir. **Üçüncüsü**, sertleştirilmiş çimento hamurundaki iç nem kaybı, özellikle UK'nın daha fazla hidrasyonunu engelleyebilir.

Şahmaran ve diğer., (2012), ECC'nin basınç dayanımının; mineral katkı türleri ve ikame oranı ile yönetilen karışım kompozisyonuna ve maksimum agrega boyutuna ve miktarına bağımlılığını anlamak için deneysel bir program gerçekleştirmiştir. Mineral katkı (UK ve YFC) ikame oranı arttıkça ECC'nin basınç dayanımı düşmüştür. Bu etki UK-ECC karışımlarında YFC-ECC'ye göre çok daha belirgindir. Agrega boyutunda ve içeriğindeki artış, basınç dayanımında belirgin bir fark yaratmamıştır.

Atahan, Pekmezci ve Tuncel (2013), iyi bir sıkıştırma, PVA liflerinin iyi bir şekilde dağılımının sağlanması ve lif dozajının artmasının çimentolu kompozitin basınç dayanımı üzerinde olumlu bir etkisi olduğunu bildirmişlerdir. S/Ç oranı 0,35 olan

kompozitte, daha düşük bir orana (S/Ç = 0,25) sahip kompozite kıyasla, basınç dayanımının lif içeriği ile sürekli olarak arttığı bulunmuştur. Bununla birlikte, basınç dayanımındaki bu artış, daha az PVA lif hacmine sahip kompozitler için daha belirgindir. Örneğin, S/Ç oranı 0,25 ve 0,35 olan %0,5 PVA lifli karışımlar arasındaki basınç dayanımı farkı yaklaşık %41 iken, %2,0 PVA lifli karışımlar için bu fark sadece %9 olduğu bildirilmiştir. Basınç dayanımı sonuçlarının bu sistematik değişikliği iki nedenden kaynaklandığı vurgulanmıştır:

1) S/Ç oranı 0,35 olan karışımlarda PVA hacim oranı arttıkça arttırılması (%0,5'ten %2,0'ye), basınç dayanımı artar (%21). Kesme kuvvetleri tek eksenli basınç yükleri altında üretildiğinden, PVA lifleri kesme kuvvetlerine karşı çok sayıda küçük destek elemanı görevi görebilir ve kesme düzlüklerini bir arada tutabilir. Sonuç olarak, iyi bir sıkıştırma sağlanması şartıyla, %1,5-2'lik PVA hacim oranı, kompozitlerin basınç dayanımını artıracağı bildirilmiştir.

2) S/Ç oranı 0,25 olan karışımlar için, PVA hacim oranının arttırılması (%0,5'ten %2,0'ye), basınç dayanımını düşürmüştür (%7). Karışımların S/Ç oranlarının 0,35'ten 0,25'e düşürülmesi, harç fazının viskozitesini önemli ölçüde etkilediği ve bu durumun liflerinin dağılımını olumsuz etkileyerek liflerinin kusurlar gibi hareket ettiği ve sonuç olarak kompozitlerin basınç dayanımının azalmasına neden olduğu şeklinde açıklanmıştır.

Zhu ve diğer., (2014), UK, YFC ve silis dumanı olan yüksek hacimli mineral katkılarla üretilen ECC'nin mekanik özelliklerini incelemişlerdir. Bu amaçla, 12 farklı ECC karışımının yük-sehim eğrilerinde elde edilen parametreler ile basınç dayanımı arasındaki korelasyonu oluşturmaya çalışılmıştır. Sonuçlar, basınç dayanımının sırasıyla sehim, tokluk indeksi ve tokluğu ile ters orantılı olduğunu göstermiştir. Ancak basınç dayanımı; eğilme dayanımı ve ilk çatlama dayanımı ile doğru orantılı bir ilişkiye sahiptir. Bununla birlikte, ECC'nin UK ve YFC içeren basınç dayanımı sırasıyla %40 ve %14 azaltmıştır. Çimentonun %70'ini ikame eden üçlü bağlayıcı malzeme sistemi için, UK ve YFC kombinasyonu sadece ECC'nin sünekliğini değil, aynı zamanda yeterince güçlü matris dayanımını da koruyabilmiştir. Bu arada, UK ve

silis dumanı kombinasyonunun yalnızca basınç dayanımını arttırdığı, ancak ECC'nin tokluğunu zayıflattığı bildirilmiştir.

Said ve diğer., (2015), PVA liflerinin eklenmesi üzerine çimentolu kompozitin basınç dayanımında yaklaşık %15 oranında düşüş olduğunu bildirmiştir. Çavdar (2014), PVA makro liflerinin (l_f = 12mm ve d_f = 660µm) harç üzerindeki etkisini araştırmış ve % 0,5-1,5 aralığında lif içeren kompozitlerde kontrol numunesi için 61,7 MPa olan basınç dayanımının 39,2–47,8 MPa'a kadar düştüğünü bulmuştur. Aksine, Choi ve diğer., (2014) betonun basınç dayanımının PVA lif içeriği ile doğru orantılı olduğunu bildirmişlerdir. Pan ve diğer., (2015), PVA lif içeriğindeki artışlar, bir ECC kompozitinin basınç dayanımında sürekli bir azalmaya neden olmuştur. PVA liflerinin %1,2, %1,3 ve %1,4 hacim oranlarında dahil edilmesinin, basınç dayanımlarında kontrol numunesine kıyasla sırasıyla %9,6, %23,5 ve %2,3'lük azalma ile sonuçlandığını gözlemlemişlerdir.

Yu ve diğer., (2015) yüksek sıcaklıklara maruz kalan ECC'nin performansının anlaşılması için çok yüksek hacimli uçucu kül (UK/Ç= 4,4) ve PVA lifleri içeren ECC'nin kalan basınç dayanımlarını, 20 °C, 50 °C, 100 °C ve 200 °C sıcaklığa maruz kaldıktan sonra incelemişlerdir. Kontrol numuneleri (20 °C) haricinde, tüm numuneler bir elektrikli fırında 10 °C/dak ısıtma hızında 50 °C, 100 °C ve 200 °C hedef sıcaklıklara ısıtılmış ve sabit bir sıcaklık sağlamak için hedef sıcaklığa ulaşıldıktan sonra 1 saat tutulmuştur. Sonuçlara göre, ortam sıcaklığında deney yapılan kontrol numunelerine kıyasla basınç dayanımı 50°C'de %3,9 ve 100 °C'de %1,3 arttığı, ancak 200 °C'de %20 düştüğü bildirilmiştir. 200 °C'deki bu düşüş, "yüksek sıcaklığa maruz kaldıktan sonra zayıflamış lif ve lif-matris ara yüzünde liflerin dağıtılmış kompozit kusurları gibi davranış gösterdiği için muhtemelen daha düşük bir basınç dayanımına yol açtığı" şeklinde açıklanmıştır.

Ma ve diğer., (2015) yerli (Çin'de) iki farklı PVA lifi, uçucu kül ve kauçuk parçaları kullanarak yerel ECC'yi geliştirmiştir. Deneysel sonuçlarına göre basınç dayanımlarının 20-30 MPa aralığında değiştiği belirtilmiştir. Bu değişimin UK/Ç oranından kaynaklandığı belirtilmiştir. Bu oran arttıkça basınç dayanımları düşmüştür.

UK/Ç oranları 1,2, 1,5, 2,2, 3 ve 4 olduğunda basınç dayanımları sırasıyla 33-37 MPa, 32-36 MPa, 32-34 MPa, 27-29 MPa, 17-20 MPa'a kadar düştüğü belirtilmiştir.

PVA lifli ECC'de yapılan çalışmaya göre, UK/Ç oranını 1,2 (% 60 değiştirme) mertebesinde iken basınç dayanımlarının 35 MPa ila 60 MPa arasında olduğu ve bu oranın üstündeki değerlerde basınç dayanımının azaldığını belirlenmiştir (Rath ve diğer., 2015).

Zhang ve Zhang, (2018) yaptıkları çalışmada, ECC'nin maliyetini düşürmek için düşük maliyetli PVA lifi içeren yeni ECC'ler geliştirmişlerdir. Kullanılan düşük maliyetli PVA liflerin geleneksel PVA liflerden iki farkı vardır; **1)** yüzey yağ kaplaması yoktur, **2)** Görece olarak düşük çekme dayanımına sahiptir (geleneksel PVA lifleri 1600 MPa iken, düşük maliyetli liflerin 1300 MPa'dır). Düşük maliyetli PVA liflerinin kullanımıyla karışımlarda yüksek uçucu kül içeriği, viskozite değiştirici katkı (VDK), uçucu kül senosfer (UKS) ve kauçuk parçaları kullanıldığı belirtilmiştir. Geleneksel PVA lifli ECC, düşük maliyetli PVA lifli ECC, viskozite modifiye edici katkılı düşük maliyetli PVA lifli ECC, yüksek oranda uçucu kül içeren düşük maliyetli PVA lifli ECC, uçucu kül senosfer (UKS) içeren düşük maliyetli PVA lifli ECC ve kauçuk parçaları içeren düşük maliyetli PVA lifli ECC karışımların basınç dayanımları sırasıyla 46, 46, 44, 30, 36 ve 33 MPa'dır.

Yu, Yao, Lin, Li, ve diğer., (2018) malzeme maliyetini düşürmek ve sürdürülebilirliği iyileştirmek için yaygın olarak kullanılan PVA liflerinin geri dönüştürülmüş polietilen tereftalat (PET) liflerle değiştirilme potansiyelini araştırmışlardır. PET liflerin bir kısmına yüzey kaplama işlemi uygulanmış (T-PET) bir kısmına ise uygulanmamıştır (U-PET). Basınç dayanımı sonuçlarına göre, tüm kompozitler 28 günlük yaşta yaklaşık 35 MPa ve hızlandırılmış yaşlanmadan sonra 48 MPa üzerinde basınç dayanımına ulaştığı bildirilmiştir. Genel olarak bakıldığında, U-PET lifli karışımlar, T-PET liflere göre biraz daha yüksek basınç dayanımı göstermiştir. PVA ve PET liflerin hibrit edilerek kullanılması basınç dayanımına katkısı olmadığı bildirilmiştir.

5.3.3.3 PP Lifli ECC'lerin Basınç Performansı

Felekoğlu ve diğer., (2014) HTPP lifler kullanılarak üretilen ECC'nin çekme özellikleri üzerine matris akışkanlığı, lif karıştırma prosedürü ve kür koşullarının etkileri araştırmışlardır. Düşük akışkanlığa sahip karışımların yüksek akışkanlığa sahip karışımlara kıyasla biraz daha düşük basınç dayanımı gösterdiği belirtilmiştir. Bu durumun nedeni, kohezif bir karışımın karıştırılması sırasında hava sürüklenmesine bağlanmıştır. Çeşitli kürleme koşulları arasında, havada kürlenen (30 ile 40 MPa arasında) numuneler için en düşük basınç dayanımı değerlerine sahip olduğu ve bu durumun iki nedeni olduğu belirtilmiştir; **1)** Karışımların düşük S/Ç (yalnızca 0,23) oranına sahip olduğundan, hava küründe çimento hidratasyon derecesi sınırlıdır, **2)** Kuruma büzülmesinin neden olduğu mikro çatlama, basınç dayanımı değerlerini olumsuz etkilemiştir.

Zhang ve Li (2015) hacimce %1,5 oranında HTPP lif kullanarak ısı yalıtım özelliği, püskürtülebilirlik, hafiflik ve gelişmiş mekanik özelliği birleştiren püskürtmeyle uygulanan yangına dayanıklı (spray-applied fire-resistive-SFR) ve 550 kg/m^3 kadar düşük yoğunluk sergileyen yeni bir SFR-ECC'yi geliştirmiştir. Bu kapsamda geliştirilen karışımın basınç dayanımı 3,46±0,2 MPa olarak ölçülmüştür. Bu değerin, çeşitli şartnamelerdeki orta yoğunluklu SFR'nin gereksinimini (352–640 kg/m^3) karşıladığı bildirilmiştir.

Simões ve diğer., (2017) kum içeren (0,4 mm) ECC karışımın basınç dayanımının, PP lif oranındaki (l_f = 12 mm ve d_f = 34–45 mm) 0,5 ila 2,0 hacim oranı arasında artışla kademeli olarak arttığını bildirmiştir. Yapılan araştırmalara göre PP lifin; hafif ve ince ila orta büyüklükteki agregalara sahip betonların basınç dayanımını iyileştirmede etkili olabileceği görülmüştür.

Jin ve Li (2019), HTPP-ECC'yi, yüksek beton kulelerde koruyucu kaplama olarak kullanılması için hafif dolgu malzemesi olarak uçucu kül senosferi ile birlikte kullanılmasıyla 1810 kg/m^3 yoğunluğa sahip hafif bir ECC elde etmiştir. Bu yeni geliştirilen ECC'nin basınç dayanımı 28 günlük su küründen sonra 30–32 MPa'dır. Bu

değer, ACI 213'te belirtilen hafif yapısal betonun minimum basınç dayanımının neredeyse iki katı olduğu bildirilmiştir.

Zhu ve diğer., (2020), daha sürdürülebilir ve uygun maliyetli bir ECC geliştirmeyi amaçlamışlardır. Sıradan Portland çimentosu (PÇ) ve geleneksel ECC'de yaygın olarak kullanılan PVA lifi, sırasıyla kireçtaşı kalsine edilmiş kil çimentosu (limestone calcined clay cement-LC3) ve HTPP lif ile değiştirilmiştir. ECC matris bileşenlerinde PÇ, metakaolin, kireçtaşı tozu, uçucu kül kullanılmıştır ve PÇ-ECC matris karşımdaki oranları sırasıyla 1, 0, 0, 2,2 iken LC3-ECC'de sırasıyla 0,55, 0,30, 0,15 ve 2,2'dir. Hem PÇ-ECC'de hem de LC3-ECC'de hacimce %2 oranında HTPP lif kullanılmıştır. ECC basınç dayanımı, üç su-bağlayıcı oranında (0,30, 0,20, 0,16) incelenmiştir. Havada (20±3 °C, %40±5 Bağıl Nem) 28 gün kürlendikten sonra PÇ-ECC ve LC3-ECC'nin basınç dayanımları belirlenmiştir. S/B oranı 0,3'ten 0,16'ya düştüğünde, LC3-ECC'nin basınç dayanımı 20'den 47,3 MPa'ya ve PÇ-ECC'nin basınç dayanımı 28,6'dan 53,6 MPa'a yükselmiştir. Kompozit basınç dayanımı, LC3-ECC için aynı S/B oranında PÇ-ECC'den daha düşük olsa da, S/B azaldıkça dayanım farkı küçülür. Bu durumun nedeni; "LC3'ün etkili su/çimento oranı PÇ'nin neredeyse iki katı olduğu ve bu nedenle, düşük S/B oranına (0,16) ve hava ile kürlemeye rağmen, LC3-ECC, PÇ-ECC'den daha yüksek bir hidrasyon derecesine ulaşarak daha küçük bir dayanım farkına yol açtığı" şeklinde açıklanmıştır.

Zhu ve diğer., (2021) malzemenin çevreye duyarlılığını ve dayanıklılığını artırmak için kalsine edilmiş kil kireçtaşı çimentosu (calcined clay limestone cement-LC3), kalsiyum sülfoalüminat (CSA) genleşen katkı maddesi (expansive additive) ve HTPP lif kullanılarak püskürtülebilir bir ECC geliştirilmiştir. Karışımlarda ağırlıkça S/B oranı 0,3, HTPP lifi hacimce %2, süperakışkanlaştırıcı bağlayıcı ağırlığının %0,7, %0,8 ve %0,9'u oranlarında kullanılmıştır, Dökme ECC'ye kıyasla püskürtülmüş ECC basınç dayanımında %10 düşüş olduğu bulunmuştur (22,1 MPa'dan 20,0 MPa'a).

Yukarıda Bölüm 5.3.1, 5.3.2 ve 5.3.3'de açıklanan bazı ECC çalışmalarının mekanik özellikleri Tablo 5.1'de özetlenmiştir.

Tablo 5.1 Literatürdeki bazı ECC çalışmalarının mekanik özellikleri

Sıra No	Referanslar	Lif türü ve hacimce oranı	**Eğilme Performansı**				**Çekme Performansı**			**Basınç Performansı**		Çekme dayanımı / Basınç dayanımı, (%)
			Eğilme dayanımı (MPa)	Sehim kapasitesi (mm)	Sehim / mesnet açıklığı (%)	Eğilmede tokluk indeksi	Çekme birim şekil değişimi (%)	Çekme dayanımı (MPa)	Çekme tepe noktası tokluk değeri (kJ/m^3)	Basınç dayanımı (MPa)	Elastisite Modülü (GPa)	
1	Ahmed ve diğer., (2007)	%2,5 PE	6	8	3,3	66,1	X	X	X	X	X	X
2	Kamal ve diğer., (2008)	%0,5 - %1 - 1,5 PE	X	X	X	X	0,58 - 1,76 - 2,8	3,8 - 6,9 - 10	X	94 - 94 - 96	33,8 - 31 - 31,5	4 - 7,3 - 10,4
3	Ahmed ve Maalej (2009)	%2 PE	X	X	X	X	4,4	2,9	X	X	X	X
4	Sirijaroonchai ve diğer., (2010)	%1 - %1,5 - %2 PE	X	X	X	X	1,61 - 1,24 - 0,61	3,15 - 3,24 - 3,09	X	55 - 52 - 50	X	5,7 - 6,2 - 6,2
5	Ranade, Li, Stults, Heard, ve diğer., (2013)	%2 PE	31,8	7,7	2,5	X	3,4	14,5	380	166	48,4	8,7
6	Choi ve diğer., (2014)	%0,5 -%1 - 1,5 PE	4,27- 5,59 - 6,66	X	X	X	X	2,64 - 3,27 - 3,10	X	39 - 36 - 29	14,1 - 12,7 - 12,6	6,8 - 9,1 - 10,7
7	Said ve Razak (2015)	%1 - %1,5 - %2 - %2,5 PE	6,8 - 7,1 - 8,8 - 8,7	23,9 - 34,4 - 49,7 - 13,1	4,4 - 6,4 - 9,2 - 2,4	15 -19 - 22 - 28	2,3 - 3 - 4,6 - 3,3	4,2 - 4,7 - 5,3 - 4,9	X	40 - 65	X	X
8	Choi, Lee, ve diğer., (2016)	%1,75 PE	X	X	X	X	7,5	13,1	670	55	X	23,8
9	Choi, Song, ve diğer., (2016)	%1,75 PE	X	X	X	X	5,9 - 4,9	6,0 - 9,8	X	31 -76	X	12,9 - 19,1
10	Yu ve diğer., (2017)	%2 PE	X	X	X	X	7,98 - 8,49 - 11,98	6,52 - 17,84 - 6,07	X	53 - 122 - 46	24,9 - 40,9 - 25,8	12,3 - 14,6 - 13,2
11	Curosu ve diğer., (2017)	%2 PE	X	X	X	X	3,9	7,6	227	134	X	5,7
12	He ve diğer., (2017)	%1,5 PE	X	X	X	X	2,3	15	270	153	X	9,8

Tablo 5.1 Devamı

Sıra No	Referanslar	Lif türü ve hacimce oranı	Eğilme Performansı				Çekme Performansı			Basınç Performansı		Çekme dayanımı / Basınç dayanımı, (%)
			Eğilme dayanımı (MPa)	Sehim kapasitesi (mm)	Sehim / mesnet açıklığı (%)	Eğilmede tokluk indeksi	Çekme birim şekil değişimi (%)	Çekme dayanımı (MPa)	Çekme tepe noktası tokluk değeri (kJ/m^3)	Basınç dayanımı (MPa)	Elastisite Modülü (GPa)	
13	Choi, Jang, Kwon ve Lee (2017)	%1,25 - 1,5 - 1,75 PE	X	X	X	X	1,24-3,70-4,05	11,4-12,9-14,6	117 - 393 - 454	125 - 124 - 124	X	9 - 10,5 - 11,5
14	Nematollahi ve diğer., (2017)	%2 PE	X	X	X	X	5,5 - 5,9	3,3 - 4,2	X	34 - 44	X	9,7 - 9,6
15	Yu, Li, Yu, Xiao, ve diğer., (2018)	%2 PE	11,7 - 16,9 - 26,8	11,5 - 6,9 - 7,1	2,3 - 1,4 - 1,4	3,3 - 3,6 - 4,6	13,6 - 12,0 - 8,7	5 - 6,1 - 19,2	X - X - >1500	13 - 46 - 119	8,94 - 25,8 - 41,2	38,5 - 13,3 - 16,1
16	Yu ve diğer., (2018)	%2 PE	25,8	10,7	2,5	X	8,2	17,4	> 1500	122	41,2	14,3
17	Zhan ve diğer., (2018)	%1,5 PE	X	X	X	X	13,6 - 10,6 - 12,0	5 - 8,6 -6,1	X	25 - 35 - 46	23,7 - 20,3 - 25,8	20 - 24,6 - 13,3
18	Yu, Dai, Lu ve Poon (2018)	%2,0 PE	X	X	X	X	5,9 - 8,0 - 7,6	11,0 - 16,5 - 17,4	649 - 1036 - 1099	149	44,7 - 45,4 - 42,4	7,4 - 11,1 - 11,7
19	Chen ve diğer., (2018)	%2,2 PE	X	X	X	X	4,6	8,4	X	148	X	5,7
20	Ding ve diğer., (2018a)	%1,5 PE	X	X	X	X	8,0 - 10,1 - 9,0 - 11,1 - 10,6	16,5 - 13,2 - 11,4 - 9,5 - 6,2	1036 - 997 - 757 - 816 - 528	115 - 94 - 77 - 64 - 43	36 - 33 - 26 - 24 - 16	14 - 15
21	Yu, Li, Yu, Wang, ve diğer., (2018)	1,25 - 3,0 PE	X	X	X	X	2,2 - 7,9	10,3 - 17,9	X	X	X	X
22	Zhou ve diğer., (2018)	%2 PE	30,3	1,82	1,52	X	9,1	15,5	1094	100	X	15,5
23	Lei ve diğer., (2019)	%2 PE	35	X	X	X	6,5	7	X	163	X	4,3
24	Ye ve diğer., (2019)	%2 PE	X	X	X	X	3 - 6	8,5 - 11,5	325 - 725	83 - 115	X	7,4 - 9,8
25	Zhang ve diğer., (2019)	%2 PE	X	X	X	X	4,2 - 7,0 - 6,7 - 12,5 - 11,2	9,7 - 10,9 - 8,4 - 8,8 - 8,1	X	85 - 88 - 81 - 65 - 71	20,4 - 20,1 - 18,2 - 19,6 - 19,4	11,4 - 13,5

Tablo 5.1 Devamı

Sıra No	Referanslar	Lif türü ve hacimce oranı	**Eğilme Performansı**				**Çekme Performansı**			**Basınç Performansı**		Çekme dayanımı / Basınç dayanımı, (%)
			Eğilme dayanımı (MPa)	Sehim kapasitesi (mm)	Sehim / mesnet açıklığı (%)	Eğilmede tokluk indeksi	Çekme birim şekil değişimi (%)	Çekme dayanımı (MPa)	Çekme tepe noktası tokluk değeri (kJ/m^3)	Basınç dayanımı (MPa)	Elastisite Modülü (GPa)	
26	Choi ve diğer., (2019)	%2 PE	X	X	X	X	6,1	14,9	570	54	X	27,9
27	Wang ve diğer., (2019)	%1,5 PE	X	X	X	X	12,3	5,1	X	16 - 22	X	30,0
28	Fan ve diğer., (2020)	%1 PE	22	3,6	3,0	13,7	4,8	5,5	2275	60	20,2	9,2
29	Choi ve diğer., (2020)	%1,5 PE	X	X	X	X	7,5	8,5	X	37	X	23,0
30	Li ve diğer., (2020)	%2 PE	X	X	X	X	8,7 - 11,0	11,2 - 12,1	X	115 - 131	49 - 53	9,2 - 9,8
31	Yu ve diğer., (2020)	%2 PE	18,6 - 21,1	2,8 - 8,0	X	X	7,2 - 9,7	3,8 - 5,3	X	31,1 - 36,8	X	10,3 - 17,0
32	Ding ve diğer., (2021)	%2 PE	X	X	X	X	7,3 - 6,0 - 7,5	15,0 - 17,0 - 14,5	980 - 870 - 820	142 - 148 - 138	X	10,5 - 11,5 - 10,5
33	Ahmed, Maalej ve Paramasıvam (2003)	%2,5 PVA	7,30	4,82	2,0	45,5	X	X	X	X	X	X
34	Wang ve Li (2006)	%2 PVA	11 - 16	14 - 11	5 - 3,9	X	2,4 - 2,8	3,0 - 5,4	X	65 - 75	20,4	4,6 - 7,2
35	Kim ve diğer., (2007)	%2 PVA	X	X	X	X	3,6	5,2	X	X	X	X
36	Yang ve diğer., (2007)	%2 PVA	X	X	X	X	2,7 - 3,7	3,5 - 6	X	21 - 53	X	5,1 - 15,4
37	Wang ve Li (2007)	%2 PVA	X	X	X	X	4,1 - 4,8	4,5	X	28 - 40	X	10,6 - 15,5
38	Arisoy ve Wu (2008)	%1,5 PVA	4 - 11	20	7,2	X	X	X	X	X	X	X
39	Kim ve diğer., (2009)	%2 PVA	X	X	X	X	0,7 - 2,1 - 1,0 - 3,7	1,3 - 3,4 - 5,0 - 5,2	X	26 - 44	X	5,0 - 13,1 - 11,4 - 11,8

Tablo 5.1 Devamı

Sıra No	Referanslar	Lif türü ve hacimce oranı	**Eğilme Performansı**				**Çekme Performansı**			**Basınç Performansı**		Çekme dayanımı / Basınç dayanımı, (%)
			Eğilme dayanımı (MPa)	Sehim kapasitesi (mm)	Sehim / mesnet açıklığı (%)	Eğilmede tokluk indeksi	Çekme birim şekil değişimi (%)	Çekme dayanımı (MPa)	Çekme tepe noktası tokluk değeri (kJ/m^3)	Basınç dayanımı (MPa)	Elastisite Modülü (GPa)	
40	Hedong ve diğer., (2009)	%2 PVA	16	32,6	10,9	X	4,41	4,75	X	37	17,8	12,8
41	Yu ve Li (2009)	%2 PVA	X	X	X	X	5,5	6,1	X	X	X	X
42	Zhou ve diğer., (2010)	%2 PVA	12 - 14	2,0 - 3,9	1,82 - 3,55	X	1,7 - 3,3	3,5 - 4,0	X	38 - 55	X	9,2
43	Yang ve diğer., (2010b)	%2 PVA	15,4 - 16,9 - 14,9 - 12,3	11,0 - 14,4 - 16,2 - 19,4	3,7 - 4,8 - 5,4 - 6,5	21,5 - 35,8 - 44,2 - 54,7	X	X	X	62 - 46 - 38 - 35	X	X
44	Şahmaran ve diğer., (2011)	%2 PVA	X	X	X	X	2,7 - 3,0	5,1 - 4,8	X	64 - 21 / 52 - 20	800 dercede %80 azalma	X
45	Zhu ve diğer., (2012)	%2 PVA	5,4 - 6,3 - 6,8 - 6,8	23 - 28 - 22 - 20	7,7 - 9,3 - 7,3 - 6,7	56 - 54 - 46 - 52	3,2 - 3,8 - 3,6 - 3,4	4,7 - 4,9 - 5,0 - 5,3	X	43 - 48 - 54 - 56	X	10,9 - 10,2 - 9,3 - 9,5
46	Şahmaran ve diğer., (2012)	%2 PVA	9,4 - 12,7	3,2 - 5,9	1,1 - 1,9	X	X	X	X	45 - 70	X	X
47	Li (2012)	2 PVA	11,9-18,8-5,6-2,7	0,5 - 0,4 - 0,2 - 0,2	X	X	X	X	X	47 - 39 - 31 - 11	X	X
48	M. Li ve Li, (2013)	%2 PVA	X	X	X	X	0,3 - 3,5	4,0 - 4,7	X	X	X	X
49	Li ve diğer., (2009)	%2 PVA	10,2 - 9,0	4,2 - 1,9	1,2 - 0,5	X	X	X	X	55	X	X
50	Atahan ve diğer., (2013)	%1,5 - %2 PVA	8,1 - 9,7	X	X	3,1 - 4,2 kN/m	X	X	X	71 - 75	X	X
51	Zhu ve diğer., (2014)	%2 PVA	4,3 - 8,2	7,7 - 28,2	2,4 - 8,8	25 - 62	X	X	X	40 - 75	X	X
52	Tosun-Felekoğlu ve diğer., (2014)	%2 PVA	X	X	X	X	0,4 - 2,5	4,9 - 7,1	X	70 - 75	X	6,5 - 10,1

Tablo 5.1 Devamı

Sıra No	Referanslar	Lif türü ve hacimce oranı	**Eğilme Performansı**				**Çekme Performansı**			**Basınç Performansı**		Çekme dayanımı / Basınç dayanımı, (%)
			Eğilme dayanımı (MPa)	Sehim kapasitesi (mm)	Sehim / mesnet açıklığı (%)	Eğilmede tokluk indeksi	Çekme birim şekil değişimi (%)	Çekme dayanımı (MPa)	Çekme tepe noktası tokluk değeri (kJ/m^3)	Basınç dayanımı (MPa)	Elastisite Modülü (GPa)	
53	Yu ve ve Leung (2014)	%2 PVA	X	X	X	X	4,5	5,4	X	56	X	9,6
54	Lin ve diğer., (2014)	%2 PVA	14,5 - 14,7	0,98 - 1,15	0,33 - 0,38	107 -77 Nm	X	X	X	X	X	X
55	Çavdar (2014)	%1,2 PVA	9,6 - 8,5	2,1	X	X	X	X	X	41 - 8	23,2 - 8,5	X
56	Pan ve diğer., (2015)	%1,6 - %2 PVA	10,2 - 12,0	26 - 40	8,7 - 13,3	X	4,5	4,4	X	30	18	14,7
57	Yu ve diğer., (2015)	%2 PVA	X	X	X	X	2,7 - 3,7 - 4,7 - 3,1	3,8 - 4,1 - 4,9 - 4,0	X	17 - 18 - 17 - 14	X	22,3 - 22,7 - 28,9 - 28,6
58	Ma ve diğer., (2015)	%2,0 - %2,5 PVA	X	X	X	X	3 - 6	4 - 5	X	20 - 37	X	X
59	Said ve diğer., (2015)	%2 - %2,5 - %3 PVA	5,2 - 5,9	8 -16	1,5 - 3,0	28 - 38	X	X	X	47 - 51	X	X
60	Sasmal ve Avinash (2016)	%2 PVA	7,2 - 11,3	0,23 - 0,69	X	X	X	X	X	X	X	X
61	Pakravan ve diğer., (2016)	%2 PVA	8,6	5	2,5	2,8	X	X	X	90	X	X
62	Khan ve diğer., (2017)	%2,1 PVA	X	X	X	X	4,2	5,2	X	X	X	X
63	Zhang ve Zhang (2018)	%2 PVA	X	X	X	X	1,2-5,2	4,41 - 5,56	X	30 - 46	13,1 - 18,4	10,0 - 15,4
64	Yu, Yao, Lin, Li, ve diğer., (2018)	%2 PVA	X	X	X	X	4,6 - 3,7	5,2 - 6,2	X	36 - 49	X	14,4 - 12,6
65	Yang (2008)	%2 HTPP	5,8 - 7,0	15 -27	5,9 - 10,6	X	2,5 - 5	2,0 - 2,5	X	21 - 53	X	X
66	Felekoğlu ve diğer., (2009)	%1 PP	5,5 - 7,0	0,5 - 0,7	0,4 - 0,5	2500 - 3000 N.mm	X	X	X	X	X	X

Tablo 5.1 Devamı

Sıra No	Referanslar	Lif türü ve hacimce oranı	**Eğilme Performansı**				**Çekme Performansı**			**Basınç Performansı**		Çekme dayanımı / Basınç dayanımı, (%)
			Eğilme dayanımı (MPa)	Sehim kapasitesi (mm)	Sehim / mesnet açıklığı (%)	Eğilmede tokluk indeksi	Çekme birim şekil değişimi (%)	Çekme dayanımı (MPa)	Çekme tepe noktası tokluk değeri (kJ/m^3)	Basınç dayanımı (MPa)	Elastisite Modülü (GPa)	
67	Felekoğlu ve diğer., (2014)	%2 HTPP	X	X	X	X	1,9 - 3,9	2,5 - 4,3	X	30 - 40	X	5,2 - 14,3
68	Zhang ve Li (2015)	%1,5 HTPP	X	X	X	X	1,8 - 3,0	1,0	X	3,4	X	29,4
69	Felekoğlu ve diğer., (2016)	%2 HTPP	8,5 - 10,5	5 - 9	1,9 - 3,5	5000 - 10000 N.mm	X	X	X	X	X	X
70	Gödek ve diğer., (2017)	%2 HTPP	10,9	13,2	5,1	X	X	X	X	X	X	X
71	Tosun-Felekoğlu ve diğer., (2017)	%2 HTPP	5,0 - 12,3	3,4 - 12,6	1,3 - 4,8	2287 - 14739 N.mm	X	X	X	X	X	X
72	Simões ve diğer., (2017)	%1,5-%2 PP	6,1 - 8,0	1,3 - 1,7	1,1 - 1,4	15,8 - 20,6	X	X	X	X	X	X
73	Jin ve Li (2019)	%2 HTPP	4,0	1,8	0,6	X	2,0 - 2,5	3,1	X	30 - 32	9	10
74	Gödek ve diğer., (2019)	%2 HTPP	3,22 - 4,18	3,82 - 5,75	1,3 - 2,0	1928 N.mm	X	X	X	X	X	X
75	Zhu ve diğer., (2020)	%2 HTPP	X	X	X	X	6,0 - 8,9	3,2 - 5,3	X	21 - 46	X	11 - 16
76	Zhu ve diğer., (2021)	%2 HTPP	5,6 - 5,9	7,4 – 8,1	3,0 - 3,2	X	5,7	2,6	X	20 - 22	X	

* X: Çalışmada bu özellikle ilgili bilgi mevcut değildir.

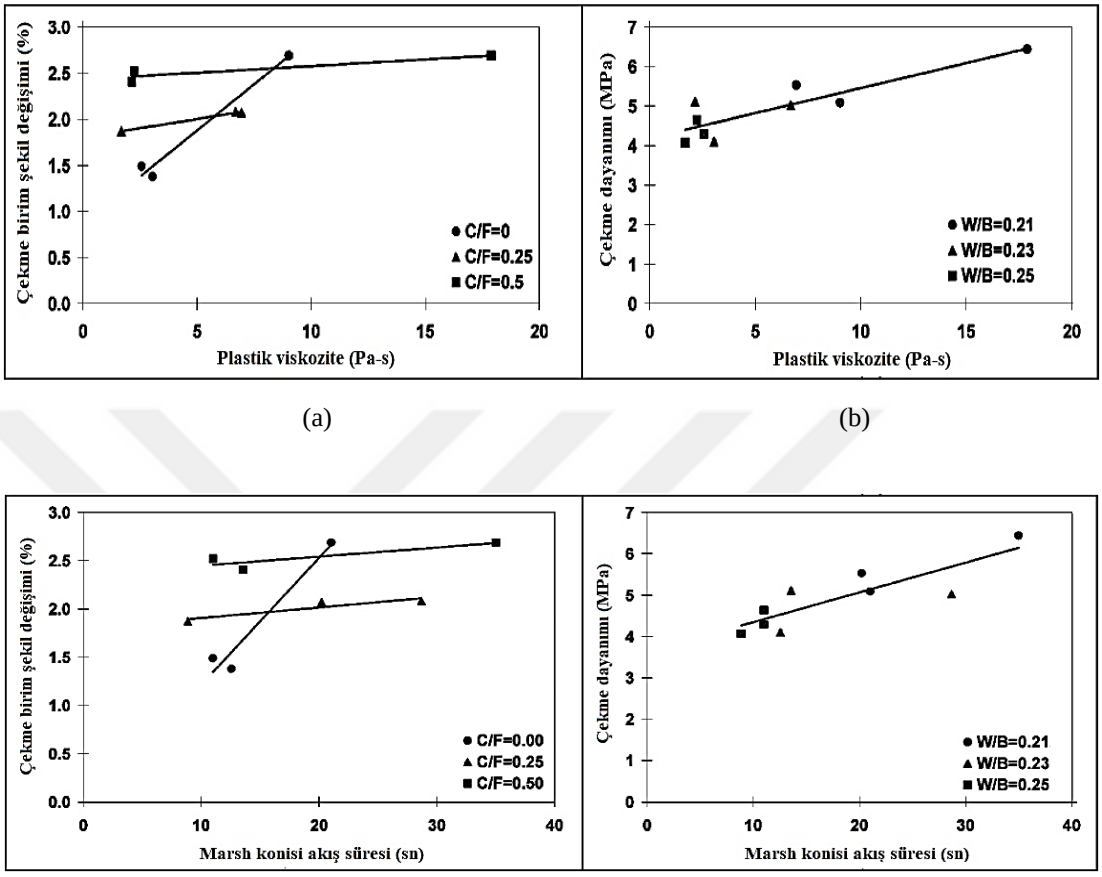
5.4 Taze Ve Sertleşmiş Hal Özellikleri Arasındaki İlişkiler

Mikro mekanik tasarım kısıtlamalarına rağmen, pratik uygulamalar matrisin işlenebilirliği ve reolojik özelliklerinin lif dağılım homojenliğini etkileyebileceğini ve bunun da kompozit mekanik özelliklerle doğrudan ilgilendiğini göstermektedir (Şahmaran ve diğer., 2013).

Bir araştırma, plastik viskozitenin, karışımlarda daha iyi lif dağılımını ve köprüleme verimliliğini destekleyebildiğinden mekanik özellikleri geliştirdiğini göstermektedir (Yang ve diğer., 2009). Bununla birlikte, daha iyi lif dağılımı için yüksek plastik viskozite istenirken, eşik kayma gerilmesi ile mekanik özellikler arasında hiçbir korelasyon bulunmamasına rağmen, ECC'nin daha yüksek şekil değiştirme davranışı sergileyebilmesi için düşük eşik kayma gerilmesinin gerekli olduğu belirtilmiştir (Yang ve diğer., 2009).

Yang ve diğer., (2009) ECC'nin reolojik özelliklerin mekanik özellikleri üzerindeki etkisini araştırmışlardır. ECC matrisinin plastik viskozitesi ve bağıl eşik kayma gerilmesi, ECC kompozitinin çekme dayanımı ve çekme şekil değişim kapasitesi üzerine etkisi Şekil 5.16(a) ve (b)'de gösterilmiştir. Görülebileceği üzere, ECC 'nin plastik viskozitesi ve çekme özellikleri arasında güçlü bir korelasyon bulunmuştur. Plastik viskozite ve marsh koni akış süresi arasındaki korelasyon nedeniyle, marsh konisi akış süresi ile çekme özellikleri arasında da güçlü bir korelasyon bulunduğu belirtilmiştir (Şekil 5.16(c) ve (d)). Öte yandan, bağıl eşik kayma gerilmesi ile çekme özellikleri arasında bir ilişki olmadığı belirtilmiştir. Şekil 5.16(a) ve (c)'de gösterildiği gibi matris içeriğindeki C/F (C sınıfı uçucu kül /, F sınıfı uçucu kül) oran artışının ECC'nin çekme özellikleri üzerindeki etkisi, farklı C/F'ye dayalı olarak üç set halinde çizerek açıkça gözlemlenmiştir. Ek olarak, her bir C/F için çekme şekil değişim kapasitesi ile plastik viskozite arasında güçlü korelasyonlar bulunmuştur. Bu nedenle, C/F'ye ek olarak, plastik viskozite, çekme şekil değişim kapasitesini yöneten bir başka önemli faktördür. Bu gözlem, daha yüksek plastik viskoziteye sahip karışımlarda daha yüksek çekme şekil değişim kapasitesi ile sonuçlanan daha iyi lif dağılımının

(ayrışmayı önleme yoluyla) ve lif köprüleme verimliliğinin elde edilebileceğini göstermektedir (Yang ve diğer., 2009).

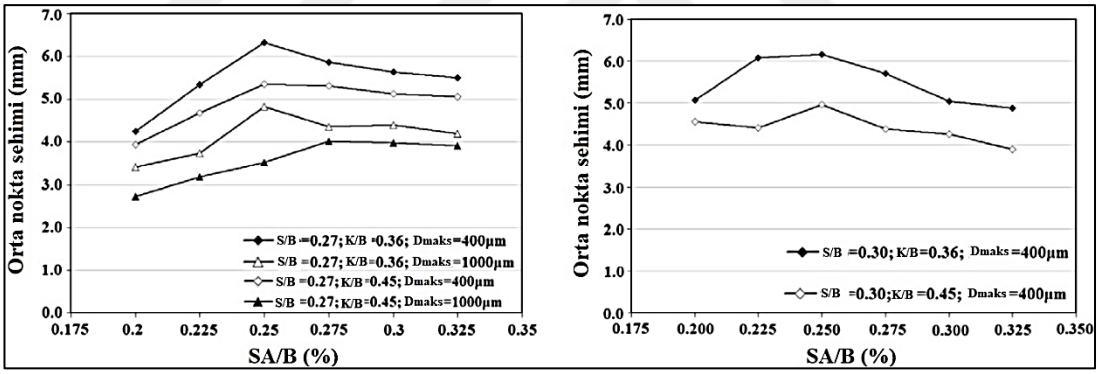


Şekil 5.16 ECC karışımının plastik viskozite ve Marsh koni akış süresi ile mekanik özellikleri arasındaki ilişki (Yang ve diğer., 2009)

Şekil 5.16(b), plastik viskozitenin artmasıyla çekme dayanımındaki genel artış eğilimini göstermektedir. Yine, daha yüksek viskozitede daha iyi lif dağılımı ve köprüleme verimliliği, daha yüksek çekme dayanımına katkıda bulunduğu belirtilmiştir (Yang ve diğer., 2009).

Sonuç olarak, uygun şekilde tasarlanmış malzeme bileşenlerine ek olarak yeterli viskozitenin, ECC'de yüksek çekme dayanımı ve yüksek çekme şekil değişim kapasitesi elde etmenin anahtarı olduğunu göstermektedir (Yang ve diğer., 2009).

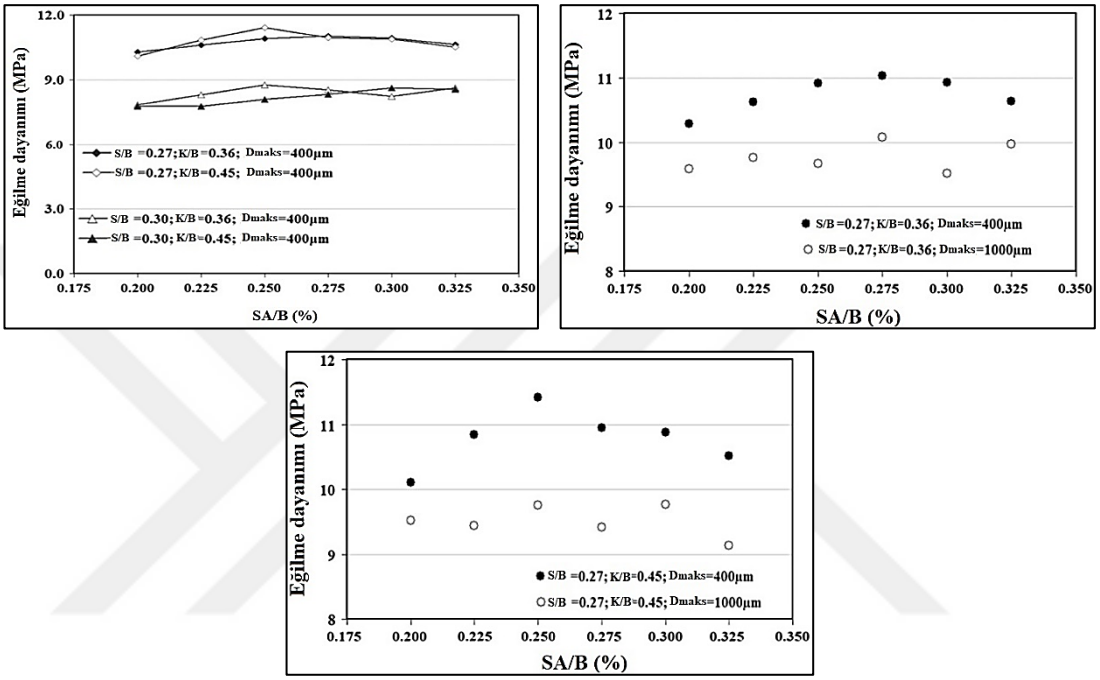
Şahmaran ve diğer., (2013) reolojik özelliklere etki eden su-bağlayıcı (S/B), kum-bağlayıcı (K/B), süper akışkanlaştırıcı-bağlayıcı (SA/B) oranları ve maksimum agrega boyutu (D_{maks}) gibi parametrelerinin mekanik özellikler üzerindeki etkisini araştırmıştır. Orta nokta sehim kapasitesi değerlerinin değişimine SA/B oranın etkisi, Şekil 5.17'de deney yapılan tüm ECC karışımları için gösterilmektedir. Şekil 5.17'de gösterildiği gibi, orta nokta sehim kapasiteleri, K/B ve D_{maks} tasarım parametrelerinin değişmesiyle belirgin şekilde değişmiştir. Bu iki parametrenin her ikisi de ECC karışımlarının sehim kapasitesini olumsuz etkilemektedir. SA/B parametresinin orta nokta sehim kapasitesi sonuçlarına göre, optimum SA/B oranı her iki S/B oranı için %0.25 olarak görünmektedir (Şekil 5.17). Ancak, Yang ve diğer., (2009) çalışma sonuçlarına göre, S/B oranındaki artışın ECC karışımlarının çekme şekil değişim kapasitesini iyileştirme eğiliminde olduğunu belirtmişlerdir. Bahsedilen karşıtlığın arkasındaki nedenin, Şahmaran ve diğer., (2013) yaptığı araştırmadaki dar tasarım aralığı S/B (0.27 ve 0.30) oranı olabileceği belirtilmiştir.



Şekil 5.17 Orta nokta sehimi değerlerinin değişimi (Şahmaran ve diğer., 2013)

İstatistiksel analiz sonuçlarına göre; eğilme dayanımının sırasıyla; S/B (%81,9), D_{maks} ve SA/B (%1,2) parametrelerinden etkilendiği belirtilmiştir. Çalışmada ECC karışımının eğilme dayanımı üzerinde K/B'nin sonuçlar üzerinde etkisinin istatistiksel olarak anlamsız olduğu belirtilmiştir. S/B oranındaki artış, katı taneler arasında daha fazla su olduğu ve sonuç olarak sertleşmiş durumda daha fazla boşluk olduğu anlamına gelir. Bunun sonucu olarak gözeneklilik artar ve sonuç olarak eğilme dayanımında azalmameydana gelmiştir (Haach, Vasconcelos ve Loureno, 2011). Şekil 5.18'de görüldüğü ve beklendiği gibi, K/B arttıkça eğilme dayanımı önemli ölçüde azalmıştır.

Herhangi bir belirli S/B, K/B ve SA/B oranı için maksimum agrega boyutundaki artışın (D_{maks} 400 μm'den 1000 μm'ye), ECC karışımlarının eğilme dayanımında hafif bir azalmaya yol açtığı belirtilmiştir. Bunun nedeni büyük olasılıkla, daha yüksek maksimum agrega boyutuna sahip kum durumunda PVA liflerinin homojen dağılımını azaltması şeklinde açıklanmıştır (Şahmaran ve diğer., 2013).

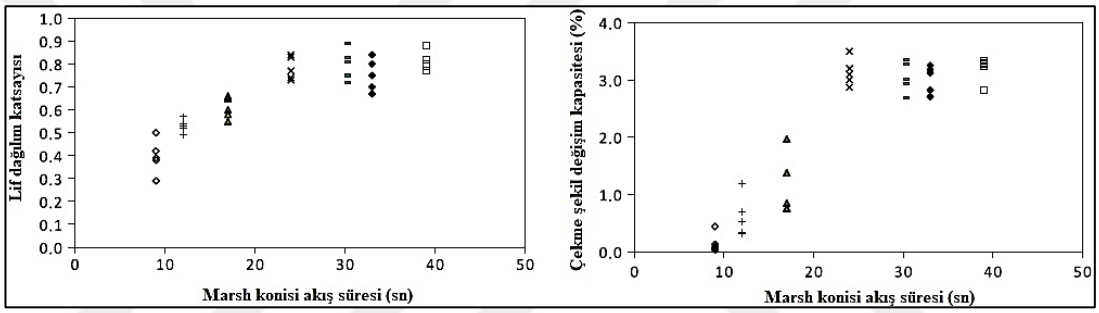


Şekil 5.18 Eğilme dayanımının değişimi (Şahmaran ve diğer., 2013)

M. Li ve Li, (2013), PVA lifleri eklemeden önce ECC matrisinin reolojik parametreleri ile PVA liflerinin dağılımı ve ECC kompozit çekme özellikleri arasındaki korelasyon araştırmıştır. Şekil 5.19(a), ECC matrisinde, lif dağılım katsayısının Marsh koni akış süresi ile arttığını da göstermektedir. Bu artan eğilim, Marsh koni akış süresi 24 saniyeye ulaştıktan sonra bir düzlüğe ulaşmıştır. 39 saniyelik Marsh koni akış süresinde, lif dağılım katsayısı için yüksek bir değere rağmen, ilk çatlak dayanımında ve çekme dayanımında bir azalma olduğu bildirilmiştir. İyi bir lif dağılımı için 24 ve 33 sn arasında "optimum" bir Marsh koni akış süresi aralığı olduğu idda edilmiştir. Diğer bir ifadeyle, daha yüksek plastik viskozite daha büyük boyut ve miktarda hava gözeneklerine yol açtıktan sonra bir düzlüğe ulaşır, bu da daha düşük net enine kesit alanı ve "en zayıf" kesitte daha düşük lif içeriğiyle sonuçlanır. Bu Marsh konisi akış süresi ile lif dağılım katsayısı ilişkisinin, homojene yakın lif

dağılımını elde etmek için ECC üretiminde reolojik kontrol için bir kılavuz olarak kullanılabileceği bildirilmiştir.

Şekil 5.19(b), ECC matrisi Marsh koni akış hızının PVA-ECC 'nin çekme şekil değişim kapasitesi üzerindeki etkisini göstermektedir ve lif dağılım katsayısı üzerindeki etkisine benzerdir. Çekme şekil değişim kapasitesi, Marsh koni akış süresi ile artar ve 24 saniyede bir düzlüğe ulaşır. Bu eğilim, ECC matris plastik viskozitesini kontrol ederek, Marsh konisi akış süresinin lif eklemeden önce 24 ila 33 saniye aralığına düşmesini sağlayarak, maksimum çekme şekil değişim kapasitesine ulaşabileceğini göstermektedir (M. Li ve Li, 2013).



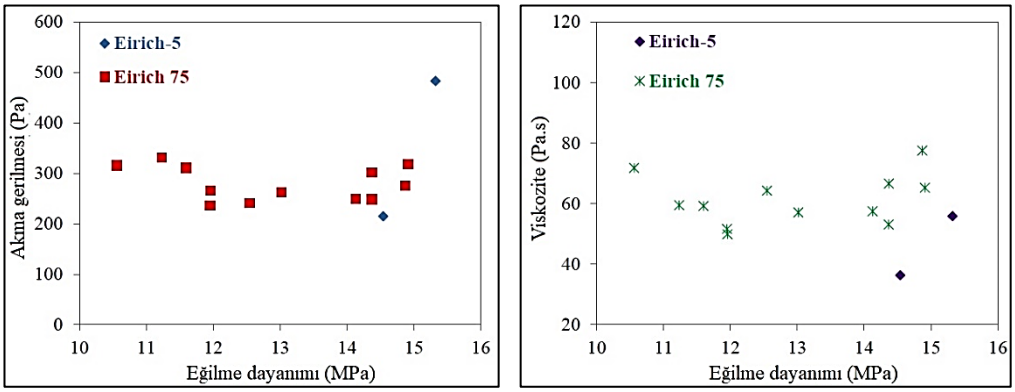
(a) (b)

Şekil 5.19 (a) Lif dağılım katsayısı ve marsh konisi akış süresi arasındaki ilişki, (b) Çekme şekil değişim kapasitesi ve marsh konisi akış süresi arasındaki ilişki (M. Li ve Li, 2013)

Franca (2018) PVA-ECC'de reolojik ve mekanik özellikler arasındaki ilişkileri incelemiştir. Sonuçlar, Şekil 5.20'de görüldüğü gibi, eğrilerin hem eşik kayma gerilmesi hem de viskozite için yukarı doğru hareket ettiği belirtilmiştir. Ayrıca, eşik kayma gerilmesi veya viskozitenin iki katına çıkarılmasıyla, eğilme dayanımında %50'den fazla bir değişkenliğin elde edildiği tespit edilmiştir.

Basınç dayanımı açısından bu korelasyonlarla ilgili olarak, Şekil 5.21'de, hem eşik kayma gerilmesi hem de viskozite eğrilerinin aşağı doğru hareket ettiği belirtilmiştir. Diğer bir değişle, belli bir noktaya gelene kadar basınç dayanımı artışıyla viskozite ve eşik kayma gerilmesinde artış olurken (MF matrisi - Orta derecede akıcılık, 370 mm yayılma çapı), bu noktadan sonra viskozite ve eşik kayma gerilmesi değerleri basınç

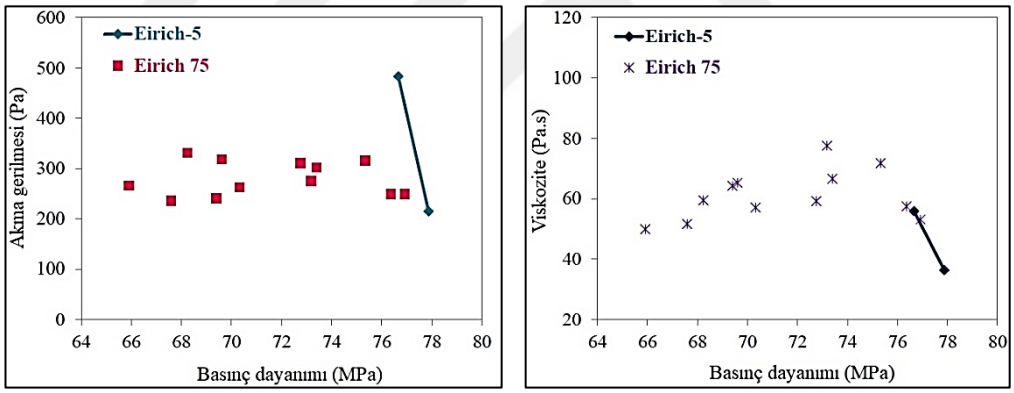
dayanımı artışıyla azalmaya başlar (LF matrisi - Düşük akıcılık, 300 mm yayılma çapı) (Franca, 2018).



(a) (b)

Şekil 5.20 Reolojik özellikler ve eğilme dayanımı arasındaki ilişki (a) Eşik kayma gerilmesi, (b) viskozite. (Franca, 2018)

* Eirich-5 ve Eirich-75; sırasıyla küçük ve büyük mikser kullanılarak hazırlanan karışımlardır.



(a) (b)

Şekil 5.21 Reolojik özellikler ve basınç dayanımı arasındaki ilişki (a) Eşik kayma gerilmesi, (b) viskozite (Franca, 2018)

Eşik kayma gerilmesi ile basınç dayanımı arasındaki korelasyon incelendiğinde, MF matrisi LF matrisi ile karşılaştırıldığında daha düşük basınç dayanımı gösterir, ancak eşik kayma gerilmesi açısından her ikisi de aynı aralıktadır (Şekil 5.21a). Bu nedenle eşik kayma gerilmesi kendi başına basınç dayanımını etkilemez. Bununla birlikte sonuçlar, muhtemelen süper akışkanlaştırıcı içeriğiyle bağlantılı iki farklı yönü vurgulamaktadır. Örneğin, formülasyonlarında daha fazla süper akışkanlaştırıcı içeren

MF matrisleri, artan hava içeriği nedeniyle düşük basınç dayanımına sahiptir (Franca, 2018).

Franca (2018) tarafından gerçekleştirilen çalışmanın başka bir sonucu ise, yüksek karıştırıcı verimliliği nedeniyle (Eirich-75 büyük mikser), eşik kayma gerilmesi açısından LF (daha az süper akışkanlaştırıcı) ile MF arasındaki farkların güçlükle tespit edilebilir hale geldiğidir. Tersine, küçük karıştırıcı (Eirich-5) kullanılarak hazırlanan karışımlar, mekanik özellikler çok fazla etkilenmemesine rağmen, reolojik davranışla ilgili süper akışkanlaştırıcı içeriğindeki farklılıklara daha duyarlıdır.

5.5 Lif Dağılımının ECC Performansına Etkisi

Liflerin çimentolu matriste homojen ve izotropik dağılımı, çekme yükü altında tutarlı ve kararlı çoklu çatlama davranışı sergileyecek ECC'lerin hazırlanmasında çok önemli bir adımdır. Bununla birlikte, çimentolu matrisin lif dağılım etkinliği temel olarak çoklu çatlamanın hem fizibilitesini hem de yoğunluğunu etkileyen taze reolojiye bağlıdır (M. Li ve Li, 2013). Lif köprüleme gerilmesi ve çatlak genişliği arasındaki ilişki ve özellikle lif köprüleme dayanımı, büyük ölçüde lif dağılım özelliklerine bağlıdır (Lee, Kim, Kim ve Kim, 2009). Tek eksenli gerilmeye maruz kalan bir numune için, zayıf lif dağılımı, numune içindeki "en zayıf" kesitte azaltılmış etkili bir lif dozajına yol açacaktır. Uygun olmayan etkili bir lif dozajı, en zayıf kısımda daha düşük bir lif köprüleme dayanımına neden olur, böylece lif köprüleme kapasitesinin daha erken tükeneceği belirtilmiştir (M. Li ve Li, 2013). Numune içinde lif dağılımı açısından en zayıf kesitteki lif dağılımı bilinirse, kompozitlerin çoklu çatlama potansiyelini kontrol etmek ve değerlendirmek mümkündür (Felekoğlu ve diğer., 2015).

Sertleşmiş durumda ECC'lerin çekme özellikleri ve eğilme özellikleri liflerin dağılımı ile yakından ilişkilidir ve iyi lif dağılımının varlığında daha iyi dayanım, tokluk ve çoklu çatlama özellikleri elde edilir (Boulekbache, Hamrat, Chemrouk ve Amziane, 2010; Stähli, Custer ve Van Mier, 2008). İyi bir lif dağılımı, çimento esaslı

malzemede daha yüksek lif dağılım katsayısı, yani liflerin daha homojen bir şekilde dağılması anlamına gelir.

Homojen lif dağılımı, lif köprüleme dayanımından, kritik kusur boyutundan ve çoklu çatlak doygunluk derecesinden sorumlu olan ECC'nin çekme şekil değişim kapasitesini arttırır (Tosun-Felekoğlu, Felekoğlu, Ranade, Lee ve Li (2014)).

İstenilen yüksek çekme şekil değişimini elde etmek için, lif ECC'nin matrisi boyunca eşit olarak dağıtılmalıdır. Ancak bazı durumlarda, homojen olmayan lif dağılımı nedeniyle, ECC'nin mekanik özelliklerinde istenmeyen değişkenlik katmasına ek olarak mekanik özellikleri düşürme eğilimindedir (Yang ve diğer., 2009).

İyi bir lif dağılımı elde etmek için Zhou ve diğer., (2012) lif eklemeden önce ECC harçlarının plastik viskozitesini kontrol etmeyi önermektedir. Başka bir çalışma, yüksek performanslı lifli çimento kompozitin (HPFRCC) homojen lif dağılımını sağlamak için 5,0 ila 14 Pa.s'lik bir plastik viskozite aralığı önermiştir (Choi, Choi, Song ve Lee, 2015; Choi, Yun, Cho ve Feo, 2014). Ayrıca, karıştırıcı tarafından tetiklenen kesme kuvveti nedeniyle, iyi bir lif dağılımı elde etmek için yüksek hızlı bir karıştırıcı ve daha uzun bir karıştırma süresi kullanılması uygundur (Choi ve diğer., 2015). Bazı yazarlar selüloz tozunu tek tip PVA lif dağılımını kolaylaştırmak için kullanmıştır ve böylece koloidal bir stabilizatör görevi görerek selüloz tozunun taze karışım reolojisini kontrol ettiğini bildirmiştir (Ahmed ve Mihashi, 2011). Cüruf tanelerinin kullanımının da lif dağılımını iyileştirdiği bildirilmiştir. Oksitlenmiş cüruf yüzeyinin oluşturduğu elektriksel bir çift katman, lifleri daha iyi dağıtarak harç matrisi akışına bir itici güç sağlamakta, dolayısıyla daha sünek bir kompozit elde edilmesini sağlayabilmektedir (Kim ve diğer., 2007).

Mekanik yükleme sonrası istenilen çekme şekil değişimi, çatlak genişliği ve yoğunluğu elde etmek için ECC'nin mikro mekanik tasarım teorisine ve üretim sürecine uygun olarak üretilmesi gerekmektedir. Aksi takdirde, uygun olmayan tasarım ve işleme üniform olmayan lif dağılımına, uygun olmayan kusur boyutuna ve

dağılımına veya çoklu çatlamaya elverişli olmayan diğer mikro yapılara yol açabilir (Yang ve diğer., 2009).

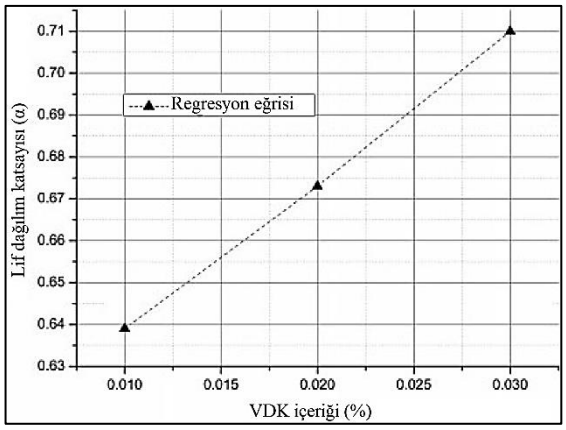
Hem kum/bağlayıcı hem de D_{maks} parametrelerinin süneklik üzerindeki azaltıcı etkisi, liflerin homojen dağılımını etkilemesine bağlanmıştır (Şahmaran ve diğer., 2013). Nispeten daha iri kuvars kumunun teşvik ettiği liflerin toplanması, matriste liflerin dağılmasını önler (Soroushian, Nagi ve Hsu, 1992).

Lee, Kim, Kim ve Kim (2009), floresan mikroskobu tekniği ve görüntü işleme analizi kullanarak ECC matrisindeki PVA lif dağılımı için yeni bir değerlendirme yöntemi geliştirmiştir. M. Li ve Li (2013), taze durumdaki lif dağılım katsayısı ile ECC kompozitinin çekme şekil değişim kapasitesi arasında güçlü bir pozitif korelasyon olduğunu bulmuştur. Ayrıca, PVA lifin hidrofilik özelliklerinin, karışımdaki lif dağılım homojenliğini güçlü bir şekilde etkilediği belirtilmiştir (Pakravan ve diğer., 2016).

Liflerin dağılımı, mikro çatlakları köprüleme etkisinden dolayı kompozitlerin mekanik performansını güçlü bir şekilde etkiler (Lee, Kim, Kim ve Kim, 2009). Said, Razak ve Othman (2015) PVA liflerin %3 oranında kullanılması durumunda ECC levhalarının eğilme davranışı üzerindeki etkilerini araştırmıştır ve lif içeriğindeki artışın eğilme performansını olumlu etkilediği bildirilmiştir.

Said ve diğer., (2015) PVA liflerin ECC levhalarının eğilme davranışı üzerindeki etkilerini araştırmıştır. Lif içeriğindeki artışın eğilme performansını ve ECC'lerin deforme olabilirliğini %3'e yükselttiğini buldu. Lif içeriği ve en-boy oranındaki artışın, çimento esaslı kompozit malzemenin işlenebilirliğini azalttığı bildirilmiştir.

Yu ve Li (2009) çimento ağırlığının %0, %0,015 ve %0,03'ü oranlarında viskozite düzenleyici katkı (VDK) kullanarak kendiliğinden yerleşen ECC matrisinin reolojisinde farklılık oluşturmuşlardır ve bu durumun sertleşmiş haldeki lif dağılımı üzerine etkisini araştırdılar. VDK oranının artmasıyla lif dağılım katsayılarında artış olduğu (Şekil 5.22) rapor edilmiştir.

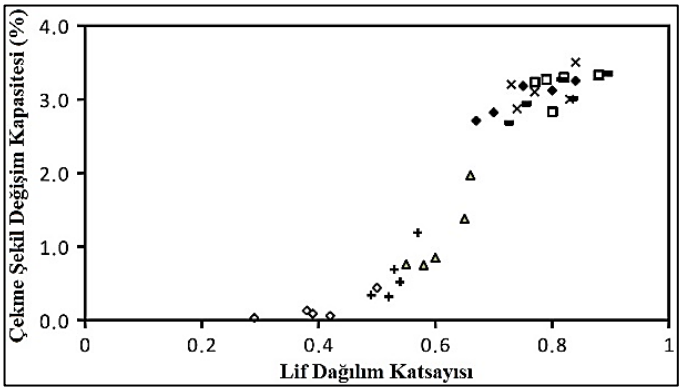


Şekil 5.22 Lif dağılım katsayısının VDK içeriği ile ilişkisi (Yu ve Li, 2009)

Zhou ve diğer., (2012), ECC karıştırma sırasını değiştirerek lif dağılımını iyileştirmeyi amaçlamışlardır. Bu amaçla standart ve tasarladıkları karışım dizileri olmak üzere iki karıştırma yönteminin PVA lif dağılımı üzerindeki etkisini incelediler. "Standart karıştırma dizisinde" (M1 ve M2) tüm katı ve sıvı malzemeler karıştırıldıktan sonra lifler eklenirken, "tasarlanmış karıştırma sırasında" (M1A ve M2A) katı malzemelerin sıvı malzeme ile karışımı iki aşamaya bölünür ve liflerin eklenmesi iki aşama arasındadır. Sonuçlara göre; tasarlanan karıştırma dizisi, çekme şekil değişim kapasitesinde ve ECC 'nin çekme dayanımında artışa neden olmuştur. Artışlar, daha yüksek su/toz malzeme oranına sahip karışımlarda daha belirgindir. "Standart karıştırma dizisi" ile karşılaştırıldığında, tasarlanmış karıştırma dizisinin ECC 'deki lif dağılımını iyileştirdiği rapor edilmiştir (Şekil 4.14a). Ayrıca lif dağılım katsayısı ve çekme şekil değişimi arasında iyi bir korelasyon bulunmuştur (Şekil 4.14b).

M. Li ve Li, (2013) PVA-ECC'de göçme kesitindeki lif dağılım katsayısının kompozit çekme şekil değişim kapasitesi üzerine etkisini araştırmıştır. Buna göre lif dağılım katsayısı ile ölçülen lif homojenliğinin, ECC çekme şekil değişim kapasitesi üzerinde güçlü bir etkiye sahip olduğu ve ikisi arasında belirgin bir pozitif korelasyon bulunduğu belirtilmiştir (Şekil 5.23). Daha düşük bir lif dağılım katsayısının, yalnızca çekme şekil değişim kapasitesini ve çekme dayanımını azaltmakla kalmadığı, aynı zamanda her iki özellikteki değişkenliği de arttırdığı bildirilmiştir. Ayrıca ECC'de lif

dağılım katsayısının düşük olmasının, çekme yükleri etkisinde şekil sertleşme davranışından şekil yumuşamasına geçişe neden olacağı belirtilmiştir.



Şekil 5. 23 Çekme şekil değişim kapasitesi ile lif dağılım katsayısı arasındaki ilişki (M. Li ve Li, 2013)

Felekoğlu ve diğer., (2015) yüksek dayanımlı polipropilen lifli çimentolu kompozitlerin (HTPP-ECC) mikro lif dağılımını ölçmek için bir metodoloji önermiştir. Bu amaçla, numunenin göçme bölümüne en yakın kesitin taramalı elektron mikroskobu (SEM) görüntüleri geri saçılmış elektron modunda (BEC) alınarak bir dizi görüntü işleme algoritması aracılığıyla analiz edilmiştir. Lif dağılım parametrelerinin geçerliliği, iki farklı HTPP-ECC'nin çoklu çatlama potansiyeli, çekme şekil değişimi (M24: %3,1, M37: %0,8) ve matris reolojisi (modifiye Marsh koni akış süresi; M24: 23 sn, M37: 40 sn) açısından karşılaştırarak kontrol edilmiştir. Sonuçlar, göçme bölümünde daha iyi bir lif dağılımının ve nispeten gözenekli matris yapısının kompozitlerin çoklu çatlama potansiyelini iyileştirdiğini göstermiştir. Önerilen metodoloji ile, mikro ölçekte lif dağılım değişiminin tespit edebildiği bildirilmiştir. HTPP-ECC'lerin düşük lif dağılımından nispeten yüksek matris viskozitesinin sorumlu olduğu vurgulanmıştır.

Tosun-Felekoğlu ve diğer., (2014) farklı dozajlarda süper akışkanlaştırıcı katkı kullanarak (10,2 ve 6,6 kg/m^3) iki farklı matris akışkanlığında elde edilen PVA-ECC 'lerin lif dağılımını floresan mikroskobu ve gelişmiş dijital görüntü analizi kullanılarak incelenmiştir. Bu çalışmada iki lif dağılım katsayısı hesaplama tekniği (α_{Lee} ve $\alpha_{Torigoe}$) çekme şekil değişimi ile korelasyonu açısından karşılaştırılmıştır. İki teknikten, lif dağılım katsayısı α_{Lee}'nin $\alpha_{Torigoe}$ ile karşılaştırılması durumunda, α_{Lee}'nin lif

dağılımını daha iyi temsil ettiği belirlenmiştir. Bu farklılık $\alpha_{Torigoe}$ katsayısını hesaplamak için kullanılan küçük n değerinden (kesit başına 15 görüntü) kaynaklanmaktadır. Matris akışkanlığı düşük olan (kohezif) karışımda lif dağılım katsayılarının daha yüksek olduğu belirtilmiştir. Ayrıca ECC'lerin çekme şekil değişimi ve çekme dayanımı, lif dağılım katsayıları α_{Lee} ile karakterize edilebileceği ve yüksek α_{Lee} değerinin, ECC 'nin çekme performansı için faydalı olduğu rapor edilmiştir.

Yoo, Kang, Lee ve Yoon (2013), lif dağılımının ultra yüksek performanslı lifli betonun eğilme performansı üzerindeki etkisini araştırmış ve göçme bölümündeki lif dağılımını görüntü analizi yöntemi ile ölçmüştür. Sonuçlar, taşıma kapasitesinin göçme bölümündeki lif dağılımı ile yakından ilişkili olduğunu göstermektedir.

Boulekbache ve diğer., (2010), lif yönelim faktörünün eğilme etkisindeki malzemenin davranışını yönettiğini belirlemiştir. Eğilme dayanımı, lif dağılımına ve yönelimine bağlıdır. Lif dağılımı daha homojen olduğunda ve eğilmenin yarattığı çekme gerilmeleri yönünde iyi yönlendirildiğinde, eğilme dayanımının önemli ölçüde iyileştirildiği bildirilmiştir. Liflerin betonun düşük eşik kayma gerilmesi ile iyi yönlendirilmesinin çoklu çatlak davranışına yol açtığı bulunmuştur. Bu, geleneksel donatılı betonda görülebileceği gibi, uzunlamasına yükleri aktarma işleminin bir sonucudur. Öte yandan, ilk çatlak dayanımı yüksek bir beton için tüm şekil değişimi sadece tek bir çatlakta lokalize olmaktadır. Bu durumun nedeni, liflerin yeterince birbirine bağlanmaması ve yönlendirilmemiş olmasıdır. Böylece yükler uzunlamasına transfer edilememekte ve dolayısıyla çoklu çatlak davranışı oluşmamaktadır.

Akkaya, Shah ve Ankenman (2001) yapılan bir çalışmada, lif dağılımının ekstrüde edilmiş PVA lifli kompozitlerin ardışık çoklu çatlaması üzerindeki etkisi araştırılmıştır. Çalışmada her çatlak konumundaki lifsiz alanların boyutu ve kompozitteki lif topaklanma yüzdesi istatistiksel yaklaşım kullanılarak hesaplanmıştır. Lifsiz alanların malzemede kusur gibi davranarak kompozitin çatlak gerilmesini azalttığı belirtilmiştir. Kompozitlerdeki lifsiz alanların boyutunun artmasıyla çatlak gerilmesinin düşmesi şeklinde güçlü bir ilişki gözlemlenmiştir. Lifsiz alanların

boyutunun düşmesiyle çatlak sayısında artışlar olduğu belirtilmiştir. Ayrıca ilk çatlak bölgesinde lif topaklanmasının varlığı numune tokluğunda düşüşlere neden olurken, lif dağılımı ilk çatlak bölgesinde daha iyi olursa, kompozitin tokluğunda artış ve etkili bir çatlak köprüleme davranışı elde edilebileceği bildirilmiştir.

Akkaya, Peled ve Shah (2000), daha kısa liflerin daha iyi dağılmasının, daha uzun liflere kıyasla kompozitlerin mekanik özelliklerini iyileştirdiğini bildirmişlerdir. Lifli ekstrüde çimento kompozitleri ile yapılan deneysel çalışma sonuçları, %3'lük özdeş lif hacim oranı ile yapılmış, 2 mm uzunluğundaki lif içeren kompozitlerde çoklu çatlaklar meydana gelirken, 6 mm uzunluğundaki lif içeren kompozitlerin çoklu çatlama göstermediği belirtilmiştir. Çalışma kapsamında gerçekleştirilen mikroyapısal araştırmalar, daha kısa liflerin daha uzun liflere göre daha iyi dağılım gösterdiği ve bunun da kompozitlerin tokluk performansını arttırdığı belirtilmiştir.

Chung (2005), lif çapı ne kadar küçükse (lif boy/en oranı daha yüksek olması) lif dağılım katsayının o kadar düşük olacağını belirtmiştir. Buna göre lifin "boy/en" oranı ile lif dağılımının ters orantılı olduğu söylenebilir. Bunun nedeni, küçük çaplı veya uzun liflerin birbirine yapışma/topaklanma eğilimidir.

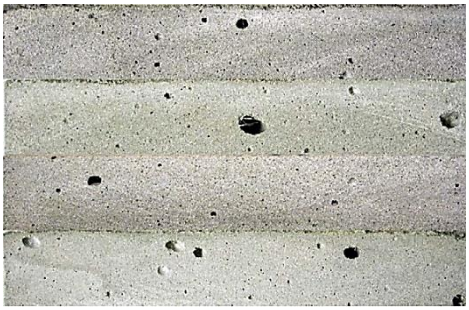
Lif dağılımını arttırmanın farklı yolları da vardır. Örneğin çimento karışımı su bazlı olduğundan lif dağılımı, liflerin hidrofilikliği artırılarak geliştirilebilir. Hidrofiliklik, liflerin çimento karışımına dahil edilmesinden önce, liflerin yüzey işlemi ile kontrol edilebilir (Fu ve Chung, 1998). Ayrıca lif dağılımı katsayısı, lif ile birlikte kullanılabilecek küçük tane boyutlu (0,1 mm civarında parçacık boyutuna sahip) silis dumanı gibi katkılar ile arttırılabilir (Chung, 2002). Bu katkıların varlığı, karışım sırasında liflerin birbirinden ayrılmasına yardımcı olur. Aynı amaçla farklı bir katkı olarak, lif-çimento bağının yanı sıra lif dağılımına da yardımcı olan lateks dispersiyonları gibi polimerlerin de kullanılabileceği bildirilmiştir (Chen, Fu ve Chung, 1997).

5.6 Kusur Yapısının ECC Performansına Etkisi

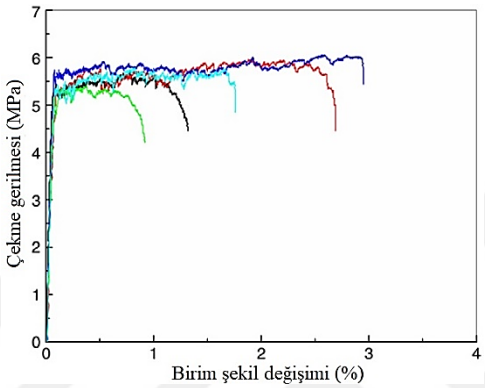
5.6.1 Doğal Kusur Yapısının ECC Performansına Etkisi

Çimento esaslı matrisler, kılcal gözenekler gibi doğal kusurlara, karıştırma veya döküm sırasında oluşan sıkışmış hava kabarcıklarına, geçiş bölgesi gibi zayıf sınır bölgelerine ve büzülmenin neden olduğu kılcal çatlaklı rastgele bir yapıya sahiptir (Li ve Wang, 2006; Wang ve Li, 2004). Bu kusurlar, dış yükler altında çatlak başlangıcı ve yayılmaya neden olmaktadır.

Gevrek matris kompozitlerinin çatlaması tipik olarak üretim aşamasında oluşan baskın bir kusurda başlar. Bu anlamda, kompozit performansı, büyük ölçüde, çimentolu matristeki lif ve kusur boyutu dağılımının rastgele doğası tarafından yönetilir (Li ve Wang, 2006). Düzgün/homojen olmayan lif dağılımı ve matris kusurları (Şekil 5.24), doygun olmayan çoklu çatlak davranışına ve çatlaklar arası mesafenin değişken olmasına neden olur. Dolayısıyla çekme şekil değişimi kapasitesinde farklılıklar oluşur (Şekil 5.25). Diğer bir ifadeyle, yüksek şekil değişimi, yakın aralıktaki ince çatlakların çekme örneği boyunca eşit olarak oluştuğu doygun çatlak ile ilişkilidir. Bununla birlikte, çatlamamış bölümler ile aralıklı çatlak kümeleri tarafından oluşturulan doygun olmayan çatlak davranışı yaygın olarak gözlenir. Bu olay esas olarak çekme elemanının farklı parçaları arasındaki çatlak dayanımlarının değişkenliğinden kaynaklanır. Bunun nedeni, düşük çatlak dayanımına sahip bölümlerde göçme meydana gelmeden, yüksek çatlak dayanımına sahip bölümlerde çatlak oluşmamasıdır (Lu, Li ve Leung, 2018). Böylece, ECC'nin şekil değişim kapasitesi tam anlamıyla kullanılamayabilir. Çatlak dayanımındaki değişim şu nedenlere bağlanabilir: **1)** Matrisin doğal kusurlarının dağılımı ve **2)** Lif içeriğinin değişimi (Wu ve Li, 1995). İki faktör arasında, birçok araştırmacı tarafından kusur dağılımının baskın olduğu düşünülmektedir (Li ve Leung, 1992; Wu ve Li, 1995).



Şekil 5.24 ECC numunesindeki çeşitli boyutlardaki doğal boşluk yapısı (Li ve Wang, 2006)



Şekil 5.25 Aynı ECC serisindeki numunelerin birim şekil değişimi kapasitesindeki büyük değişkenliği (Li ve Wang, 2006)

Çatlak başlangıcı en büyük ve en uygun yöndeki kusurda başlar ve çekme yükü arttıkça giderek daha küçük kusurlarda çatlaklar açılır. Her çatlak düzleminde yük, köprü oluşturan lifler tarafından üstlenilir. Köprüleyen lif tarafından taşınan yük, lif köprüleme kapasitesinin (σ_o) bir fonksiyonudur ve lif dağılımındaki kaçınılmaz farklı homojenlik nedeniyle bir çatlak düzleminden diğerine değişir. Halihazırda mevcut çatlak düzlemlerin en düşük lif köprüleme kapasitesinden daha yüksek çatlak dayanımına sahip çok küçük kusurların asla etkinleştirilmeyeceği unutulmamalıdır. Bu, kompozit çoklu çatlama potansiyelinin verimsiz kullanımına yol açar. Bu nedenle, doygun çoklu çatlak davranışı elde etmek için, matriste yeterli sayıda büyük kusurun bulunması gerekir. Yalnızca kritik kusur boyutundan (c_{mc}) daha büyük kusurlar, lif köprüleme kapasitesine ulaşmadan önce etkinleştirilebilir ve çoklu çatlamaya katkıda bulunabilir (Wang ve Li, 2004).

ECC gibi gevrek matrise sahip kompozitler için çatlak dayanımı, matris kırılma tokluğu ve maksimum eksenel çekme gerilmesine normal doğrultuda olan kesitteki en

büyük kusur tarafından belirlenir. ECC karışım tasarımında matris kırılma tokluğunun kontrol edilmesinin şekil değişimi sertleşmesini sağlamak açısından önemi Li, Mishra ve Wu, (1995) tarafından incelenmiştir. Buna göre düşük matris tokluğu belirli lif ve ara yüz özellikleri için yüksek şekil değişimi kapasitesine yol açar.

Bazı uygulamalarda, düşük matris kırılma tokluğu kolaylıkla elde edilemezken, erken yaş dayanımı, elastisite modülü ve işlenebilirlik gibi diğer işlevsel gereksinimler, matris karışım tasarımının bileşimi ve oranı üzerinde kısıtlamalar getirir. Bu durumlarda şekil değişim sertleştirmesi kriterleri karşılanabilirse de, daha yüksek matris tokluğu nedeniyle çatlak sayısı ve dolayısıyla şekil değişim kapasitesi genellikle önemli ölçüde düşer (Wang ve Li, 2004).

Tosun-Felekoğlu ve diğer., (2014) farklı dozajlarda süper akışkanlaştırıcı katkı kullanarak (10,2 ve 6,6 kg/m^3) iki farklı matris akışkanlığında elde edilen PVA-ECC'lerin kusur dağılımını incelenmiştir. Çekme deneyi gerçekleştirilmiş numune birkaç bölüme ayrılmış ve kesilen yüzeylerdeki kusur büyüklüğü dağılımı incelenmiştir. Sonuçlara göre, ECC numunelerinin ilk çatlak dayanımı ile en büyük kusur boyutu değerlerinin ters kare kökü arasında bir pozitif korelasyon gözlenirken, çekme dayanımı ile en büyük kusur boyutu arasında herhangi bir korelasyon gözlenmemiştir.

Yukarıdaki makalede kullanılan kesit yüzey analizi yöntemine göre kesilen numunede, testere kalınlığı nedeniyle birkaç milimetrelik bir kayıp olduğundan, aynı kesitin iki tarafındaki bölümlerden ölçülen aynı kusurun boyutu genellikle farklıdır. Bu, kusur büyüklüğünün belirlenmesinde hataların olduğunu göstermektedir. Dahası, sadece sınırlı sayıda bölüm pratik olarak kesilebilir, bu nedenle en büyük kusura sahip bölüm gerçekten bulunmayabilir. Bu nedenle kesit yüzey analizi yöntemi, kompozit çatlak dayanımının kusur dağılımıyla kantitatif korelasyonu için yeterince doğru olmadığı belirtilmiştir (Lu ve diğer., 2018).

Kesit yüzey analizi yöntemindeki bahsedilen hataları ortadan kaldırmak amacıyla, Lu ve diğer., (2018) tarafından, tek bir ECC numunesindeki çatlak dayanımı ve kusur

dağılımı arasındaki korelasyonu detaylı olarak araştırmak için X-ışını bilgisayarlı tomografi (μCT) yöntemi kullanılmıştır. Çalışmada öncelikle çatlaklı ve çatlaksız bölgelerdeki kusur boyutları karşılaştırılmıştır. Çatlaklı bölgedeki kusur boyutlarının daha büyük olduğu ve çatlamanın muhtemelen en büyük kusurdan kaynaklanacağını, daha küçük kusurların popülasyonunun daha az etkiye sahip olduğu belirtilmiştir. Aynı çalışmada çatlamış bölgedeki çatlakların, kusur yapıları ile bağlantılarını araştırmak amacıyla numune üç bölgeye ayrılarak incelenmiştir. Sonuçlara göre, ilk çatlak dayanımının daha küçük kusurların sayısı yerine, en büyük kusur boyutu ile daha güçlü bir şekilde ilişkili olduğu gösterilmiştir. Ayrıca çalışmada en büyük kusur boyutunun ve kusur sayısının, sadece çatlak davranışlarındaki farkı açıklayan faktörler olmadığı bildirilmiştir. Aynı zamanda kusurların şeklinin de dikkate alınması gerektiği ortaya konulmuştur. Bunun sonucu olarak yükleme yönüne dik olan daha büyük bir enine kesitteki kusurların çatlağın başlatılmasını kolaylaştırdığı vurgulanmıştır. Ancak yazarlar tarafından kullanılan yöntemin yorucu, karmaşık, pratiklikten uzak olduğu ve sistemin geliştirilmesi gerektiği belirtilmiştir.

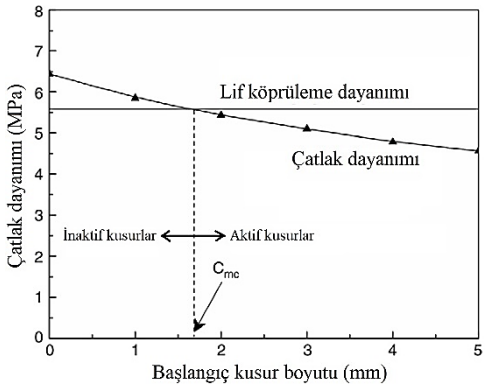
5.6.2 Yapay Kusur Yapısının ECC Performansına Etkisi

Yüksek dayanımlı betonların başlıca tasarım ilkelerinden biri, çimento esaslı matristeki kusur boyutunu en aza indirmektir. Aksine, ECC'nin tasarım prensibi, birden çok çatlağı tetiklemek ve dolayısıyla yüksek şekil değişimi sağlamak için kusur boyutunu optimum bir aralıkta kontrol etmektir. Bu amaçla, kusurların kasıtlı olarak eklenmesi, geçmişte ECC'nin çekme şekil değişimini artırmak için kullanılan yöntemlerden biridir. Bu nedenle, yüksek basınç dayanımı ve çekme şekil değişimi aynı anda bütünleştiren bir beton tasarlamak amacıyla, küçük boyutlu kusurlardan dolayı dayanım kriterinin (Denklem 3.12) ihlal edilmesini önlemek için Denklem 3.11'de bahsedilen lif köprüleme kapasitesinin yeterince büyük olması sağlanmalıdır (Ranade, 2014).

ECC'nin en dikkat çekici özelliklerinden biri, geliştirilmiş mekanik özelliklere sahip çoklu çatlak davranışı sergileyerek kusurlu yapısını avantaja dönüştürmesidir

(Gödek ve diğer., 2017). ECC numunesinde liflerin daha homojen dağıtılması, "en zayıf" bölümdeki lif köprüleme kapasitesinin (σ_0) daha büyük olmasını sağlar ve daha küçük bir kritik kusur boyutuna (c_{cm}) yol açar. Bu sayede, "en zayıf" bölümdeki lif köprüleme kapasitesi tükenmeden önce mikro çatlaklar oluşturmak için c_{cm}'den daha büyük daha fazla sayıda kusur etkinleştirilebilir. Böylece kompozit çekme şekil değişim kapasitesi arttırılmış olur (M. Li ve Li, 2013).

ECC üretiminde karıştırma işleminden kaynaklanan çoğu kusur 4 mm'nin altındaki boyutlara sahiptir. Söz konusu kusurlar çatlak dayanımını önemli ölçüde azaltır (Li ve Wang, 2006). Li ve Wang, (2006), tek eksenli çekme altında ECC plakasının teorik çatlak dayanımı üzerindeki ilk kusur boyutunun etkisini araştırmışlardır. Şekil 5.26'da gösterildiği gibi, makro kusurlar olmaksızın kompozitin teorik çekme dayanımı 6,5 MPa olduğu varsayılmıştır. Kompozit, 1 mm genişliğinde bir kusur içeriyorsa, matris çatlak dayanımı 5,4 MPa'a düşer. 4 mm genişliğindeki daha büyük bir kusur, çatlak dayanımı 4,8 MPa'ya düşürür. Matris çatlak dayanımındaki bu azalma, dayanım kriterinin (Denklem 3.2) sağlanması için önemlidir. Çünkü matris çatlak dayanımı (σ_m), bu özel PVA-ECC teorik numunesi için 5,5 MPa olan maksimum lif köprüleme dayanımından (σ_o)'dan daha düşük olmalıdır (dayanım kriterinin sağlaması açısından gereklidir). Bu nedenle, c_{mc}, çatlak gerilmesi 5,5 MPa'a ($\sigma_m = \sigma_m = 5{,}5$ MPa) karşılık gelen kusur boyutu olarak belirlenebilir. c_{mc}, aktif olmayan ve aktif kusurları ayıran kusur boyutudur ve yalnızca c_{mc} 'den büyük kusurlar etkinleştirilebilir. Böylece birden fazla çatlamaya katkıda bulunulabilir (M. Li, 2009).



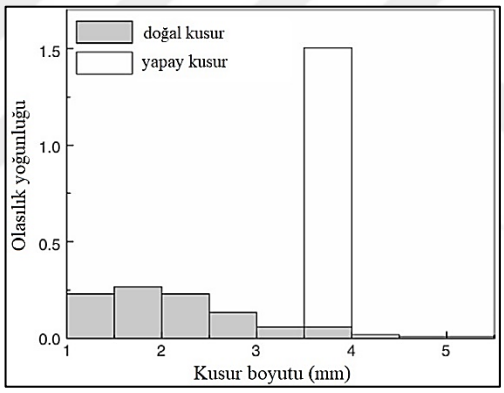
Şekil 5.26 Başlangıç çatlak boyutunun, hacimce %2 PVA lifi içeren ECC'nin çatlak dayanımı üzerindeki teorik olarak öngörülen etkisi (Kritik kusur boyutu (c_{mc}), inert ve aktif kusurları ayırır) (Li ve Wang, 2006)

ECC kompozitin doğal kusur sistemini niceliksel olarak (boyut, sayı vb.) karakterize etmek ve ayrıca çeşitli üretim koşullarında boyut dağılımını kontrol etmek zor olduğundan, önceden var olan kusurlar, bir kusur sistemi yardımıyla modifiye edilebilir (Wang ve Li, 2004). Bu amaçla c_{mc}'den biraz daha büyük çok sayıda kusur, net kesitte bir azalmaya ve çatlak bölümünde lif köprüleme gerilmesinin artışına yol açacağı için tercih edilir (M. Li, 2009). Bu yöntem optimum bir durum sağlamayabilir. Ancak matriste yeterli sayıda büyük kusur sağlamak için uygulanabilir ve güvenilir bir yol olduğu iddia edilmiştir. Çimentolu matrise düşük dayanımlı veya zayıf bağa sahip sert parçacıklar (küçük hafif agrega, plastik boncuklar vb.), ECC üretimi sırasında kusur boyutunu muhafaza etme kabiliyetinden dolayı yapay kusurlar olarak tercih edilir (Wang ve Li, 2004). Bu nedenle, kusur boyutu dağılımı, ECC 'nin kompozit özelliklerini, özellikle çekme dayanımı ve çekme şekil değişim kapasitesini büyük ölçüde etkiler. Hatta ECC'nin çekme şekil değişim kapasitesi, uygun boyut aralığındaki yapay kusurların dahil edilmesi yoluyla %100'den fazla geliştirilebilir (Ranade, Stults, Lee ve Li, 2012).

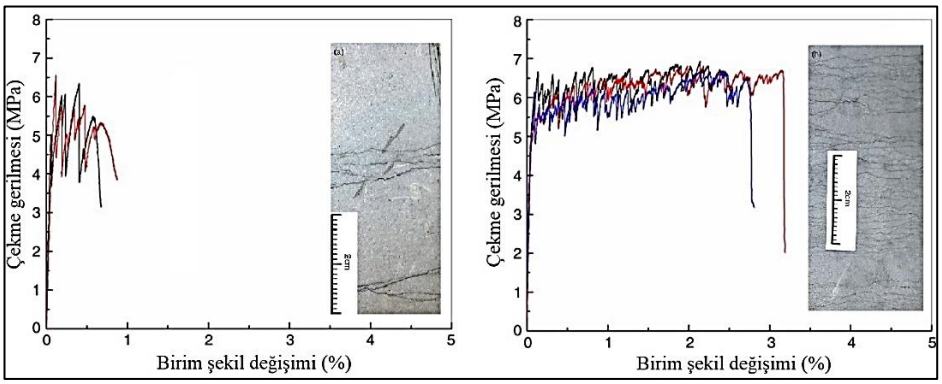
Doymuş çoklu çatlama için matris kusur tasarlama kavramı Şekil 3.14'de gösterilmiştir. Belirgin kusur boyutu kontrolü olmayan kompozitlerde, kusur dağılımı rastgele bir yapı sergiler ve geniş bir yelpazeye yayılır. c_{mc}, inert ve aktif kusurları ayıran kritik başlangıç kusur boyutudur (Şekil 3.14 (a)). Sadece c_{mc}'den büyük kusurlar çoklu çatlamaya katkıda bulunabilir. c_{mc} değeri mikro mekanik modellerle belirlenebilir (örneğin, Şekil 3.14'de gösterildiği gibi). Tasarım işlemi, yeterli bir büyük çatlak başlatıcı kaynak sağlayarak doğal kusur sistemini bozmak için dar bir boyut dağılımına sahip çok sayıda yapay kusurla gerçekleştirilebilir (Şekil 3.14 (b)). Yapay kusurlar, matrise zayıf bağları olan veya düşük çekme dayanımı olan herhangi bir parçacık olabilir. Aktif olarak mikro çatlaklar oluşturabilen genişleyebilir parçacıklar tercih edilir (Li ve Wang, 2006).

Yukarıda belirtilen tasarım yaklaşımı deneysel olarak incelenmiştir. Şekil 5.27, yapay kusurlar eklenmeden önce ve sonra normal bir PVA-ECC karışımındaki kusur boyutu dağılımını göstermektedir. Kusurlar kesit analizi ile belirlenmiştir ve sadece 1 mm'yi aşan büyük kusurlar sayılmıştır. Genleştirilmiş şeylden yapılan düşük

dayanımlı hafif agregalar yapay kusurlar olarak kullanılmıştır. Agregalar 3,5±0,2 mm'lik boyuta sahiptir ve hacimce kullanım oranı %7'dir. Söz konusu bu agregalar kullanılarak kusur dağılımı 3,5-4 mm aralığında yoğunlaştırılmıştır. Çekme şekil değişimi üzerine tasarımın etkisi Şekil 5.28'da açıkça gösterilmektedir. Buna göre, karışımın şekil değiştirme kapasitesi ortalama olarak yaklaşık %0,4'den %2,5'e yükselmektedir. Bu artış, daha yakın aralıklı mikro çatlaklar geliştirerek elde edilir. Şekil 5.28'da gösterildiği gibi, önceki durumla kıyaslandığında, yapay kusurlar eklendikten sonra kompozit doygun çoklu çatlak davranışına daha yakındır. Kusur boyutu dağılımının kontrolü, ECC çekme davranışının gelişmesine de katkı sağlar. Şekil 5.29'da gösterildiği gibi, Şekil 5.25'de sunulan PVA-ECC'nin şekil değişim kapasitesindeki farklılıkların, yapay kusur olarak 4 mm çaplı %7'lik plastik boncuklar ilave edildikten sonra azaldığı görülmektedir (Li ve Wang, 2006).

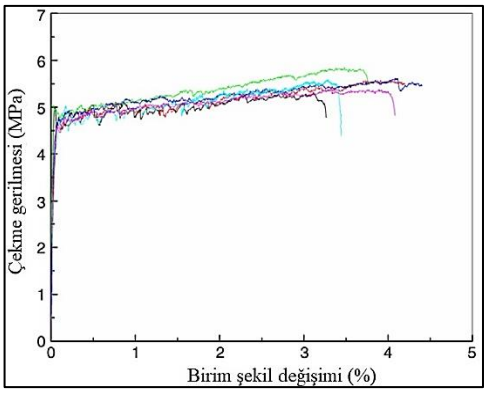


Şekil 5.27 Normal bir PVA-ECC karışımında (gri histogram) büyük kusur (> 1 mm) boyut dağılımı ve yapay kusurların üst üste binmesi (beyaz histogram) (Li ve Wang, 2006)



(a) (b)

Şekil 5.28 PVA-ECC'nin çekme davranışı: (a) yapay kusurlar olmayan karışım ve (b) hafif şist şeklinde %7 yapay kusurlu karışım içermesi durumu (Li ve Wang, 2006)



Şekil 5.29 Kontrollü kusur boyutu dağılımı ve özel ara yüz özellikleri ile PVA-ECC 'nin yüksek çekme davranışı (4 mm çapında plastik tanecikler, hacimce %7 oranında ilave edilmiştir. Aksi takdirde Şekil 4.23'deki davranış elde edilmektedir) (Li ve Wang, 2006)

ECC matrislerinin kusurlu yapıları farklı çalışmalarla araştırılmıştır. Kusurun ECC davranışına etkisi, PVA lifli çimentolu kompozitlerde (PVA-ECC) doymuş çoklu çatlama elde etmek için ilk olarak Wang ve Li (2004) tarafından mikro mekanik tasarım teorisi dikkate alınarak incelenmiştir. Matrislerin çatlak dayanımını düşürmek için matris fazında modifiye edilmiş kusur yapıları (hafif agregalar, hidrofobik polimer boncuklar ve içi boş cam kabarcıklar ekleyerek) oluşturulmuştur. Böylece, çatlak oluşumu teşvik edilerek ve PVA-ECC'lerin çekme şekil değişim kapasiteleri %100'e kadar başarıyla iyileştirilmiştir. Lif ve kusur boyutu dağılımının ECC'lerin mekanik performanslarına etkisi Ranade ve diğer., (2011) tarafından araştırılmış ve yüksek hacimli uçucu kül PVA-ECC'de ortalama maksimum kusur boyutu 6,3 mm olarak rapor edilmiştir. M. Li ve Li (2011), PVA-ECC matrisine 4 mm polistiren boncukların eklenmesi ile hızlı ve dayanıklı bir onarım malzemesi geliştirmiştir. Yao, Zhu ve Yang (2012) yapay kusur kaynağı olarak süper emici polimerleri kullanarak azaltılmış çatlak genişliğine sahip ECC numunelerinin çekme şekil değişimini ve sehim kapasitesini geliştirmişlerdir. Başka bir çalışmada, iyi dağıtılmış hava boşluklarının, güçlü matrislerde çatlakları başlatan, çoklu çatlama davranışını destekleyen ve daha iyi eğilme performansı sağlayan yapay kusurlar olarak davrandığını gösterilmiştir (Muzenski, Flores-Vivian ve Sobolev, 2015). Kang ve diğer., (2016), matrise polistiren (PS) boncukların eklenmesiyle sınırlı genişlikte daha fazla çatlak elde edilebileceğini göstermiştir. Bu sayede, geçirgenliğin azalması nedeniyle ECC'nin dayanıklılık performansı artırılabilmektedir. ECC'nin kusur yapısını inceleyen hemen

hemen tüm araştırmacıların, ECC hazırlamada en yaygın kullanılan polimerik liflerin PVA olması nedeniyle PVA-ECC üzerinde yoğunlaşması dikkat çekicidir. Felekoğlu ve diğer., (2016), kusur modifikasyonunun eğilme dayanımını azalttığı ve PVA-ECC'nin sehim kapasitesini iyileştirdiği sonucuna varmışlardır. Aynı çalışmada, PVA lifini uygun maliyetli bir alternatif olan yüksek dayanımlı polipropilen lif (HTPP) kullanılarak, eğilme dayanımı korunarak sehim kapasitesi arttırılan, yapay kusurlara sahip HTPP-ECC'ler tasarlanmıştır.

Tosun Felekoğlu ve Gödek (2019) farklı S/B oranları ve metakaolin içeriği ile hazırlanan dört farklı PVA-ECC'de yapay kusurlar olarak polietilen (PE) boncuk ilavesinin etkisi eğilme sehim kapasitesi ve çoklu çatlama potansiyeli açısından incelenmiştir. PE boncukların eklenmesi, incelenen tüm PVA-ECC'lerin sehim kapasitesini iyileştirmiştir ve en yüksek sehim kapasitesi 260 mm açıklıkta 8,71 mm olduğu bildirilmiştir. Ancak PE boncuk ilavesi birkaç istisna dışında ilk çatlak, eğilme ve basınç dayanımı değerlerini bir miktar düşürmüştür. Ayrıca boncuk ilavesi ile kusur boyutu dağılımı değişikliği, S/B oranına bağlı olarak numunelerin çatlak sayısını iki ila üç kat arttırdığı ve tüm S/B oranlarında yükleme kaldırıldıktan sonraki çatlak genişliklerini (modifiye edilmemiş olanın neredeyse yarısı) azalttığı belirtilmiştir. PVA-ECC'lerin doğal kusur boyutu dağılımlarının, S/B oranı ve süperakışkanlaştırıcı dozajından etkilendiği bildirilmiştir. Maksimum kusurların boyut aralığı, S/B oranı artırılarak ve aynı anda süperakışkanlaştırıcı dozu azaltılarak 4−5 mm'den 7−8 mm'ye çıkarılmıştır. Maksimum kusur boyutundaki artış, kompozitlerin eğilme dayanımını ve ilk çatlama dayanımını azalttığı bildirilmiştir. Daha büyük boşlukların varlığı, çatlak başlangıcında önemli bir rol oynadığından, sehim kapasitelerini geliştirmiştir. Yazarlar son olarak, en yüksek sehim kapasitesi için optimum bir maksimum kusur boyutu olduğunu belirtmişlerdir.

5.7 Dijital Görüntü Korelasyonu (DIC) Tekniği Ve ECC'de Kullanımı

Dijital Görüntü korelasyonu (DIC), farklı yükleme koşulları altında çekilen görüntüleri karşılaştırarak kuvvetlere maruz kalan bir nesnenin yüzey

deformasyonunu ölçmeyi amaçlayan tahribatsız ve temassız bir yöntemdir. Dijital görüntüler farklı yükleme aşamalarında çekilir ve görüntüleri karşılaştırarak dış yüklere maruz kalan bir nesnenin deformasyon haritasını çıkarmak mümkündür (Albostan ve Kurç, 2016). Bu teknikte hedeflenen bölgenin görüntüsü küçük alt alanlara bölünür. Ardından bir sonraki görüntü, küçük alt alanları karşılaştırılarak ve yeni konumlarını takip edilerek analiz edilir. Böylece bir alanın tam alansal deformasyonunu ölçmek mümkündür (McCormick ve Lord, 2012). Bir diğer ifade ile DIC, dijital görüntülerin art arda işlenmesinden sonra yüzey deformasyonlarını görselleştirmek için kullanılan optik bir tekniktir (Skaryński ve Tejchman, 2010). Bu teknik ile numunelerin deformasyon analizi, yükleme sırasında deforme olan görüntülerin yükleme öncesindeki referans görüntü ile karşılaştırılmasıyla gerçekleştirilir. Deformasyon tanımlamasında, referans görüntünün küçük bir kısmı, referans altkümesi ve deforme olmuş görüntüdeki ilgili kısım hedef altküme olarak tanımlanır. Hedef alt küme gri skala dağılımına göre aranabilir. Böylece deformasyon ölçümü dijital korelasyon hesaplamasına dönüştürülür. Referans alt kümedeki çeşitli noktalardaki yer değiştirmeler, yeni koordinatların orjinallerinden çıkarılmasıyla elde edilir. Yani, noktaların yeni ve eski konumları arasındaki uzaklık, yer değiştirmeler olarak hesaplanır. Deformasyonlar da yer değiştirme alanının türevi alınarak tespit edilir (Albostan ve Kurç, 2016).

DIC, diğer tekniklere göre üç temel avantaj sağlar. **İlk olarak**, DIC tekniği betondaki yer değiştirme ve şekil değiştirmeyi ölçmede tahribatsız ve temassızdır, böylece kırılma bölgesinin (fracture process zone (FPZ)) gelişmesine müdahale edilmez. **İkincisi**, numune yüzeyindeki görüntüler çok rahat ve hızlı bir şekilde kaydedilir ve işlenir, bu da çok sayıda numune için yer değiştirme ölçümlerini mümkün kılar (Wu, Rong, Zheng, Xu ve Dong, 2011). **DIC tekniğinin belirgin avantajı**, yüksek çözünürlüklü tüm yüzey alanının yer değiştirme/şekil değişimi haritasının sağlanmasıdır. Bunun, geleneksel şekil değişimi ve yer değiştirme ölçerler gibi ölçüm ekipmanı ile gerçekleştirilmesi oldukça zordur (Ding ve diğer., 2018b).

DIC yöntemi, iki ve üç boyutlu geometrilere sahip örnekler için yüzeylerdeki yer değiştirme ve deformasyon dağılımlarının ölçülmesine izin verir. İki boyutlu ölçüm

için, örnek yüzeyi normalinin sensör düzlemine dik olacağı şekilde bir kamera yerleştirilir. Ardından, deney sırasında örnek yüzeyinin görüntüleri alınır. Diğer taraftan, üç boyutlu ölçümler için belirlenen açıda görüntüleri yakalamak için iki kamera gerekir. Her çekim zamanında sağ ve sol kameradan elde edilen görüntüler bir arada işlenir ve üç boyutlu görünüm elde edilir. DIC yönteminin üç ana adımı vardır. Bunlar; numune ve test kurulumunun hazırlanması, görüntü elde etme ve görüntü korelasyon yöntemlerini kullanarak yer değiştirme ve deformasyon ölçümüdür (Albostan ve Kurç, 2016).

Kaydedilen görüntüler arasındaki korelasyonun doğruluğu temel olarak görüntü benek düzeninin kalitesine (ışık koşulları dahil) ve görüntüleme sisteminin çözünürlüğüne bağlıdır (Berfield ve diğer., 2007). Deney numunesinin yüzeyi siyah ve/veya beyaz renkli, rastgele beneklere sahip olmalıdır (Buttlar ve diğer., 2014; Gajewski ve Garbowski, 2014). Bu beneklerin özellikleri ölçümün doğruluğunu etkiler. Numune yüzeyinde bölgesel benek yoğunluk farkı oluşmamalı yani homojen dağılmalı, ancak benek şekli olarak heterojen olmalıdır (benek şekli benzer olmamalıdır) (Romeo, 2013). Benek çapları mümkün olduğu kadar küçük olmalı ancak 3-5 pikselden daha küçük olmamalıdır (Lionello ve Cristofolini, 2014).

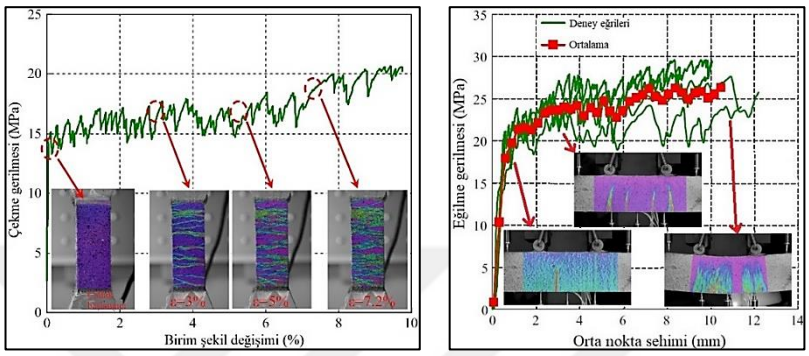
DIC yönteminde, ölçümün hassasiyeti aynı zamanda görüntü elde etme prosedürüne de bağlıdır. Öncelikle, kameranın distorsiyonu/çarpıklığı, sonuçlardaki doğruluğun azalmasına neden olur (Schreier, Orteu ve Sutton, 2009). Bir diğer önemli nokta, kameranın optik ekseninin, yakalanacak numune yüzeyine dik olması gerektiğidir (Gajewski ve Garbowski, 2014). Benekleri net bir şekilde yakalamak için numunenin aydınlatılması sürekli ve sabit olmalıdır. Sıcaklığa duyarlı olan numuneler için, aydınlatma sisteminden ısı salınması, deneysel bir çalışmanın sonuçlarında önemli değişikliklere neden olabilir. Benzer şekilde, oda ortamında yapılan deneyler için önemli miktarda ısı yaymayan ışık kaynağı seçilmelidir (Romeo, 2013). Bunlara ek olarak, örnek yüzeyinden yansıyan radyasyon, kameranın sensöründe parazitlere (noise) neden olabilir (Schreier ve diğer., 2009). Bu tür parazitleri azaltmak için görüntü elde etme sırasında kare (frame) ortalaması alma, soğutulmuş CCD sensörü

kullanarak veya korelasyon algoritması kullanarak ışık dalgalanmalarını hafifleten birkaç teknik vardır (Romeo, 2013).

İlk olarak 1980'lerde geliştirilen bu teknik, çeşitli mekanik ve inşaat mühendisliği yapısal sorunlarının çözümünde başarıyla uygulanmıştır (Schreier ve diğer., 2009). Bu ölçüm tekniği tipik olarak hem 2B hem de 3B'de yer değiştirme alanlarını ve yüzey şekil değişimi alanlarını ölçmek için kullanılır (Flansbjer ve Lindqvist, 2019). Nghiem, Al Heib ve Emeriault (2015), duvar yapılarındaki hasarı değerlendirmek için dijital görüntü korelasyon yöntemini kullanmıştır. 2048 x 2048 piksel çözünürlüğe sahip, boyutları 238 x 63 mm olan duvar yapısını görüntülemişlerdir. Ölçüm hatalarının sırasıyla yatay ve düşey yönde (6,2±0,6) ve (5,6±0,2) μm olduğunu iddia etmişlerdir. Shih ve Sung (2013), önerdikleri yöntemin performansını gözlemlemek için betonarme kiriş üzerinde üç nokta yükleme deneyi yapmışlardır. Laboratuarda boyutları 150 x 250 x 1500 mm olan betonarme bir kiriş hazırlanmış ve orta noktaya bir nokta yükü uygulamışlardır. 3072 x 2048 piksel çözünürlüğe sahip bir kamera kullanarak görüntüler alınmış ve buna göre görüntü üzerindeki 1 pikselin 0,517 mm'ye karşılık geldiği belirtilmiştir. Kiriş yüzeyindeki çatlak yayılmalarının ve şekil değişimi konsantrasyon bölgelerinin açıkça elde edildiği iddia edilmiştir.

DIC, ECC gibi şekil değişimi sertleşmesi davranışı gösteren kompozitlerin şekil değişim dağılımı analizinde veya çatlak yayılma gözlemlerinde başarıyla kullanılmıştır (Kozicki ve Tejchman, 2007; Yasir Alam ve Loukili, 2010). Çatlaklar yer değiştirme alanındaki süreksizliklerle karakterize edildiğinden, DIC ölçümlerinin, betondaki çatlak oluşumlarının farklı ölçeklerde izlenmesi için uygun olduğu belirtilmiştir (Hamrat, Boulekbache, Chemrouk ve Amziane, 2016; Shah ve Kishen, 2011; Skarzyński, Kozicki ve Tejchman, 2013). Çıplak gözle görülmeden çok önce, yüzeydeki tüm çatlakların doğuşunu ve yayılmasını izlemek ve ardından göçme meydana gelene kadar her çatlak için çatlak genişliği gelişimini yerel olarak yüksek doğrulukla ölçmek mümkündür. Betonun mikro ve mezo yapıları ile ilgili olarak çatlama ve çatlak büyümesi detaylı olarak izlenebilir (Şekil 5.30).

Ohno ve Li (2014) tarafından PVA lifli geopolimer kompozitlerin (PVA-EGC) çatlak genişliği dağılımını belirlemek için DIC kullanılmıştır. Analiz sonuçları, doymuş çoklu çatlamanın DIC ile izlenebileceğini ve ortalama çatlak genişliklerinin yaklaşık 40-50 μm'de %1 ila %4,5 çekme şekil değişimi arasında stabilize edildiğini doğrulamıştır.



(a) (b)

Şekil 5.30 DIC ile çatlak başlangıcı ve gelişim takibi (a) Eksenel çekme deneyi, (b) Dört noktalı eğilme deneyi (Yu, Yu, Dai, Lu ve Shah, 2018)

Felekoğlu ve Keskinateş (2016) DIC yönteminin HTPP-ECC'nin çoklu çatlak gelişimini izlemek için bir deneysel çalışma gerçekleştirmiştir. Artan çekme şekil değişimiyle çoklu çatlama tepkisi ve çatlak genişliği dağılımı, DIC'ye dayalı önerilen metodoloji ile analiz edilmiştir. Çalışmanın sonuçlarına göre, DIC yöntemi ile belirlenen lokal şekil değişim varyasyonları ile çatlakların ilişkilendirmenin mümkün olduğu gösterilmiştir. Kompozitlerin herhangi bir yükleme aşamasındaki çatlak haritaları ve histogramları da çalışma kapsamında belirlenmiştir ki bu, geleneksel şekil değişimi ölçüm yöntemleriyle mümkün değildir. Bu çalışmada ortalama çatlak genişliği önce %1 birim şekil değişiminden önce 80 μm'ye yükseldiği ve ardından çatlak genişleme oranı azaldı ve %3-3,5 birim şekil değişiminde çatlak genişlikleri 80-150 μm arasında neredeyse stabilize olduğu bildirilmiştir. Hem gerçek hem de sanal LVDT'ler (DIC ait LVDT'ler), % 0,2-3 arasında benzer şekil değişim değerleri gösterirken, sanal LVDT'ler, yüklemenin ilk ve son aşamalarında yerel şekil değişimlerdeki değişiklikleri saptamada daha hassas bulunmuştur.

Yukarıda bahsedilen çalışmalardan farklı olarak ECC'de çatlak genişliği ve dağılımını belirlemek amacıyla başka çalışmalarda da DIC yaygın olarak kullanılmaktadır (Yao Ding ve diğer., 2018b; Nguyen ve diğer., 2019; Jiangtao Yu ve diğer., 2015; Yu, Yu, ve diğer., 2018).

BÖLÜM ALTI

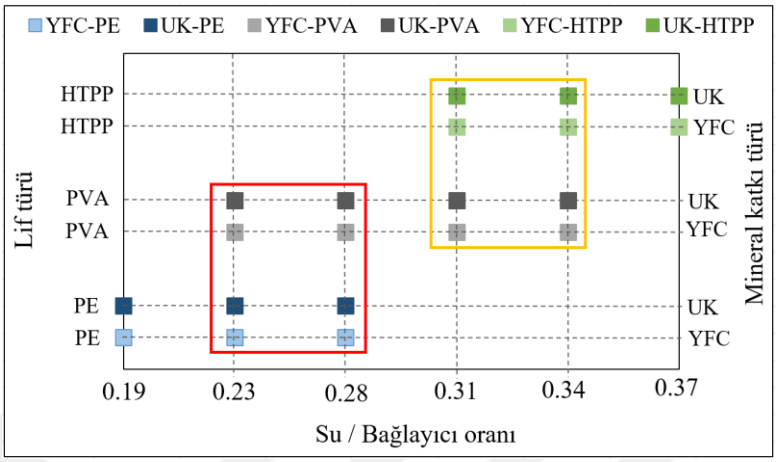
DENEYSEL ÇALIŞMALAR

6.1 Amaç Ve Kapsam

Bu çalışmada, üç farklı polimerik lif (PE, PVA ve HTPP) ve iki farklı mineral türü (yüksek fırın cürufu ve uçucu kül) ile farklı S/B oranlarında mikro mekanik tabanlı ECC kompozitlerin tasarımlarını gerçekleştirmek amaçlanmıştır. Ayrıca farklı S/B oranları ve mineral katkı türlerinde hangi polimerik lif türünün daha etkili mekanik performans sergilediği araştırılmıştır.

Literatür araştırmaları ve gerçekleştirilen ön deneysel çalışmalardan PE liflerinin yüksek dayanımlı matrislerde, PVA liflerinin orta dayanımlı matrislerde ve bu iki lif türüne kıyasla HTPP lifinin daha düşük dayanımlı matrislerde kullanıldığı tespit edilmiştir. Bu nedenle PE lifi yüksek dayanımlı yani S/B oranları 0,19, 0,23 ve 0,28 matrislerle, PVA lifi orta dayanım sınıfındaki yani S/B oranları 0,23, 0,28, 0,31 ve 0,34 matrislerle, HTPP lifi daha düşük dayanımlı S/B oranları 0,31, 0,34 ve 0,37 matrislerle kullanılmıştır. Puzolan olarak kullanılan yüksek fırın cürufu (YFC) ve uçucu kül'ün (UK) karışımlardaki oranları çimento ağırlığının 2,5 katı olacak şekilde sabit tutulmuştur. Böylece, PE lifli serilerde 3 farklı su/bağlayıcı ve 2 farklı puzolan ile oluşturulan 6 seri PE-ECC karışımı **Bölüm 7**'de incelenmiştir. PVA lifli serilerde 4 farklı su/bağlayıcı ve 2 farklı puzolan ile oluşturulan 8 seri PVA-ECC karışımı **Bölüm 8**'de incelenmiştir. HTPP lifli serilerde 3 farklı su/bağlayıcı ve 2 farklı puzolan ile oluşturulan 6 seri HTPP-ECC karışımı **Bölüm 9**'da incelenmiştir. Böylece tez kapsamında toplamda 20 farklı ECC karışımı incelenmiştir. Bu karışımlardaki Su/Bağlayıcı oranı, Puzolan türü ve Lif türü arasındaki ilişki Şekil 6.1'de gösterilmiştir. Ayrıca Şekil 6.1'deki PE ve PVA lifler için ortak Su/Bağlayıcı oranları olduğundan, bu kompozit karışımlar (kırmızı kutu içeresindeki karışımlar) **Bölüm 10**'da kıyaslanmıştır. Benzer şekilde PVA ve HTPP lifler için ortak Su/Bağlayıcı

oranlarına sahip kompozit karışımlar (sarı kutu içeresindeki karışımlar) **Bölüm 11**'de incelenmiştir.



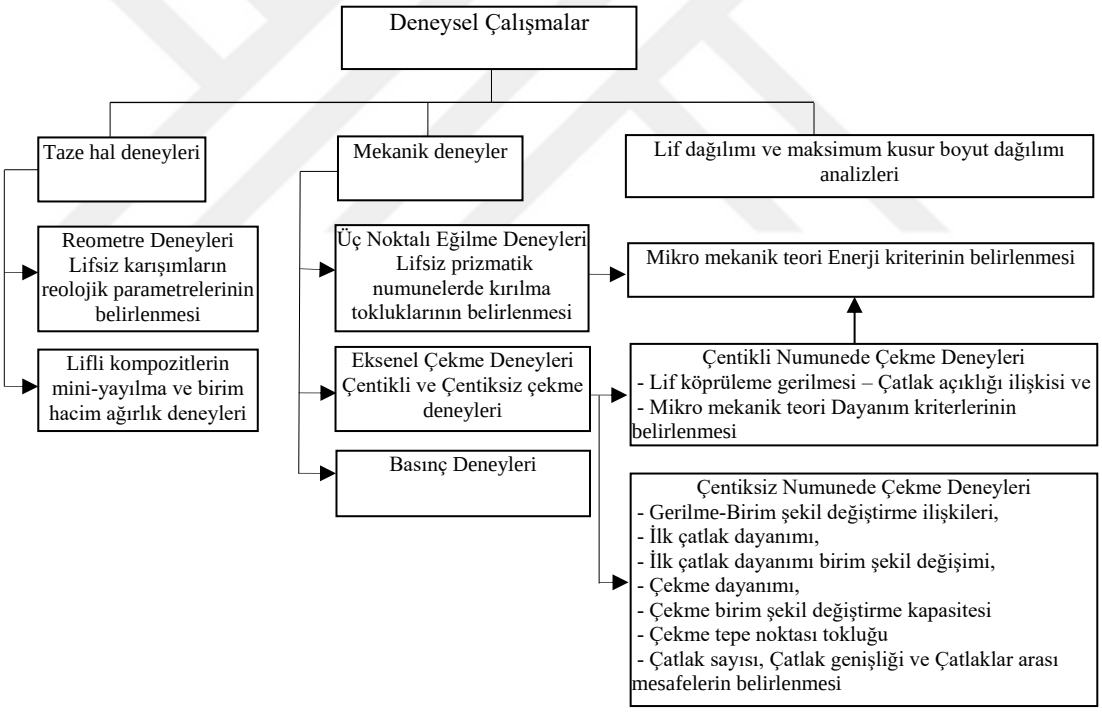
Şekil 6.1 İncelenen ECC'lerin lif türü, su/bağlayıcı oranı ve mineral katkı türü arasındaki ilişki

Çalışma kapsamında oluşturulan 20 farklı kompozit karışımlar için taze hal deneyleri, mekanik deneyler ve bazı analizler (çatlak, kusur ve lif dağılımı analizleri) gerçekleştirilmiştir. Taze halde matris (lifsiz) karışımlar için reometre deneyleri ve kompozit (lifli) karışımlarda mini-yayılma deneyleri yapılmıştır. Sertleşmiş hal deneyleri kapsamında çentikli ve çentiksiz çekme deneyleri gerçekleştirilmiştir. Çentiksiz çekme deneylerinde DIC tekniği kullanılarak kompozitlerin çatlak karakteristikleri belirlenmiştir. Çentiksiz çekme deneyi sonuçlarını açıklayabilmek amacıyla seçilen numunelerin göçme kesitindeki lif dağılım katsayıları SEM ve floresans mikroskopu cihazında yapılan lif sayımları aracılığıyla saptanmıştır. Aynı numuneler dilimlenerek, kusur dağılım analizleri optik mikroskop yardımıyla tespit edilmiştir. Son olarak matris ve kompozit numuneler için basınç deneyleri yapılmıştır. Deneysel çalışmalara ait akış şeması Şekil 6.2'de sunulmuştur.

6.2 Kullanılan Malzemeler Ve Karışım Oranları

Deneysel çalışmada CEM I 42,5 R tipi Portland çimentosu kullanılmıştır. Çimentonun kimyasal, fiziksel ve mekanik özellikleri Tablo 6.1'de verilmiştir. Puzolan olarak Yüksek Fırın Cürufu (YFC) ve Yatağan Uçucu Külü (UK)

kullanılmıştır. YFC, ASTM C989/C989M-14 (2014) standardına uygundur ve kimyasal özellikleri Tablo 6.1'de verilmiştir. UK ise, ASTM C618-19 (2010)'a göre ASTM 618-19 $SiO_2+Al_2O_3+Fe_2O_3$ değerinin %70'in altında olması ve CaO oranının %10'dan fazla olması nedeniyle kireçsi kül sınıfına (C sınıfı) girmektedir. Uçucu külün kimyasal ve fiziksel özellikleri Tablo 6.1'de verilmiştir. Çalışmalarda kullanılan PE, PVA ve HTPP polimerik liflerin fiziksel ve mekanik özellikleri Tablo 6.2'de verilmiştir. Süper akışkanlaştırıcı katkı olarak prefabrik beton için erken yüksek dayanım sağlayan, ASTM C494 (2013) standardına uygun ADVA FLOW 375 N ticari isimli süperakışkanlaştırıcı kullanılmıştır. Bu katkı, yüksek oranda işlenebilme, güçlü su azaltma ve erken yüksek dayanım gelişimi istenen beton karışımlarının üretimi için özellikle uygun, yüksek oranda su azaltıcı ve süper akışkanlaştırıcı sınıfına giren polikarboksilat esaslı bir beton katkısıdır.



Şekil 6.2 Deneysel çalışmalar akış şeması

Bölüm 6.1'de açıklandığı gibi (Şekil 6.1) tez çalışmasında 20 farklı ECC karışımı tasarlanmıştır ve karışım oranları Tablo 6.3'de verilmiştir.

Tablo 6.1 Portland çimentosu (CEM I 42,5 R), öğütülmüş granüle yüksek fırın cürufu (YFC) ve uçucu kül'ün (UK) kimyasal, fiziksel ve mekanik özellikleri

Kimyasal, Fiziksel ve Mekanik özellikler		Portland Çimentosu (PÇ)	Yüksek Fırın Cürufu (YFC)	Uçucu Kül (UK)
Kimyasal kompozisyon (%)	SiO_2	18,11	39,98	37,67
	Al_2O_3	4,42	11,06	18,28
	Fe_2O_3	3,09	0,77	4,42
	CaO	63,43	32,95	16,3
	MgO	1,31	10,26	1,7
	Na_2O	0,41	N/A	N/A
	K_2O	0,79	N/A	1,25
	SO_3	3,54	0,34	1,49
	Kızdırma kaybı	3,80	2,34	15,73
	Cl^-	0,010	0,0075	N/A
	Serbest kireç	1,40	N/A	0,1
Özgül ağırlık		3,09	2,87	2,30
Özgül yüzey alanı (m^2/kg)		315	550	213
Başlangıç ve Bitiş Priz süreleri (min)		200 / 285	N/A	N/A
2 / 7 / 28 günlerdeki Basınç dayanımı (MPa)		29,7 / 42,6 / 51,0	N/A	N/A
28, gündeki puzolanik aktivite indeksi (PAI) (%)		N/A	90**	87***

* N / A: mevcut değil.

** YFC'nin PAI'si ASTM C989/C989M-14'e göre belirlenmiştir.

*** UK'nın PAI'si ASTM C311/C311M-18 (2018)'e göre belirlenmiştir.

Tablo 6.2 PE, PVA ve HTPP polimerik liflerin fiziksel ve mekanik özellikleri

Lif Türü	Özgül Ağırlık (g/cm^3)	Çap (μm)	Uzunluk (mm)	Çekme dayanımı (MPa)	Elastisite modülü (GPa)	Kopma uzaması (%)
PE	0,97	18	10	3400	107	3,9
PVA	1,3	39	12	1620	42,8	6
HTPP	0,91	12	10	850	6	21

Tablo 6.3 Karışım oranları (ağırlıkça çimentoya göre oranlar cinsindendir)

Malzemeler ve Bha verileri	PE lifli karışımlar						PVA lifli karışımlar								HTPP lifli karışımlar					
	YFC-0.19-%7.1S-%1.5 PE	YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE	YFC-0.28-%0.9S-%1.5 PE	UK-0.19-%12.7S-%1.5 PE	UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE	UK-0.28-%1.5S-%1.5 PE	YFC-0.23-%1.8S-%2 PVA	YFC-0.28-%0.9S-%2 PVA	YFC-0.31-%0.8S-%2 PVA	YFC-0.34-%0.5S-%2 PVA	UK-0.23-%3.8S-%2 PVA	UK-0.28-%1.5S-%2 PVA	UK-0.31-%1.0S-%2 PVA	UK-0.34-%0.6S-%2 PVA	YFC-0.31-%0.8S-%2 HTPP	YFC-0.34-%0.5S-%2 HTPP	YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP	UK-0.31-%1.0S-%2 HTPP	UK-0.34-%0.6S-%2 HTPP	UK-0.37-%0.4S-%2 HTPP
Çimento	1 (527)	1 (485)	1 (450)	1 (474)	1 (440)	1 (410)	1 (485)	1 (450)	1 (424)	1 (406)	1 (440)	1 (410)	1 (389)	1 (374)	1 (424)	1 (406)	1 (390)	1 (389)	1 (374)	1 (360)
YFC	2,5	2,5	2,5	0	0	0	2,5	2,5	2,5	2,5	0	0	0	0	2,5	2,5	2,5	0	0	0
UK	0	0	0	2,5	2,5	2,5	0	0	0	0	2,5	2,5	2,5	2,5	0	0	0	2,5	2,5	2,5
Su	0,19	0,23	0,28	0,19	0,23	0,28	0,23	0,28	0,31	0,34	0,23	0,28	0,31	0,34	0,31	0,34	0,37	0,31	0,34	0,37
Süper akışkanlaştırıcı oranı*	7,1	1,8	0,9	12,7	3,8	1,5	1,8	0,9	0,8	0,5	3,8	1,5	1,0	0,6	0,8	0,5	0,0	1,0	0,6	0,4
Lif **	1,5 (15)	1,5 (15)	1,5 (15)	1,5 (15)	1,5 (15)	1,5 (15)	2 (26)	2 (26)	2 (26)	2 (26)	2 (26)	2 (26)	2 (26)	2 (26)	2 (18)	2 (18)	2 (18)	2 (18)	2 (18)	2 (18)
Lifli Karışım Teorik Bha (kg/m^3) ***	2243	2119	2034	2045	1931	1858	2118	2032	1978	1937	1923	1857	1815	1783	1971	1930	1891	1810	1777	1748
Lifli Karışım Taze Bha (kg/m^3) ***	2066	2040	1975	1920	1895	1834	1990	1912	1862	1830	1876	1816	1790	1769	1720	1684	1769	1690	1441	1264

* Süperakışkanlaştırıcı oranı: (Süper akışkanlaştırıcı ağırlığı/çimento ağırlığı)*100

** Lif oranları, karışım hacminin yüzde cinsinden oranlarını gösterir.

*** Bha: Birim hacim ağırlık

**** Parantez içerisindeki değerler, 1 m^3 karışımdaki kg cinsinden malzeme miktarlarını ifade etmektedir.

6.3 Karışım Hazırlama, Numune Alma Ve Kür Prosedürü

Karışımlar hazırlanırken zemin tipi Hobart mikser kullanılmıştır (Şekil 6.3). Hobart mikser üç farklı devirde karıştırma hızına (56, 104, 185 dev/dk) sahiptir. 4 dm^3'lük karışım hazırlanarak ve öncelikle toz malzemeler 2 dakika kuru karışım yapıldıktan sonra su ilavesi yapılarak 3 dakika daha karıştırılmıştır. Homojen ve akışkan bir matris karışımı elde edildikten sonra reolojik parametreleri belirlemek için reometre kabına 400 cm^3 yalın matris karışımı alınmıştır. Yalın matrisin basınç dayanımını belirlemek amacıyla 50x50x50 mm küp kalıplara ve kırılma tokluğu değerlerini belirlemek için 25x60x285 mm boyutlarındaki prizmatik kalıplara yalın matris karışımlarından numuneler alınmıştır. Ayrıca matris karışımlarının taze birim hacim ağırlık değerleri ölçülmüştür. Sonrasında geri kalan yalın matrise hacimce lif ilavesi yapılmıştır. Liflerin homojen dağılımını sağlamak ve mini-slump deneyinde 150±10 mm yayılma çapı elde edebilmek için süper akışkanlaştırıcı katkı ilavesi yapılarak 5-10 dk daha karıştırılmıştır. Elle yapılan kontrolün sonucu olarak, karışımlarda lif kümeleri tespit edilmemiştir. Karıştırma aşamasından sonra, kompozit karışımların (lif içeren) taze birim hacim ağırlıkları ölçülmüştür. Hazırlanan karışım 26 mm kalınlığında kemik şeklindeki çekme ve 50x50x50 mm küp şeklindeki basınç kalıplarına doldurulmuştur. Taze harcın sıkışması için 20 sn dış vibrasyon uygulanmış ve yüzey perdahı yapılmıştır. Basınç numuneleri ise yarıya kadar doldurulup 25 kez şişlemeden sonra tamamı doldurularak yüzey perdahı yapılmıştır. 2 gün sonra kalıplar sökülmüş ve hazırlanan numunelere kür havuzlarında 20±2 ^oC'de 28 gün boyunca su kürü uygulanmıştır. 25x60x285 mm prizmatik numunelerin tamamı ve kemik şekilli numunelerinin yarısına, sırasıyla çentikli eğilme ve çentikli çekme deneyleri öncesinde çentikler açılmıştır.

Numune serilerinin etiket kodları sırasıyla mineral katkı tipi, su / bağlayıcı oranı, kullanılan lif türü ve hacimce dozajı ve süperakışkanlaştırıcı dozajı olarak belirlenmiştir. Örneğin, "**YFC-0.19-%7.1S-%1.5 PE**" kodunda sırasıyla "**YFC**" kullanılan mineral katkı türü, "**0,19**" Su/Bağlayıcı oranı ve "**%7,1S**" çimento ağırlığının %7,1 oranında süperakışkanlaştırıcı katkı ve "**%1,5 PE**" karışım hacminin %1,5 oranında PE lif kullanıldığını ifade etmektedir.



Şekil 6.3 Hobart Mikser (Kişisel arşiv, 2022)

6.4 Taze Ve Sertleşmiş Hal Deneyleri

6.4.1 Taze Hal Deneyleri

6.4.1.1 Reometre deneyleri

İşlenebilirlik ya niteliksel olarak yerleşim kolaylığı ya da kantitatif olarak reolojik parametreler olarak tanımlanmaktadır. İşlenebilirliği tanımlamak için kullanılan en yaygın reolojik parametreler, Bingham denkleminde tanımlandığı şekilde, eşik kayma gerilmesi ve plastik viskozitedir (Ferraris, Brower, Ozyildirim ve Daczko, 2000). Kendiliğinden yerleşen beton için, Newton akışkanının davranışına yaklaşan düşük bir eşik kayma gerilmesiyle birlikte yeterli bir plastik viskoziteye sahip olması gerektiği belirtilebilir. Eşik kayma gerilmesi ve plastik viskozite ölçümü bir reometre gerektirir. Reometreler yardımıyla elde edilen akma eğrisi verileri yaygın olarak Bingham ya da Hershell Bulkley modelleri ile ilişkilendirilmektedir (Wu ve An, 2014). Akma davranışını açıklamak için eşik kayma gerilmesi, viskozite ve kayma hızı parametrelerinin bilinmesi gerekir. Eşik kayma gerilmesi (τ_p) malzemenin akmaya başlaması için uygulanması gereken en düşük gerilmedir. Viskozite (μ) ise, akışkanın akmaya karşı gösterdiği direnç olarak tanımlanabilir ve kayma gerilmesinin kayma hızına oranını ifade eder. Viskozite sabit bir değer alabileceği gibi kayma hızına bağlı olarak değişen değerler alabilir (Gödek, Felekoğlu, Tosun-Felekoğlu ve Solmaz, 2015).

Her karışımın matris faz reolojisi, matris karışımlar hobart mikserinde karıştırıldıktan sonra 400 cm^3 hacimli numune alınarak bir "Bilya Ölçüm Sistemi (BMS)" ile donatılmış Anton Paar Physica MCR51 reometre kullanılarak analiz edilmiştir (Şekil 6.4a). BMS, çimento hamurları ve harçlar için Schatzmann, Bezzola, Fischer, Windhab ve Minor (2004) ve Kaufmann, Winnefeld, Hesselbarth ve Trindler (2006) tarafından özel olarak tasarlanmıştır. Yeni matrise nüfuz eden 8 mm çelik bilyenin sürükleme direnci farklı dönüş hızlarında ölçülmüştür. İzin verilen maksimum kayma hızı $35s^{-1}$ (8 mm bilye için 60 rpm) ve reometrenin maksimum tork kapasitesi 2850 Pa'dır. 8 mm çaplı metal bilyenin çimento hamuru içerisinde dönüşü sırasında bilye üzerinde bir sürtünme direnci oluşur. Oluşan bu direnç moment hesabı için kullanılmaktadır. Çimentolu kompozitler için uygun bulunan Şekil 6.4b 'de sunulan 5 aşamalı kayma hızı protokolü "Rheoplus yazılımı" ile kullanılmıştır. Bilyenin dönüş hızı Şekil 6.4b'de sunulan makro ile değiştirilirken, Shatzmann dönüşümleriyle moment kayma gerilmesine, dönme hızı da kayma hızına çevrilmektedir (Schatzmann, 2005). Bu ölçüm sisteminin ayrıntılı teorik arka planı Schatzmann, Fischer ve Bezzola (2003) tarafından gerçekleştirilen çalışmada bulunabilir.

Kayma hızı değişiminin rolünü araştırmak için (tiksotropi ile ilişkilendirilebilmek amacıyla) Şekil 6.4b'de gösterilen artan ve azalan kayma hızı aşamalarına sahip kayma hızı protokolü uygulanmıştır. Kayma hızı protokolü 5 aşamaya ayrılmıştır. Aşama 1 karışımın kayma geçmişini silmek için hazırlanmıştır ve bu aşama boyunca hiçbir veri toplanmamıştır. Diğer bölümler artan ve azalan kayma hızı rampalarından oluşmaktadır. Kayma gerilmesi - kayma hızı ile kayma hızı-viskozite eğrilerinin elde edilmesinde kararlı rejime ulaşılan son iki aşamadaki (Şekil 6.4b'deki IV. ve V. aşamalar) veriler kullanılmıştır. Çimento hamurlarının eşik kayma gerilmeleri (τ_p) ve 15 sn^{-1} deformasyon hızındaki viskoziteleri ($\mu_{15s^{-1}}$) elde edilen eğrilerden Şekil 6.5'de gösterildiği gibi okunmuştur.

Kayma hızı protokolünün IV. ve V. aşamalarında kaydedilen veriler, akış eğrilerinin doğrusal olmadığı belirlendiğinden, Bingham yerine Hershel Bulkley Denklemi ile analiz edilmiş ve modellenmiştir. Çeşitli kayma hızlarında matris

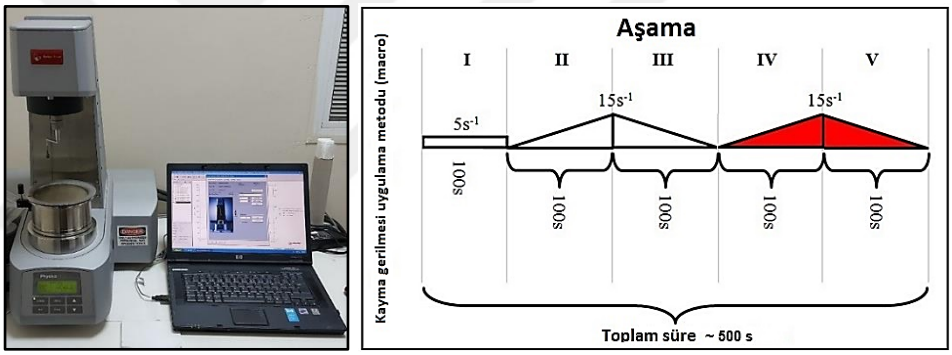
reolojisini karakterize etmek için artan ve azalan kayma hızlarının işlevi olarak akış eğrileri elde edilmiştir. $1s^{-1}$ 'den küçük kayma hızı değerlerinde elde edilen veriler, matrislerin çok düşük hızda meydana gelen yapısal toparlanma nedeniyle analizde dikkate alınmamıştır. Herschel – Bulkley modeli, sabit bir akma gerilimesi, ancak kayma hızına bağlı viskozite değerleri sergileyen bir malzemenin akış eğrisini tanımlar. Bu model (Denklem 6.1), akma değerinin üzerindeki gerilmelerde kayma incelmesi veya kayma kalınlaşma davranışını da belirleyebilir.

$$\tau = a + b\,\dot{\gamma}^{p} \tag{6.1}$$

burada: τ : herhangi bir kayma oranındaki kayma gerilmesi (Pa), a = τ_p: eşik kayma gerilmesi (Pa), ẏ: kayma oranı (1/s) (x-ekseni değişkeni), b ve p, sırasıyla kıvam indeksi ve güç katsayısı olarak bilinen model katsayılarıdır. Eşik kayma gerilmesi, model bağıntısının sıfır kayma oranında aldığı değerdir. Pratikte eğrinin y-eksenini kesim noktasıdır ve çimento hamurunun harekete geçmesi için uygulanması gereken en küçük kayma gerilmesi olarak tanımlanabilir (Gödek ve diğer., 2015). Ham veriler ve model çizgilerini içeren birleşik akış ve viskozite eğrileri çizilmiştir ve sıfıra yakın kayma hızında kayma gerilmesi değerleri olarak modelden akma değerleri hesaplanmıştır. Güç katsayısı (p), kayma hızının bir fonksiyonu olarak viskozite değişiminin bir göstergesidir. p> 1 ise, kayma kalınlaşma davranışı hakimdir. Aksine p <1 ise, kayma yumuşaması davranışı daha belirgindir ve çimento hamurlarında genellikle bu davranış söz konusudur. Son olarak, model p=1 (Ferraris, 1999) olduğunda, Bingham denklemine dönüşür. Herschel–Bulkley modelinde ise viskozite kayma hızının bir fonksiyonu olarak değiştiği için tek bir viskozite değeri söz konusu değildir. Ancak yüksek kayma hızı değerlerinde viskozite değişimi genellikle ihmal edilecek kadar azaldığı için viskozite eğrisi yataylaşmaktadır (Gödek ve diğer, 2015). Çoğu Herschel-Bulkley karışımının kayma hızına bağlı viskozite değerlerinin yüksek kayma hızlarında neredeyse sabit hale geldiği için (Mullineux, 2008), viskozite karşılaştırmasında $15s^{-1}$ kayma hızındaki ($\mu_{15s^{-1}}$) viskozite değeri kullanılmıştır.

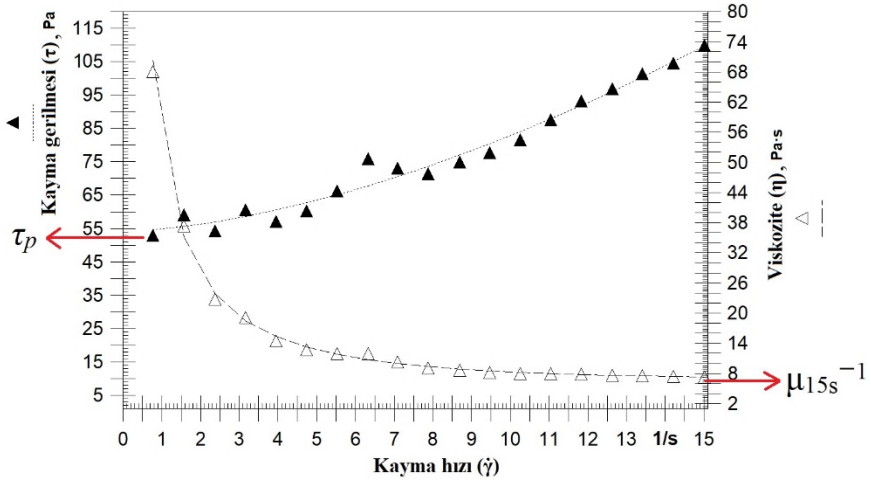
6.4.1.2 Lifli Kompozitlerin (ECC'lerin) İşlenebilirlik Ve Taze Birim Hacim Ağırlık Deneyleri

Lifli kompozitlerin işlenebilirliği, EFNARC (2005) tarafından önerilen bir mini çökme koni akış yayma deneyi ile ölçülmüştür. Matris karışımlarına polimerik lif eklemesi yapılıp hobart mikserde karıştırıldıktan sonra Şekil 6.6'da gösterildiği gibi mini-yayılma deneyleri gerçekleştirilmiştir. Bir mini yayılma konisi (üst ve alt çap 70 ve 100 mm ve 50 mm yükseklik) taze kompozit ile doldurulur ve koni yukarı doğru kaldırıldıktan sonra 5 saniyede 5 kez düşürülmüştür. Son olarak, yatay yönlerde gerçekleştirilen yayılma çapı ölçümlerinin ortalaması alınarak yayılma çapı belirlenmiştir (Domone ve Jin, 1999) (Şekil 6.4). Her karışımın süperakışkanlaştırıcı ihtiyacı mini-yayılma değeri sabit (150±10 mm) tutularak belirlenmiştir.



(a) (b)

Şekil 6.4 (a) Reometre deney düzeneği, b) Uygulanan kayma hızı protokolü ve akış eğrilerini elde etmek için kullanılan gölgeli adımlar

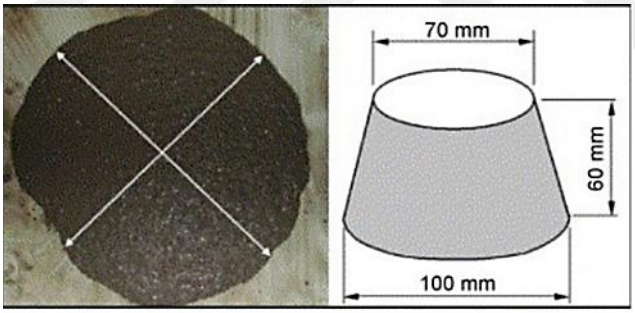


Şekil 6.5 Eşik kayma gerilmeleri (τ_p) ve viskoziteleri (μ_{15s}^{-1}) değerlerinin grafikten belirlenmesi

Taze birim hacim ağırlıkları (Bha), matris (lifsiz) ve kompozit (lifli) karışımlarda şu şekilde belirlenmiştir: Kalıplanması aşamasında 1 litre kapasiteli çelik kalıba iki aşamada numune doldurulmuştur. Her aşamada 20 sn orta seviyede titreşim uygulanıp, perdah işlemi yapıldıktan sonra tartılarak hesaplanmıştır. Ayrıca "Teorik ve taze Bha arasındaki fark" ve "Matris ve kompozit Bha arasındaki fark" sırasıyla Deklem 6.2 ve 6.3'de belirtildiği şekilde hesaplanmıştır. Bu farkların hava sürükleme etkisi ile ilişkili olabileceği değerlendirilmiştir. Ancak hava ölçer cihazı (aerometre) ile ölçüm yapılmamıştır.

$$\text{Teorik ve taze Bha arasındaki fark (\%)} = \frac{\text{Teorik kompozit Bha – Taze kompozit Bha}}{\text{Teorik kompozit Bha}} x100 \quad (6.2)$$

$$\text{Matris ve kompozit Bha arasındaki fark (\%)} = \frac{\text{Matris (lifsiz) Bha – Kompozit (Lifli) Bha}}{\text{Matris (lifsiz)Bha}} x100 \quad (6.3)$$



Şekil 6.6 Mini-yayılma deney aparatı ve boyutları

6.4.2 Sertleşmiş Hal Deneyleri

6.4.2.1 Matris Kırılma Tokluğu Ve Matris Elastisite Modülü

Basınç dayanımı pratik mühendislik gereksinimlerini karşılayabilirse, daha yüksek S/B oranlarında ECC'lerin tasarlanması, daha yüksek tokluk değerlerine ulaşılmasında yararlı olacaktır (Yang ve diğer., 2010b). Matris tokluk deneyleri ASTM E399-12 (2012)'ye göre yapılmıştır. Doğrusal Elastik Kırılma Mekaniğini (LEFM) temel alan

bu standart, metal deneyleri için önerilse de, çatlak ucunun yakınında küçük ölçekte oluşan akma nedeniyle gevrek harç matrisleri için de geçerlidir. Bu yöntem, maksimum 1 mm tane boyutu olan çimento esaslı malzeme ve harçlardaki kırılma tokluğu deneyleri için güvenilirdir (Li, Mishra ve Wu, 1995).

Üretilen ECC yalın matrisli (lifsiz) her bir karışımdan 4 adet prizmatik numune (25x60x300 mm boyutlarında) alınmıştır. Her bir numunede yüksekliğin (60 mm) %40 uzunluğunda, 2 mm genişliğinde elmas testere kullanılarak çentik açılmıştır. Prizma numuneler, mesnet açıklığı 254 mm olup, üç noktalı eğilme deneylerine tabi tutulmuştur. Bu deneylerde 600 kg kapasiteli yük hücresine sahip deformasyon hızı kontrollü bir cihaz kullanıldı (Şekil 6.7) ve deformasyon hızı 0,005 mm/dk 'dir. Her deney serisi için dört numunede deneyler gerçekleştirilmiştir. Kompozitlerin yük-orta nokta sehimi artış değerleri bilgisayardaki yazılım yardımıyla kaydedilerek, her bir kompozitin yük-sehim grafikleri çizilmiştir. Matris kırılma tokluğunu (K_m) belirlemek için yük-sehim eğrilerinin başlangıç kısmının eğimi kullanılmıştır (Şekil 6.7). Maksimum yükün %40'ındaki orta nokta sehim değerleri, elastik eğrilik denklemi kullanılarak matrisin Elastisite modülü (E_m) Deklem 6.4'deki gibi hesaplanmıştır.

$$E_m = \frac{L^3 x\, \alpha}{4xbxd^3} \tag{6.4}$$

Burada; E_m: Matrisin Elastisite Modülü (N/mm^2)

α : Yük sehim eğrisinin başlangıçtaki düzgün doğrudan itibaren eğriye çizilen teğetin eğimi (N/mm)

L : Mesnetler arası mesafe (254 mm)

b : Numunenin genişliği (25 mm)

d : Numunenin yüksekliği (60 mm)

Yalın matrisin kırılma tokluğu ASTM E399-12 (2012)'ye göre Denklem 6.5'deki gibi belirlenmiştir. Burada;

$$K_m = \frac{P_Q L}{\sqrt{b b_N}\, d^{3/2}} f\left(\frac{a}{d}\right)$$

$$f\left(\frac{a}{d}\right) = 3\sqrt{\frac{a}{d}}\,\frac{1{,}99-\left(\frac{a}{d}\right)\left(1-\frac{a}{d}\right)\left[2{,}15-3{,}93\,\frac{a}{d}+2{,}7\left(\frac{a}{d}\right)^{2}\right]}{2\left(1+2\,\frac{a}{d}\right)\left(1-\frac{a}{d}\right)^{3/2}} \tag{6.5}$$

K_m =Matris kırılma tokluğu (MPa√m)

P_Q = Maksimum eğilme yükü (N)

L = Mesnetler arası mesafe (m)

b = Numunenin genişliği (m)

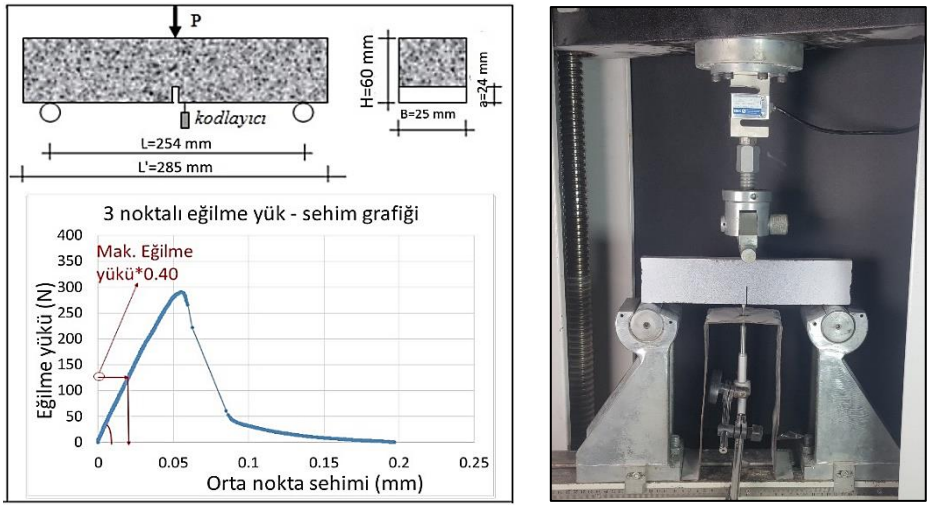
b_N = Numunenin genişliği (m)

a = Çentik derinliği (m)

d = Numunenin yüksekliği (m)

Matris kırılma tokluğunun belirlenmesiyle çatlak ucu tokluk enerjisi (J_{tip}) değeri Denklem 6.6'e göre hesaplanmıştır.

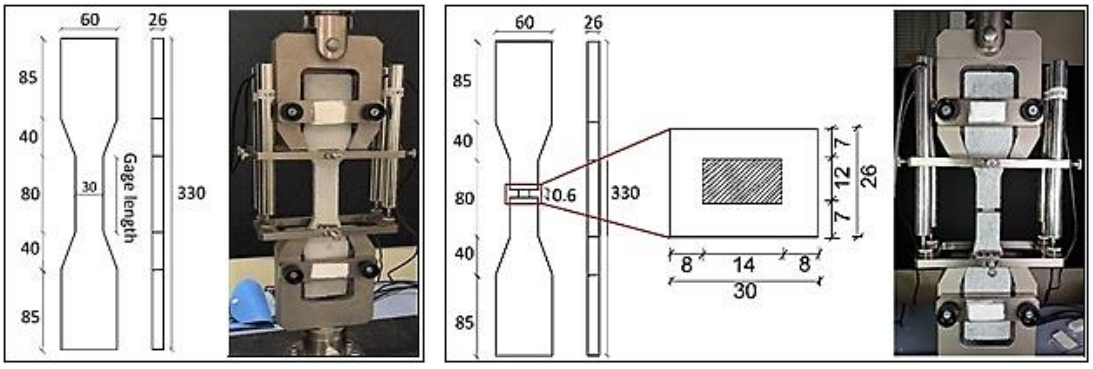
$$J_{tip} = \frac{K_m^{\,2}}{E_m} \tag{6.6}$$



Şekil 6.7 Üç noktalı eğilme deneyi düzeneği ve şematik gösterimi (Kişisel arşiv, 2022)

6.4.2.2 Çentiksiz Ve Çentikli Çekme Deneyleri

Çekme altında lifli ECC kompozitlerin davranışını araştırmak için, tek eksenli çekme deneyleri, Japonya İnşaat Mühendisleri Topluluğu (Yokota, Rokugo ve Sakata, 2008) önerilerine göre tek eksenli çekme yüklemesi 50 kN (shimadzu) maksimum yük kapasitesine sahip bir deplasman kontrollü cihaz kullanılarak 0,5 mm/dk'lık bir hızla çentikli ve çentiksiz kemik şekilli numuneler üzerinde yapılmıştır (Şekil 6.8). 28 günlük su küründen sonra, hem çentiksiz hem de çentikli çekme deneyleri için her bir karışımda PE-ECC'de 4 adet, PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerde 6 adet numune ile deneyler gerçekleştirilmiştir. Çentikli çekme deneylerinde tek çatlak elde edebilmek için çekme numunelerin orta bölgesinde 0,5 mm genişliğinde dört tarafından çentikler açılarak kesit alanı, toplam kesitin %20'sine düşürülmüştür (Şekil 6.8b). Çekme birim şekil değişiminin hesaplanması sırasında ölçüm uzunluğu 100 mm alınmıştır. Deney sırasında uzamayı izlemek için çekme numunesinin merkezinin her iki tarafına ikişer doğrusal değişken diferansiyel transdüser (LVDT) (2 önde, 2 arkada) monte edilmiştir (Şekil 6.8a). Deney sonrasında kuvvet ve uzama verileri elde edilmiştir. Çentikli numuneler için köprüleme gerilmesi-çatlak açıklığı ve çentiksiz numuneler için çekme gerilmesi-birim şekil değiştirme eğrileri grafik haline getirilmiştir.

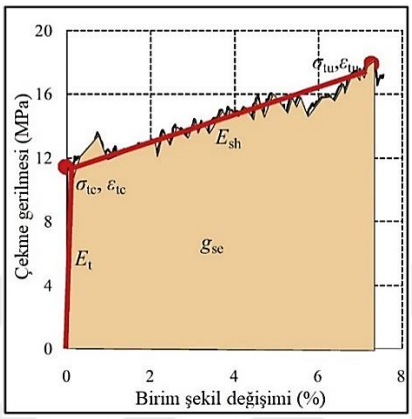


(a) (b)

Şekil 6.8 Çekme numunesi boyutları ve deney düzeneği (a) Çentiksiz numunede çekme deneyi, (b) Çentikli numunede çekme deneyi (boyutlar mm cinsindendir) (Kişisel arşiv, 2022)

Çekme gerilmesi-birim şekil değiştirme eğrisinden bazı parametreler elde edilmiştir. Bu parametreler Şekil 6.9'da grafik üzerinde gösterilmiştir. "İlk çatlak dayanımı", gerilme-şekil değişimi ilişkisinin başlangıçtaki doğrusallıktan saptığı

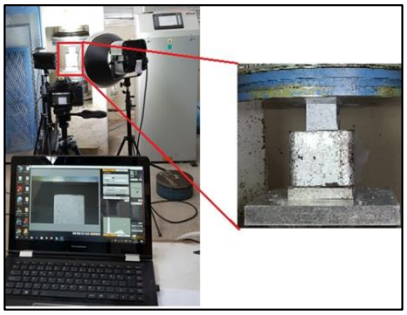
nokta olarak belirlenmiştir. Aynı grafikte maksimum gerilme ve buna karşılık gelen şekil değişim değeri sırasıyla "çekme dayanımı" ve "çekme şekil değişim kapasitesi olarak kabul edilmiştir. "Kompozit elastisite modülü (E_t)" değerleri, çekme gerilmesi-birim şekil değişimi eğrisinde ilk çatlak gerilmesinin %40'ına karşılık gelen nokta ile başlangıç noktası arasındaki çizilen kirişin eğiminden (kiriş modülü) belirlenmiştir. Çentiksiz numuneler için maksimum gerilmeye kadar gerilme-şekil değişimi eğrisi altında kalan alan hesaplanarak, "çekme tepe noktası tokluk (g_{se})" olarak belirtilmiştir.



Şekil 6.9 Tipik çekme gerilmesi-birim şekil değişimi eğrisi ve parametreleri (Yu, Dai, ve diğer., 2018)

6.4.2.3 Basınç Deneyleri

Basınç deneyleri, hem ECC matris (lifsiz) hem de ECC kompozit (lifli) karışımlarından elde edilen 50 mm ayrıtlı küp numuneler üzerinde 28. günde 0.36 MPa/sn 'lik (90.75 kgf/sn) yükleme hızıyla gerçekleştirilmiştir (Şekil 6.10). Her karışım için 6 adet küp numune üzerinde deney yapılarak ortalama basınç dayanımları belirlenmiştir.

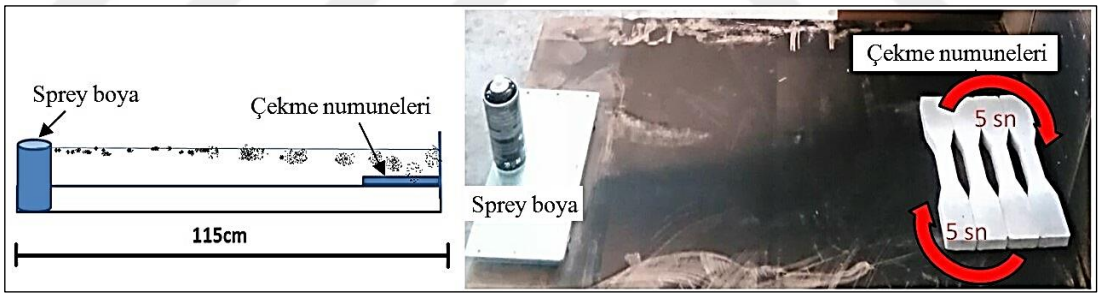


Şekil 6.10 Basınç deneyi düzeneği (Kişisel arşiv, 2022)

6.5. DIC Yöntemi İle Kompozit Çatlak Analizi

Çentiksiz tek eksenli çekme testlerinin yapıldığı kemik şekilli örneklerin çekme çatlak paterni gelişimini izlemek için dijital görüntü korelasyonu (DIC) (Peters ve Ranson, 1982) tekniği uygulanmıştır.

28 gün sonra su küründen çıkarılan numuneler 1 gün havada kurutulmuştur. Çekme numuneleri DIC sistemi için hazırlanırken analiz edilecek bölgedeki numune yüzeyindeki lifler, beneklemeyi olumsuz etkilememesi için yakılmıştır. Çatlakların tespiti için DIC tarafından şekil değişiminin belirlenebilmesi amacıyla, numune yüzeyi beyaz-siyah noktaya sahip, rastgele püskürtülen bir benek deseni oluşturarak işlemden geçirilmiştir. DIC yöntemiyle analiz edilebilmesi amacıyla numune yüzeylerinde rastgele benekleme yapılmıştır. Bu amaçla numune yüzeyi öncelikle beyaz sprey boya ile ince bir şekilde boyanmış ve 1 gün kuruması beklendikten sonra, mat siyah sprey boya ile 115 cm mesafeden karşı yüzeye doğru 5 sn numunenin bir yanından, 5 sn öteki yanından olmak üzere toplamda 10 sn boya püskürtülerek rastgele benek deseni oluşturulmuştur. Uygulanan yöntem Şekil 6.11'de gösterilmiştir.



Şekil 6.11 Sprey boya ile benekleme metodu (Kişisel arşiv, 2022)

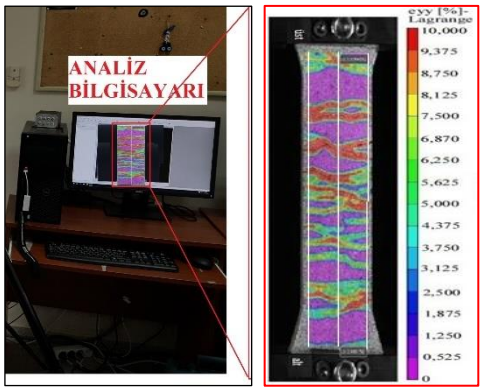
Çekme deneyleri sırasında kullanılan DIC sistemi entegre edilmiş deney düzeneği Şekil 6.12'de sunulmuştur. DIC ile incelenecek analiz bölgesinin uzunluğu 100 mm olarak belirlenmiş ve bu bölgedeki birim şekil değiştirmeler, 4 adet gerçek LVDT kullanılarak elde edilen değerlerin ortalaması alınarak belirlenmiştir.



Şekil 6.12 Çekme deneyi ve DIC düzeneği (Kişisel arşiv, 2022)

Fotoğraf makinesi, bir tripod üzerine MachVis yazılımı aracılığı ile lens türüne bağlı olarak numunenin analiz edilecek bölgesinin net alan derinliği içerisinde kalması sağlanarak numuneye 132,5 cm uzaklığa konumlandırılmıştır. Çekme deneyleri süresince her 5 saniyede bir görüntü otomatik alınarak kaydedilmiştir. Görüntülerin çekiminde 8 bit mono kamera ile LED ve halojen ışıklar kullanılmıştır.

Elde edilen görüntülerin analizlerinde, Vic-2D isimli ticari bir yazılım programı kullanılmıştır. Çekme numunesinin uzunluğu boyunca çatlak sayıları ve genişliklerini belirlemek için Vic-2D programında numune yüzeyine sol, orta ve sağ olmak üzere 3 sanal LVDT yerleştirilmiştir (Şekil 6.13). Analizler sırasında alt küme boyutu için program tarafından önerilen değerler kullanılmış ve adım aralığı alt küme boyutunun 1/8'i olacak şekilde belirlenerek Vic-2D programı tarafından analizler gerçekleştirilmiştir. Analiz aşamasında NSSD korelasyon (∑((∑FiGi / ∑Gi2) Gi - Fi) 2) yöntemi kullanılarak aydınlatma seviyesinin sonuçlar üzerindeki etkisi en aza indirgenmiştir. MATLAB programında geliştirilen bir yazılım aracılığıyla, maksimum çekme gerilmesi noktasındaki Vic-2D analiz programı verilerinden çatlak sayısı ve genişlikleri, her bir sanal LVDT için otomatik olarak hesaplanmıştır. Ortalama çatlak aralığı, çekme deneyi başlangıcında LVDT çerçeveleri arasındaki mesafe olarak belirlenen ölçüm uzunluğunun (100 mm), maksimum gerilme noktası için elde edilen çatlak sayısına bölünerek hesaplanmıştır. Matematiksel ilkeye göre, ortalama çatlak aralığı, çoğunlukla çatlak sayısı ile kontrol edilir. Bu nedenle daha fazla çatlak, daha küçük çatlak aralığı anlamına gelmektedir.



Şekil 6.13 DIC analiz görüntüsü (Kişisel arşiv, 2022)

Çatlak analizi çerçevesinde, her numune için çekme gerilmesi-şekil değişimi eğrisinde maksimum gerilme noktasındaki çatlak sayısı, genişlikleri ve ortalama çatlak aralığı değerleri çalışma kapsamında kıyaslama için belirlenmiştir.

6.6 Kompozit Lif Dağılımının Belirlenmesi

6.6.1 Lif Dağılımı İçin Numune Seçimi

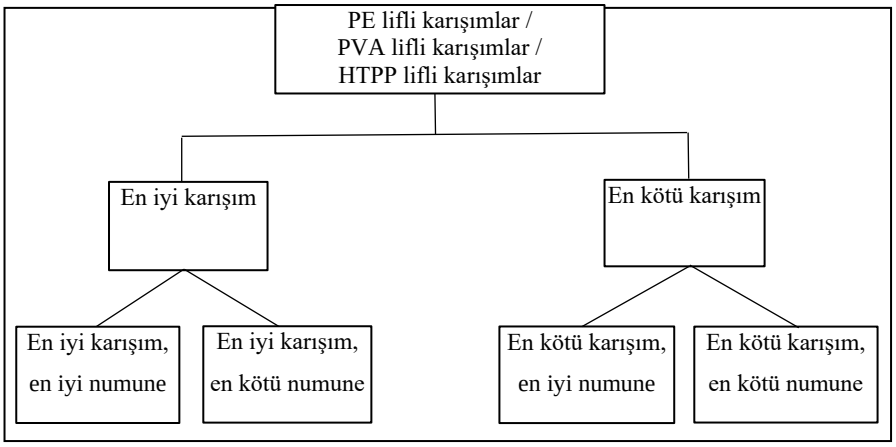
Tek eksenli çekme deneyleri yapıldıktan sonra, seçilen seriler içinden seçilen numunelerde lif dağılım analizleri gerçekleştirilmiştir. Numune seçimi, enerji yutma kapasitesi (g_{se}) değeri dikkate alınarak yapılmıştır. Buradaki amaç, lif dağılımı ile enerji yutma kapasitesi (g_{se}) performansı arasındaki ilişkiyi incelemektir. Lif dağılımı için numune seçimi şematik olarak Şekil 6.14'de gösterildiği gibi iki aşamada yapıldı. Bu aşamalar;

1) Her bir lif türü kullanılarak üretilen serilerden çekme birim şekil değişim kapasitesi açısından en iyi ve en kötü seriler belirlenmiştir. Örneğin PE lifli seriler için En iyi karışımın kodu "YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE", En kötü karışımın kodu "UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE" 'dir.

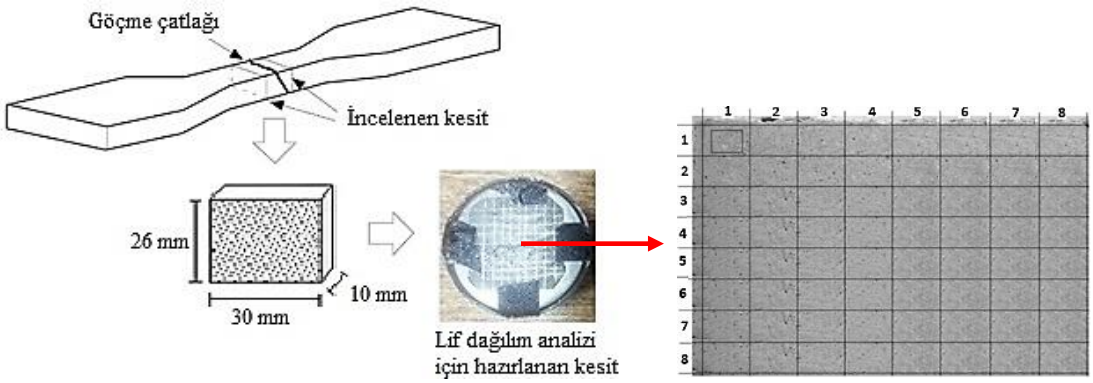
2) Bu serilerde en iyi ve en kötü çekme birim şekil değişim kapasitesi gösteren numuneler belirlenmiştir. Örneğin PE lifli seriler için;

- En iyi karışımdaki en iyi numune **4** numaralı numunedir ve kodu "YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE -**4**",
- En iyi karışımdaki en kötü numune **2** numaralı numunedir ve kodu "YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE-**2**",
- En kötü karışımdaki en iyi numune **1** numaralı numune olup kodu "UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE-**1**",
- En kötü karışımdaki en kötü numune **2** numaralı olup kodu "UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE-**2**",

Seçilen kemik numunelerden lif dağılımı analizi için kesit hazırlama yöntemi Şekil 6.15'de gösterilmiştir. Lif dağılımı analizi için enine kesit alanı olan bu göçme bölümü, lif köprüleme kapasitesi bakımından en zayıf bölüm olarak kabul edilir ve lif dağılımının değerlendirilmesinde önceki çalışmalarda kullanılmıştır (Gödek ve diğer., 2017; Torigoe, Horikoshi, Ogawa, Saito ve Hamada, 2003; Tosun-Felekoğlu ve diğer., 2014). Bu nedenle seçilen numunelerde, göçme çatlağına (deneyin sonuna doğru hızlı bir şekilde büyüyerek genişleyen çatlak) en yakın bölge, lif dağılım katsayısının en düşük olduğu bölge olarak düşünülebilir. Şekil 6.15a'da, 30x26x10 mm boyutlarındaki numune, göçme bölgesine en yakın yüzeydeki lif dağılım katsayısını belirlemek için bir elmas testereyle kesilmiştir.



Şekil 6.14 Lif dağılımı ve maksimum kusur boyut analizi için numune seçimi (Bu seçim her bir lif türü ile üretilen kompozit karışımlar için tekrarlanmıştır)



(a) (b)

Şekil 6.15 Lif dağılım analizi için numuneden kesit hazırlama: (a) numune göçme kesiti, (b) Göçme kesitinin pürüzsüz hale getirilmiş ızgara şeklindeki görünümü (30x26 mm^2) (Kişisel arşiv, 2022)

Kesilme sırasında numune yüzeyinde oluşabilecek lif bulaşımını (sıvaşımını, dağılımını) önlemek ve pürüzsüz bir yüzey oluşturmak amacıyla su altında # 800, # 1000 ve # 1200 SiC zımpara kağıdı (her kağıt için 400 rpm 'de 2 dakika) ile parlatılmıştır. Parlatılmış yüzeyler (30x26 mm^2) bir ızgara şeklinde 3x3 mm^2 alanlardan oluşan 64 küçük kare alanlara bölünmüştür (Şekil 6.15b).

6.6.2 Lif Dağılım Analizi Ve Lif Dağılım Katsayısının Belirlenmesi

6.6.2.1 PE Ve HTPP Lif Dağılımı İçin Ham Görüntülerin Elde Edilmesi (SEM Mikro Fotoğrafçılığının Metodolojisi)

PVA lifleri, floresan UV filtreli bir ışık kaynağı (geniş bir spektrumda (UV, Görünür ve Kızılötesi) ışık yayan cıva deşarj lambası) ile aydınlatılarak ve düşük bir arka plan sinyali ile çevreleyen çimentolu matristen ayırt edilebilmektedir (Lee ve diğer., 2009). Bununla birlikte, PP'nin uyarma ve emisyon bantları (sırasıyla 285 ve 305 nm) PVA liflerden (380 ve 447 nm) çok daha düşük olduğundan, bu yöntem HTPP liflerinin görünür ışık (dalga boyu> 400 nm) yayması için geçerli değildir (Felekoğlu ve diğer., 2015). Ayrıca PE lifler için uyarma ve emisyon bantları sırasıyla 385 ve 449 nm'dir (Lee, Kim ve Kim, 2010b).

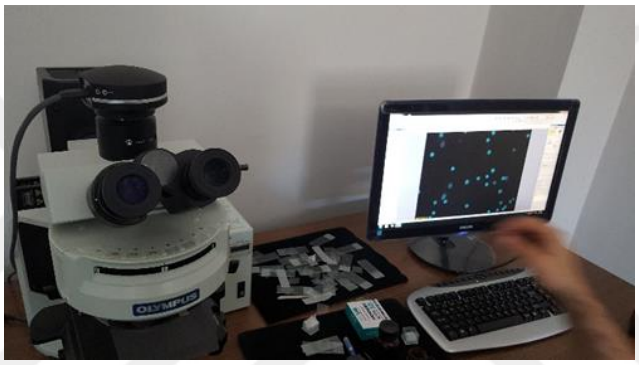
HTPP ve PE lifli lif dağılım analizi yapılacak numune kesitleri 60 °C'de kurutulmuştur ve sonrasında taramalı elektron mikroskobunda (SEM) görüntülenmeden önce, iletkenliği sağlamak için vakum altındaki numunelere altın kaplama uygulanmıştır. Numuneler, 10 kV'lık bir hızlanma voltajında çalıştırılan bir enerji dağıtıcı spektrometre (EDS) ile donatılmış bir JEOL-JSM 6060 SEM ile incelenmiştir. Geri saçılmış elektron modu (BEC), farklı fazlar arasındaki elementel kompozisyon farkını yansıtmakta daha etkili olduğundan, bu mod tüm analizler için mikro fotoğraflar çekiminde kullanılmıştır. PE ve HTPP liflerini matristen ayırt etmek için EDS nokta analizi de yapılmıştır.

Lif dağılım analizi için uygun mikro fotoğraf boyutunun seçimi çok önemlidir. İlk olarak, lifleri çevre matristen ayırt edebilmek için mikro fotoğraflar PE lifli numuneler için 100x ve HTPP lifli numuneler için 150x büyütmede çekilmiştir. PE lifli numunelerde büyütmenin daha düşük olmasının nedeni, HTPP liflere kıyasla daha büyük lif çaplarına sahip olmasıdır (PE ve HTPP liflerin çapları sırasıyla 18 ve 12 μm'dir). Böylece PE lifli numuneler daha düşük büyütmede çekilerek, hem PE hemde HTPP lifli fotoğraflardaki lif sayısının birbirine yakın olması amaçlanmıştır. Şekil 6.15b'deki ızgara içindeki küçük dikdörtgen (ızgara konumu), çekilen her mikro fotoğraf için SEM kamera tarafından yakalanan alanı temsil eder. Bir yüzeyde toplam 64 görüntü, her bir ızgara bölgesinden rastgele bir fotoğraf çekilerek elde edilmiştir.

6.6.2.2 PVA Lif Dağılımı İçin Ham Görüntülerin Elde Edilmesi

PVA lifli kesitlerinin floresan görüntülerini elde etmek için bir Olympus DP-70 (XC-30) yüksek çözünürlüklü dijital kamera ile donatılmış parlak alan ve geniş alan floresan (350-543 nm) mikroskopi için uygun bir Olympus BX-51 mikroskobu kullanılmıştır (Şekil 6.16). Numune yüzeyi ilk olarak geniş bir dalga boyu aralığına sahip ışık üreten bir cıva lambası ile aydınlatılmıştır. PVA liflerinin, 370-390 nm dalga boyunda ultraviyole ışığı ile uyarıldığında 440-460 nm aralığında ışık yaydıkları bilinmektedir (Ranade ve diğer., 2012). Aydınlatma ışığı, bir UV filtresi kullanılarak oldukça zayıf yoğunlukta yayılan flüoresandan ayrılmıştır. Bu işlem sayesinde,

floresans mikroskop altındaki lifler parlak mavi eliptik noktalar olarak görünmektedir (Şekil 6.16). Floresan görüntüler daha sonra DP-70 kamera (XC-30) tarafından alınmıştır. Dijital bir görüntü elde etmek için, numune yüzeyi önce bir cıva lambası ile aydınlatılmış, ardından 50x büyütme altında bir Mavi Floresan Protein (BFP) filtresi aracılığıyla bir CCD dijital kamera kullanılarak floresan görüntüsü alınmıştır. Floresans mikroskobunun görüş alanı yaklaşık 3x3 mm^2'dir ve her bir enine kesit, Şekil 6.15b'de gösterilen konumlarda (küçük kareler) 64 görüntü alınmıştır. Şekil 6.16, mavimsi noktaların PVA liflerini temsil ettiği kayma düzleminin bir floresan görüntüsünü göstermektedir.



Şekil 6.16 PVA lifli kompozitlerden lif dağılım analizi için ham görüntülerin elde edilmesi (Kişisel arşiv, 2022)

6.6.2.3 Ham Görüntülerden Liflerin (HTPP, PE Ve PVA) Algılama Stratejisi

PE ve HTPP lifleri esas olarak karbon ve hidrojen atomlarından oluştuğu için PVA liflerde olduğu gibi, hidratlanmış ve hidratlanmamış fazlardan farklılaştırılabilen, SEM analizi geri saçılmış elektron modu (BEC) altında koyu gri bir renk sunarlar (Akkaya ve diğer., 2000). Bu fark, lif tespitini kolaylaştırır. Bununla birlikte, bazı durumlarda zımpara kağıdı ile yüzey parlatmadaki verimsizlik veya kaçınılmaz yüzey kusurlarından (gözenekler, çatlaklar) kaynaklanan yerel yüzey kusurları, görüntü analizi aşamasında uygulanan threshold işleminin lif algılama etkinliğini azaltabilir. Bu nedenle, bu çalışmada Lee ve diğer., (2009) ve Kang, Lee, Kim ve Kim (2011) tarafından uyarlanan adım adım lif belirleme stratejisi uygulanmıştır. Bu amaçla Image

J yazılımının analiz komutları kullanılmıştır. Lif algılama prosedürünün adımları (Felekoğlu ve diğer., 2015) ve akış şeması Şekil 6.17'de sunulmuştur.

Adım I - Kontrast iyileştirme, eşik (threshold) öteleme

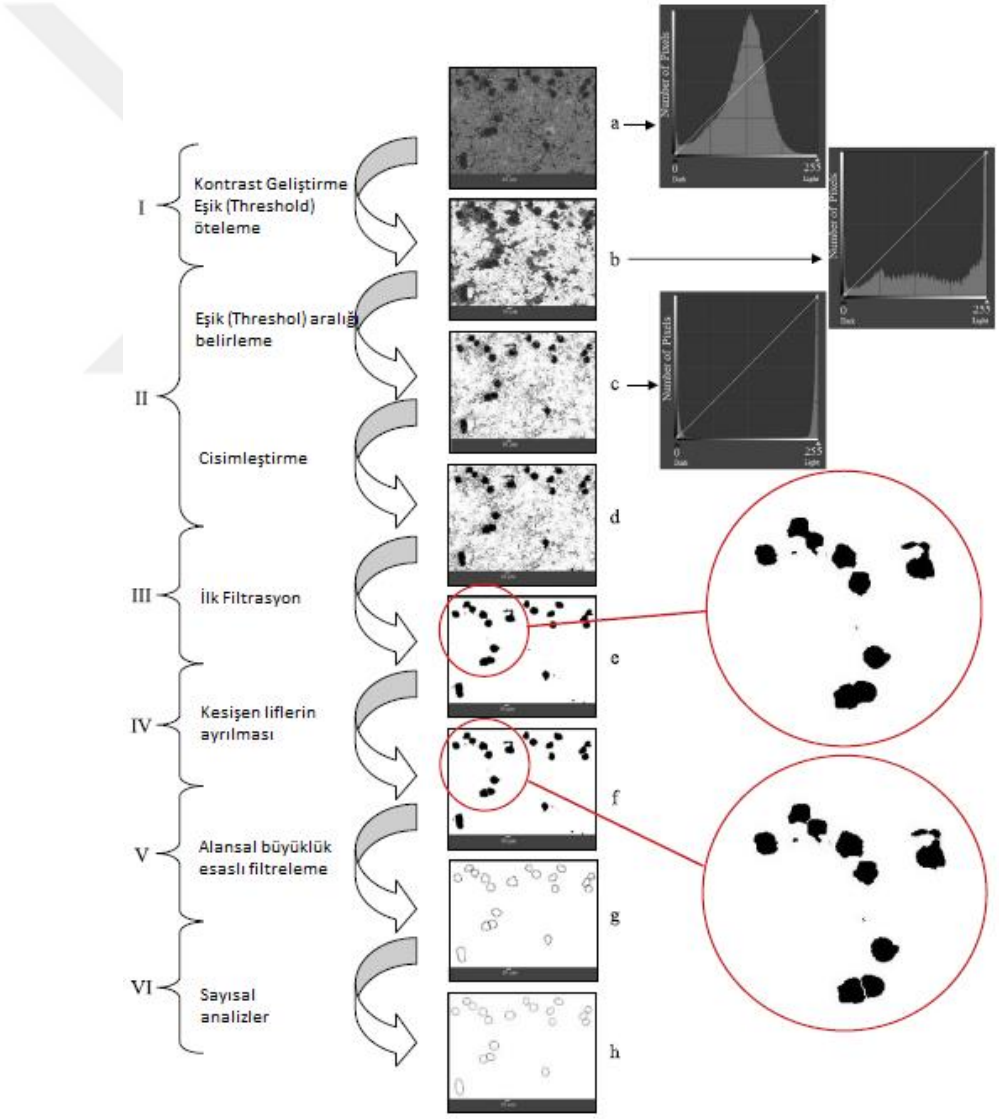
Adım II - Threshold (eşik bant) seçimi ve parçacık dolgulama

Adım III - Gürültü (noise) filtreleme:

Adım IV – Temas eden lifleri ayırma

Adım V - Alan bazlı boyut filtreleme

Adım VI - Kantitatif analiz



Şekil 6.17 Lif algılama prosedürünün akış şeması (Felekoğlu ve diğer., 2015)

6.6.2.4 Lif Dağılımının Katsayısının Belirlenmesi

Tüm kesitin lif dağılım homojenliği, lif dağılım katsayısı ile ölçülmüştür. Bu katsayı birim alandaki lif sayısının ortalama lif sayısından sapmasını ifade eder (M. Li ve Li, 2013). Lif dağılım analizi için 8 x 8 birim alana bölünen numunede (Şekil 6.15b) her bir birim alan için lif sayısı belirlenmiştir ve Ψ(x) değişim katsayısı hesaplanmıştır (Denklem 6.7). Lif dağılım katsayısı (α), "-Ψ(x)" (Denklem 6.8) 'in üssü olarak hesaplanmıştır.

$$\Psi(x) = \frac{\sqrt{\frac{\sum(Xi - \bar{x})^2}{n}}}{\bar{x}} \tag{6.7}$$

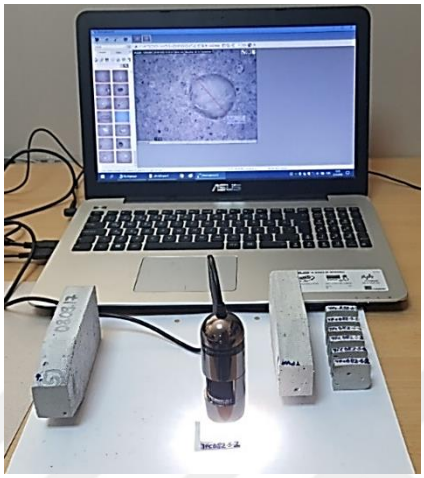
$$\alpha = \exp[-\Psi(x)] \tag{6.8}$$

burada x, birim alandaki lif sayısı, $\bar{x}$ tüm birim alanlardaki ortalama lif sayısı ve n birim alan sayısıdır. Dağılım katsayısı 1 olursa, mükemmel homojen lif dağılımını gösterirken, 0'a yaklaşan katsayı homojen olmayan lif dağılımını gösterir. Bu sayısal yöntem Kim ve diğer., (2007), M. Li ve Li (2013) ve Zhou ve diğer., (2012) tarafından PVA-ECC'lerin lif dağılım katsayısını çekme şekil değişimi ile ilişkilendirmek için kullanılmıştır.

6.7 Kompozit Maksimum Kusur Boyutu Dağılımının Belirlenmesi

Bir kesitteki maksimum kusur boyutunun, Irwin'in kırılma kriterine göre o bölümdeki matrisin çatlama gerilmesini belirlediği bildirilmiştir. Maksimum kusur boyutu, lif dağılım analizi yapılan numunelerde belirlenmiştir ve numune seçim yöntemi Şekil 6.14 'de gösterilmiştir. Her bölümdeki maksimum kusur boyutu ölçümü için seçilen kemik şeklindeki numuneler, ölçüm uzunluğu boyunca yükleme yönüne dik doğrultuda dokuz dilime ayrılmıştır. Böylece, her bir seçilen numune için 30x26 mm^2 yüzey alanında ve yaklaşık 10 mm kalınlığa sahip 9 dilim elde edilmiştir. Her bir parça karşılıklı 2 kesite sahip olduğundan bir çekme numunesi için toplamda 18 kesit

elde edilmiştir. Testere, her kesimde yaklaşık 2 mm kalınlığında numune kaybına neden olmuştur. Bu nedenle birbirine bakan enine kesitlerde farklı kusur boyutları gözlenmiştir. Kesitlerdeki maksimum kusur boyutları, portatif optik el mikroskobu ile 52 kat büyütmede incelenmiştir (Şekil 6.18).



Şekil 6.18 Maksimum kusur boyutunun belirlenmesi (Kişisel arşiv, 2022)

BÖLÜM YEDİ

PE LİFLİ ECC'LERİN TASARIMI

7.1 PE-ECC Serisi Giriş

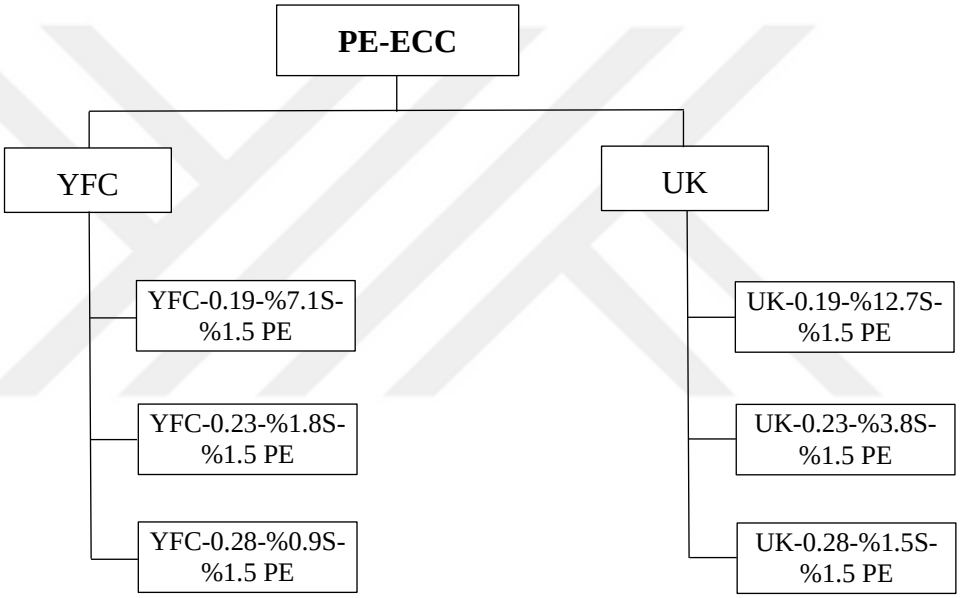
ECC üzerine araştırmalar ilk olarak PE lif kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Ancak PE lifin oldukça yüksek maliyeti bu alanda kullanımını oldukça kısıtladığından, zaman içerisinde daha uygun maliyetli lifler (PVA, HTPP vs.) kullanılmıştır.

PE lifin dışındaki liflerle üretilen ECC'lerin (normal ECC'ler) mekanik özellikleri yapısal mühendislik uygulamalarında yeterli olmayabilir (Zhan ve diğer., 2018). Örneğin normal ECC'nin daha düşük elastisite modülü, yapısal elemanın daha düşük bir rijitliğine ve dolayısıyla hizmet verilebilirlik sınırında daha büyük bir sehime neden olabileceği belirtilmiştir. Dahası, 3-7 MPa aralığında çekme dayanımı sergilemesi beklenen ECC'nin basınç dayanımı 70 MPa'ın altında olduğu bildirilmiştir (Li, 2003). Bu gibi nedenlerden dolayı normal ECC'lerin yerine PE lifin yüksek maliyetine rağmen son yıllarda PE-ECC'ler üzerine araştırmalar oldukça artmıştır. Araştırmacılar 10 MPa'dan daha yüksek çekme dayanımı, 100 MPa'dan daha yüksek basınç dayanımı ve aynı anda normal betonunkine yaklaşan elastisite modülü ile yüksek dayanımlı çimentolu esaslı kompozitler (High Strength Engineered Cementitious Composites (HS-ECC)) geliştirmek için araştırmalar yapmaktadır (Kamal ve diğer., 2008).

Literatürde PE-ECC çalışmalarının çoğunda PE lif karışım hacminin %2'si oranında kullanılmıştır. PE lifin maliyeti nedeniyle bu bölümde kullanım oranı %1,5 olarak belirlenmiştir. PE-ECC'ler için ideal matris tasarımını belirlemek amacıyla, hacimce %1,5 PE lifli, 3 farklı S/B oranlarında ve 2 farklı mineral katkı türü ile kompozitler üretilmiştir. Kompozitlerin taze ve sertleşmiş hal özellikleri ve bunlar arası bağlantılar araştırılmıştır.

7.2 PE-ECC Serisi Amaç Ve Kapsam

Bu bölümde hacimce %1,5 oranında Polietilen (PE) lifler kullanılarak elde edilen ECC kompozitlerde yapılan deneysel çalışmaları içermektedir. Üç farklı S/B oranında (0,19, 0,23 ve 0,28) ve iki farklı mineral katkı kullanılarak (Yüksek Fırın Cürufu ve Yatağan Uçucu Külü) altı farklı matris tasarlanmıştır. Matris karışımlarda Mineral katkı maddesi/Çimento oranı 2,5 olarak sabittir. PE lifler karışım hacminin %1,5 oranında ilave edilerek PE-ECC kompozitler üretilmiştir. Bu bölümde incelenen PE-ECC karışımlar Şekil 7.1'de gösterilmiştir.



Şekil 7.1 PE-ECC karışımları

Matris (lifsiz) karışımlarda reometre deneyi yapılarak reolojik parametreler belirlenmiştir. PE-ECC kompozitler karışımlara taze halde mini-yayılma deneyleri yapılarak yayılma çapı 150±10 mm mertebesinde olması için karışımların süperakışkanlaştırıcı dozajı belirlenmiştir. Taze halde hem matris hemde PE-ECC kompozitlerin birim hacim ağırlığı değerleri tespit edilmiştir. Matris karışımların kırılma tokluğunun belirlenmesi amacıyla Bölüm 6.4.2.1'de detayları verilen prizmatik numunelerden her bir karışım için 4 adet alınmıştır. PE-ECC'nin çekme özelliklerini belirleyebilmek amacıyla her bir karışım için 8 adet kemik şeklinde numune alınmıştır. Bunlardan 4'ü çentiksiz çekme deneyi için kullanılırken diğer 4'ü çentikli çekme deneyi için kullanılmıştır. Ayrıca hem matris hem de PE-ECC

kompozitlerin basınç dayanımları her bir karışımda 4 adet numune üzerinde belirlenmiştir. Kırlma tokluğu, çentiksiz çekme ve çentikli çekme deneyleri sonuçlarından dayanım ve enerji indeksleri ($PSH_{Dayanım}$ ve PSH_{Enerji}) hesaplanmıştır. Çekme deneyi sırasında, çatlak paterni gelişimini, çatlak sayısını ve çatlak genişlikleri Dijital Görüntü Korelasyonu (DIC) tekniği kullanılarak tespit edilmiştir. Çekme deneylerinden sonra, seçilen kemik şekilli numunelerde enine kesit maksimum kusur boyutu dağılımları ölçülmüştür. Aynı seçilen numunelerde lif dağılım katsayıları, göçme çatlağı bölümünde belirlenmiştir. Bu parametrelerin çekme deneyi sonuçları üzerindeki etkileri tartışılmıştır. Son olarak, tek eksenli çekme deneylerinde elde edilen parametreler ile basınç dayanımları arasındaki ilişkiler incelenmiştir.

7.3 PE-ECC Serisi Bulgular Ve Tartışma

7.3.1 PE-ECC Serisi Matris Fazının Reolojik Karakterizasyonu

Lei ve diğer., (2019), PE lif kullanarak ultra yüksek dayanımlı-ultra yüksek çekme şekil değişim kapasitesine sahip ECC'de (UHS-UHDDCC), mikroskobik ve makroskopik özellikleri arasındaki bağlantıyı araştırmanın önemli olduğu vurgulamışlardır. Bu nedenle taze harcın reolojik özelliklerinin belirlenmesinin önemli olduğunu belirtmiştir.

Eşik kayma gerilmesi, bir viskoelastik malzemenin plastik bir şekil değişimini başlatmak için ihtiyaç duyduğu kayma gerilmesidir. Malzemenin hareketsiz kaldığı, ancak ötesinde malzemenin akmaya veya şekil değişimi olmaya başlayacağı maksimum kayma gerilmesidir (Lu ve Wang, 2010). ECC matrisinin daha düşük eşik kayma gerilmesi, akışı başlatmak için daha az gerilme gerektirir (daha düşük eşik kayma gerilmesi genellikle daha yüksek çökme akışına karşılık gelir). ECC matrisi, matrisin ağırlığı eşik kayma gerilmesinden daha düşük olduğunda akmayı durdurur (Yang ve diğer., 2009). Plastik viskozite, matris eşik kayma gerilmesi değerini geçtiğinde ECC matrisinin akışını kontrol eder. Plastik viskozite, matrisin stabilitesini korumak için yeterince yüksek olmalıdır. Liflerin ECC'de homojen dağılımı için

matrisin viskozitesi, istenen lif köprüleme verimliliğini elde etmek için oldukça önemlidir.

Optimum bir aralık içinde, daha yüksek bir kayma hızı, liflerin homojen dağılımı için faydalı olduğu M. Li ve Li (2013) tarafından belirtilmiştir. Bununla birlikte, plastik viskozite ve kayma gerilmesi çok yüksek olduğunda, daha büyük boyut ve sıkışmış hava gözenekleri miktarına neden olur. Bu durum lif dağılımı için net kesit alanının daha da düşmesiyle daha düşük lif içeriğine ve/veya lif topaklarının ortaya çıkmasına neden olur. Böylece lif dağılım derecesi düşer. Özet olarak, lif eklemeden önce harç matrisinin reolojik kontrolü, yüksek mekanik performansın elde edilmesinde rehber amaçlı kullanılabilir.

Bu amaçla çalışmanın bu bölümünde PE lifli ECC kompozitlerin üretiminde kulanılan matrislere ait reometre deneylerinden elde edilen kayma gerilmesi – kayma hızı eğrileri Şekil 7.2'de sunulmuştur. Bu eğrilerin Herchel Bulkley modeli ile analizi sonucunda elde edilen reolojik parametreler Tablo 7.1'de gösterilmiştir. Tablodaki veriler, Herchel Bulkley modelinin yüksek regresyon katsayıları ($R>0,98$) verdiğini göstermektedir.

Tablo 7.1'deki b ve p değerleri sırasıyla tutarlılık indeksi ve güç katsayısı değerleridir. Güç katsayıları benzer olmadığından, tutarlılık endeksi tek başına yorumlanamaz. Güç katsayısı değerleri için $p>1$ olması matrisin dilatant (kayma kalınlaşması) davranış, $p=1$ olması bingham davranış ve $p<1$ olması psödoplastik (kayma incelmesi) davranış gösterdiği anlamına gelmektedir. Artan kayma hızındaki (4. Aşama) p değerleri azalan kayma hızı (5. Aşama) değerlerine kıyasla daha yüksektir. Ancak hem 4. hem de 5. aşamadaki p değerleri genel olarak 1'den büyük olduğu için dilatant davranış hakim olduğu söylenebilir. Ancak UK-0.28-%1.5S matrisi hem 4. hem de 5. aşamadaki p değeri 1'den küçük olduğu için psödoplastik davranış göstermiştir. Hem 4. hem de 5. Aşama arasındaki farklılık YFC-0.28-%0.9S matrisinde ortaya çıkmıştır. 4. aşamada (artan kayma hızında) dilatant davranış gösteriken ($p=1,31$), 5. aşamada (azalan kayma hızında) psödoplastik davranış ($p=0,95$) göstermiştir. Ayrıca YFC içeren matrislerin p değerleri UK'lı matrislerden

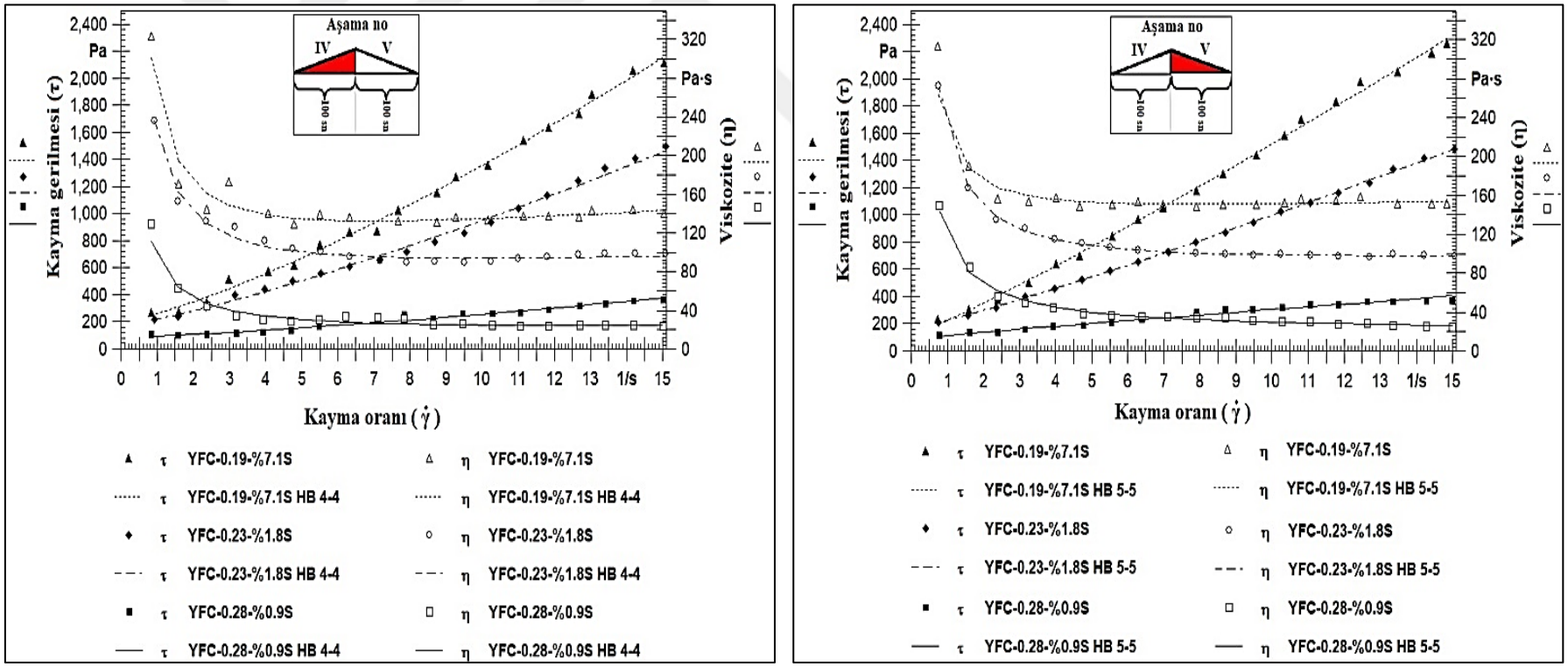
daha büyük olduğu için dilatantlık derecelerinin daha yüksek olduğu söylenebilir. Diğer bir değişle, YFC içeren matrisleri yüksek hızlarda karıştırmak daha zordur. S/B oranı artışı ve süperakışkanlaştırıcı dozajı azalmasıyla hem YFC hem de UK matrislerindeki p değerlerinde belirgin bir değişikliğe neden olmamıştır.

Tablo 7.1 PE lifli karışımlarda kullanılan matrislerin reolojik parametreleri

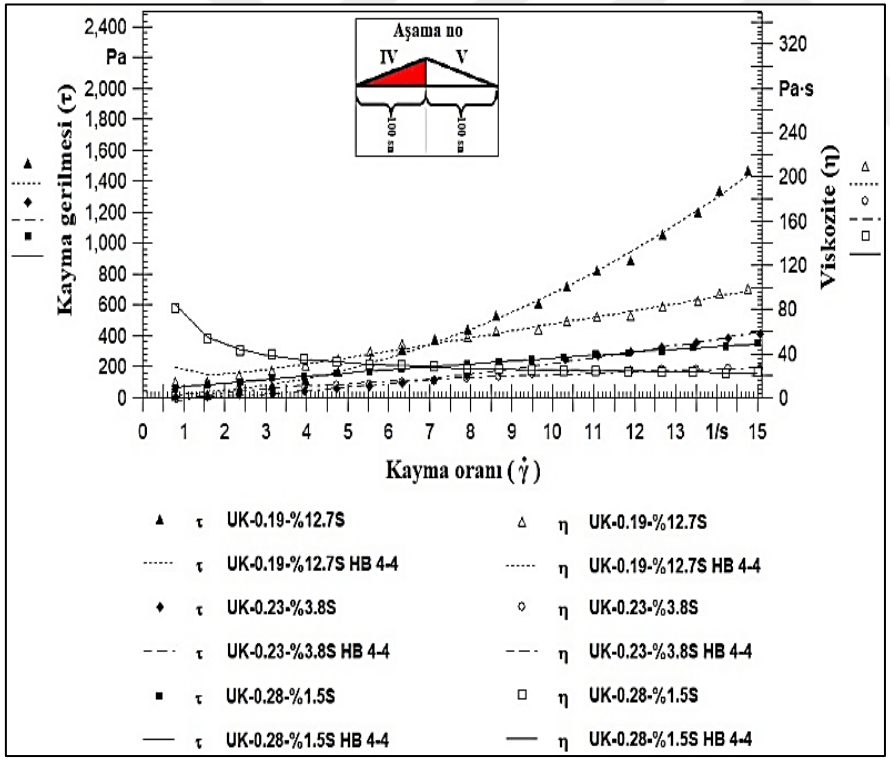
Aşama no	Karışım kodları	a =τ_p, (Pa)	b	p	R	μ_{15s}^{-1}, (Pa.s) *
4. aşama	YFC-0.19-%7.1S-HB 4-4	205,3	58,2	1,30	1,00	143,6
	YFC-0.23-%1.8S-HB 4-4	178,0	45,1	1,23	1,00	96,7
	YFC-0.28-%0.9S-HB 4-4	87,7	8,4	1,31	0,98	25,4
	UK-0.19-%12.7S-HB 4-4	17,8	7,0	1,97	1,00	97,4
	UK-0.23-%3.8S-HB 4-4	-6,5	6,0	1,58	1,00	28,5
	UK-0.28-%1.5S-HB 4-4	44,2	29,0	0,87	1,00	23,5
5. aşama	YFC-0.19-%7.1S-HB 5-5	116,7	109,4	1,11	1,00	154,5
	YFC-0.23-%1.8S-HB 5-5	161,3	63,4	1,12	1,00	98,6
	YFC-0.28-%0.9S-HB 5-5	94,4	24,0	0,95	0,99	27,0
	UK-0.19-%12.7S-HB 5-5	-3,7	8,5	1,91	1,00	98,8
	UK-0.23-%3.8S-HB 5-5	7,5	0,8	2,26	1,00	26,4
	UK-0.28-%1.5S-HB 5-5	41,6	37,4	0,79	1,00	23,9

* 15 s^{-1}'deki anlık viskozite değeri

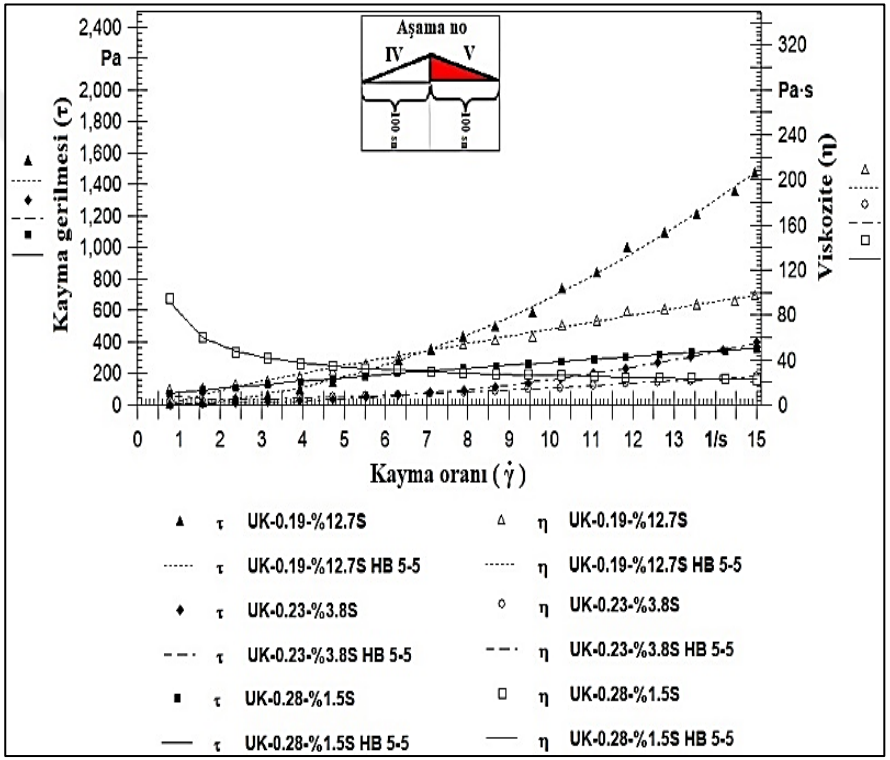
Artan (4. Aşama) ve azalan (5. Aşama) kayma hızlarındaki eşik kayma gerilmesi değerleri kıyaslandığında YFC matrisleri için azalan kayma hızlarındaki değerler daha düşük iken UK matisleri için belirgin bir değişim yoktur. Hatta UK matislerindeki bazı bazı eşik kayma gerilme değerleri (a =τ_p,) negatiftir. Bunun nedeni Şahmaran ve diğer., (2013) kayma gerilmesi ile kayma hızı arasındaki ilişkinin belirlenmesindeki kullanılan reolojik modelden sapmalar nedeniyle olabileceği şeklinde belirtmişlerdir. Artan (4. Aşama) ve azalan (5. Aşama) kayma hızlarındaki viskozite değerleri (μ_{15s}^{-1}) kıyaslandığında, genel olarak 5. Aşamadaki viskozite değerleri bir miktar daha yüksek olsada aradaki fark önemli mertebede değildir.



Şekil 7.2 PE lifli karışımlarda kullanılan matrislerin birleşik akış ve viskozite eğrileri (a) YFC yükselen eğri (Aşama IV), (b) YFC azalan eğri (Aşama V), (c) UK yükselen eğri (Aşama IV), (d) UK azalan eğrileri (Aşama V)



(c)



(d)

Şekil 7.2 Devamı

Matriste kullanılan mineral katkı türünün (YFC ve UK) reolojik parametreler üzerine etkisi incelendiğinde, benzer S/B oranlarında hem eşik kayma gerilmesi ($a = \tau_p$,) hem de viskozite ($\mu_{15s^{-1}}$) değerleri YFC içeren karışımların UK'ya kıyasla belirgin şekilde daha büyük olduğu görülmektedir. Bu sonuçlara göre YFC içeren matrislerin harekete geçirmek için gereken enerjinin daha yüksek ve akışkanlığının daha düşük olduğu söylenebilir.

S/B (sırasıyla 0,19, 0,23, 0,28) artışı, beklendiği üzere hem YFC hem de UK matrislerinde eşik kayma gerilmesi ve viskozite değerlerinde azalmalara neden olmuştur. Bu durum düşük S/B oranlarında, katı partiküllerin daha yüksek sürtünme ve çarpışma derecesi nedeniyle eşik kayma gerilmesi ve viskoziteyi arttırdığı şeklinde açıklanabilir (Lu, Wang ve Rudolphi, 2008). Bu sonuçlar, literatür ile uyumludur (Ragalwar, Nguyen, Ranade, Heard ve Williams, 2017; Yang ve diğer., 2009).

Tiksotropi ile ilişkilendirilebilecek artan ve azalan eğriler arasındaki histerezis alanı hesaplanmıştır. Her iki matris de negatif histerezis alanları sergilemiştir (artan kayma oranı ile çizilen eğriler azalan eğrilerin altındadır), bu da yapısal bozulmayı gösterir. -1251, -523, ve -594 Pa/s değerleri, sırasıyla artan S/B oranı ile YFC matrisi için hesaplanmıştır. Öte yandan, UK içeren matrislerin histerezis alanı, artan S/B oranı ile sırasıyla -278, 554, ve -145 Pa/s'dir. Matris histerezis alanları arasındaki fark yükseldikçe, yapısal bozulma artar. Matris de UK yerine YFC kullanıldığında, bu durum daha belirgindir.

Genel olarak, YFC matrislerinde hem eşik kayma gerilmesi hem de viskozite değerlerinin nispeten daha yüksek olması, karıştırma aşamasında matris stabilitesini kaybetmeden dinamik olarak lifleri dağıtmak için avantajlıdır. UK matrislerinde ise, yüksek doldurma kabiliyetiyle kullanımının kolay olduğu, ancak dinamik yüklere maruz kaldıklarında (yüksek karıştırma hızı gibi) segregasyona daha yatkın olduğu söylenebilir.

Sonuç olarak S/B oranı, süperakışkanlaştırıcı katkı dozajı ve mineral katkı tipinin matris reolojik özellikler üzerinde önemli etkilleri görülmüştür. Burada elde edilen

reolojik parametrelerin sertleşmiş haldeki lif ve doğal kusur dağılımı üzerine etkileri Bölüm 7.3.8'de tartışılacaktır.

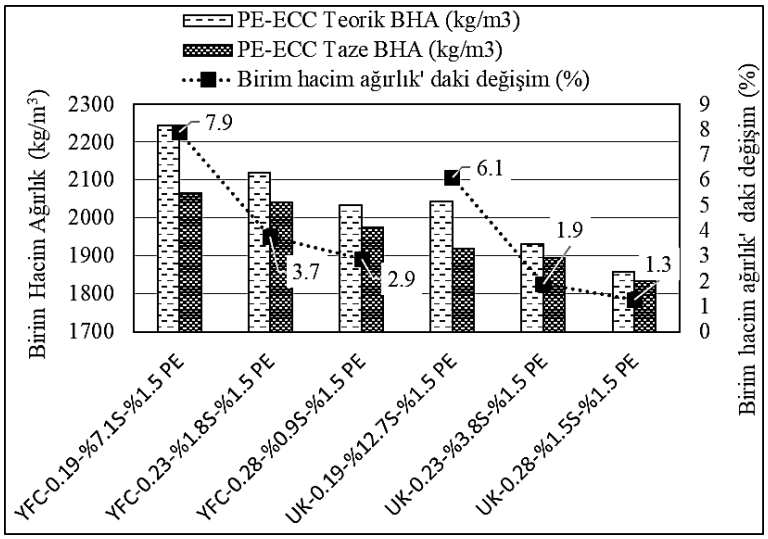
7.3.2 PE-ECC Serisi Karışımların Birim Hacim Ağırlıkları (Bha)

PE-ECC karışımların ideal işlenebilirlikleri, süperakışkanlaştırıcı katkı ile sağlanmıştır. Detayı Bölüm 6.4.1.2'de belirtildiği gibi, mini-yayılma deneyinde 150±10 mm yayılma çapı elde etmek için gerekli süperakışkanlaştırıcı dozajları belirlenmiş ve Tablo 6.3'de sunulmuştur. Bu yayılma çapı değeri, literatürdeki PE-ECC kompozitleri için belirtilen 160 mm yayılma çapı değeri (Yu, Yu, ve diğer., 2018) ile uyumludur.

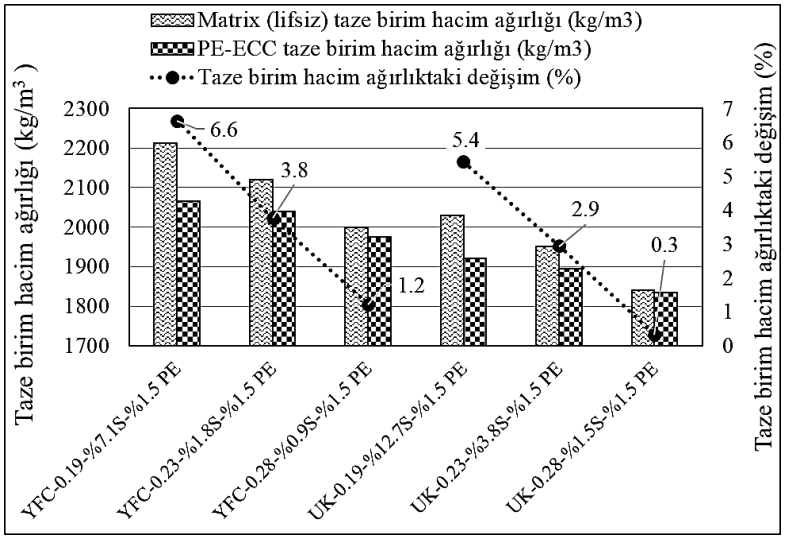
Bu çalışmada kullanılan UK'nın SEM analizi (Tosun-Felekoğlu ve diğer., 2017) çalışmasında yapılmış ve sonuçlara göre UK'nın içi boş ve düzensiz bir şekle sahip olduğunu tespit edilmiştir. Bu sonuç, benzer işlenebilirlik seviyesinde UK'nın özgül yüzey alanını daha yüksek olduğundan, YFC'den daha fazla süperakışkanlaştırıcı dozajına ihtiyaç duyulduğu göstermektedir.

Karışımlar için gerekli süperakışkanlaştırıcı katkı dozajları belirlendikten sonra taze halde matris (lifsiz) ve kompozit (lifli / PE-ECC) karışımların taze birim hacim ağırlık (Bha) değerleri belirlenmiştir. Şekil 7.3'de PE-ECC karışımların teorik ve taze Bha değerleri gösterilmiştir. Beklendiği üzere S/B oranı artışıyla Bha değerleri azalmıştır. Görüleceği üzere S/B oranı azaldıkça teorik ve taze Bha arasındaki farklar artmaktadır. Bu durum S/B oranının azalması karışımların daha viskoz ve yapışkan yapıya sahip olmaları nedeniyle hapsolmuş hava oranının arttığı şeklinde açıklanabilir. Aynı S/B oranları için kıyaslama yapıldığında, YFC'li karışımlardaki söz konusu farklar UK içeren karışımlara kıyasla daha fazladır. Özellikle en düşük S/B oranında (0,19) bu farkları önemli mertebelere ulaştığı ve %6-8 seviyelerine olduğu tespit edilmiştir. Bu durum YFC'nin UK'dan daha viskoz yapısı nedeniyle bünyesine hava sürüklenmeyi arttırması olarak düşünülmektedir.

PE lifin taze Bha üzerine etkisini incelemek amacıyla matris (lifsiz) ve kompozit (PE-ECC) karışımların Bha değerleri belirlenerek Şekil 7.4'de sunulmuştur. Matris ve ECC karışımlarında iri agregaların bulunmaması ve ECC'de lif kullanılması nedeniyle Bha değerleri geleneksel beton değerinden (2300 ila 2400 kg/m^3) (Yu, Yu, ve diğer., 2018) daha düşüktür. Matris karışımlar 2250-1850 kg/m^3, PE-ECC karışımlar 2080-1840 kg/m^3 arasında Bha değerlerine sahip olduğu tespit edilmiştir. Karışım hacminin %1,5 oranıda PE lifinin kullanılması Bha değerlerinin azalmasına neden olmuştur. Söz konusu azalmalar S/B oranın düşmesiyle (sırasıyla 0,28, 0,24, 0,19) daha belirgin hale gelerek %6 seviyelerine çıktığı görülmüştür. Çimento matrislerinde lif kullanılması hava sürüklemeyi tetiklediği bilinmektedir. Özellikle düşük çaplara sahip ve birim alanda yüksek sayıda bulunan polimerik lifler için bu durum daha belirgindir. Düşük S/B oranlarındaki matris ve PE-ECC karışımların Bha arasındaki farklar, matrislerin viskoz davranışı ve liflerin hava sürükleme etkilerinden dolayı daha yüksek olduğu söylenebilir (YFC ve UK için sırasıyla %6,6 ve %5,4). HTPP ve PVA liflerinin hava sürükleyici etkisinin rolü üzerine benzer bulgular literatürde bildirilmiştir (Ahmed ve Mihashi, 2011; Li ve diğer., 2002; Tosun-Felekoğlu ve diğer., 2014; Zijl ve diğer., 2012). Matris ve PE-ECC kompozitlerin Bha değerlerindeki farkın basınç dayanımlarına etkisi Bölüm 7.3.9'da açıklanmıştır.



Şekil 7.3 PE-ECC'lerin teorik ve taze hal birim hacim ağırlık değerleri



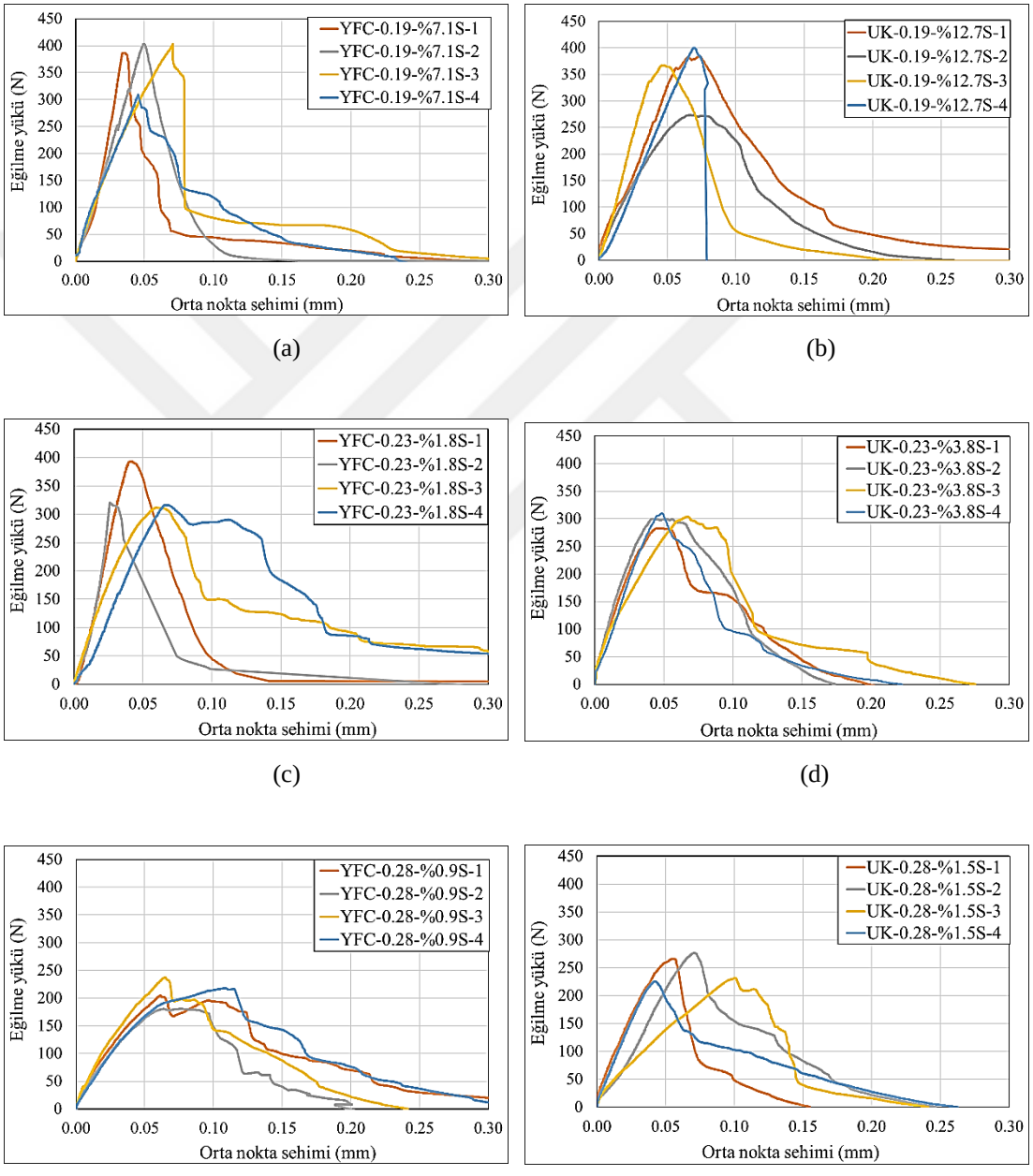
Şekil 7.4 Matris (lifsiz) ve PE-ECC'lerin taze birim hacim ağırlıkları

7.3.3 PE-ECC Serisi Matrislerinin Çentikli Üç Noktalı Eğilme Deneyleri

Matris çentikli üç noktalı eğilme deneylerinden elde edilen eğilme yükü - orta nokta sehimi grafikleri Şekil 7.5 'de verilmiştir. Matris elastisite modülü, kırılma tokluğu ve bu grafiklerden elde edilen J_{tip} değerleri Tablo 7.2'de sunulmuştur.

Matris çatlak dayanımı iki parametreye bağlıdır: matris kırılma tokluğu ve başlangıç kusur boyutudur (Felekoğlu ve diğer., 2015). Bu bölümde PE-ECC kompozitleri için kullanılan matrislerin kırılma tokluğu (K_m) değerleri belirlenmiştir. Tablo 7.2 incelendiğinde YFC ve UK matrislerinde S/B oranının artmasıyla E_m, K_m ve J_{tip} değerlerinde düşüşler görülmüştür. Özellikle S/B oranının 0,19'dan 0,23'e artmasıyla bu durum daha belirgindir. Söz konusu düşüşler, S/B artışıyla matrislerin gözenek yapsının artarak dayanımlarının azalması ile açıklanabilir. Mihashi, de Barros Leite, Yamakoshi ve Kawamata (2007) matris kırılma tokluğunun (K_m) büyük ölçüde S/B oranına bağlı olduğunu belirtmişlerdir. Tablo 7.2'de bu durum açık bir şekilde görülebilmektedir. YFC içeren matrislerde S/B oranının 0,19'dan 0,23 ve 0,28'e artmasıyla K_m değerleri sırasıyla %24 ve %34 mertebelerinde düşerken, UK matrsislerinde bu düşüşler yine sırasıyla %23 ve %28 mertebelerindedir. Wu ve Li (1994), yüksek matris tokluğunun (K_m) çoklu çatlamayı başlatmayı daha zor hale getirdiğini göstermiştir. Diğer bir değişle düşük matris kırılma tokluğu (K_m), ECC

tasarımı için faydalıdır. Bu nedenle S/B oranı arttıkça K_m azaldığından çoklu çatlamanın başlaması kolaylaşır. Bu sonuç literatür ile uyumludur (Ragalwar, Nguyen, Ranade, Heard ve Williams, 2017). Ancak matris kırılma tokluğunun aşırı derecede düşürülmesinin, yapısal uygulamalar için arzu edilmeyen çok düşük basınç dayanımı ile sonuçlanabileceği unutulmamalıdır (Li, 2012).



Şekil 7.5 PE-ECC matrislerinin (lifsiz) eğilme yükü – orta nokta sehim eğrileri (a) YFC-0.19-%7.1S, (b) UK-0.19-%12.7S, (c) YFC-0.23-%1.8S, (d) UK-0.23-%3.8S, (e) YFC-0.28-%0.9S, (f) UK-0.28-%1.5S

Tablo 7.2 PE-ECC'lerin matris elastisite modülü (E_m), kırılma tokluğu (K_m) ve çatlak ucu kırılma enerjisi (J_{tip}) değerleri

Matris kodu		E_m (GPa)	K_m (MPa*m$^{1/2}$)	Ortalama K_m (MPa*m$^{1/2}$)	J_{tip} (J/m^2)	Ortalama J_{tip} (J/m^2)
YFC-0.19-%7.1S	1	29,5	0,53	0,53 ± 0,02 *	9,53	9,96 ± 0,78 *
	2	27,8	0,55		10,88	
	3	28,8	0,55		10,52	
	4	28,0	0,50		8,91	
YFC-0.23-%1.8S	1	22,9	0,40	0,40 ± 0,01	6,98	7,25 ± 0,40
	2	21,0	0,38		6,87	
	3	22,3	0,42		7,90	
	4	23,2	0,41		7,23	
YFC-0.28-%0.9S	1	18,5	0,33	0,35 ± 0,02	5,89	6,84 ± 0,84
	2	17,6	0,36		7,36	
	3	17,6	0,33		6,18	
	4	18,2	0,38		7,95	
UK-0.19-%12.7S	1	24,5	0,49	0,48 ± 0,02	9,79	9,57 ± 0,26
	2	22,0	0,45		9,23	
	3	25,4	0,50		9,85	
	4	22,5	0,46		9,40	
UK-0.23-%3.8S	1	21,7	0,41	0,37 ± 0,03	7,75	6,77 ± 1,14
	2	20,3	0,35		6,03	
	3	18,0	0,38		8,00	
	4	19,4	0,32		5,29	
UK-0.28-%1.5S	1	18,8	0,36	0,34 ± 0,03	6,91	6,49 ± 0,79
	2	19,2	0,38		7,53	
	3	16,9	0,32		6,07	
	4	17,6	0,31		5,46	

* : ± standart sapma

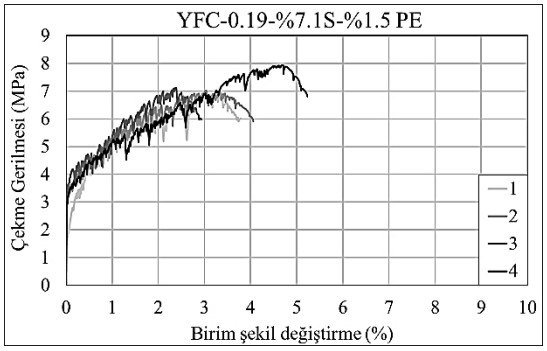
Kırılma tokluğu ve dolayısıyla kırılma enerjisi üzerine puzolan türünün etkisi dikkate alındığında, benzer S/B oranlarında UK'nın YFC'ye kıyasla az miktar daha düşük değerlere sahip olduğu görülmektedir. Bu durumun nedeni Zhu ve diğer., (2014) tarafından kürlenme yaşı aynı ise YFC'nin UK'den daha güçlü bir matris dayanımına sahip olduğu şeklinde açıklanmıştır. Daha düşük J_{tip} değeri, düz/kararlı çatlak yayılmasını teşvik eder ve daha fazla çatlağa yol açtığı belirtilmiştir (Yu ve diğer., 2017).

Literatürde PE-ECC kompozit için geliştirilen matrislerde J_{tip} değerleri 16-25 J/m^2 (Yu ve diğer., 2017) ve 25 J/m^2 (Ravi, Li, Stults, Heard, ve diğer., 2013) mertebelerine olduğu bildirilmiştir. Bu bölümde incelenen PE-ECC matrislerinin J_{tip} değerleri 6,5-10 arasındadır. Literatüre göre daha düşük olmasının nedeni, literatürdeki bu çalışmalarda yüksek basınç dayanımının hedeflenmesidir (120-160 MPa). Basınç dayanımı ile J_{tip} paralellik gösterdiğinden literatürdeki bu çalışmalara ait J_{tip} değerleri daha yüksektir.

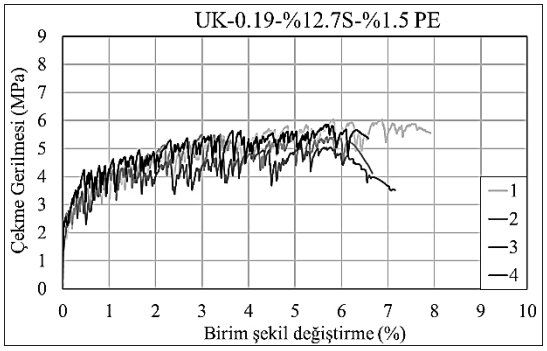
7.3.4 PE-ECC Serisi Çentiksiz Numunelerin Çekme Deneyleri

Tek eksenli çentiksiz çekme deneyinde elde edilen çekme gerilmesi-birim şekil değişimi ilişkileri Şekil 7.6 ve 7.7'de ve bu ilişkilerden elde edilen parametreler Tablo 7.3'de verilmiştir. Tablo 7.3'de her bir parametre için ortalama ve standart sapma değerleri hesaplanmıştır. Buna göre hem YFC hemde UK serilerinde S/B oranı artışıyla ortalama ilk çatlak dayanımı değerleri düşmüştür. Elde edilen sonuçlar literatür ile örtüşmektedir (Choi, Lee, ve diğer., 2016). Aynı S/B oranlarında YFC serilerine ait değerlerin UK'ya kıyasla daha yüksek olduğu görülmektedir. İlk çatlak birim şekil değişimi değerleri karışımlarda belirgin farklılık göstermemekle birlikte %0,01-%0,03 gibi küçük bir aralıkta değişkenlik göstermiştir.

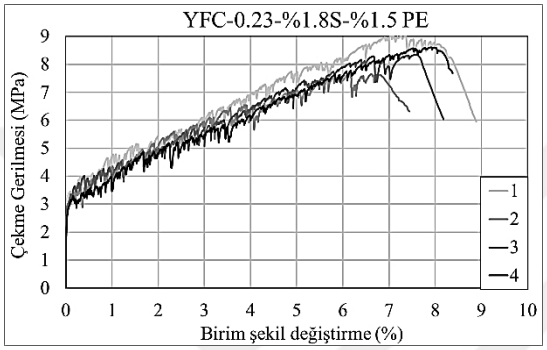
Çekme dayanımları açısından YFC ve UK serilerinde S/B oranı değişimiyle belirgin bir artış ya da azalış trendi gözlenmemiştir. S/B oranı artışıyla (sırasıyla 0,19, 0,23, 0,28) YFC serilerilerinde önce artıp sonra azalırken UK serilerinde önce azalmakta sonra artmaktadır. Aynı S/B oranlarında YFC ve UK serileri kıyaslandığında, YFC serileri daha yüksek ortalama çekme dayanımlarına sahiptir. Ortalama çekme dayanımları en düşük ve en yüksek değerleri YFC serilerinde sırasıyla 5,72 MPa ve 8,41 MPa iken, UK serisinde ise sırasıyla 4,13 MPa ve 5,54 MPa'dır. Çekme dayanımı, arayüzey bağına ve lif dağılımına da bağlı olan çeşitli çatlaklardaki maksimum lif köprüleme kapasiteleri tarafından yönetilir (Ranade ve diğer., 2011). Bu etkiler sonraki bölümlerde tartışılacaktır.



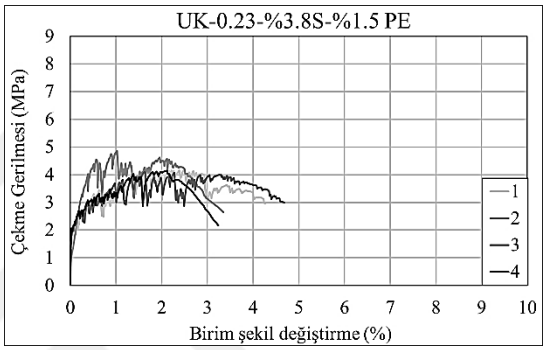
(a)



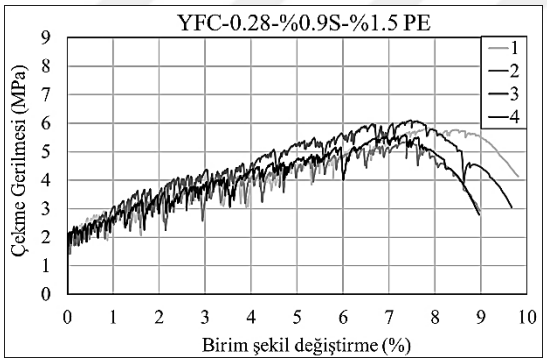
(b)



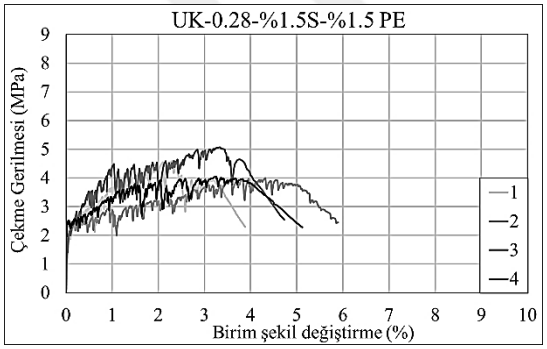
(c)



(d)

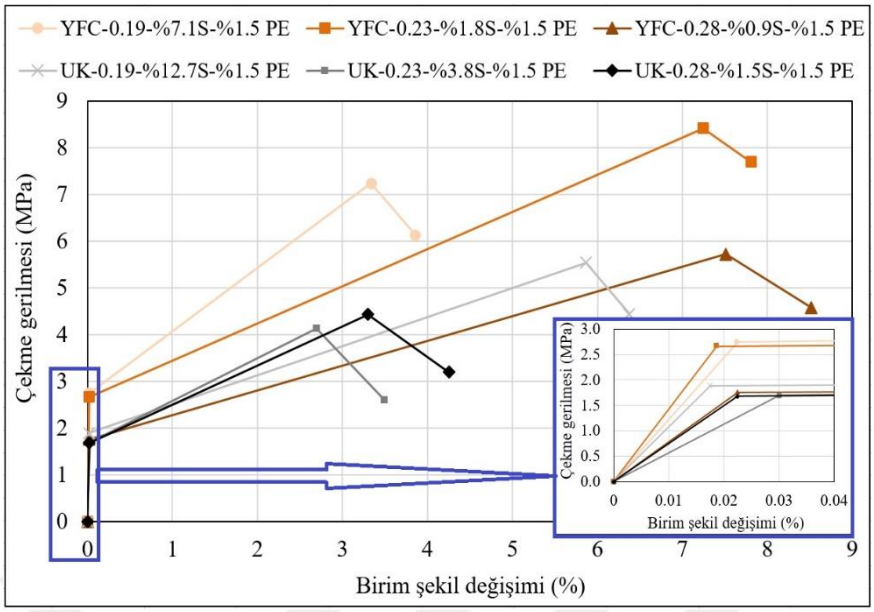


(e)



(f)

Şekil 7.6 PE-ECC'lerin çekme gerilmesi - birim şekil değişimi grafikleri: (a) YFC-0.19-%7.1S-%1.5 PE, (b) UK-0.19-%12.7S-%1.5 PE, (c) YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE, (d) UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE, (e) YFC-0.28-%0.9S-%1.5 PE, (f) UK-0.28-%1.5S-%1.5 PE



Şekil 7.7 PE-ECC'lerin temsili çekme gerilmesi - birim şekil değişimi ilişkileri

S/B oranı artışıyla çekme şekil değişim kapasitelerindeki değişim eğilimi, çekme dayanımlarından farklılık göstermiştir. Daha açık bir ifadeyle, S/B oranı artışıyla (sırasıyla 0,19, 0,23, 0,28) çekme şekil değişim kapasiteleri YFC serilerinde sürekli artarken, UK serilerde önce azalmakta sonra artmaktadır. YFC serisinde en düşük ve en yüksek ortalama değerler sırasıyla %3,34 ve %7,51 iken (%96 artış), UK serisinde yine sırasıyla %2,69 ve %5,86'dır (%118 artış). Buna göre S/B oranı değişimi, ortalama çekme şekil değişimi kapasitesi değerinde %96-%118 aralığında farklılıklara neden olmuştur. YFC'nin, UK'ya kıyasla ortalama çekme şekil değişim kapasitelerinde S/B oranlarına göre farklı etkileri söz konusudur. Örneğin S/B=0,19'da UK, YFC'ye göre daha büyük değer gösterirken (sırasıyla %5,86 ve %3,34), diğer S/B oranlarında YFC daha yüksektir (S/B=0,23'de sırasıyla %2,69 ve %7,25, S/B=0,28'de sırasıyla %3,30 ve %7,51'dir). Literatürde çekme şekil değişimi kapasitelerindeki yüksek değişkenliğin, doymamış çatlaklardan kaynaklandığı ve bunun da, çatlakları başlatmak için yetersiz kusur yapısının bir sonucu olduğu belirtilmiştir (Ranade ve diğer., 2011). Bu nedenle kusur boyut dağılımı Bölüm 7.3.8'de tartışılmıştır.

Sıradan ECC çalışmalarında uygun bir performans için %1'in üzerindeki çekme şekil değişim kapasiteleri yeterli olabilirken (Kobayashi, Ahm ve Rokugo, 2016), PE-ECC'de olduğu gibi yüksek çekme şekil değişim kapasiteleri, daha yüksek tepe noktası

tokluk değerine sahip olduğundan yüksek performans için tercih edilir (Curosu, Mechtcherine ve Millon, 2016).

Tablo 7.3 PE-ECC'lerin çentiksiz çekme deneyi verileri

Karışım kodu		İlk çatlak dayanımı (MPa)	İlk çatlak BŞD (%)	Çekme Dayanımı (MPa)	Çekme Dayanımı BŞD (%)	Tepe noktası tokluk (kJ/m^3)	Elastisite Modülü, Et (GPa)	PSH$_{Dayanım}$ indeksi	Çatlak sayısı	Çatlak genişliği (µm)	Çatlaklar arası mesafe (mm)
YFC-0.19-%7.1S-%1.5 PE	1	1,48	0,02	6,85	3,25	176	33,3	4,63	33	99	3,0
	2	3,01	0,02	7,02	3,03	169	35,7	2,33	22	139	4,5
	3	3,63	0,03	7,13	2,38	132	36,7	1,96	19	130	5,3
	4	2,84	0,02	7,94	4,69	286	31,4	2,80	34	135	2,9
	Ort.	**2,74**	**0,02**	**7,23**	**3,34**	**191**	**34,3**	**2,93**	**27**	**126**	**3,9**
	Std	0,79	0,00	0,42	0,84	57	2,0	1,02	7	16	1,0
YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE	1	2,86	0,02	9,04	7,36	479	35,3	3,16	32	235	3,2
	2	2,59	0,02	7,66	6,15	349	26,5	2,96	31	204	3,2
	3	2,85	0,02	8,35	7,56	466	30,3	2,92	29	267	3,4
	4	2,35	0,02	8,60	7,92	482	26,5	3,66	33	243	3,0
	Ort.	**2,66**	**0,02**	**8,41**	**7,25**	**444**	**29,7**	**3,18**	**31**	**237**	**3,2**
	Std	0,21	0,00	0,50	0,67	55	3,6	0,29	1	22	0,1
YFC-0.28-%0.9S-%1.5 PE	1	1,65	0,03	5,85	7,86	316	17,4	3,53	41	198	2,4
	2	1,54	0,02	5,34	7,36	280	16,0	3,47	40	191	2,5
	3	1,90	0,02	6,10	7,48	324	20,0	3,21	44	177	2,3
	4	1,92	0,02	5,59	7,35	292	18,2	2,91	45	165	2,2
	Ort.	**1,75**	**0,02**	**5,72**	**7,51**	**303**	**17,9**	**3,28**	**44**	**183**	**2,4**
	Std	0,16	0,00	0,28	0,21	18	1,4	0,25	2	13	0,1
UK-0.19-%12.7S-%1.5 PE	1	1,47	0,01	6,04	5,83	274	38,0	4,12	25	239	4,0
	2	2,36	0,03	5,21	6,18	287	44,7	2,21	22	268	4,5
	3	1,45	0,01	5,04	5,78	241	32,0	3,48	21	271	4,8
	4	2,28	0,02	5,86	5,67	272	40,0	2,57	25	243	4,0
	Ort.	**1,89**	**0,02**	**5,54**	**5,86**	**268**	**38,7**	**3,09**	**23**	**255**	**4,3**
	Std	0,43	0,01	0,42	0,19	17	4,6	0,75	2	14	0,3
UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE	1	1,83	0,03	4,00	2,93	103	30,0	2,19	19	219	5,3
	2	1,18	0,04	4,46	2,21	88	27,3	3,78	14	160	7,1
	3	1,75	0,03	3,91	3,51	121	35,3	2,24	18	116	5,6
	4	2,03	0,02	4,15	2,11	72	33,3	2,05	14	176	7,1
	Ort.	**1,70**	**0,03**	**4,13**	**2,69**	**96**	**31,5**	**2,56**	**16**	**168**	**6,3**
	Std	0,31	0,01	0,21	0,57	18	3,1	0,71	2	37	0,9
UK-0.28-%1.5S-%1.5 PE	1	1,12	0,01	4,59	2,30	80	19,4	4,11	16	164	6,3
	2	1,95	0,04	4,01	4,32	137	17,0	2,06	22	179	4,5
	3	1,69	0,02	5,06	3,34	135	27,2	3,00	18	211	5,6
	4	1,96	0,02	4,05	3,25	109	22,7	2,07	17	185	5,9
	Ort.	**1,68**	**0,02**	**4,43**	**3,30**	**115**	**21,6**	**2,81**	**18**	**185**	**5,6**
	Std	0,34	0,01	0,43	0,71	23	3,8	0,84	2	17	0,6

* Renk ile vurgulanan numuneler lif ve kusur boyutu incelenen numunelerdir. Çekme birim şekil değişimi özelliği açısından kahverengi en kötü karşımı, yeşil en iyi karışımı göstermektedir. Koyu renkler en kötü numuneyi, açık renkler en yi numuneyi temsil etmektedir.

** std: standart sapma

Literatürde PE-ECC'nin ilk çatlak dayanımı 3 MPa, çekme dayanımı 5.5 MPa ve çekme şekil değişim kapasitesi yaklaşık % 6 olarak belirtilmiştir (Choi, Lee, ve diğer.,

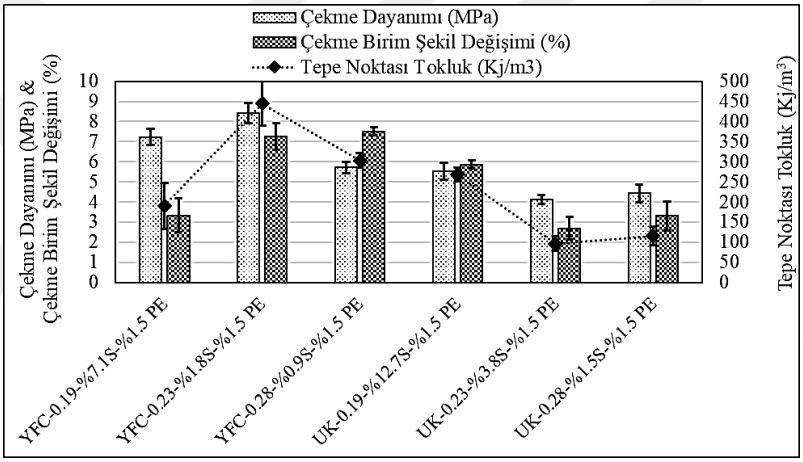
2016; Maalej ve Li, 1994). Yüksek dayanımlı yüksek şekil değişim kapasitesine sahip (HSHD) betonda basınç dayanımı 166 MPa, ilk çatlak dayanımı 8,3 MPa, çekme dayanımı 14,5 MPa ve çekme şekil değişim kapasitesi %3,4 olarak belirtilmiştir (basınç dayanımı/çekme dayanımı oranı 11,4'dür) (Ranade, Li, Stults, Heard, ve diğer., 2013).

Chen ve diğer., (2018) tarafından gerçekleştirilen çalışmada, hacimce %2,2 PE lif, S/B oranı 0,18 oranına sahip matris ile kullanılarak PE-ECC kompozitler üretilmiştir. Sonuçlara göre çekme şekil değişim kapasitesi %1,8-%4,6 ve çekme dayanımı 8-9 MPa olarak belirlenmiştir. Elde edilen bu sonuçların %2,2 lif oranında elde edildiği düşünürlürse, bu bölümdeki çalışmalarda kullanılan lifden (%1,5) %47 oranında daha fazladır. Buna rağmen bu bölümdeki çoğu karışımın çekme şekil değişim kapasitesi değerleri, söz konusu literatürdeki çalışmadan daha yüksektir.

Kompozitlere ait çekme dayanımı ve çekme birim şekil değişim kapasitesi parametrelerinin birleşik etkileri "tepe noktası tokluğu" ile ifade edilebilir. Tepe noktası tokluk değeri çekme gerilmesi - birim şekil değişimi eğrisinde, maksimum gerilme noktasına kadar grafiğin altındaki alanı ifade etmektedir. Söz konusu parametrelerin kompozitler üzerindeki değişimi Şekil 7.8'de gösterilmiştir. Tepe noktası tokluk açısından S/B oranı artışının hem YFC hemde UK içeren PE-ECC serilerine düzenli etkisi yoktur. Ancak çekme dayanımı değişimiyle paralel bir değişim göstermiştir. En yüksek ve en düşük değerler, YFC serisi için sırasıyla 0,19 ve 0,23 S/B oranlarında iken, UK serilerinde tam tersi, yani sırasıyla 0,23 ve 0,19 S/B oranlarında olduğu tespit edilmiştir.

Sabit bir lif dozajı durumunda, ara yüzey bağ dayanımı ve lif dağılım derecesi ile birlikte çekme dayanımına karar vermektedir. Daha yüksek bir sürtünme bağ dayanımı, lif ve matris arasındaki gerilme transferi için faydalıdır ve daha homojen dağılmış lifler gerilme transferini kolaylaştırır. Hidrofobik PE lifleri ile harç matrisi arasında sadece sürtünme bağ dayanımı mevcuttur ve S/B'nin azalması ile sürtünme bağ dayanımı artar. S/B'nin azaltılması, kompaktlığın yani viskozitenin arttırılması için avantajdır. Viskozite arttıkça, lif dağılım derecesi bir noktaya kadar yükseldiği ve

ardından keskin bir şekilde düştüğü belirtilmiştir (Lei ve diğer., 2019). YFC serisinde çekme dayanımı, S/B'nin azalmasıyla önce artıp sonra azalmıştır. YFC serisinde S/B=0,19 olan karışımda düşük S/B oranı nedeniyle ara yüzey bağ dayanımının artmasının getirdiği dayanım artışı, lif dağılım derecesinin muhtemel azalmasına bağlı dayanım kaybından daha düşük olduğundan, çekme dayanımının azaldığı düşünülmektedir. UK serinde ise S/B oranı azaldıkça kompaktlığın artması lif matris arası sürtünme bağına olumlu etki yaptığı, ancak S/B=0,23'de muhtemel düşük lif dağılımı nedeniyle çekme dayanımında dalgalanma olduğu düşünülmektedir. S/B=0,23 olan YFC ve UK karışımlarına ait lif dağılım katsayıları Bölüm 7.3.8'de verilmiştir.



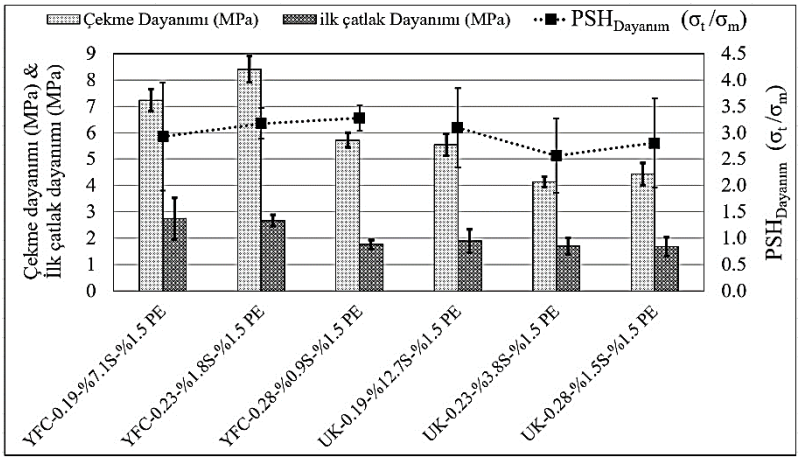
Şekil 7.8 PE-ECC'lerin çekme dayanımı, çekme şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluğu değerleri

YFC serisinde S/B oranları 0,23 ve 0,28 olan karışımların şekil değişim kapasiteleri %7,5-8 olduğu dikkate alınırsa, geleneksel ECC'den (% 3–4 (M. Li ve Li, 2013)) iki kat daha yüksektir. Ayrıca çalışma kapsamındaki PE-ECC kompozitlerdeki lif oranı (%1,5), literatürdeki çoğu çalışmada kullanılandan (genellikle %2) daha az olmasına rağmen bazı karışımlar için oldukça yüksek şekil değişimlerine ulaşılmıştır.

Yüksek tepe noktası tokluk değeri, PE-ECC'nin sismik alanda uygulanmasına fayda sağlayacaktır (Ding ve diğer., 2018a). Literatürde tepe noktası tokluk değerleri yüksek dayanımlı betonlar, ultra yüksek performasnlı FRC, geleneksel ECC, ultra yüksek performanslı ECC, yüksek dayanımlı-yüksek düktiliteli betonlar için sırasıyla

17, 63, 148, 228, 305 kJ/m^3 olarak belirtilmiştir (Ranade ve diğer., 2011). Bu çalışmadaki YFC serisi 0,23 ve 0,28 S/B oranlarına sahip karışımlarda sırasıyla 444 ve 303 kJ/m^3 tepe noktası tokluk değerleri, söz konusu literatürdeki değerlerden daha yüksektir. Ek olarak, literatürde PE-ECC'nin tepe noktası tokluk değerleri (Ding ve diğer., 2018a), geleneksel PVA-ECC (Li, 2003) ve ultra yüksek performanslı betondan (UHPC) (Xu ve Wille, 2015) yaklaşık iki katı daha büyük olduğu belirtilmiştir.

Kompozitlere ait çekme dayanımı, ilk çatlak dayanımı ve bunların oranını ifade eden $PSH_{Dayanım}$ kriteri Şekil 7.9'da gösterilmiştir. Mikro mekanik teoriye göre, çatlak başlaması ve artışı için $PSH_{Dayanım}$ kriterinin büyük olması yararlıdır. Doygun çoklu çatlak davranışının iki şartından birisi olan $PSH_{Dayanım}$ kriterinin, minimum 1,2'den büyük olması gerekmektedir. Şekil 7.9'daki en küçük değer 2,6 olduğundan tüm karışımlarda bu şart sağlanmıştır. Buna göre bu çalışmadaki en küçük $PSH_{Dayanım}$ değeri (2,6), literatürde belirtilen değerin (1,2) yaklaşık 2,2 katıdır. S/B oranı artışıyla söz konusu kriterde belirgin bir değişim olmazken, aynı S/B oranında YFC serisi UK'ya göre daha yüksek değerlere sahiptir. Ayrıca UK serilerinde; S/B oranı artışıyla, Şekil 7.9'daki $PSH_{Dayanım}$ kriteri ile Şekil 7.8'deki çekme şekil değişimi benzer eğilim gösterdiği tespit edilmiştir.



Şekil 7.9 PE-ECC'lerin ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve $PSH_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) indeksi değerleri

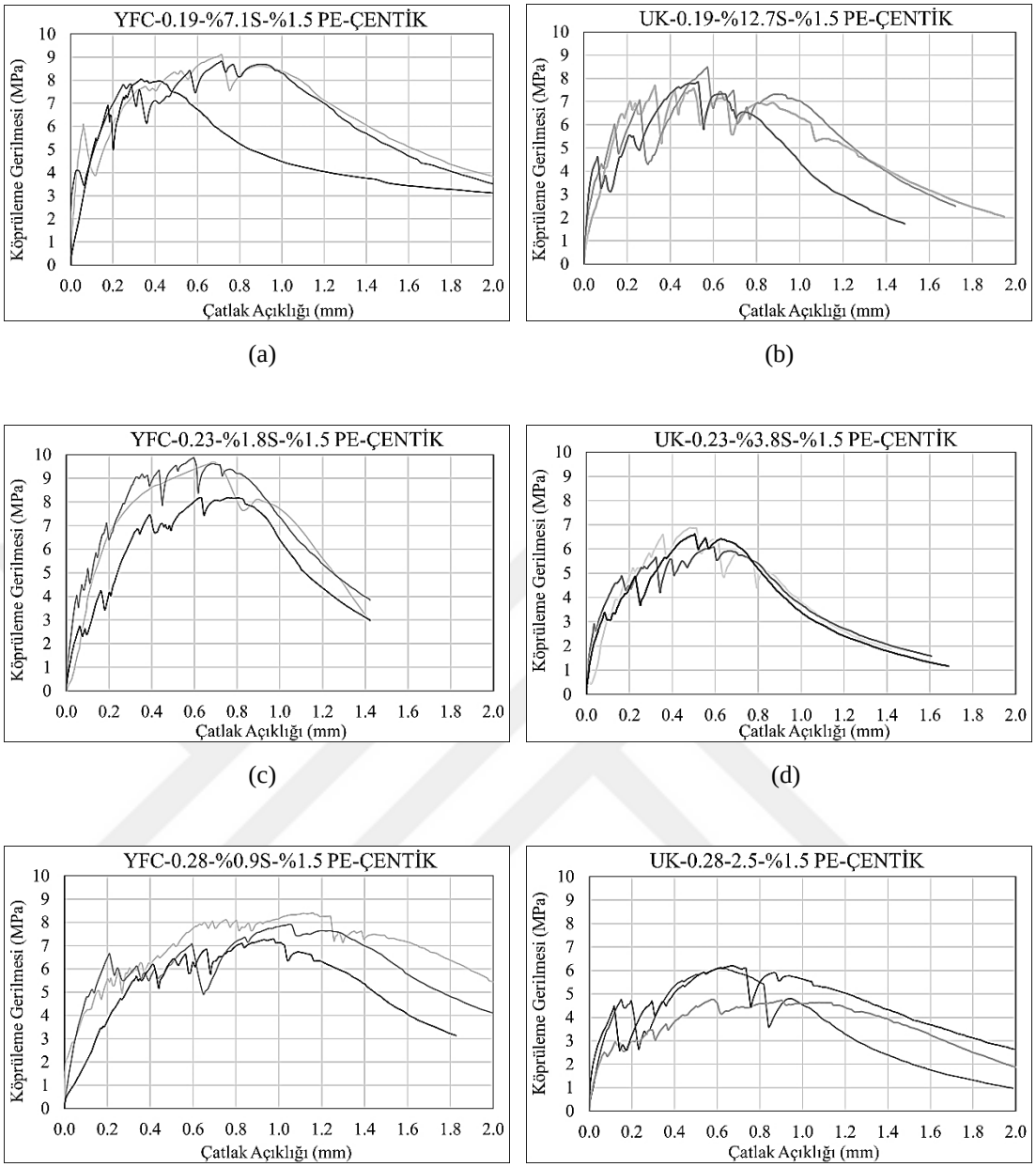
Kompozitlerin Elastisite Modülü (E_t) değerleri çekme gerilmesi-birim şekil değişimi eğrisinin başlangıç ile ilk çatlak noktası arasındaki doğrusal bir bölümün eğiminden belirlenmiştir ve Tablo 7.3'de sunulmuştur. Hem YFC hemde UK

serilerinde, geleneksel betonda olduğu gibi S/B artışıyla (basınç dayanımının düşmesiyle), E_t değerleri düşmüştür. Önceki araştırmalarda, ECC'nin elastisite modülünün artan basınç dayanımı ile arttığı vurgulanmıştır (Xu ve Cai, 2010; Yu, Yu, ve diğer., 2018; Zhou, Pan ve Leung, 2015). E_t değeri YFC ve UK serileri için S/B'nin 0,19'dan 0,23'e artması durumunda sırasıyla %13 ve %19, S/B'nin 0,23'den 0,28'e artması durumunda ise sırasıyla %40 ve %31 mertebelerinde düşmüştür. Aynı S/B oranlarında UK serisine ait değerler YFC'ye göre daha büyüktür. Tüm E_t değerlerinin 39–18 GPa arasında olduğu düşünülürse, aynı basınç dayanımlarına (Bölüm 7.3.9) ait geleneksel betona ait değerlerden oldukça düşüktür. Geleneksel betonun elastisite modülü, esas olarak iri agreganın cinsine, içeriğine ve hamurun elastisite modülüne bağlı olduğu bilinmektedir. Bu nedenle, iri agrega içermeyen ve az miktarda kum içeren ECC'nin elastisite modülünün geleneksel betondan daha düşük olduğu belirtilmiştir (Yu, Yu, ve diğer., 2018).

7.3.5 PE-ECC Serisi Çentikli Numunelerin Çekme Deneyleri

Lif, çimento matrisi ve arayüzey bağ özellikleri, mezo ölçek seviyesinde tek bir düzlemsel çatlakta lif köprüleme gerilmesi (σ) - çatlak açıklığı (δ) davranışı gözlemlenerek değerlendirilebilir (Pereira, Fischer, Barros ve Lepech, 2010). Böylece σ-δ ilişkisi ile malzemenin mikro yapısının (mikro ölçek) kompozit çekme şekil değişim sertleşmesi davranışına (makro ölçek) bağlantısı sağlanmış olur (Yu, Lu, Chen ve Leung, 2018). Daha açık bir ifadeyle σ-δ ilişkisi; matris özellikleri, lif-matris arayüzünün özellikleri ve lif özellikleri, yönelim, dağılım ve etkileşim vb. birçok faktörün etkilerini içeren hassas bir dengeyi ifade eder.

PE-ECC'nin σ-δ ilişkisi, her bir karışım için 3 numune için çentikli tek eksenli çekme deneyi ile belirlenmiştir. Belirlenen σ–δ eğrilerinin tümü Şekil 7.10'da gösterilmiştir.



Şekil 7.10 PE-ECC'lerin köprüleme gerilmesi – çatlak açıklığı grafikleri: (a) YFC-0.19-%7.1S-%1.5 PE, (b) UK-0.19-%12.7S-%1.5 PE, (c) YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE, (d) UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE, (e) YFC-0.28-%0.9S-%1.5 PE, (f) UK-0.28-%1.5S-%1.5 PE

Çoklu çatlak kriterlerinden biri olan PSH_{Enerji} (J_b'/J_{tip}) 'nin hesaplanmasında kullanılan tamamlayıcı enerji (J_b'), σ–δ eğrisinin sol üst kısmı kullanılarak hesaplanmıştır (Bu hesaplama detaylı olarak Şekil 3.13'de gösterilmiştir).

σ - δ eğrileri üç aşamalıdır: *İlk aşamada* çentikli bölgede çatlak oluşmaz ve yükün çoğunu çimentolu matris taşıdığından, uygulanan yer değiştirme ile çekme yükü doğrusal olarak artar. Buna, çentikli uçta çekme gerilimi yoğunluğunda orantılı bir artış eşlik eder. *İkinci aşamada*, çekme gerilmesi yoğunluğu matris kırılma tokluğunu aşar, çentikli bölgede çatlak meydana gelir ve çekme gerilmesinde ani bir düşüşle çatlak yayılması meydana gelir. Daha sonra uygulanan çekme gerilmesi, çatlak bölgesi içindeki lifler tarafından transfer edilen köprüleme gerilmesine eşit olur. Lifler köprüleme kapasitesine ulaşıncaya kadar çekme gerilmesi tekrar artar ve maksimum köprüleme gerilmesi kapasitesine ulaşır. *Üçüncü aşamada*, liflerin sıyrılması veya kopması nedeniyle artan çatlak açıklığıyla (genişliği) birlikte lif köprüleme gerilmesi kademeli olarak azalır.

σ-δ eğrilerinden belirlenen maksimum lif köprüleme gerilmesi (σ_0), tepe noktası çatlak açıklığı (δ_0) ve tamamlalayıcı enerji değerleri (J_b') Tablo 7.4'de sunulmuştur. S/B oranı artışıyla σ_0 değerleri YFC serilerinde dalgalı, UK serilerinde ise düşüş şeklinde değişimler görülmüştür. UK serisinde görülen değişim beklenen bir durum iken, YFC serilerindeki dalgalanmanın nedeni karışımlardaki lif dağılım katsayısındaki farklılıklar olduğu düşünülmektedir. Benzer S/B oranlarında, YFC serisine ait σ_0 değerleri UK serisinden daha büyüktür. Bu sonuç çentiksiz çekme deneyi ile elde edilen değerler ile benzerdir. Ancak çentikli tek eksenli gerilme deneylerinden (Tablo 7.4) elde edilen maksimum lif köprüleme gerilmesi (σ_0) değerleri, aynı karışımların çentiksiz tek eksenli gerilme deneylerinden elde edilen maksimum çekme gerilmesi (çekme dayanımı) değerlerinden (Tablo 7.3) daha büyüktür. Bunun nedeni; göçme, çentiksiz numunenin en zayıf bölümünden meydana gelirken, çentikli numune için göçmenin çentikli bölgesinde olmaya zorlanmasıdır. Başka bir deyişle, çentikli bölge numunenin tüm ölçüm bölgesinde en zayıf kısım (kemik şeklindeki numunenin orta bölgesindeki 100 mm ölçüm bölgesi) olmayabileceğinden (veya düşük ihtimal olduğundan), çentikli çekme deneyinde elde edilen maksimum çekme gerilmesinin, çentiksiz çekme deneyinden elde edilen değerden daha büyük olması beklenen bir durumdur.

Tepe noktası çatlak açıklığı (δ_0) değerleri S/B oranı artışıyla YFC serilerinde beklenildiği üzere artış gösterirken, UK serilerinde dalgalı değişim gösterse de genel olarak artmıştır. S/B oranı artışı matris dayanımı ve dolayısıyla lif-matris sürtünme dayanımını azalttığı için çekme gerilmesi altında liflerin kopmasından çok sıyrılmasına imkan vermektedir. Bu nedenle S/B artışıyla δ_0 değerininde artış olması beklenen bir durumdur. Bu sonuçlar literatür ile uyumludur (Lei ve diğer., 2019). Mineral katkıların δ_0 'a etkisi, benzer S/B oranları için incelediğinde, belirgin değişim olmasa da, genel olarak YFC serisine ait δ_0 değerleri daha yüksektir.

Daha yüksek tamamlayıcı enerji değeri (J_b') kararlı çatlak yayılmasını teşvik eder ve daha fazla çatlağa yol açar (Yu ve diğer., 2017). Tablo 7.4'deki sonuçlara göre; J_b' değerlerinde S/B değişiminin oldukça etkili olduğu ve YFC serisinde 1322-1853 J/m^2, UK'da 951-1038 J/m^2 aralıklarında değerlere sahip olduğu belirlenmiştir. J_b' değerleri; S/B'nın 0,19'dan 0,23'e ve 0,23'den 0,28'e artışı durumunda, YFC serisinde sırasıyla %11 ve %21 artış gösterirken, UK serisinde dalgalı bir değişim yani sırasıyla %12 düşüş ve %4 artış olduğu tespit edilmiştir. Mineral katkı etkisi açısından benzer S/B oranlarında, YFC serisi UK'dan daha yüksek J_b' değerlerine sahiptir. Bu sonuçlara göre, çoklu çatlak davranışının gelişimi açısından YFC'nin UK'dan daha etkili mineral katkı olduğu söylenebilir. Bu sonuç şu şekilde açıklanabilir. Literatürde (Zhu ve diğer., 2012) YFC'nin oksitlenmiş tane yüzeyi nedeniyle, ECC matrisindeki lif dağılımını iyileştirdiği bildirilmiştir. Ayrıca YFC tane yapısının camsı ve yüzey pürüzlülüğü nedeniyle lif-matris arası sürtünme bağının artmasına katkı da bulunurken, UK tanelerinin küresel yapısı nedeniyle tam tersi bir etki oluşturur. Hidrofilik özelliği nedeniyle lif-matris arasında kimyasal bağ oluşmayan PE lifinde, yüksek arayüzey sürtünme bağı, lifin matrisden sıyrılmasını zorlaştırır. Hem lif dağılımının hem de arayüzey sürtünme bağının yüksek olması, YFC içeren ECC'lerin UK içeren ECC'lere kıyasla, daha yüksek J_b' değerlerine sahip olmasını açıklamaktadır. Her ne kadar YFC katkısı UK'ya kıyasla daha yüksek K_m ve J_{tip} değerleri (Tablo 7.2) nedeniyle çoklu çatlama potansiyelinin azaltma eğiliminde olsa da, Kim ve diğer., (2007), YFC katkısının lif dağılımını arttıma etkisinin bu yan etkiden daha ağır bastığını belirtmişlerdir.

YFC serisinde yüksek S/B oranının (0,28) ve UK serisinde düşük S/B oranının (0,19) çoklu çatlak gelişimi açısından daha etkili olduğu görülmüştür. Literatürde PE-ECC için J_b' değerleri, 1425-2086 J/m^2 (Yu ve diğer., 2017) ve 802 J/m^2 (Ranade, Li, Stults, Heard, ve diğer., 2013) mertebelerinde değerler mevcuttur. Bu açıdan düşünüldüğünde çalışma kapsamında elde edilen veriler literatür ile benzerlik göstermektedir.

Tablo 7.4 PE-ECC'lerin çentikli çekme deneyi verileri

Karışım kodu		σ_0 (MPa)	Ort. σ_0 (MPa)	δ_0 (mm)	Ort. δ_0 (mm)	J_b' (J/m^2)	Ort. J_b' (J/m^2)
YFC-0.19-%7.1S-%1.5 PE-ÇENTİK	1	9,1	8,7 ± 0,4	0,71	0,59 ± 0,18	1198	1322 ± 157
	2	8,8		0,72		1224	
	3	8,1		0,33		1544	
YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE-ÇENTİK	1	9,7	9,2 ± 0,8	0,70	0,69 ± 0,07	1355	1471 ± 138
	2	9,9		0,60		1393	
	3	8,2		0,76		1664	
YFC-0.28-%0.9S-%1.5 PE-ÇENTİK	1	8,4	7,9 ± 0,5	1,16	1,06 ± 0,08	1842	1853 ± 9
	2	7,9		1,05		1865	
	3	7,3		0,97		1852	
UK-0.19-%12.7S-%1.5 PE-ÇENTİK	1	7,7	8,0 ± 0,3	0,33	0,48 ± 0,11	653	1038 ± 315
	2	8,5		0,57		1424	
	3	7,8		0,53		1037	
UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE-ÇENTİK	1	6,9	6,5 ± 0,3	0,48	0,78 ± 0,41	1028	916 ± 136
	2	6,1		1,36		724	
	3	6,6		0,50		995	
UK-0.28-%1.5S-%1.5 PE-ÇENTİK	1	6,1	5,7 ± 0,7	0,61	0,62 ± 0,04	965	951 ± 104
	2	4,8		0,58		816	
	3	6,2		0,67		1071	

* std: standart sapma

7.3.6 PE-ECC Serisi PSH_{Enerji} Ve $PSH_{Dayanım}$ Kriteri Sonuçları

Kompozit çentikli çekme deneyinden elde edilen "tamamlayıcı enerji (J_b')" ve matris eğilme deneyinden elde edilen "çatlak ucu enerjisi (J_{tip})" oranlarından elde edilen PSH_{Enerji} kriteri (J_b'/J_{tip}) ve çentiksiz çekme deneyindeki çekme dayanımının ilk çatlak dayanımına oranını ifade eden $PSH_{Dayanım}$ kriteri ($\sigma_{çekme}$ / σ_{ilk}) değerleri PE-ECC karışımları için ve Şekil 7.11'de gösterilmiştir.

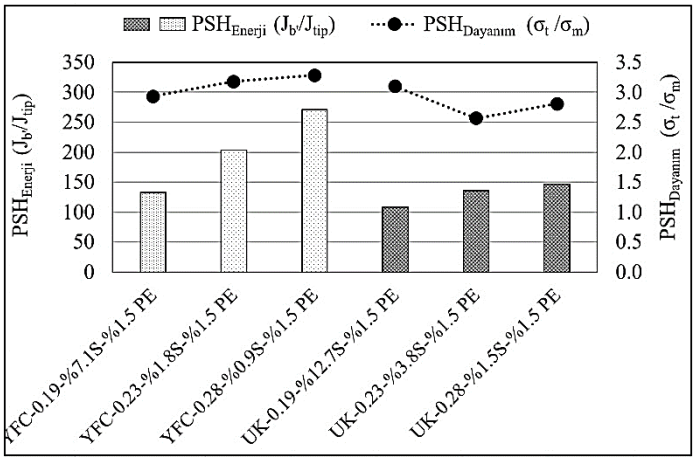
PE-ECC kompozitleri için PSH_{Enerji} >3 ve $PSH_{Dayanım}$ >1,2 kriterleri doygun çoklu çatlak davranışı için gerekli koşullardır (Kanda ve Li, 2006). Bu performans indekslerinin her ikisi de 1'i aşarsa, PSH davranışı teorik olarak elde edilebilir. Bununla birlikte, daha yüksek çekme şekil değişim kapasitesi potansiyeli, daha yüksek performans endeksleri ile arttığı belirtilmiştir (Choi, Lee, ve diğer., 2016). Yani, daha yüksek PSH indeks değerlerine sahip malzeme, daha fazla doymuş çoklu çatlama şansına sahiptir ve bu nedenle de genellikle daha yüksek çekme şekil değişimine yol açar (Yang ve Li, 2010). Kompozitlerin çekme şekil değişim kapasitesinin ifadesi olan çatlak genişlikleri bir sonraki bölümde tartışılacaktır.

PSH_{Enerji} kriteri, S/B oranı artışıyla hem YFC hemde UK serilerinde artmıştır. PSH_{Enerji} değeri; S/B'nın 0,19'dan 0,23'e ve 0,23'den 0,28'e artışı YFC serisinde sırasıyla %53 ve %33 artış gösterirken, UK serisinde sırasıyla %24 ve %9 artış olduğu tespit edilmiştir. Bu sonuçlara göre, PSH_{Enerji} değerleri üzerine S/B oranı değişiminin, UK'dan ziyade YFC serisinde daha etkili olduğu söylenebilir. Ayrıca aynı S/B oranlarında YFC serilerine ait değerler UK'dan daha yüksektir. Yukarıda belirtildiği üzere, doygun çoklu çatlak davranışı için minimum PSH_{Enerji} değerinin 3 olması gerektiği dikkate alınırsa, Şekil 7.11'deki minimum değer 110 mertebesinde olduğundan, söz konusu şart tüm PE-ECC karışımları için rahatlıkla sağlandığı söylenebilir. Literatürde PE-ECC için PSH_{Enerji} değerleri Yu ve diğer., (2017) ve Ravi, Li, Stults, Heard, ve diğer., (2013) tarafından yapılan çalışmalarda sırasıyla 84-105 ve 32 olduğu belirtilmiştir. Bu nedenle çalışma kapsamında elde edilen PSH_{Enerji} değerleri, literatürdeki PE-ECC için elde edilen değerlerden yüksek olduğu görülmektedir.

$PSH_{Dayanım}$ kriteri, YFC serisinde PSH_{Enerji} kriterinde olduğu gibi S/B artışı ile artış gösterirken, UK serisinde düzenli değişim söz konusu değildir (önce düşmekte sonra bir miktar artış göstermektedir). Ancak $PSH_{Dayanım}$ kriteri değerleri YFC serisinde 2,93–3,28, UK serisinde 2,56–3,09 gibi dar bir aralıkta değişim göstermektedir. Mineral katkının etkinliği açısından incelendiğinde, genel olarak YFC serisinin UK'dan daha iyi olduğu söylenebilir. Şekil 7.11'deki minimum $PSH_{Dayanım}$ değeri 2,56

olduğundan, yukarıda belirtildiği üzere PE-ECC'de doygun çoklu çatlak davranışı için minimum $PSH_{Dayanım}$ değeri (1,2) bütün karışımlar için sağlanmıştır.

PE-ECC karışımları için doygun çoklu çatlak davranışı kriterleri olan PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ değerleri Şekil 7.11'de sunulmuştur. YFC serisinde söz konusu kriterlerin her ikisinin en yüksek ve düşük olduğu S/B oranları sırasıyla 0,28 ve 0,19'dur, Bu nedenle S/B=0,28 olan YFC karışımında (YFC-0.28-%0.9S-%1.5 PE) doygun çoklu çatlak elde edilmesi ve dolayısıyla daha yüksek çekme şekil değişim kapasitesine ulaşılmıştır. Tablo 7.3'den YFC serindeki çekme şekil değişim kapasitesi değerleri incelendiğinde, en yüksek değer S/B=0,28 olan karışımda (%7,51), en düşük değer S/B=0,19 olan karışımdadır (%3,34). Bu nedenle PSH kriterleri ile çekme şekil değişim kapasitelerinin uyumlu olduğu görülmektedir. Diğer taraftan UK serisinde çekme şekil değişim kapasitesi en yüksek ve en düşük karışımlar sırasıyla %5,86 ile S/B=0,19 ve %2,69 ile S/B=0,23'dür. Bu karışımlara ait PSH değerleri Şekil 7.11'den incelendiğinde, UK serisinde PSH_{Enerji}'den ziyade $PSH_{Dayanım}$'ın daha etkili olduğu söylenebilir. Bununla birlikte, tüm PE-ECC'lerin PSH değerleri, önceki araştırmalara kıyasla (Ding ve diğer., 2018a; Yang ve diğer., 2007; Yu ve diğer., 2015), doygun çoklu çatlak davranışı ve yüksek çekme şekil değişim kapasitesini sağlamak için yeterli potansiyele sahiptir.



Şekil 7.11 PE-ECC'lerin PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) indisleri

PSH kriterleri ve dolayısıyla çekme şekil değişim kapasitesi açısından en iyi performans YFC serisinde en yüksek S/B oranında (0,28) görülürken, UK serinden

düşük S/B oranında (0,19) görülmüştür. Bu durumun nedeni şu şekilde açıklanabilir; YFC serisinde düşük S/B oranının neden olduğu yüksek kırılma tokluğu (K_m) (Tablo 7.2) matrisin daha fazla sayıda çatlamasını kısıtlamıştır. Bu nedenle YFC serisinde düşük S/B oranında, düşük çekme şekil değişim kapasitesi elde edilmiştir. S/B oranı arttığında ise (0,28), K_m değerinin düşmesi nedeniyle çatlak oluşumu daha kolay hale gelmektedir ve dolayısıyla daha yüksek çekme şekil değişim kapasitesine ulaşılmıştır. UK serinde; S/B oranı artışıyla düşen viskozite değerinin, matrisin kohezif yapısını düşürerek, lif dağılım katsayısının düşmesine neden olduğu öngörülmektedir. S/B oranı artışıyla lif dağılım katsayısının düşmesi, çekme şekil değişim kapasitinin düşmesini açıklamaktadır.

Sonuç olarak S/B oranın düşmesiyle PSH_{Enerji} değerlerinde düşüşler görülmüştür. Bu sonuç literatür ile uyumludur (Ding ve diğer., 2018a). Ancak UK serisinde tersi bir durum söz konusudur. Düşük S/B oranında, yüksek matris dayanımı ve dolayısıyla yüksek sürtünme bağı ile küresel yapıya sahip UK taneleri ideal lif-matris arası sürtünme bağı oluşturmakta ve bunun sonucu olarak yüksek çekme şekil değişim kapasitesi elde edilmektedir. Ancak S/B oranı yükseldiğinde, düşen sürtünme bağı nedeniyle çatlaklardaki lifler matristen daha kolay sıyrılmakta ve yüksek çekme şekil değişim kapasitesine ulaşmadan açıklan çatlaklardan herhangi birinde lif köprüleme kapasitesine ulaşılmaktadır.

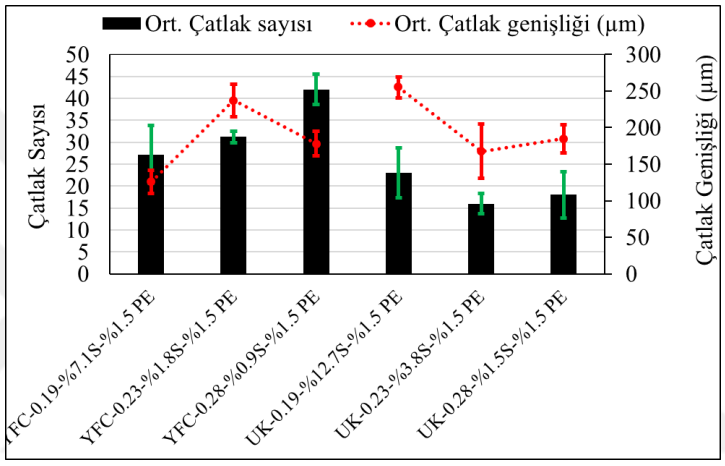
PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ kriterleri doygun çoklu çatlak davranışını belirlemede kriter olsa da, tepe noktası tokluk değerleri ile arasında bir ilişki yoktur. Çünkü yüksek tepe noktası tokluk değeri için doygun çoklu çatlak davranışının (yüksek çekme şekil değişim kapasitesi) yanısıra yüksek çekme dayanımına ihtiyaç vardır. Sonuç olarak yüksek tepe noktası tokluk değeri için üç değerin birden yüksek olması gereklidir; **1)** PSH_{Enerji}, **2)** $PSH_{Dayanım}$, **3)** Çekme dayanımı'dır. Çekme dayanımın yüksek olması lif köprüleme gerilmesi ve lif dağılım katsayısı ile ilişkilidir. Lif dağılımı Bölüm 7.3.8'de incelenecektir.

7.3.7 PE-ECC Serisi DIC İle Çatlak Analizi

PE lifli ECC kompozitlerin maksimum çekme gerilmesi noktasındaki çatlak sayıları, çatlak genişlikleri ve çatlaklar arası mesafe değerleri DIC tekniği ile elde edilmiştir ve Tablo 7.3'de her bir numune için verilmiştir. Ayrıca herbir karışım için hesaplanan ortalama çatlak sayıları ve çatlak genişlikleri Şekil 7.12'de gösterilmiştir. Ortalama çatlak sayıları S/B artışıyla, YFC serisinde kademeli olarak artış gösterirken, UK serisinde düzenli bir değişim yoktur, yani S/B artışıyla önce azalmış sonra bir miktar artmıştır. YFC serisindeki bu değişim, S/B oranı arttıkça matris kırılma tokluğunun azalması ve dolayısıyla çatlak oluşumunun kolaylaşmasına bağlanabilir. UK serisinde ise S/B oranı artışıyla matris kırılma tokluğundan ziyade lif dağılımındaki değişkenlik nedeniyle dalgalanmanın olduğu düşünülmektedir. Aynı S/B oranlarında YFC serisine ait karışımlar UK karışımlarına kıyasla, daha yüksek çatlak sayılarına sahiptir ve bu durum S/B oranı artışıyla daha belirgin hale gelmektedir. Aynı S/B oranlarında YFC'nin matris yapısının daha kohezif davranış (yüksek viskozite) sergilemesi nedeniyle (Bölüm 7.3.1'de bahsedilmiştir) UK'ya kıyasla daha homojen lif dağılımı oluşturduğu şeklinde yorumlanabilir. Lif dağılımı Bölüm 7.3.8'de incelenecektir.

Ortalama çatlak genişlikleri hem YFC hemde UK serilerinde S/B oranı artışıyla belirgin bir davranış göstermemektedir. S/B'nin 0,19, 0,23, 0,28 şeklindeki artışıyla ortalama çatlak genişlikleri, YFC serisinde sırasıyla 126 µm, 237 µm, 183 µm ve UK serisinde 255 µm, 168 µm, 185 µm değerlerine sahiptir. Tüm karışımlar arasında en küçük çatlak genişliği YFC serindeki S/B oranı 0,19 olan karışıma aittir (YFC-0.19-%7.1S-%1.5 PE). Bu durumun iki nedeni olduğu düşünülmektedir. **1)** Düşük S/B oranı nedeniyle lif-matris arası sürtünme bağının yüksek olması ve sonuç olarak lifin matrisden sıyrılmasının zorlaşması, **2)** YFC'nin UK'ya kıyasla daha köşeli tane yapısı nedeniyle, YFC'li karışımların daha yüksek lif-matris arayüz sürtünme bağına sahip olmasıdır. Literartürde, yüksek lif-matris arayüzey sürtünme bağının lifin sıyrılmasını sınırladığını ve dar bir çatlak genişliğinden sorumlu olduğu bildirilmiştir (He ve diğer., 2017; Yang ve diğer., 2007). Bu sonuçların, maksimum çekme gerilme noktasındaki çatlak genişliklerine ait olduğu ve göçme çatlağı genişliğinin de dahil

olduğu unutulmamalıdır. Bu çalışmadaki karışımlara benzer bir çekme şekil değişim kapasitesi gösteren bir çalışma Yu ve diğer., (2017) tarafından yapılmıştır. Söz konusu çalışmadaki UHDCC-3 karışımı (çekme şekil değişim kapasitesi %8,5) dikkate alındığında, yüksüz durumdaki ortalama çatlak genişliğinin, yüklü durumdaki değerin %46'sı kadar olduğu belirtilmiştir. Yük kaldırıldıktan sonra ortalama çatlak genişliğindeki bu düşüş, çekme etkisindeki PE liflerinin elastik geri kazanımından kaynaklandığı başka bir çalışmada belirtilmiştir (Ranade, Li, Stults, Heard, ve diğer., 2013).



Şekil 7.12 PE-ECC'lerin maksimum çekme gerilmesindeki çatlak sayıları ve genişlikleri

Buna göre bu çalışmada maksimum ortalama çatlak genişliğine sahip olan "UK-0.19-%12.7S-%1.5 PE" karışımının ortalama çatlak genişliği yüksüz durumda 117 µm (255 µm x 0,46) olacağı söylenebilir. Göçme çatlağı genişliğinin ortalama çatlak genişliği üzerindeki artırıcı etkisinin ortadan kaldırıldığı göz önüne alındığında, ortalama çatlak genişliği 100 µm mertebesinde olacağı söylenilebilir. Sonuç olarak, bu çalışmadaki PE-ECC karışımları, ekstrem iklim koşullarında dayanıklılık açısından soruna neden olmayacağı söylenebilir (Lepech ve Li, 2009; Li, 1993). Ayrıca eşit şekil değişim seviyelerinde elde edilen ortalama çatlak genişliklerine göre, PE-ECC'nin 100 µm'den az çatlak genişliği ile geleneksel lifli betondan daha düşük geçirgenliğe sahip olacağı öngörülebilir (Yu, Yu, ve diğer., 2018).

Ortalama çatlak sayısı ile ortalama çatlak genişliği birlikte incelendiğinde (Şekil 7.12), "YFC-0.28-%0.9S-%1.5 PE" karışımı en yüksek ortalama çatlak sayısına ve

diğer karışımlara kıyasla orta düzeyde çatlak genişliğine sahip olduğu için çatlak analizleri açısından ideal karışım olarak kabul edilebilir.

ECC'nin belirli bir gerilme seviyesinde çatlak aralığı ve genişliğe sahip olduğu biliniyorsa, yük altında (under loading) taşıma özellikleri ("su geçirgenliği ve klorür yayılımı" / "water permeability and chloride diffusivity" gibi) karakterize edilebilir. Çatlak genişliği ile taşıma özellikleri arasındaki ilişki doğrusal olmadığından, ortalama çatlak genişliği yerine "çatlak genişliği dağılımı" elde edilmelidir (Lu, Yu ve Leung, 2016). Bu nedenle karışımların çatlak genişliği dağılımları DIC tekniği ile elde edilen çatlak genişliği değerlerinden belirlenmiştir. Maksimum çekme gerilimesindeki çatlak genişliği değerleri Şekil 7.13'de gösterilmektedir. Her histogram, dört numunenin çatlak genişliği verilerinden elde edilmiştir. Yukarıda bahsedildiği gibi, bu veriler aynı zamanda göçme sırasında tek bir çatlağın genişlemesinden kaynaklanan büyük çatlak genişliğine sahip ana çatlak genişliklerini de içermektedir. Bu nedenle, büyük çatlak genişlikleri (> 300 μm) ana çatlak verilerine aittir. Şekil 7.13 incelendiğinde, çatlak genişliklerinin sırasıyla YFC-0.19-%7.1S-%1.5 PE'de 50-200 μm, YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE'de 150-300 μm, YFC-0.28-%0.9S-%1.5 PE'de 100-250 μm, UK-0.19-%12.7S-%1.5'de PE 150-300 μm, UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE'de 50-200 μm ve UK-0.28-%1.5S-%1.5 PE'de 100-250 μm aralığında lokalize olduğu söylenebilir. Çatlak genişliği dağılımları arzu edilen bir durum olan YFC-0.19-%7.1S-%1.5 PE ve UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE'de sağa çarpık dağılım (Skewed-Right Distribution) dağılım, YFC-0.28-%0.9S-%1.5 PE ve UK-0.28-%1.5S-%1.5 PE'de simetrik dağılıma yakın (symmetrical distribution), YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE ve UK-0.19-%12.7S-%1.5'de PE'de ise istenmeyen bir durum olan sola çarpık dağılım (Skewed-Left Distribution) sergilemiştir. Buna göre maksimum çekme gerilmesinde yoğunluk olarak 50-200 μm çatlak genişliği dağılımı gösteren YFC-0.19-%7.1S-%1.5 PE ve UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE karışımları (sola dayalı çatlak genişliği davranışı gösteren) dayanıklılık için en ideal karışımlar olduğu söylenebilir.

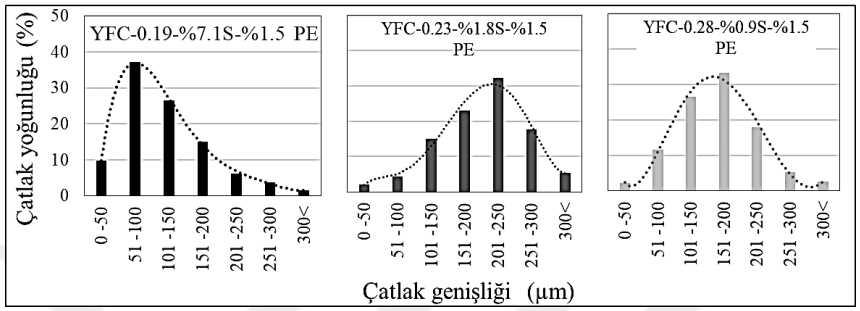
Yukarıdaki paragraftaki çatlak genişlik dağılımı açısından arzu edilen veya istemeyen durumlar, sadece dayanıklılık açısından dikkate alındığında da geçerlidir. Ancak yukarıdaki kıyaslamadaki çatlak yoğunluk dağılımları, karışımların farklı şekil

değişim kapasitelerinde olduğu unutulmamalıdır. Daha açık bir ifadeyle, sola çarpık dağılım gösteren yani istenmeyen bir durum olarak ifade edilen karışım, yüksek şekil değişim kapasiteleri sergilediği ve bu nedenle sola çarpık dağılım gösterdiği söylenebilir. Öte yandan çatlak yoğunluk dağılımı açısından arzu edilen durumdaki karışım, düşük şekil değişim kapasitesi göstermiştir. Bu nedenle çatlak yoğunluk dağılımı açısından karışımlardaki en gerçekçi kıyaslama, eşit şekil değişim kapasitelerinde yapılacak kıyaslama olabilir.

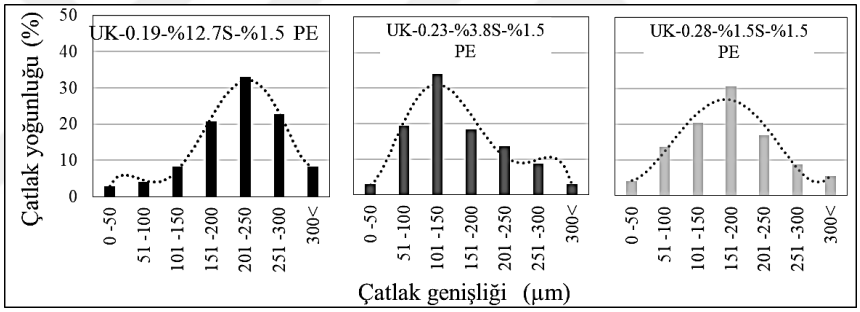
Yukarıda karışımların tepe noktalarının ortalama çatlak genişliği değerlerine göre dayanıklılık açısından bir sorun olamayacağı belirtilmişti. Ancak maksimum çekme gerilmesinde 300 μm ve üzeri çatlak genişlikleri dikkate alındığında (Şekil 7.13), yüksüz durumdaki çatlak genişlikleri yüklü durumun %46'sı olması durumunda bile 138 μm ve üzeri (300 μm x 0.46=138 >100 μm) olacağından dayanıklılık açısından olumsuz bir durum yaratabilir. Bu nedenle ECC çalışmalarında ortalama çatlak genişliğinden ziyade çatlak genişliği dağılımının belirlenmesi dayanıklılık açısından büyük önem taşımaktadır.

Çentikli çekme deneylerinde maksimum gerilmede elde edilen çatlak genişliği değerleri (çatlak açıklığı (δ_0)), çentiksiz çekme deneylerinden elde edilen ortalama çatlak genişliğinden daha büyük olduğu önceki çalışmalarda (Jing Yu, Lu, ve diğer., 2018) bildirilmiştir. Bunun nedeni, çentik bölgesine yakın alanlarda gözlenen çoklu çatlaklar olarak açıklanmıştır. Ancak bu çalışmada çentik bölgesi yakınında ilave mikronize çatlakların oluşmadığı deneysel gözlemle belirlenmiştir. Bu çalışmadaki çentikli çekme numunelerinde, "çentikli toplam kesit alanı/toplam kesit alanı" oranı daha da azaltılmasına rağmen (%21), çentikli çekme deneyindeki maksimum gerilmedeki çatlak genişliği, çentiksiz çekme deneyinden elde edilen ortalama çatlak genişliği değerinden daha yüksektir. Bu durumun nedeni çatlak genişliği histogramı ile açıklanabilir. Çentikli çekme deneylerinde çatlak genişliği dağılımındaki maksimum çatlak genişliği değerleri (>400 μm) ve maksimum gerilmede çatlak genişliği değerleri (>300 μm) birbirine yakındır. Aradaki bu fark, çentikli çekme deneyinde maksimum gerilmede elde edilen çatlağın aynı zamanda bir göçme çatlağı olmasıdır. Bu nedenle çentikli ve çentiksiz çekme deneylerindeki maksimum

gerilmedeki göçme çatlak genişliklerinin yaklaşık aynı seviyelerde olduğu söylenebilir. Ayrıca, çentiksiz çekme numunesindeki göçme çatlağının aksine, çentikli tek eksenli çekme numunelerindeki çatlak bölgesi kusur ve lif dağılımı açısından numunenin en kötü bölgesi olmadığından, çentikli çekme numunesindeki maksimum çekme gerilmesindeki çatlak genişliğinin daha yüksek olmasına katkıda bulunur.



(a)



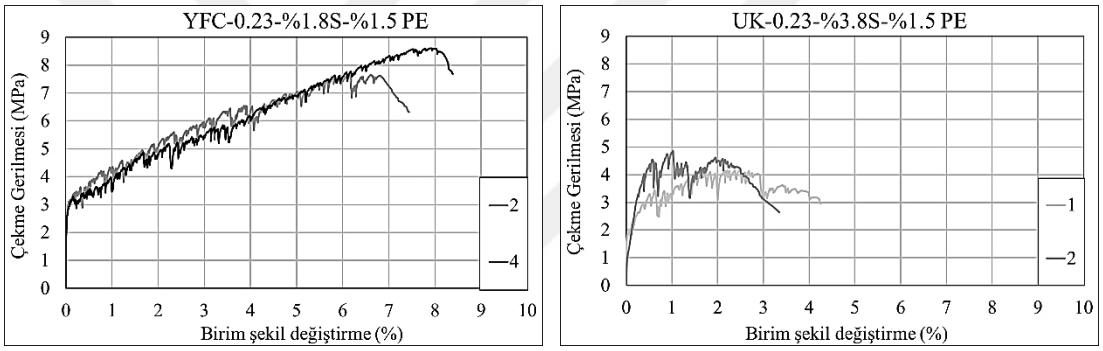
(b)

Şekil 7.13 PE-ECC'lerde maksimum çekme gerilmesindeki çatlak genişliği dağılım histogramları; (a) YFC kompozitleri, (b) UK kompozitleri

Ortalama çatlaklar arası mesafenin düşük olması doygun çatlak davranışının bir göstergesidir. Tablo 7.3'deki her bir karışım için belirlenen ortalama çatlaklar arası mesafe değerleri incelendiğinde YFC serilerinde 2-4 mm ve UK serilerinde 4-6 mm arasında olduğu belirlenmiştir. Özellikle "YFC-0.28-%0.9S-%1.5 PE" ve "YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE" karışımları 2-3 mm mertebesindeki değerleri ile doygun çoklu çatlak davranışı sergilediği söylenebilir.

7.3.8 PE-ECC Serisi Lif Ve Maksimum Kusur Boyutu Dağılım Sonuçları

Lif ve kusur boyut dağılımlarının karışımların çekme şekil değişim kapasitesi üzerine etkilerini incelemek amacıyla PE-ECC karışımlarından en iyi ve en kötü karışımlar belirlenmiştir (sırasıyla, YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE ve UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE). Ayrıca bu karışımların kendi içerisinde lif ve kusur boyut dağılımının çekme şekil değişimi kapasitesine etkisi tespit etmek amacıyla en iyi ve en kötü performans sergileyen numuneler belirlenmiştir. Bu numuneler en iyi karşımda en iyi "4" ve en kötü "2" iken, en kötü karışımda en iyi "1" ve en kötü "2" numaralı numunelerdir. Seçilen karışımlar ve numunelere ait çekme gerilmesi - birim şekil değişimi ilişkileri Şekil 7.14'de gösterilmiştir.



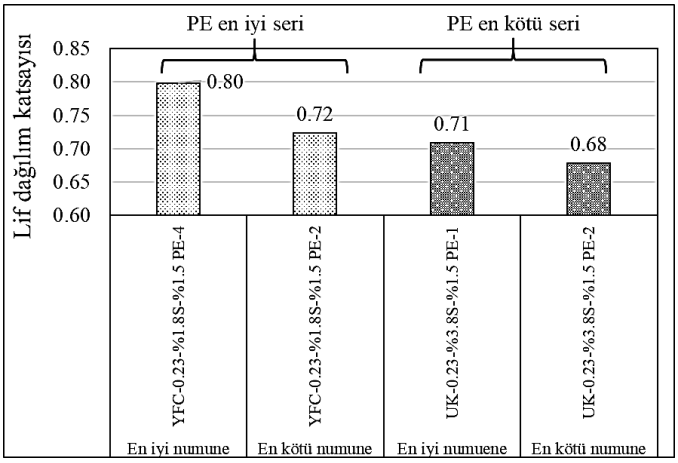
(a) (b)

Şekil 7.14 PE-ECC'de lif ve maksimum kusur boyutu dağılımı için seçilen numuneler (a) Çekme birim şekil değişimi en iyi karışım, en iyi ve en kötü performans sergileyen numuneler, (b) Çekme birim şekil değişimi en kötü karışım, en iyi ve en kötü performans sergileyen numuneler

Yukarıda bahsedilen numunelerin göçme kesitindeki lif dağılım katsayıları Şekil 7.15'de gösterilmiştir. En iyi karışımdaki en iyi ve ön kötü performans gösteren numunelerin (çekme şekil değişim kapasiteleri sırasıyla %7,92 ve %6,15) lif dağılım katsayıları sırasıyla 0,80 ve 0,72'dir. Buradan anlaşılacağı üzere lif dağılım katsayısı ile şekil değişim kapasitesi arasında paralellik vardır. Benzer durum en kötü performans sergileyen karışım için de geçerlidir. Bu karışımda en iyi ve en kötü performans sergileyen numunelerin (çekme şekil değişim kapasiteleri sırasıyla %2,93 ve %2,21) lif dağılım katsayıları sırasıyla 0,71 ve 0,68'dir ve lif dağılım katsayısı ile şekil değişim kapasitesi arasında paralellik vardır. En iyi lif dağılım katsayısı YFC

içeren karışımda elde edildiği için, YFC'nin UK'ya göre lif dağıtma özelliği daha fazladır. Bu sonuç literatür ile uyumludur (Felekoğlu ve diğer., 2015; Gödek ve diğer., 2017; Tosun-Felekoğlu ve diğer., 2017).

Sonuçlara göre, belirtilmesi gereken iki önemli husus vardır; **1)** en iyi ve en kötü performans sergileyen karışımlar (çekme şekil değişim kapasitesi olarak) aynı S/B oranında olup belirleyici olan etmen mineral katkı türüdür. En iyi karışıum YFC-0.23 iken, en kötü karışım UK-0.23'dür. Buradan anlaşılacağı üzere lif dağılımı üzerinde mineral katkı türü oldukça önemlidir. Ayrıca bu bölümde PE-ECC'de 6 karışım içeresinde lif dağılımı açısından sadece mineral katkı türü değil aynı zamanda S/B'da aynı anda önem kazanmaktadır. Diğer bir değişle, doğru S/B oranında doğru mineral katkıyı kullanmanın lif dağılımı açısından önemli olduğu söylenebilir. **2)** İdeal S/B oranında doğru mineral katkı kullanılmasına rağmen, lif dağılım katsayısı anlamında %11 mertebesinde farklılıklar çıkmaktadır. Bu durum, Ranade, Li, Stults, Heard, ve diğer., (2013) tarafından, yüksek dayanımlı yüksek düktiliteli ECC çekme numunelerinin farklı kesitleri, karıştırma işlemi sırasında liflerin homojen olmayan dağılımı nedeniyle farklı sayıda lif içerdiği şeklinde açıklanmıştır. Büyük ölçekli yapı tasarımında bu sonuçların dikkate alınması yapı performansı açısından oldukça önemli olduğu söylenebilir.



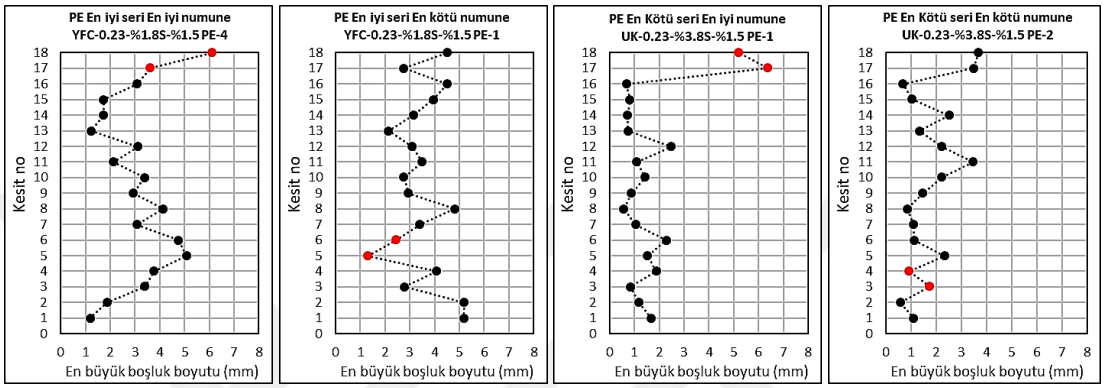
Şekil 7.15 PE-ECC'lerde seçilen numunelere için göçme kesitine ait lif dağılım katsayıları

Literatüre göre viskozite arttıkça, lif dağılım derecesi bir noktaya kadar yükselir ve ardından keskin bir şekilde düştüğü belirtilmiştir (Lei ve diğer., 2019). Optimum bir

aralıkta, PE liflerini dağıtmak için daha yüksek bir kayma gerilmesi yararlıdır. Bununla birlikte, plastik viskozite ve kayma kuvveti çok yüksek olduğunda, bu da daha büyük boyutlu ve sıkışmış hava gözeneklerine neden olur. Söz konusu durum, daha düşük bir net kesit alanına ve "en zayıf" kesitte daha düşük lif içeriğine yol açacağından (M. Li ve Li, 2013), bazı lif topakları ortaya çıkacak ve bu nedenle lif dağılım katsayısı azalacaktır. Bu bulgu, lif eklemeden önce harç matrisinin reoloji kontrolüne rehberlik etmek için kullanılabilir. Bu durum YFC serisinde açıkça görülmektedir. Bölüm 7.3.1'de viskozite katsayısı artan S/B oranı ile (sırasıyla 0,19, 0,23, 0,28) düşüş göstermiştir. YFC sersinde en iyi performans S/B=0,23 olan karışımda olduğu için aynı zamanda en iyi lif dağılım katsayısına sahip karışım olduğu söylenebilir. Diğer bir değişle, daha düşük S/B oranı (0,19) muhtemelen büyük boyutlu ve sıkışmış hava gözeneklerine neden olduğundan ve yüksek S/B oranının (0,28) lifleri dağıtmak için yeterli viskoziteye sahip olmadığı için kompozitlerin daha düşük performans gösterdikleri söylenebilir.

Seçilen çekme numunelerinin orta bölgesindeki ölçüm bölgesinin dilimlenmesi ile 18 kesit elde edilmiştir. Her bir kesitte, çekme eksenine dik doğrultudaki maksimum doğal kusur boyutları belirlenmiştir (Şekil 7.16). Buradaki kırmızı noktalar, göçme çatlağı bölgesindeki maksimum kusur boyutlarını gösterir. Şekil 7.16a ve 7.16c incelendiğinde (en iyi performans gösteren numuneler) maksimum kusurların göçme bölgesinde olduğu ve büyüklüğünün 6 mm mertebesinde olduğu tespit edilmiştir. Söz konusu numunelerin göçmesine bu bölgede görülen büyük kusurların neden olduğu söylenebilir. Diğer bir ifadeyle, bu bölgedeki kusur boyutlarının daha küçük olması durumunda çekme şekil değişim kapasitelerinin daha fazla olabileceği söylenebilir. Ancak Bölüm 3'de belirtilen mikro mekanik teoriye göre, çatlakların başlamasını kolaylaştırmak için ortalama kusur boyutundan daha büyük yapay kusurlar ile çekme şekil değişim kapasiteleri arttırabileceği belirtilmişti. Burada çelişkili gibi görünen iki durumdan çıkarılacak sonuç, en ideal durumda kusur boyutlarının belirli aralıkta olması gerektiği ve daha küçük/büyük kusurların çekme şekil değişim kapasitesine negatif etkisi olduğudur.

Kusur boyut dağılımı için seçilen numunelerin kusur boyutlarının 1 mm aralıklarla dağılımı Şekil 7.17'de sunulmuştur. Şekil 7.17a ve 7.17.b'deki sonuçlara göre; çekme şekil değişim kapasitesi açısından en iyi performasns gösteren karışımdaki büyük boyutlu kusur yüzdelerinin (Şekil 7.17a) daha yüksek olduğu görülmektedir. Ayrıca, hem Şekil 7.17a hem de 7.17.b'de en iyi numunelere ait büyük boyutlu kusurların yüzdesi daha yüksektir.



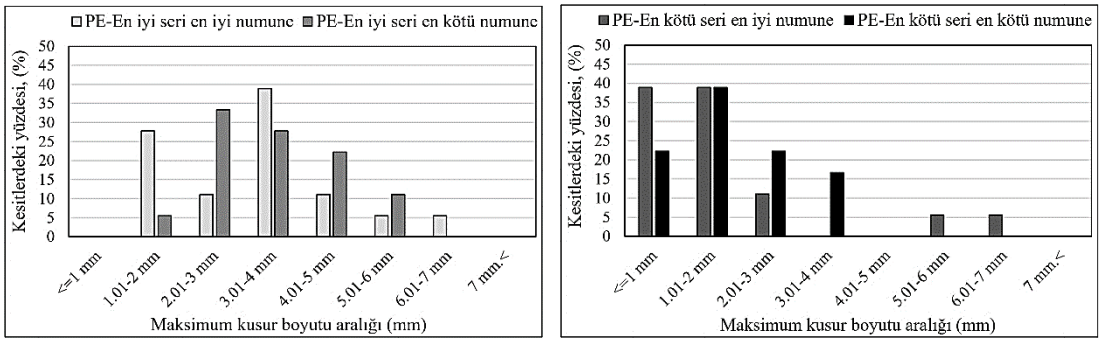
(a) (b) (c) (d)

Şekil 7.16 PE-ECC'de seçilen numunelerin yükleme ekseni boyunca maksimum kusur boyut dağılımları (a) En iyi karışım, En iyi numune (YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE-4) (b) En iyi karışım, En kötü numune (YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE-2) (c) En kötü karışım, En iyi numune (UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE-1) (d) En kötü karışım, En kötü numune (UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE-2)

* YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE-4 kodunun açıklaması; YFC: Mineral katkı tipi, 0.23: S/B oranı, % 1.8S: Çimento ağırlığının yüzdesi olarak kullanılan süper akışkanlaştırıcı miktarı, 4: Bu karışımdaki numune numarasını ifade etmektedir.

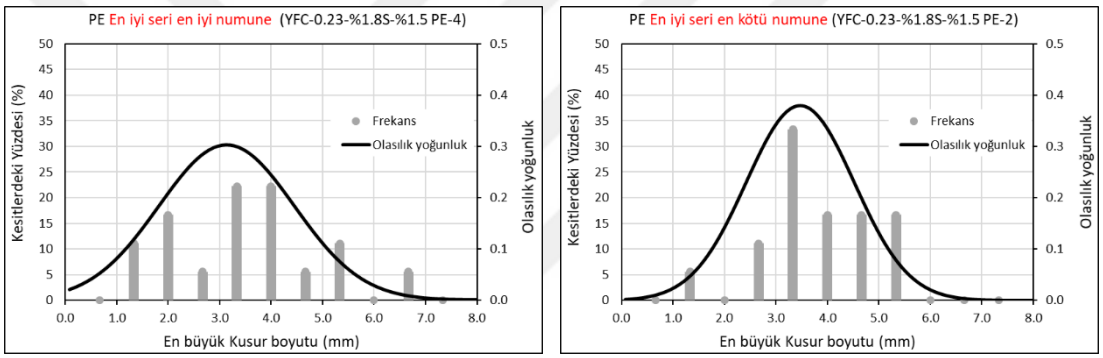
** Kırmızı noktalar, göçme çatlağı bölgesindeki maksimum kusur boyutlarını gösterir.

Şekil 7.16'daki dört numune için frekans ve olasılık yoğunluk dağılımları Şekil 7.18'de gösterilmiştir. Yukarıda elde edilen sonuçları burada da görülmektedir. Özet olarak; çekme şekil değişim kapasitesi anlamında en iyi performans sergileyen karışım, en kötü performans sergileyen karışıma kıyasla daha büyük kusur boyutlarına sahiptir. B durum aynı karışımlardaki en iyi ve en kötü numuneler arasında da vardır. Elde edilen sonuçları destekleyici nitelikte Lu ve diğer., (2018), çatlak oluşumunda büyük kusurların küçük kusurlardan daha etkili olduğunu belirtmişlerdir.

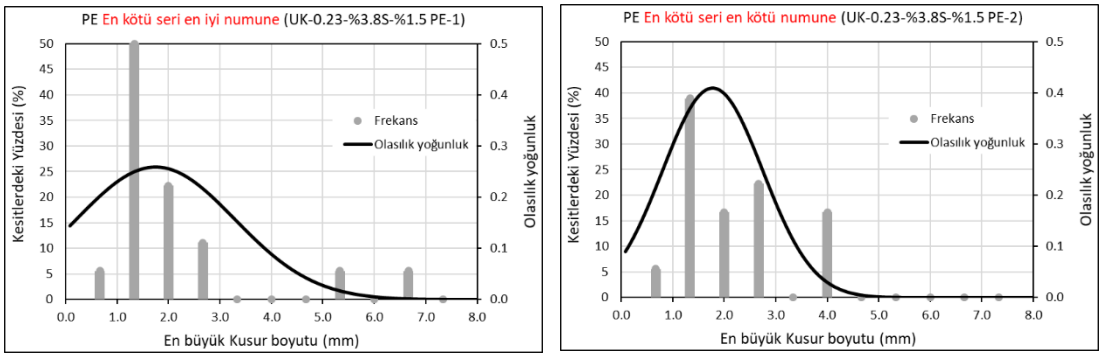


(a) (b)

Şekil 7.17 PE-ECC'de seçilen numunelerin yükleme ekseni boyunca 1 mm aralıklarla maksimum kusur boyutu dağılımları (a) En iyi karışım, En İyi numune (YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE-4) ve En kötü numune (YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE-2) (b) En kötü karışım, En iyi numune (UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE-1) ve En kötü numune (UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE-2)



(a) (b)



(c) (d)

Şekil 7.18 PE-ECC'de seçilen numunelerin maksimum kusur boyutlarının kesitlerdeki yüzdesi (a) En iyi karışım, En iyi numune (YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE-4) (b) En iyi karışım, En kötü numune (YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE-2) (c) En kötü karışım, En iyi numune (UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE-1) (d) En kötü karışım, En kötü numune (UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE-2)

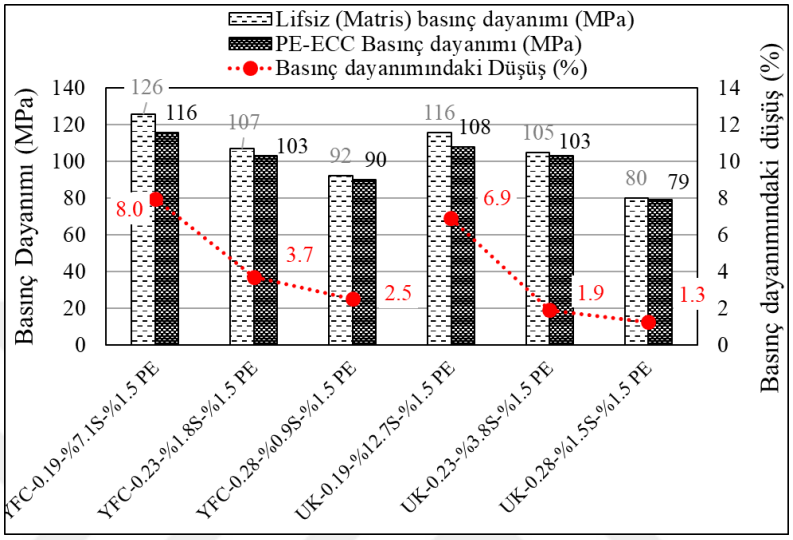
Önceki sayfalarda detaylı olarak bahsedilen lif dağılım ve maksimum kusur boyut dağılımların etkileri birlikte yorumlanacak olursa; hem farklı karışımlarda hem de aynı karışımın numuneleri arasında yüksek lif dağılımı ve büyük kusur boyutlarının varlığı yüksek şekil değişim kapasitenin elde edilmesi için oldukça önemli olduğunu göstermiştir. Bu sonuç literatür ile uyumludur (Tosun-Felekoğlu ve diğer., 2014).

7.3.9 PE-ECC Serisi Matris Ve Kompozit Basınç Dayanım Sonuçları

PE-ECC kompozit (lifli) ve matrislere (lifsiz) ait basınç dayanımları Şekil 7.19'de sunulmuştur. S/B oranı 0,19'dan 0,28'e yükseldiğinde beklendiği üzere matris ve kompozitlerin basınç dayanımları azalmıştır. Bu sonuç literatür ile uyumludur (Li, Cai, Yu, Zhang ve Ding, 2019). S/B oranı 0,19'a kıyasla, S/B oranı 0,23 ve 0,28 olan kompozit karışımlarda (lifli), YFC içerenlerde sırasıyla %11 ve %22, UK içerenlerde sırasıyla %5 ve %27 seviyelerinde basınç dayanımlarında düşüşler meydana gelmiştir. S/B oranındaki azalma, daha kompakt ve homojen bir mikro yapı oluşturarak daha yüksek bir basınç dayanımına yol açmaktadır (Ding ve diğer., 2018a).

Matris (lifsiz) basınç dayanımları kompozitlerden (lifli) daha yüksektir. Bu lifin hava sürükleme etkisi ile açıklanabilir. Lifin hava sürükleme etkisi Şekil 7.4'deki matris (lifsiz) ve PE-ECC kompozitin taze birim hacim ağırlıkları sonuçları ile ifade edilebilir. S/B=0,19 oranında %5-7, S/B=0,23 oranında %3-4 ve S/B=0,28 oranında %0,5-1 mertebelerinde matrisin kompozit karışımlara göre daha yüksek taze Bha değerlerine sahip olduğu ve dolayısıyla lifin hava sürüklediği düşünülmektedir. Lif kullanımıyla oluşan bu hava sürüklenme yüzdeleri ile orantılı olarak basınç dayanımlarında düşüşler olduğu tespit edilmiştir. S/B=0,19 oranında %7-8, S/B=0,23 oranında %2-4 ve S/B=0,28 oranında %1-3 mertebelerinde ECC kompozitlerin (lifli) basınç dayanımları matris karışımlardan (lifsiz) daha düşüktür. Anlaşılacağı üzere düşük S/B oranlarında yüksek hava sürüklenme nedeniyle basınç dayanımı düşüşü de yüksek olmakta, S/B oranı artışıyla orantılı olarak matris ve kompozitler arasındaki basınç dayanım farkları azalmaktadır.

Kompozitlerin basınç dayanımları üzerine mineral katkı türü de etkili olmuştur. S/B oranı 0,23 olan karışımlarda hem YFC hem de UK içeren karışımlarda aynı basınç dayanımları elde edilirken (103 MPa), diğer S/B oranlarında YFC içeren karışımlarda UK'ya kıyasla, %5-12 seviyesinde daha yüksek basınç dayanımları elde edilmiştir.



Şekil 7. 19 Matris (lifsiz) ve PE-ECC'lerin basınç dayanımları

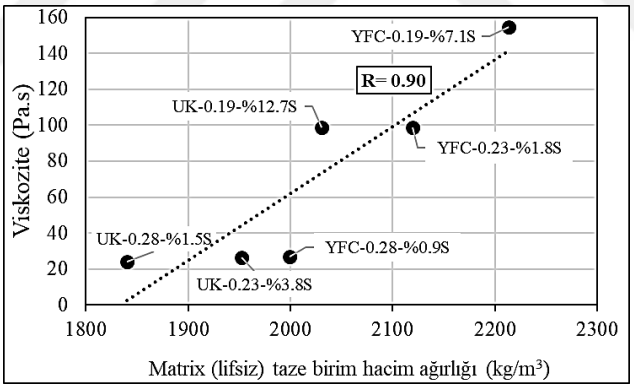
Basınç deneyinde numunelerin göçmesi, matris numunelerde (lifsiz) gevrek kırılma şeklinde olurken, PE-ECC'ye ait kompozit numunelerde ise boyutsal bütünlüğün korunduğu ve sadece mikronize çatlaklar oluşarak düktil göçmenin meydana geldiği deneysel gözlemlerle tespit edilmiştir.

7.4 PE-ECC Serisi Sonuçlar Arası İlişkilerin Tartışılması

M. Li ve Li (2013) tarafından, ECC'nin şekil değişim sertleşmesi davranışı ve çekme şekil değişim kapasitesinin büyüklüğünün; matris reolojisi, lif köprüleme gerilmesi, tamamlayıcı enerjiyi, kusur boyutu ve çoklu çatlak doygunluğunun derecesini belirleyen lif dağılım homojenliği ile yakından ilişkili olduğunu belirtmiştir. Bu bağlamda matris reolojik özellikleri, lif dağılımı ve kompozit çekme özellikleri arasındaki korelasyonları araştırmışlardır. Benzer şekilde literatürde ECC reolojik özellikleri ile sertleşmiş özellikler arasında önemli bağlantılar olduğu belirtilmiştir (Lei ve diğer., 2019; Yang ve diğer., 2009). Ayrıca Ding ve diğer., (2018a), PE-

ECC'nin çekme performansı parametreleri ile basınç dayanımı arasında ilişkilerin kurulmasının, malzemenin pratik mühendislikte daha kolay anlaşılmasına/uygulanmasına neden olacağını belirtmişlerdir. Bu bölümde PE-ECC için Bölüm 7.3'de belirlenen sonuçlar arasındaki ilişkiler araştırılmıştır. Taze - sertleşmiş haldeki sonuçların kendi içerindeki ilişkileri ve taze hal sonuçların sertleşmiş hal sonuçlar üzerindeki etkileri incelenmiştir.

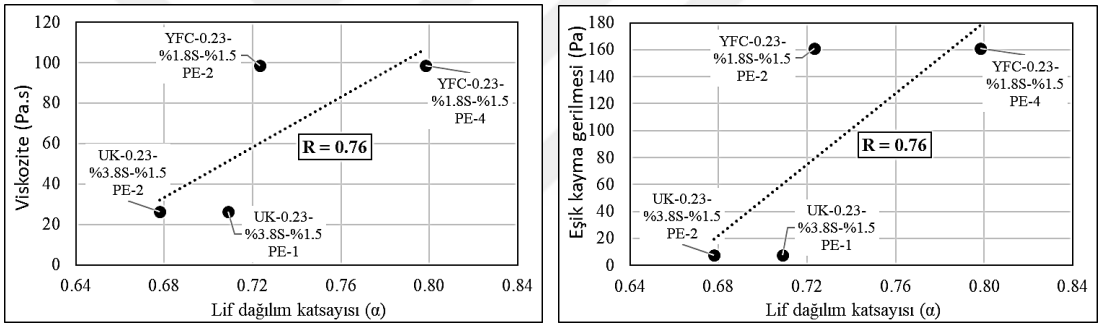
PE-ECC matrislerin taze birim hacim ağırlığı, S/B'nin azalmasıyla artar. Şekil 7.20, viskozite ve matris taze birim hacim ağırlığı arasında güçlü bir doğrusal korelasyon (R=0,90) olduğunu ve taze birim hacim ağırlık arttıkça viskozitenin arttığını göstermektedir. Lei ve diğer, (2019) tarafından yapılan çalışmada benzer sonuçlar rapor edilmiştir. Şekil 7.20'den görüleceği üzere aynı S/B oranları için yapılan kıyaslamada, YFC matrisleri UK matrislerinden daha yüksek taze birim hacim ağırlığa ve viskoziteye sahiptir. YFC'nin UK'dan daha yüksek olan özgül ağırlığı nedeniyle söz konusu farkın oluştuğu söylenebilir.



Şekil 7.20 Viskozite ile PE-ECC matrislerin (lifsiz) taze birim hacim ağırlığı arasındaki ilişki

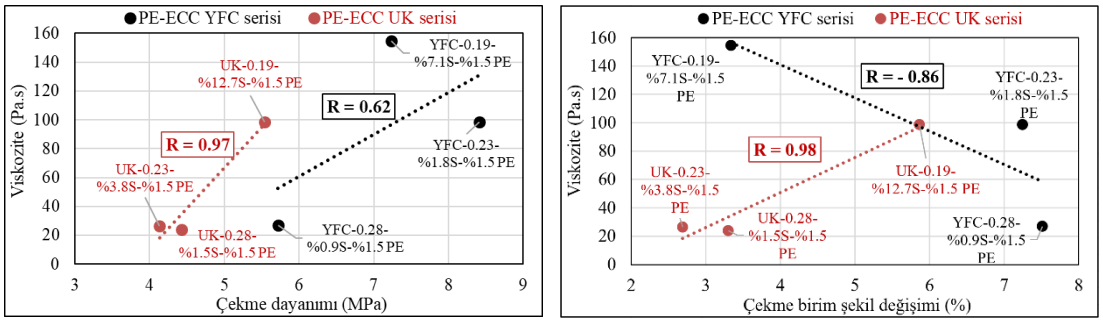
Hem viskozite hem de eşik kayma gerilmesi arttıkça lif dağılım katsayısının arttığı Şekil 7.21a ve 7.21b'de görülmektedir. Ancak burada aynı viskozite ve eşik kayma gerilmesi değerlerinde, karışımın numuneleri arasında lif dağılım katsayısındaki değişkenliğin olduğu ve yüksek viskozite değerinde söz konusu farkın daha yüksek olduğuna dikkat edilmelidir. Bu durum, yüksek viskozite değerlerinde daha büyük boyut ve sıkışmış hava gözeneklerinin oluşması nedeniyle lif dağılımında daha yüksek değişkenliklerin oluşması şeklinde açıklanabilir.

ECC'nin mekanik özellikleri üzerindeki reolojik özelliklerin etkisini değerlendirmek için, ECC matrisinin viskozitesi ile PE-ECC kompozitinin çekme şekil değişim kapasitesi ve çekme dayanımı arasındaki ilişki Şekil 7.22'de gösterilmiştir. Görüleceği üzere, viskozite ve çekme özellikleri arasında güçlü bir korelasyon bulunmuştur. Bu sonuçlar literatür ile uyumludur (Yang ve diğer., 2009). Şekil 7.22a'da viskozite artışı hem YFC hem de UK serisinde çekme dayanımını arttırırken, UK serisinde bu ilişkinin daha güçlü olduğu belirlenmiştir. Ancak Şekil 7.21b'de viskozite artışı UK serisinin çekme birim şekil değişimini arttırırken, YFC serisinde düşmesine neden olmuştur. Öte yandan, literatürde (Yang ve diğer., 2009) eşik kayma gerilmesi ile çekme özellikleri arasında hiçbir korelasyonun bulunmadığı belirtilmiştir.



(a) (b)

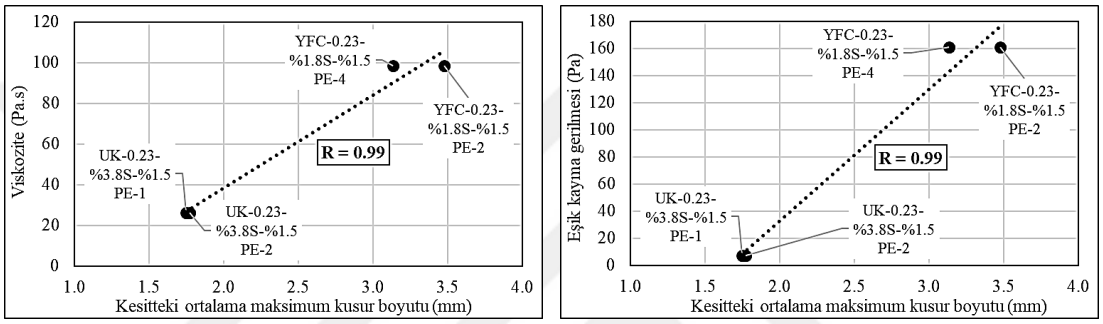
Şekil 7.21 (a) Viskozite ile PE lif dağılım katsayısı arasındaki ilişki (b) Eşik kayma gerilmesi ile PE lif dağılım katsayısı arasındaki ilişki



(a) (b)

Şekil 7.22 (a) Viskozite ile PE-ECC'lerin çekme dayanımı arasındaki ilişki, (b) Viskozite ile PE-ECC'lerin çekme birim şekil değişimi arasındaki ilişki

Viskozite ve eşik kayma gerilmesi ile seçilen çekme numunelerinin kusur boyutları (çekme bölgesinin kesitlere ayırılarak belirlenen, çekme eksenine dik doğrultudaki kusurlardır) arasındaki ilişki Şekil 7.23'de gösterilmiştir. Buna göre hem viskozite hem de eşik kayma gerilmesindeki artış, ortalama maksimum kusur boyutlarının (18 kesitte belirlenen maksimum kusur boyutlarının ortalama değeri) artmasına neden olmuştur. Bu sonuç matrislerin artan viskozite ve eşik kayma gerilmesiyle daha kohezif (yapışkan) yapıya gelmesiyle bünyesindeki büyük boşlukları dışarı atamaması ile açıklanabilir.

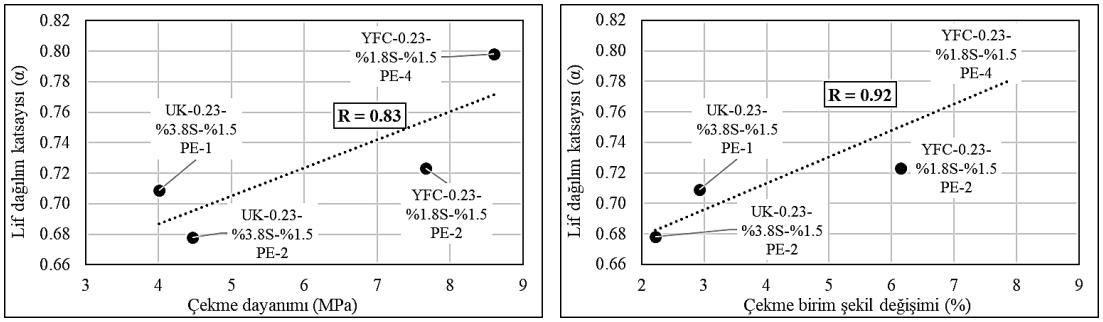


(a) (b)

Şekil 7.23 (a) Viskozite – kesitteki ortalama maksimum kusur boyutu ilişkisi (b) Eşik kayma gerilmesi – kesitteki ortalama maksimum kusur boyutu ilişkisi

Lif dağılım katsayısı ile ölçülen lif homojenliğinin PE-ECC kompozitlerin çekme özellikleri üzerine etkisi Şekil 7.24'de gösterilmiştir. Lif dağılım katsayısı ile çekme dayanımı hem de çekme şekil değişim kapasiteleri arasında güçlü bir pozitif korelasyon tespit edilmiştir ve sonuçlar literatür ile uyumludur (Tosun-Felekoğlu ve diğer., 2014). Bu durum M. Li ve Li (2013) tarafından, bir ECC numunesinde lifler daha homojen bir şekilde dağıtıldığında, "en zayıf" bölümdeki lif köprüleme kapasitesinin daha büyük olduğunu ve daha küçük bir kritik kusur boyutuna yol açtığı şeklinde açıklanmıştır. Bu nedenle, "en zayıf" bölümdeki lif köprüleme kapasitesi tükenmeden önce mikro çatlaklar oluşturmak için kritik kusur boyutundan daha büyük, önceden var olan daha fazla kusur etkinleştirilebilir. Böylece daha büyük bir kompozit çekme şekil değişim kapasitesi ile elde edilir. Ayrıca, daha düşük bir lif dağılım katsayısı, ECC çekme şekil değişim kapasitesi ve çekme dayanımını azaltmakla kalmaz, aynı zamanda her iki özellikteki değişkenliği de artırır. Lif dağılım katsayısı

için çok düşük bir değer, ECC'yi şekil değişim sertleşmesi davranışından, şekil değişim yumuşamasına çevirebilir.

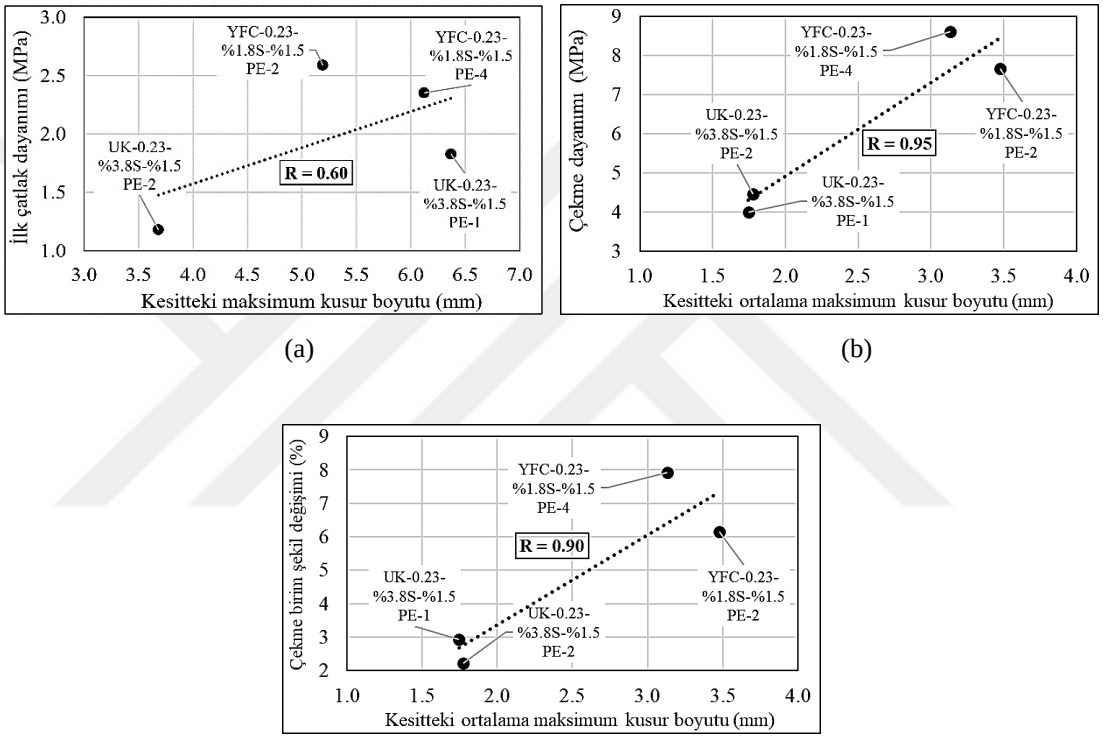


(a) (b)

Şekil 7.24 (a) PE lif dağılım katsayısı - çekme dayanımı arasındaki ilişki, (b) PE lif dağılım katsayısı - çekme birim şekil değişimi arasındaki ilişki

Seçilen PE-ECC numunelerindeki kusur boyutunun çekme özelliklerine etkisi Şekil 7.25'de gösterilmiştir. Kusur boyutu arttıkça ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve çekme şekil değişim kapasiteleri artmıştır. Ancak Tosun-Felekoğlu ve diğer., (2014) tarafından yapılan bir çalışmada, ECC numunelerinin en büyük kusur boyutu ile ilk çatlak dayanımı arasında ters orantılı bir korelasyon gözlenirken, en büyük kusur boyutu ile çekme dayanımı arasında herhangi bir korelasyon gözlenmediği belirtilmiştir. Şekil 7.25a'da elde edilen pozitif korelasyon kırılma mekaniği ile ters düşmektedir. Diğer bir değişle, kusur boyutu arttıkça ilk çatlak dayanımın düşmesi beklenmektedir. Ancak Şekil 7.25a daha detaylı incelendiğinde, maksimum kusur boyutu arttıkça ilk çatlak dayanımının, YFC katkılı PE-ECC'de düştüğü, ancak UK katkılı PE-ECC'de arttığı görülmektedir. UK katkılı PE-ECC'lerde bu çelişki şu şekilde açıklanabilir: Kusur boyutları, numune dilimlenerek ölçüldüğünden numuneye ait maksimum kusurlar tam olarak tespit edilememiş olabilir. Bu nedenle UK katkılı PE-ECC karışımında daha fazla numune üzerinde inceleme gerekmektedir. Numune dilimleme ile bu kusur boyutu tespitinin sözü edilen negatif etkisi nedeniyle, Lu ve diğer., (2018) ECC numunelerindeki kusur boyutları ve şeklini X-ışını bilgisayarlı tomografi yöntemi kullanarak belirlemişlerdir. Buna göre, yükleme eksenine dik doğrultudaki artan kusur kesiti alanı ile ilk çatlak dayanımının sürekli olarak azaldığı belirtilmiştir.

Çentiksiz çekme altında PE-ECC'nin çekme deneyi sonuçları ile basınç dayanımı arasındaki ilişki Şekil 7.26'da gösterilmektedir. Buna göre hem YFC hem de UK serilerinde basınç dayanımı artışıyla ile çekme dayanımının da genel olarak arttığı görülebilir. Bu sonuç literatür ile uyumludur (Ding ve diğer., 2018a). Ayrıca beklenildiği üzere basınç dayanımları ile ilk çatlak dayanımları arasında pozitif korelasyonlar elde edilmiştir. Söz konusu korelasyon katsayısı, UK serisine kıyasla YFC serisinde daha yüksektir (R=0,90).

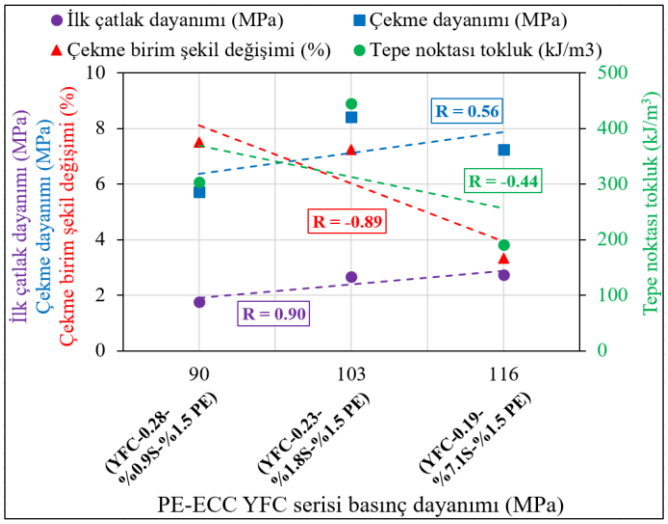


Şekil 7.25 (a) PE-ECC'lerin ilk çatlak dayanımı ile maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki, (b) PE-ECC'lerin çekme dayanımı ile ortalama maksimum kusur boyutu (18 kesitte belirlenen maksimum kusur boyutlarının ortalama değeri) arasındaki ilişki, (c) PE-ECC'lerin çekme birim şekil değişimi ile ortalama maksimum kusur boyutu (18 kesitte belirlenen maksimum kusur boyutlarının ortalama değeri) arasındaki ilişki

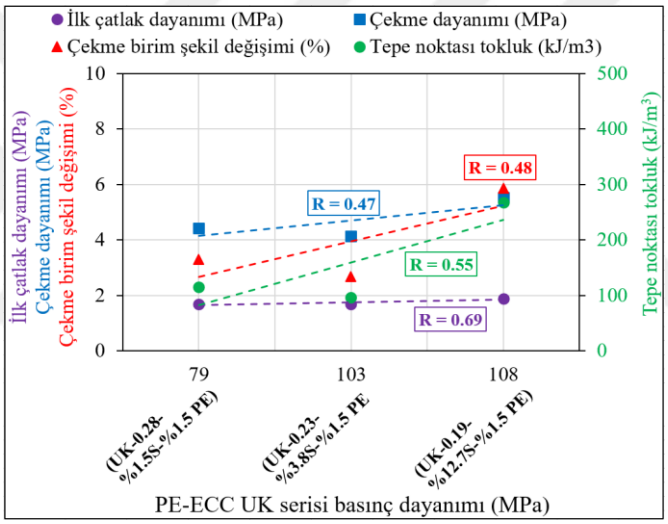
Basınç dayanımı artışı ile çekme birim şekil değişimi değerleri, YFC serisinde düşüş eğiliminde iken, UK serisinde artış eğiliminde olduğu Şekil 7.26a ve 7.26b'den görülmektedir. Basınç dayanımı arttıkça çekme şekil değişim kapasitesinin azalması, daha yüksek basınç dayanımın da matrisin kırılma tokluğundaki (K_m) artışı ile açıklanabilir. K_m değerindeki artış, matrisin çatlamasını daha zor hale getirdiğinden

daha az sayıda çatlak olşur ve dolayısıyla çekme şekil değişim kapasitesi düşer. Bununla birlikte, "YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE" ve "YFC-0.28-%0.9S-%1.5 PE" karışımlarında %7'nin üzerinde çekme şekil değişim kapasitesinin elde edilmesi, bu karışımlar için çelik donatı içermeyen 3D baskı yapılarında potansiyel bir uygulamasını gösteren Çin standardına (2008) göre, %9 yumuşak çelik değerine yaklaştığı söylenebilir. Ding ve diğer., (2018a) tarafından YFC ve silis dumanının kullandıkları PE-ECC çalışmasında, basınç dayanımı artışı ile çekme dayanımı, tepe noktası tokluk değerlerinin artarken, çekme şekil değişim kapasitesinin azaldığı belirtilmiştir.

Basınç dayanımına karşı çizilen tepe noktası tokluk değerleri Şekil 7.26'da gösterilmektedir. Basınç dayanımındaki artış ile YFC serisinde düşüş eğiliminde iken, UK serisinde artış eğilimindedir. Ding ve diğer., (2018a) yaptıkları çalışmada, tepe noktası tokluk değerinin genellikle basınç dayanımının artmasıyla arttığını bildirmişlerdir. UK serisinde daha yüksek bir basınç dayanımının (Şekil 7.19), daha güçlü bir matrisin yanı sıra matris ile lif arasında daha iyi bir bağa yol açtığı ve çatlak başlangıcı ve çatlak ilerlemesi sırasında daha fazla enerji emilmesine yol açtığı söylenebilir. YFC serisinde ise, daha yüksek matris dayanımı (Şekil 7.19), matrisin çatlamasını zorlaştırmakta ve bazı bölgelerde matris çatlak dayanımı, liflerin köprüleme kapasitesini geçtiği için şekil değişim kapasitesi daha fazla artmamakta ve dolayısıyla tepe noktası tokluk değeri düşük kalmaktadır. Yüksek tepe noktası tokluk değeri, PE-ECC'nin sismik alanda uygulanmasına fayda sağlayacaktır. Ek olarak, literatürde PE-ECC'nin tepe noktası tokluk değerlerinin (Ding ve diğer., 2018a), geleneksel PVA-ECC kompozitlerden (Li, 2003) ve ultra yüksek performanslı betondan (UHPC) (Xu ve Wille, 2015) yaklaşık iki kat daha büyük olduğu bildirilmiştir. Şekil 7.26'daki, PE-ECC karışımları içerisinde, "YFC-0.23-%1.8S-%1.5PE" ve "YFC-0.28-%0.9S-%1.5PE" karışımları, basınç dayanımları, çekme dayanımı, çekme şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluk gibi özellikler açısından üstün özelliklere sahip olduklarından en ideal kompozit karışımlar olduğu söylenebilir.



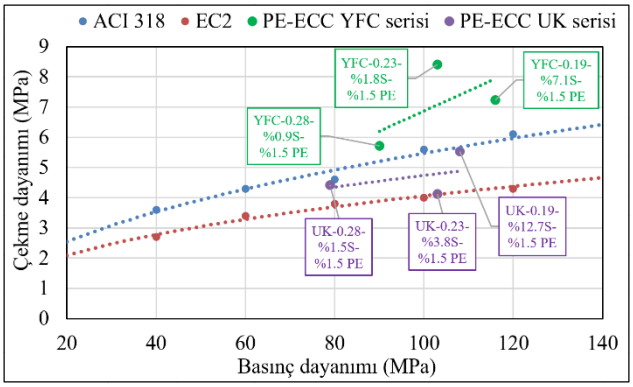
(a)



(b)

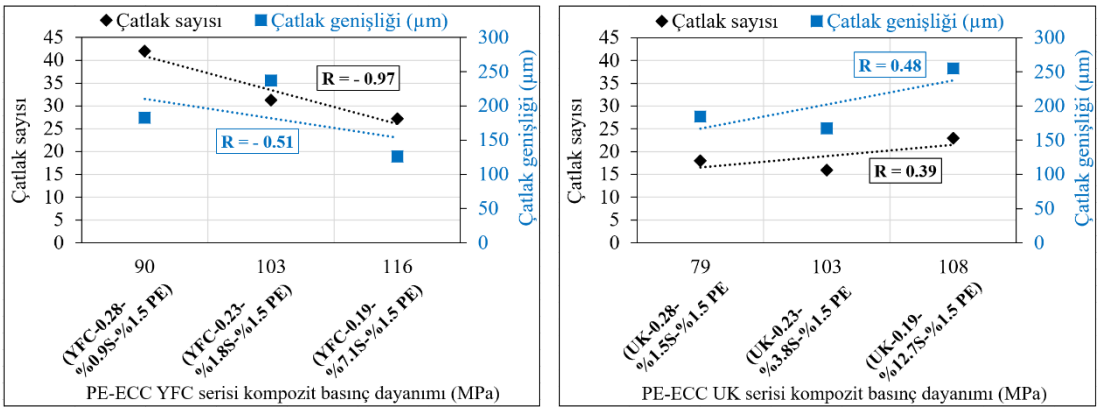
Şekil 7.26 PE-ECC'lerin basınç dayanımı ile ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı, çekme birim şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluk arasındaki ilişki (a) YFC serisi, (b) UK serisi

ACI 318 modeli (2005) ve Eurocode 2 modeli (2004) gibi uygulama kodlarının önerdiği deneysel formüller, geleneksel betonunun yarmada çekme dayanımını iyi bir şekilde tahmin edilmesini sağladığı belirtilmiştir (Ding ve diğer., 2018a). Şekil 7.27'de ACI 318 modeli, Eurocode 2 modeli ve bu çalışmadaki PE-ECC'ler karşılaştırılmıştır. Buna göre PE-ECC YFC serisinin çekme dayanımını eksik tahmin ederken, UK serisi için makul bir tahminde bulunabileceği tespit edilmiştir.



Şekil 7.27 PE-ECC'nin çekme ve basınç dayanımları arasındaki ilişki

PE-ECC kompozitlerin basınç dayanımları ile çatlak özellikleri Şekil 7.28'de gösterilmiştir. YFC serisinde, basınç dayanımının artışıyla çatlak sayıları azalırken, çatlak genişlikleri genel olarak düşüş eğiliminde olup, önce artmakta sonra azalmaktadır. UK serisinde, basınç dayanımının artışıyla hem çatlak sayıları hem de atlak genişlikleri önce azalmakta sonra bir miktar artış göstermiştir (genel olarak artış eğilimindedir). Lei ve diğer., (2019) bağlayıcısı çimento ve silis dumanı olan, 60-160 MPa aralığında basınç dayanımına sahip PE-ECC kompozitlerde, basınç dayanımının düşmesiyle çatlak sayısının azaldığı, ancak çatlak genişliklerinde dalgalanmalar olduğunu bildirmişlerdir.

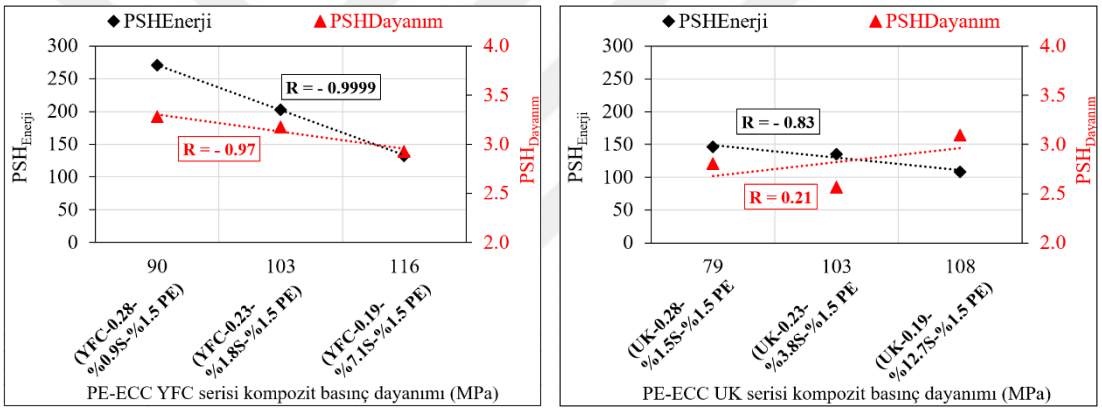


(a) (b)

Şekil 7.28 PE-ECC'lerin basınç dayanımı ile ortalama çatlak sayısı ve ortalama çatlak genişliği arasındaki ilişki (a) YFC serisi, (b) UK serisi

PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ kriterleri, basınç dayanımındaki artış ile YFC serilerinde yüksek bir korelasyon katsayısı ile düşüş göstermiş. UK serisinde PSH_{Enerji} kriterinde

düşüş, $PSH_{Dayanım}$ kriterinde ise artış kaydedilmiştir (Şekil 7.29). Bu değişimler, Şekil 7.26'da gösterildiği gibi, basınç dayanımındaki artışla, çekme şekil değişim kapasitelerinin değişimlerini açıklamaktadır. Ding ve diğer., (2018a) tarafından yapılan bir çalışmada, basınç dayanımının artmasıyla PSH_{Enerji} değerlerinin azaldığı belirtilmiştir. Basınç dayanımın artışıyla PSH kriterlerinin düşüşü iki nedenle açıklanabilir: **1)** Matris dayanımın artmasıyla ilk çatlak dayanımının artması, çatlak oluşumunu zorlaştırır ve böylece "çekme dayanımı/ilk çatlak dayanımı" oranı ($PSH_{Dayanım}$) düşeceği için çatlak yoğunluğu azalır, **2)** Basınç dayanımın artmasıyla kompozit birim hacim ağırlığının arttığı ve böylece kompozit bünyesinde kritik boyuttan büyük kusurların azalmasına neden olur ve bu durumun matrisin çatlamasını zorlaştırır. Dolayısıyla çoklu çatlak doygunluğunun elde edilmesi zorlaşır.



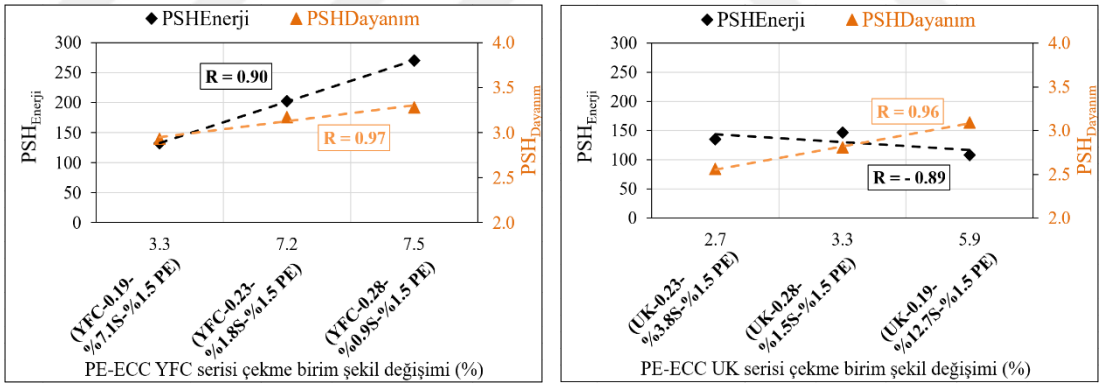
(a) (b)

Şekil 7.29 PE-ECC'lerin basınç dayanımı ile PSH indeksleri arasındaki ilişki (a) YFC serisi, (b) UK serisi

Lei ve diğer., (2019) tarafından yapılan bir çalışmada PSH_{Enerji} kriterinin ultra yüksek dayanımlı – ultra yüksek çekme şekil değişim kapasitesine (UYD-UYÇŞD) sahip ECC'lerde uygulanamayacağını bildirmişlerdir. Çünkü Li ve Wu (1992) tarafından önerilen ECC teorisi formüller, boyutları kritik boyuttan daha büyük olan, yeni çatlakların ve çatlakların yayılmasının başlatıcıları olarak yeterli kusur olmasını şart koşmaktadır. Harç matrisinin yoğunluğu ne kadar düşükse (basınç dayanımı düşükse), boyutları kritik boyuttan daha büyük olan kusurlar o kadar fazla, çoklu çatlağın doygunluk yoğunluğu o kadar yüksek olur. Lei ve diğer., (2019) harç matrisinin yoğunluğunun artmasıyla (basınç dayanımın artması), UYD-UYÇŞD

kapasiteli karışımlarda, büyük kusurların azaldığını, ancak lif-matris arayüzey sürtünme gerilmesinin artışı nedeniyle çatlak sayısı ve çekme şekil değişim kapasitesinin arttığını belirtmişlerdir. Kusur boyutunun azalmasına rağmen çekme şekil değişim kapasitesindeki artışın, ECC teorisi ile uyuşmadığını belirtmişlerdir.

Çekme birim şekil değişim kapasitesi ile PSH indeksleri arasındaki ilişki Şekil 7.30'da gösterilmiştir. Hem YFC hem de UK katkısı için yüksek korelasyon katsayıları elde edilmiştir. Beklendiği üzere, PSH indisleri ile çekme şekil değişimleri arasında genellikle doğru orantılı ilişkiler görülürken, UK serisinde PSH_{Enerji} ile çekme şekil değişim arasında ters orantılı ilişki olduğu belirlenmiştir. Bölüm 3'de bahsediliği üzere PSH_{Enerji} kriteri, çentikli çekme deneyinden elde edilen tamamlayıcı enerjinin (J_b') matris kırılma tokluğu enerjisine (J_{tip}) oranlaması ile hesaplandığından, kusur boyut dağılımı dikkate alınmamaktadır. Ancak kusur boyut dağılımı, yeni çatlakların açılması ve dolayısıyla çekme şekil değişim kapasitesinin artmasında oldukça etkilidir. Şekil 7.30b'de söz konusu ters orantılı ilişkinin nedeninin, PSH_{Enerji} kriterinde kusur boyut dağılımının dikkate alınmaması olduğu düşünülmektedir.



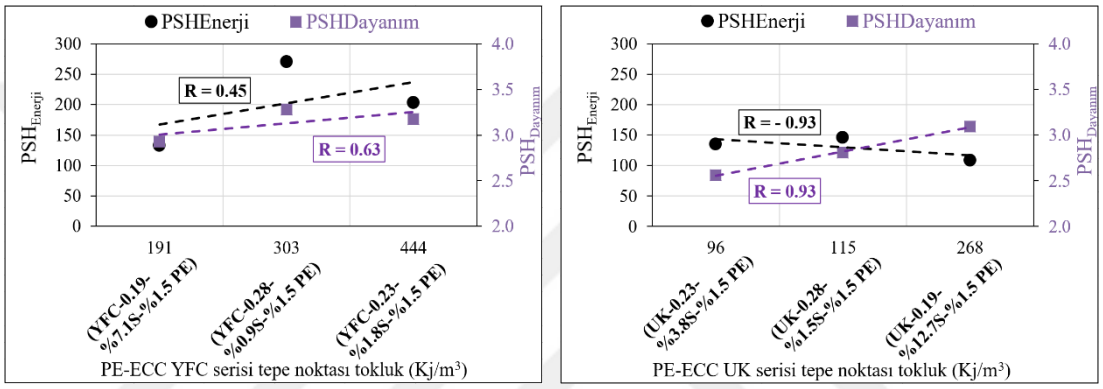
(a) (b)

Şekil 7.30 PE-ECC'lerin çekme birim şekil değişimi ile PSH indeksleri arasındaki ilişki (a) YFC serisi, (b) UK serisi

Çekme tepe noktası tokluk değeri ile PSH kriterleri arasındaki ilişki Şekil 7.31'de sunulmuştur. YFC serinde (Şekil 7.31a), orta seviyeli doğru orantılı ilişkilerin olduğu tespit edilmiştir. UK serisinde ise (Şekil 7.31b), çekme şekil değişimi tokluk değeri ile PSH_{Enerji} arasında beklenin aksine ters orantılı, ancak $PSH_{Dayanım}$ ile yüksek korelasyon seviyesinde doğru orantılı ilişki olduğu belirlenmiştir. Sonuç olarak PSH kriterleri ile

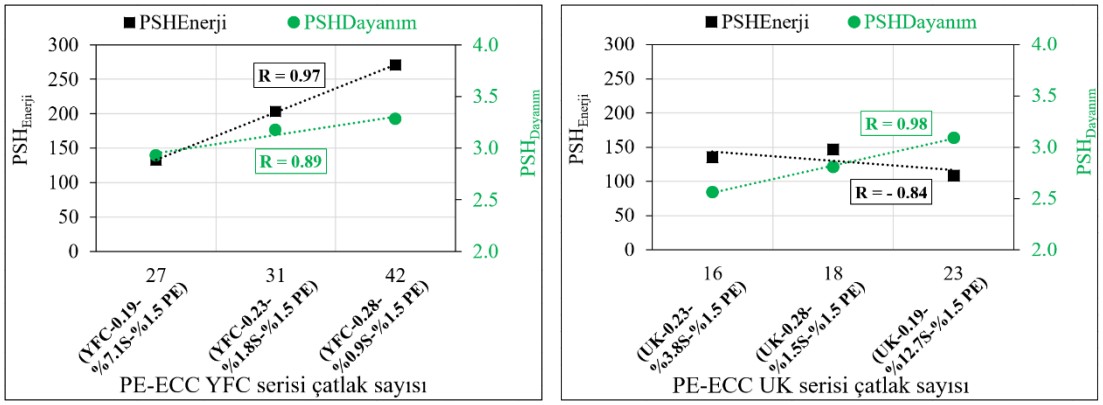
çekme tepe noktası tokluk arasında yüksek seviyeli belirgin bir ilişkinin olmadığı söylenebilir.

PSH kriterleri (PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$) ile PE-ECC kompozitlerin çatlak sayıları arasındaki ilişki Şekil 7.32'de gösterilmiştir. YFC serisinde çatlak sayıları ile PSH kriterleri arasında beklenildiği üzere güçlü bir pozitif korelasyon vardır. UK serisinde çatlak sayısı ile $PSH_{Dayanım}$ arasında da pozitif korelasyon görülürken, PSH_{Enerji} kriterinde dalgalanmalar olduğu görülmüştür.



(a) (b)

Şekil 7.31 PE-ECC'lerin çekme tepe noktası tokluk ile PSH indeksleri arasındaki ilişki (a) YFC serisi, (b) UK serisi



(a) (b)

Şekil 7.32 PE-ECC'lerin çatlak sayısı ile PSH indeksleri arasındaki ilişki (a) YFC serisi, (b) UK serisi

7.5 PE-ECC Serisi Sonuçlar

1. PE-ECC karışımlarında benzer işlenebilirlik özelliği elde etmek için oluşturulan matrislerde, S/B oranı ve mineral katkıların reolojik özelliklere önemli etkisi görülmüştür. Genel olarak tiksotropik davranış baskın olmakla birlikte, YFC'li matrisler UK'ya kıyasla, hem kayma gerilmesi hem de viskozite değerleri nispeten daha yüksektir. Ayrıca kayma oranın artması ve azalması, kayma gerilmesi ve viskozite değerlerinde etkileri olduğu tespit edilmiştir.

2. PE-ECC'lerin taze Bha değerleri, teorik Bha değerlerinden %1,3-7,9 mertebelerinde daha azdır. Ayrıca taze halde matris (PE lifsiz) ve kompozit (PE lifli) karışımlar arasında %0,3-6,6 farklar olduğu belirlenmiştir. Her iki durumdaki farklılıklara, S/B oranının düşük olması ve mineral katkı olarak UK yerine YFC kullanılması daha etkili olmuştur. PE-ECC'lerin Bha değerleri 1834 - 2066 kg/m^3 aralığında olup, S/B oranı artışı ve mineral katkı olarak YFC yerine UK kullanılması durumlarında Bha değerlerinde düşüşler olduğu belirlenmiştir.

3. PE-ECC çentiksiz çekme deneylerinde en yüksek çekme dayanımı, çekme şekil değişimi, tepe noktası tokluk değerleri YFC serisinde S/B=0,23 ve UK serisinde S/B=0,19'da olan karışımlarda görülmüştür. Bu özellikler YFC serisi S/B=0,23'de sırasıyla 8,4 MPa, %7,3, 444 kJ/m^3, UK serisinde S/B=0,19'da sırasıyla 5,5 MPa, %5,9, 268 kJ/m^3'dür. S/B oranı artışıyla YFC ve UK serilerinde, çekme dayanımı ve tepe noktası tokluk değerlerinde dalgalanma şeklinde değişim görülmüştür. Düşük S/B oranında UK serisine ait kompozitler YFC serisine ait kompozitlerden üstün çekme şekil değişim kapasitesi ve tokluk değerleri sergilerken, orta ve yüksek S/B oranlarında YFC serisine ait kompozitler daha üstün çekme şekil değişim kapasitesi ve tokluk değerleri sergilemiştir. Çekme deneyinden belirlenen elastisite modülleri 17,9-38,7 GPa aralığında olup, aynı S/B oranlarında UK serisindeki kompozitlere ait değerler YFC serisindeki kompozitlerden daha yüksektir. S/B artışıyla, hem YFC hem de UK serindeki elastisite modülleri düşme eğilimi göstermiştir.

4. PSH_{Enerji} kriteri, S/B oranı artışıyla artış gösterirken, YFC serisinde 133-271, UK serisinde 109-147 arasında değerlere sahiptir. $PSH_{Dayanım}$ kriteri değerleri, YFC serisinde 2,93-3,28 aralığında olup, S/B oranı artışıyla artış göstermiştir. UK serisinde ise $PSH_{Dayanım}$ kriteri değerleri, S/B oranı artışıyla dalgalanma göstermiş olup, 2,56-3,09 arasında değerlere sahiptir. Kriterler açısından en iyi sonuçlar YFC serisinde S/B oranı 0,28 olan karışımında elde edilmiştir (PSH_{Enerji}=271 ve $PSH_{Dayanım}$=3,28).

5. DIC tekniği ile çentiksiz çekme deneyleri maksimum gerilme noktasında için çatlak analizleri gerçekleştirilmiştir. YFC serisinde S/B artışıyla, çatlak sayıları artmakta (27-44 aralığında), çatlak genişlikleri dalgalanma göstermekte (126-237 μm aralığında) ve çatlaklar arası mesafe azalmaktadır (2-4 mm aralığında). Ancak UK serisinde, S/B artışıyla çatlak sayılarında dalgalanmalar olmakta birlikte (16-23), çatlak genişlikleri 168-255 μm ve çatlaklar arası mesafe 4-6 mm aralığındadır. Bu verilere göre çoğu karışımın doygun çoklu çatlak davranışına yakın özellikte olduğu söylenebilir. Ayrıca çatlak genişliği değerlendirmesinde, "çatlak genişliği yoğunluk dağılımı" ve "ortalama çatlak genişliği" yöntemlerinden elde edilen sonuçların farklı olduğu tespit edilmiştir. Bu nedenle geçirimilik özelliğini değerlendirmek için ortalama çatlak genişliğinin yetersiz olduğu ve çatlak yoğunluklarının belirlenmesi gerektiği sonucuna ulaşılmıştır.

6. Lif dağılım katsayısı ve kusur büyüklük dağılımlarının, çekme şekil değişim kapasitesindeki farklılıklara neden olduğu tespit edilmiştir. Yüksek lif dağılım katsayıları ve büyük kusur boyutlarına sahip numunelerin yüksek çekme şekil değişimi gösterdiği bulunmuştur.

7. PE-ECC'lerin basınç dayanımları, matris (PE lifsiz) karışımlardan %1,3-8 mertebesinde daha düşük olup, bu fark S/B oranı düştükçe artmaktadır. Hem matris hem PE-ECC'lerin basınç dayanımları S/B oranı arttıkça ve mineral katkı olarak YFC yerine UK kullanılmasıyla düşmektedir. PE-ECC'lerin basınç dayanımları S/B oranın 0,19, 0,23, 0,28 sıralamasına göre, YFC serisinde sırasıyla 116, 103, 90 MPa ve UK serisinde 108, 103, 79 MPa olarak belirlenmiştir.

8. Sonuçlar arasındaki ilişkilere göre: Matris viskoziteleri ile taze Bha değerleri arasında güçlü korelasyon vardır (R=0,90). Artan matris viskozitesi ve eşik kayma gerilmesi ile lif dağılım katsayısının arttığı belirlenmiştir (R=0,76). Buradan anlaşılacağı üzere matris taze Bha artışı, lif dağılım katsayısını arttıracağı söylenebilir. Matrisin viskozitesindeki artışın, çekme dayanımını arttırdığı ve bunun YFC serisinden ziyade UK serisinde daha etkili olduğu bulunmuştur. Ancak viskozitenin çekme birim şekil değişimi üzerindeki etkisi, mineral katkı türüne bağlıdır. Viskozite artışıyla çekme birim şekil değişim kapasitesi UK serisinde artışa neden olurken, YFC serisinde ise düşüşe neden olduğu yüksek korelasyon katsayıları ile tespit edilmiştir (sırasıyla R=0,98 ve R=0,86). Matrislerin viskozite ve eşik kayma gerilmesindeki artış, numune kesitlerinde ölçülen kusur boyutlarının da artmasına neden olmuştur (R=0,99). Lif dağılım katsayısındaki artış ile çekme dayanımı ve çekme şekil değişim kapasiteleri arasında yüksek pozitif korelasyonlar olduğu belirlenmiştir (sırasıyla R=0,83 ve R=0,92). Çekme numunelerin kesitlerinden ölçülen ortalama maksimum kusur boyutlarıyla, çekme dayanımı ve çekme şekil değişimleri arasında pozitif güçlü ilişkiler tespit edilmiştir (R>=0,90). Ancak maksimum kusur boyutu ile ilk çatlak dayanımı arasında doğru orantılı ilişki belirlenmiştir (R=0,60). Kompozit basınç dayanımındaki artışla, ilk çatlak dayanımı ve çekme dayanımları artış eğilimindedir. Fakat basınç dayanımı ile çekme birim şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluk değerleri arasındaki ilişkiler mineral katkı türüne göre farklılık göstermektedir. Basınç dayanımı artışıyla bu özellikler arasında; YFC serisinde ters orantılı, UK serisinde ise doğru orantılı ilişkiler tespit edilmiştir. Basınç dayanımındaki artışla, çatlak sayısı ve çatlak genişliği değerlerinin YFC serisinde düştüğü, ancak UK serisinde arttığı genel olarak söylenebilir. Ayrıca kompozit basınç dayanımındaki artış, YFC serisinde hem PSH_{Enerji} hemde $PSH_{Dayanım}$ kriterlerini güçlü bir şekilde düşürürken (R>0,95), UK serisinde PSH_{Enerji}'yi azalttığı (R=0,83) ancak $PSH_{Dayanım}$'a önemli etkisi olmadığı tespit edilmiştir. $PSH_{Dayanım}$ ile çekme birim şekil değişim kapasitesi arasında güçlü pozitif korelasyon katsayılarının olduğu belirlenmiştir (R>0,95). PSH_{Enerji} kriteri ile çekme birim şekil değişim kapasitesi arasında YFC serisinde pozitif (R=0,90), ancak UK serisinde negatif (R=0,89) güçlü korelasyonlar olduğu görülmüştür. PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ kriterleri ile tepe noktası tokluk değerleri arasında; UK serinde güçlü ilişkiler tespit edilirken, YFC serisinde önemli bir etkisi olmamıştır. PSH_{Enerji} ve

$PSH_{Dayanım}$ kriterlerindeki artış, YFC serisinde çatlak sayısını arttırırken, UK serisinde çatlak sayısına önemli bir etkisi olmamıştır.

BÖLÜM SEKİZ

PVA LİFLİ ECC'LERİN TASARIMI

8.1 PVA-ECC Serisi Giriş

ECC'nin çekme performansı; S/B oranı, matris bileşenleri, lif tipi, kusur boyutu değişimi ve lif dağılımı vb. gibi birçok faktöre bağlıdır. Bu parametrelerin matris akışkanlığından ve karıştırma işleminden etkilendiği bilinmektedir. Ayrıca bu faktörler lif-matris sinerjisini etkileyerek kompozit çekme performansını önemli ölçüde değiştirebilir. Bu nedenle, mikro mekanik parametreler ve makro kompozit özellikler arasındaki ilişkinin anlaşılması ve mikro mekanik tasarım teorisi ile ilişkilendirilmesi desteklemek için, lif ve kusur boyutu dağılımlarını polivinil alkol lifle üretilmiş çimentolu kompozitlerin (PVA-ECC) çekme performansına bağlayan kapsamlı bir nicel analiz çerçevesine ihtiyaç vardır. S/B oranının veya mineral katkı türünün ECC davranışı üzerindeki etkisi bazı araştırmacılar tarafından incelenmiştir. Ancak literaratürdeki tek bir çalışmada, bu parametrelerin sınırlı sayıdaki etkileri taranmıştır. Örneğin S/B oranı, mineral katkı tipi, reolojik parametreler, lif dağılımı ve maksimum kusur boyutu gibi parametrelerin sonuçlar üzerindeki etkileri bütüncül bir yaklaşımla tek bir çalışmada incelenmemiştir. Bu bölümde, sözü edilen parametrelerin PVA-ECC'nin mekanik performansı üzerindeki etkileri araştırılmıştır.

8.2 PVA-ECC Serisi Amaç Ve Kapsam

Bu bölümde, S/B oranı ve mineral katkı türlerinin PVA-ECC'deki lif-matris sinerjisinin üzerindeki etkisi, mikro mekanik tasarım teorisi yardımıyla kapsamlı bir şekilde araştırılmıştır. Bu amaçla PVA-ECC'nin; matris ve kompozit taze hal özellikleri, matris kırılma tokluğu, çekme şekil değişim kapasitesi, çekme dayanımı, maksimum doğal kusur boyutu, lif dağılımı gibi özellikler üzerine S/B oranı ve mineral katkı tipinin etkisi araştırılmıştır. Deneysel çalışmalarda, 4 farklı S/B oranında (0,23,

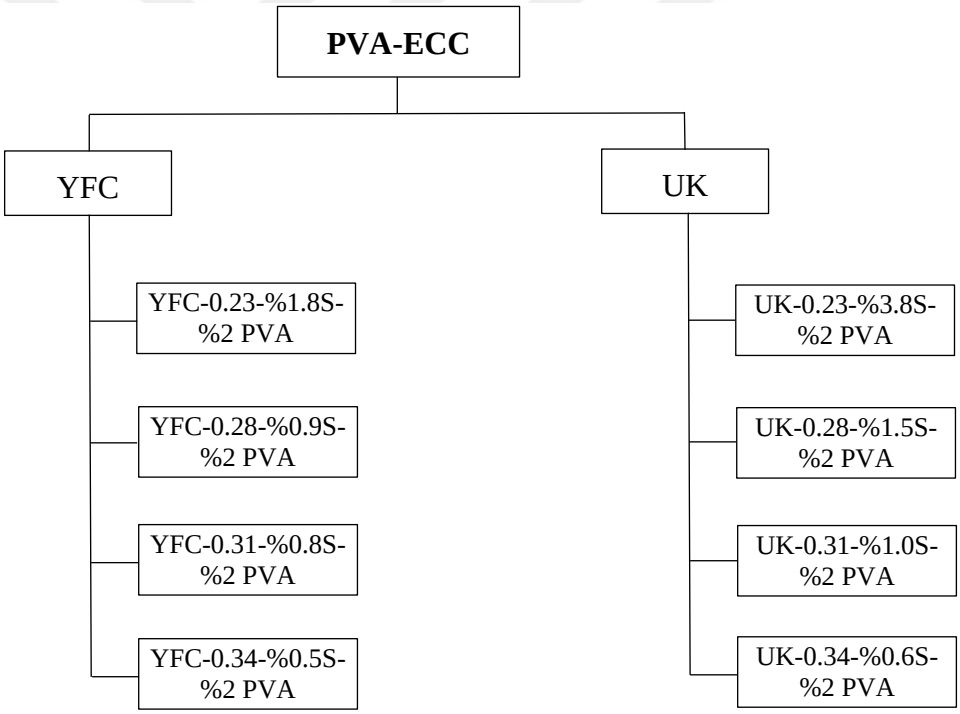
0,28, 0,31 ve 0,34) 2 farklı mineral katkı (YFC ve UK) kullanılarak 8 farklı karışım üretilmiştir. Bu bölümde incelenen PVA-ECC karışımları Şekil 8.1'de gösterilmiştir. Deneysel çalışmalarda ilk olarak, matris ve kompozit karışımların taze hal özellikleri incelenmiştir. Bu kapsamda matris karışımların reometrede viskozite ve eşik kayma gerilmesi değerleri belirlenmiştir. Ayrıca hem matris hem de kompozit karışımların taze hal birim hacim ağırlık değerleri belirlenmiştir. Kırılma tokluğunun tespiti için prizma numuneleri (25x75x305 mm^3), çekme özelliklerinin tespiti için kemik şeklindeki numuneler ve basınç dayanımının tespiti için küp numuneler (50x50x50 mm^3) üretilmiştir. Mikro mekanik tasarım parametreleri olan dayanım ve enerji indeksleri ($PSH_{Dayanım}$ ve PSH_{Enerji}) deney bulguları yardımıyla hesaplanmıştır. Çekme deneyi sırasında, çatlak sayısını ve çatlak genişliklerini değerlendirmek için Dijital Görüntü Korelasyonu (DIC) tekniği kullanılmıştır. Maksimum çekme gerilmesi için DIC tekniği ile çatlak analizi yapılmış ve çatlak genişliği histogramları elde edilmiştir. Çekme deneylerinden sonra, seçilen kemik şekilli numunelerin orta bölgesi çekme eksenine dik doğrultuda kesilerek kesitteki maksimum kusur boyutu dağılımları ölçülmüştür. Aynı numunelerin göçme çatlağı bölümünde lif dağılım katsayıları belirlenmiştir. Reolojik özelliklerin, göçme kesiti lif dağılımının, doğal kusur boyutu dağılımlarının çekme performansı üzerindeki etkileri araştırılmış ve bu parametreler arasındaki ilişkiler araştırılmıştır. Son olarak, çekme deneyinden elde edilen parametreler ile basınç dayanımı arasındaki ilişkiler incelenmiştir.

8.3 PVA-ECC Serisi Bulgular Ve Tartışma

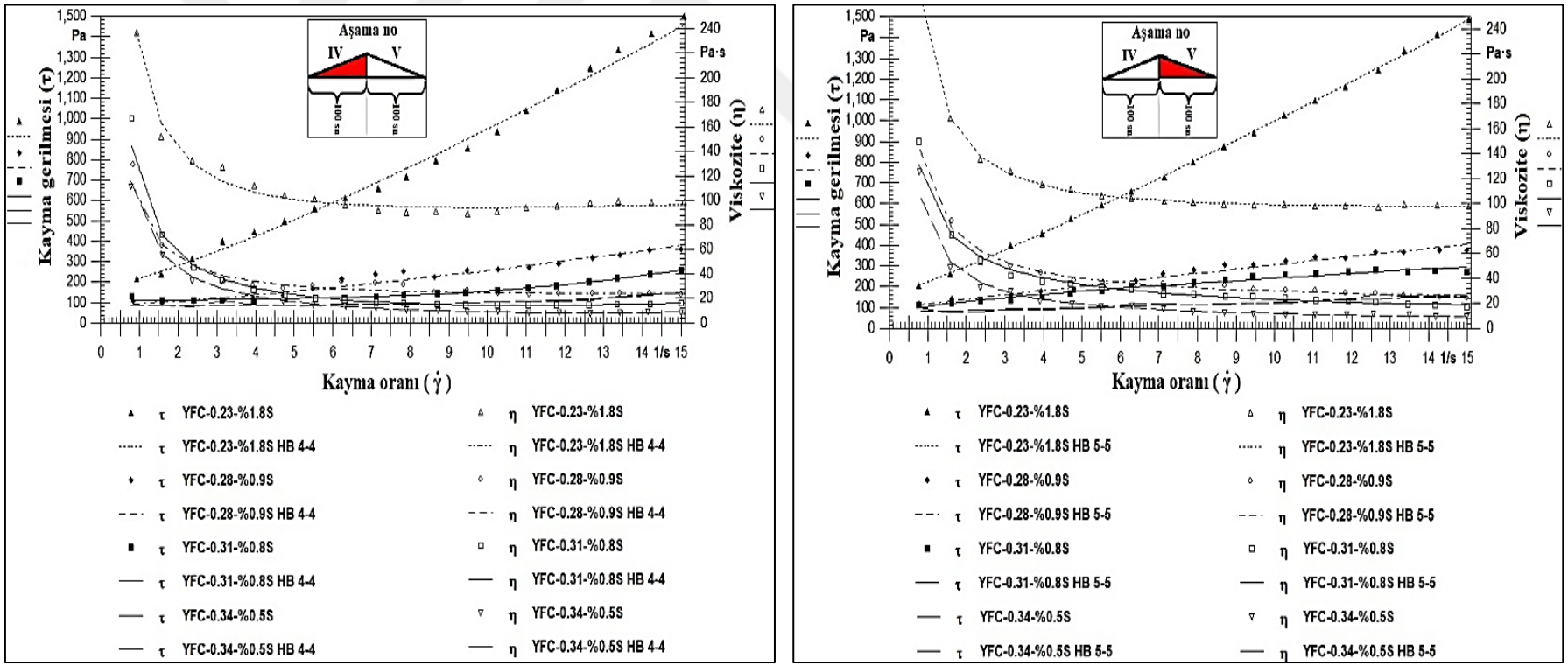
8.3.1 PVA-ECC Serisi Matris Fazının Reolojik Karakterizasyonu

Mineral katkı maddelerinin reolojik davranıştaki rolü, çimento esaslı malzemelerdeki lif dağılımı ve dolayısıyla mekanik performans üzerinde büyük bir etkiye sahiptir (Özyurt, Mason ve Shah, 2007). Bu nedenle, karışımların reolojik özellikleri analiz edilmiştir. YFC ve UK matrislerinin artan ve azalan kayma hızlarındaki akma ve viskozite eğrileri (15 sn^{-1} kayma oranı için) Şekil 8.2'de sunulmuştur.

Rheoplus yazılımı ile belirlenen azalan eğrilerin Herchel Bulkley model parametreleri Tablo 8.1'de listelenmiştir. Modelin ham verileri yüksek regresyon katsayısı (R>0,95) ile temsil ettiği belirlenmiştir. Şekil 8.2'ye göre akış başlangıcı için gereken enerji (eşik kayma gerilmesi (τ_p)) tüm S/B oranlarında UK'ya kıyasla, YFC matrislerinde daha yüksek olduğu gözlenmiştir. Matris akışının ne kadar hızlı gerçekleştiğinin bir işareti olan viskozite değerleri de (kayma oranı $15s^{-1}$ için) Tablo 8.1'de verilmiştir. Sonuçlara göre, düşük S/B oranlarında daha belirgin olmakla beraber YFC matrislerin, aynı S/B oranlarında UK matrislerinden daha yavaş aktığı belirlenmiştir. Ek olarak, viskozite değerleri de artan S/B oranıyla düşme eğilimindedir. Bu sonuç, literatürdeki benzer çalışmalarla paralellik göstermektedir (Ragalwar, Nguyen, Ranade, Heard ve Williams, 2017; Yang ve diğer., 2009).

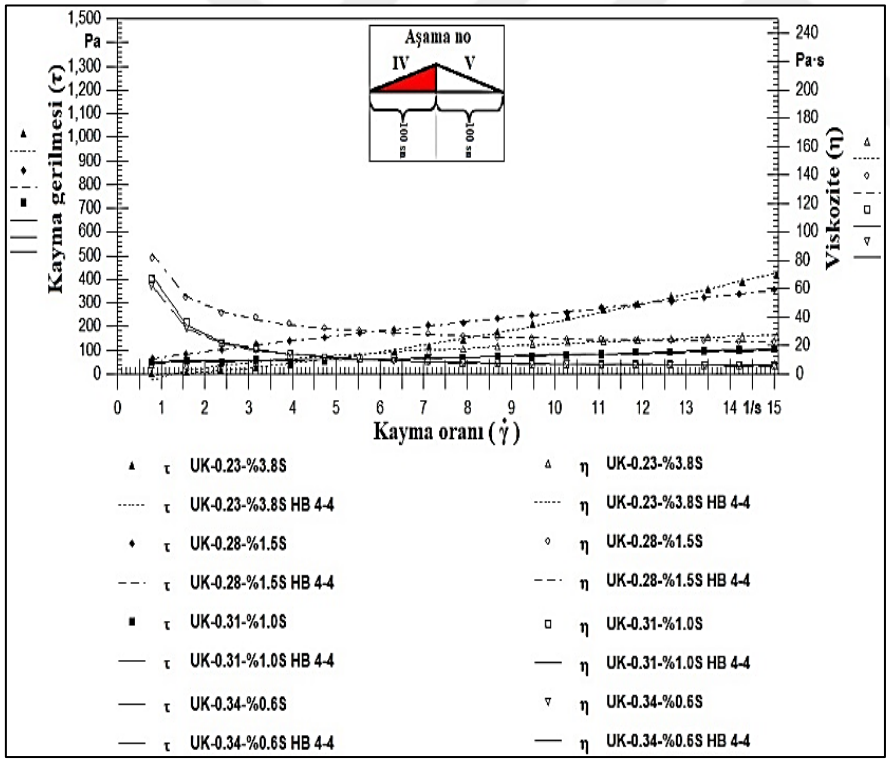


Şekil 8.1 PVA-ECC karışımları

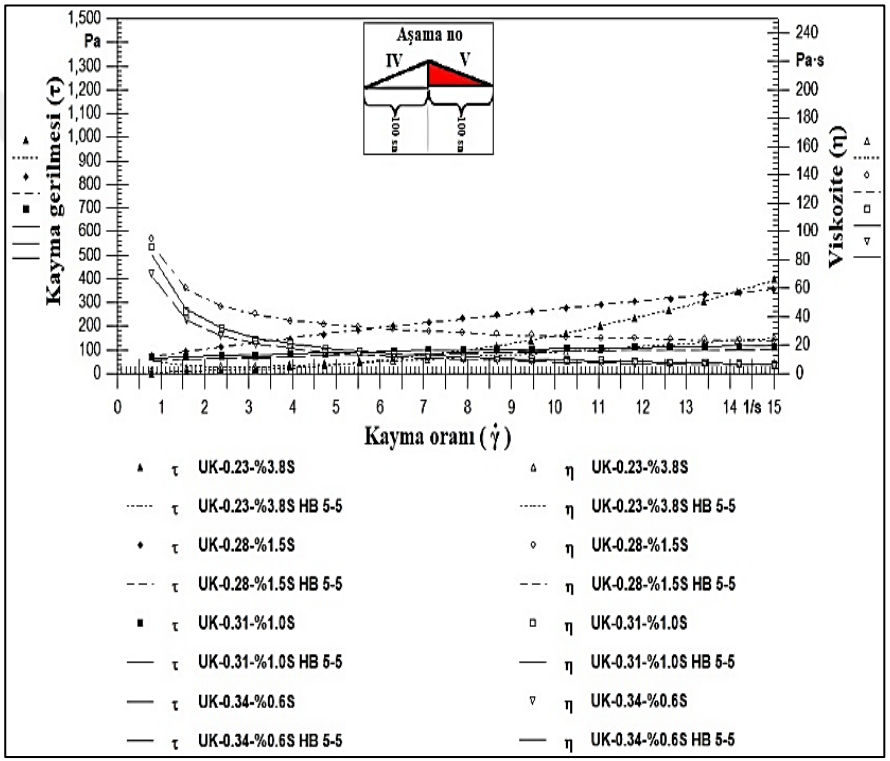


(a) (b)

Şekil 8.2 PVA lifli karışımlarda kullanılan matrislerin birleşik akış ve viskozite eğrileri (a) YFC yükselen eğri (Aşama IV), (b) YFC azalan eğri (Aşama V), (c) UK yükselen eğri (Aşama IV), (d) UK azalan eğrileri (Aşama V)



(c)



(d)

Şekil 8.2 Devamı

Tablo 8.1 PVA lifli karışımlarda kullanılan matrislerin reolojik parametreleri

Aşama no	HB analizi matris kodları	a = τ_p, (Pa)	b	p	R	μ_{15s}^{-1}, (Pa.s)
4. aşama	YFC-0.23-%1.8S-HB 4-4	178,0	45,1	1,23	1,00	96,7
	YFC-0.28-%0.9S-HB 4-4	87,7	8,4	1,31	0,98	25,4
	YFC-0.31-%0.8S-HB 4-4	114,9	0,0	3,02	0,99	17,4
	YFC-0.34-%0.5S-HB 4-4	91,4	0,0	4,33	0,96	10,1
	UK-0.23-%3.8S-HB 4-4	-6,5	6,0	1,58	1,00	28,5
	UK-0.28-%1.5S-HB 4-4	44,2	29,0	0,87	1,00	23,5
	UK-0.31-%1.0S-HB 4-4	54,2	0,7	1,63	0,99	7,3
	UK-0.34-%0.6S-HB 4-4	48,8	1,7	1,25	1,00	6,7
5. aşama	YFC-0.23-%1.8S-HB 5-5	161,3	63,4	1,12	1,00	98,6
	YFC-0.28-%0.9S-HB 5-5	94,4	24,0	0,95	0,99	27,0
	YFC-0.31-%0.8S-HB 5-5	68,3	39,5	0,65	0,99	19,8
	YFC-0.34-%0.5S-HB 5-5	82,4	2,3	1,29	0,95	10,6
	UK-0.23-%3.8S-HB 5-5	7,5	0,8	2,26	1,00	26,4
	UK-0.28-%1.5S-HB 5-5	41,6	37,4	0,79	1,00	23,9
	UK-0.31-%1.0S-HB 5-5	48,9	19,2	0,48	0,99	7,9
	UK-0.34-%0.6S-HB 5-5	37,7	19,0	0,46	1,00	7,0

a = τ_p: Eşik kayma gerilmesi (Pa), b: Kıvam indeksi, p: güç katsayısı, R: Ham veriler ile Herchel Bulkley modeli arasındaki regresyon katsayısı ve μ_{15s}^{-1}: Kayma oranı $15s^{-1}$'deki viskozite değeri (Pa.s)

Şekil 8.2'ye göre, düşük S/B oranlarında YFC ve UK matrislerinin akış eğrisi şekilleri oldukça farklı iken, yüksek S/B oranlarında oldukça benzerdir. YFC ve UK matrisleri kendi içlerinde göz önüne alındığında, tutarlılık indeksi (b) ve güç katsayısı (p) değerleri, S/B oranındaki artış ve süperakışkanlaştırıcı dozajının azalmasından önemli ölçüde etkilenmiştir. Güç katsayıları benzer olmadığından, tutarlılık endeksi tek başına yorumlanamamıştır. S/B oranı arttıkça, güç faktörü (p) değerleri hem YFC hemde UK matrislerinde dalgalanmalar göstermekle birlikte genel olarak YFC matrislerinde daha yüksektir. Ancak kayma oranının artış (HB 4-4 veya 4. aşama) ve azalış (HB 5-5) aşamaları kıyaslandığında, kayma oranının azalış aşamasındaki güç katsayısı (p) değerleri genel olarak daha düşüktür ve çoğunlukla 1'in altındadır. Güç katsayısı (p) değerleri için; p>1 olması matrisin dilatant (kayma kalınlaşması) davranış, p=1 olması Bingham sıvısı davranışı ve p<1 olması psödoplastik (kayma incelmesi) davranış gösterdiği anlamına gelmektedir. Kayma oranı artış aşamasında (HB 4-4 veya 4. aşama) neredeyse tüm matrisler için (UK-0.28-%1.5S-HB 4-4 hariç) dilatant davranış hakimdir. Ancak, kayma oranı artış aşamasında (HB 5-5 veya 5. aşama) düşük S/B oranında (0,23) dilatant davranış görülürken, diğer S/B oranlarında çoğunlukla psödoplastik davranışın hakim olduğu söylenebilir. Genel olarak kayma

oranı artış ve azalış aşamalarında (Tablo 8.1 HB 4-4 ve 5-5), YFC'yi içeren matrislerin güç katsayıları (p), herhangi bir S/B oranında UK matrislerinden daha yüksektir. Bu, YFC matrislerinin yapışkanlığının bir kanıtıdır.

Şekil 8.2'den tiksotropi ile ilişkilendirilebilecek yükselen ve alçalan eğriler arasındaki histerezis alanları da hesaplanmıştır. Her iki matris de negatif histerezis alanları sergilemiştir (artan kayma oranı ile çizilen eğriler azalan eğrilerin altındadır), bu da yapısal bozulmaya işaret etmektedir. Tiksotropi için -523, -594 -849 ve -207 Pa/s değerleri, sırasıyla artan S/B oranı ile YFC matrisi için hesaplanmıştır. Öte yandan, UK içeren matrislerin histerezis alanı, artan S/B oranı ile sırasıyla 554, -145, -306 ve -171 Pa/s'dir. Matris histerezis alanları arasındaki fark yükseldikçe, yapısal bozulma derecesi artmaktadır. Matris tasarımında de UK yerine YFC kullanıldığında, bu durum biraz daha belirgindir.

Sonuç olarak, YFC matrislerindeki viskozite değerleri aynı S/B oranları için UK matrislerinden nispeten daha yüksektir ve karıştırma aşamasında bu tür yapışkan ve kohezif bir yapının varlığının, matriste stabilite kaybına neden olmadan liflerin daha iyi dağıtılması açısından avantajlıdır. UK matrislerinin, düşük viskoziteleri nedeniyle yüksek doldurma kabiliyetleri ile kullanımının kolay olduğu, ancak yüksek hızı karıştırma gibi dinamik etkilere maruz kaldıklarında lif segregasyonuna (lif topaklaşması) daha yatkın oldukları söylenebilir.

Yang ve diğer., (2009) PVA lif ile yaptıkları çalışmada, daha iyi lif dağılımı için yüksek plastik viskozitenin istendiğini, karışımın daha iyi deforme olması için düşük eşik kayma gerilmesinin gerekli olduğunu belirtmişlerdir. Buna göre bu bölüm kapsamında 4. ve 5. aşamadaki değerlere bakarak S/B oranı 0,28 ve 0,31 olan YFC ve UK matrislerinin ideal karışımlar olduğu söylenebilir. En düşük ve en yüksek S/B oranlarındaki (0,23 ve 0,34) serilerin ise; yüksek eşik kayma gerilmesi ve düşük viskozite değerleri nedeniyle ideal karışım olmaktan daha uzak olduğu söylenebilir. Bölüm 4.5'de sunulduğu gibi, daha yüksek bir lif dağılım katsayısı için yeterli seviyede viskoziteye ihtiyaç vardır. Bu nedenle Tablo 8.1'de verilen viskozite değerlerinin lif dağılım katsayısına etkisi Şekil 8.23a'da incelenmiştir.

PVA liflerini iyi dağıtmak için yüksek bir kayma kuvveti gerektiğinden ECC matrisinin viskozitesi çok düşük olmamalıdır. Bununla birlikte, aşırı yüksek viskozite, daha büyük boyut ve sıkışmış hava gözenekleri ile sonuçlanarak, daha düşük bir net kesit alanı ve "en zayıf" kesitte daha düşük lif içeriği ile sonuçlanabilir. Bu nedenle, ECC karışımlarının hazırlanmasında aynı lif türü, içeriği ve boyutları kullanılması koşuluyla ECC matrisi için optimal bir viskozite aralığı mevcuttur (M. Li ve Li, 2013). Zhou ve diğer., (2012) tarafından tasarlanan PVA-ECC'de, hem ideal lif dağılımını sağlayacak kadar yüksek viskozite hem de işlenebilirlik açısından yeterli eşik kayma gerilmesi için S/B oranının sınırlı bir aralıkta (yaklaşık 0,2 ila 0,3) olması gerektiği belirtilmiştir. Sözü edilen bu aralığın ötesinde (örneğin, 0,35'lik S/B oranı), reolojik özelliklerin, homojen olmayan lif dağılımına ve dolayısıyla sertleşmiş özelliklerinde azalmaya yol açtığı bildirilmiştir.

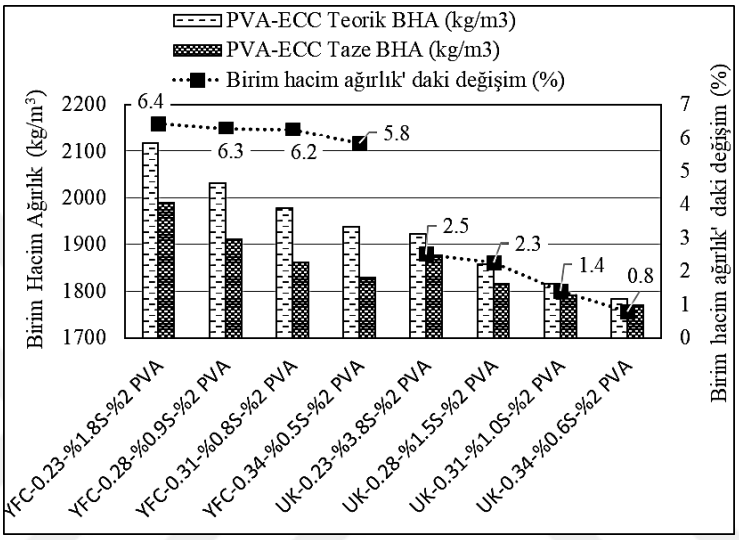
8.3.2 PVA-ECC Serisi Karışımların Birim Hacim Ağırlık (Bha) Sonuçları

Karışımlarda gerekli olan süperakışkanlaştırıcı dozajı belirlenirken sabit işlenebilirlik sağlanması amaçlanmaktadır. Bu nedenle, Bölüm 6.4.1.2'de belirtildiği gibi, mini yayılma deneyinde 150±10 mm yayılma çapı elde etmek için Tablo 6.3'de her bir karışım için ihtiyaç duyulan süperakışkanlaştırıcı oranları belirlenmiştir.

PVA-ECC kompozit karışımlarda, "Teorik birim hacim ağırlığı" (hesaplanan), "taze birim hacim ağırlığı" ve aralarındaki farktan hesaplanan "birim hacim ağırlık'taki değişim" değerleri Şekil 8.3'de verilmiştir. "Birim hacim ağırlık'taki değişim" teorik olarak varsayılan değerlerden daha fazla sıkışmış veya sürüklenmiş havanın varlığı ile ilişkilendirilmiştir.

Şekil 8.3'e göre mineral katkı türü, "kompozit birim hacim ağırlığındaki değişim" eğilimini etkilemiştir. YFC ve UK serilerinde S/B oranı arttıkça bu değerlerin düştüğü görülmüştür. Bunun nedeni, daha yüksek S/B oranlarına kıyasla düşük S/B oranında, daha fazla viskoz/yapışkan davranış nedeniyle daha yüksek hapsolmuş hava içeriğine bağlanabilir. Ayrıca Şekil 8.3'deki sonuçlar, mineral katkı tipi (YFC veya UK)

açısından karşılaştırıldığında, YFC serisinde “Birim hacim ağırlıktaki değişim” %5,8-6,4 aralığında iken, UK serisinde %0,8-2,5 aralığındadır. Yani YFC mineral katkılı kompozitlerin, UK katkılı olanlara kıyasla göre 2,5 ila 7 kat daha fazla hava içeriğine neden olduğu söylenebilir. Bu sonuçlar, kohezif yapıya sahip YFC mineral katkısının, UK serisine kıyasla hava sürükleme ve hava hapsetme etkilerine daha yatkın olduğunu göstermiştir.



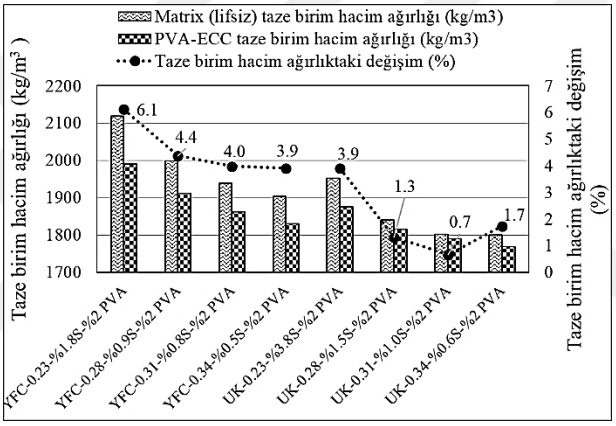
Şekil 8.3 PVA-ECC teorik olarak hesaplanan Bha ve taze durumda ölçülen Bha değerleri

Kompozit taze birim hacim ağırlık (Bha) sonuçlarına göre, beklendiği üzere, birim hacim ağırlığının hem YFC hem de UK serisinde artan S/B oranıyla azaldığı görülmektedir. YFC serisi, düşük S/B oranlarında daha belirgin olan UK serisinden daha yüksek taze Bha değerlerine sahiptir. Kompozit taze birim hacim ağırlık değerlerindeki değişim incelendiğinde, S/B oranları arttıkça YFC serisinde %8, UK serisinde %5 azalmaya neden olduğu tespit edilmiştir. Aynı S/B oranlarında mineral katkı türlerinin taze kompozit birim hacim ağırlık sonuçları üzerindeki etkisi de farklıdır. UK serisi ile karşılaştırıldığında, taze Bha değerleri YFC serisinin düşük S/B oranlarında %6 ve yüksek S/B oranlarında %3 daha yüksektir. Bu sonuç, YFC mineral katkısının UK ‘dan daha yüksek özgül ağırlık değerine (sırasıyla 2,85 ve 2,3 gr/cm^3) sahip olmasıyla açıklanabilir.

PVA-ECC taze Bha değerleri, 1775-2000 kg/m^3 aralığındadır. Şekil 8.3’deki taze kompozit Bha değerleri sunulmuştur. ECC karışım tasarımında iri agregaların

bulunmaması ve kullanılan PVA liflerinin hava sürükleme etkisi nedeniyle geleneksel betona göre (2300 ila 2400 kg/m^3) Bha değerleri daha düşüktür.

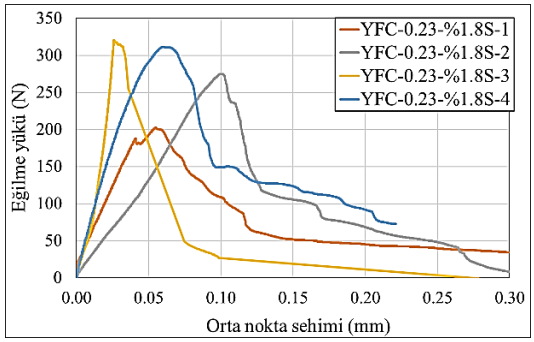
PVA liflerden kaynaklanan hava sürüklemenin belirlenmesi amacıyla matris ve kompozitlerin taze birim hacim ağırlık değerleri Şekil 8.4'de gösterilmiştir. Matris ve kompozitler arasındaki birim hacim ağırlık farkları, YFC içeren serilerde %3,9-6,1 ve UK içeren serilerde %0,7-3,9 aralığında olduğu belirlenmiştir. Sonuçlar, Şekil 8.3'deki ile paralel eğilim göstermektedir. Daha açık ifadeyle, S/B oranı artışıyla ve matris bileşeninde YFC yerine UK kullanılması durumlarında, PVA liften kaynaklanan hava sürükleme etkisi azalmaktadır.



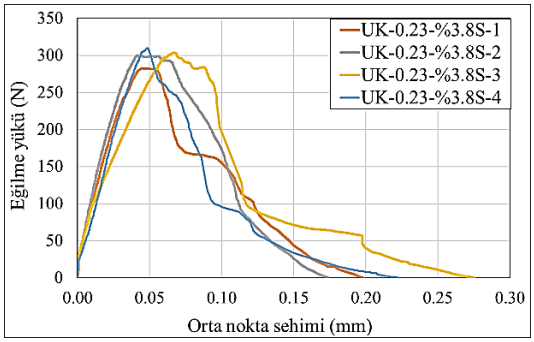
Şekil 8.4 Matris (lifsiz) ve PVA-ECC'lerin taze birim hacim ağırlıkları

8.3.3 PVA-ECC Serisi Matris Çentikli Üç Noktalı Eğilme Deneyi Sonuçları

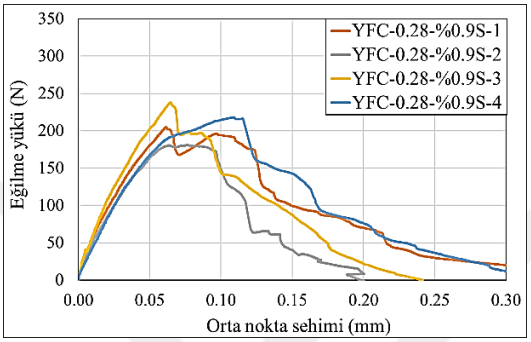
Matris numunelerinin çentikli üç noktalı eğilme deneylerinden elde edilen eğilme yükü - orta nokta sehimi grafikleri Şekil 8.5'de verilmiştir. Matris elastisite modülü, kırılma tokluğu ve bu grafiklerden elde edilen J_{tip} değerleri Tablo 8.2 'de sunulmuştur.



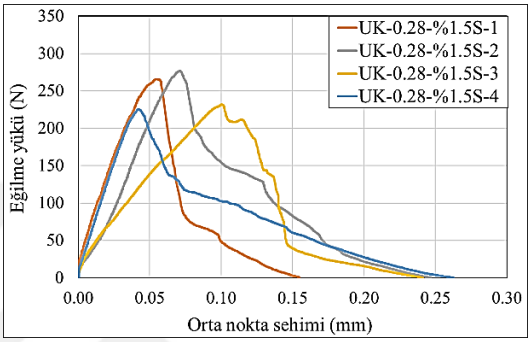
(a)



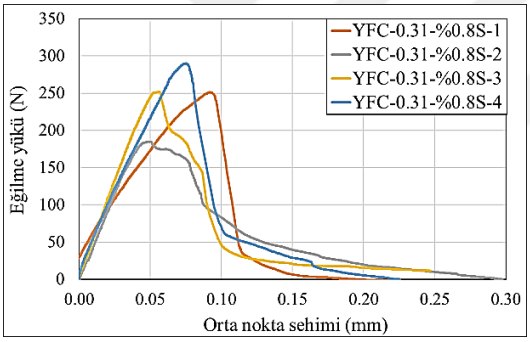
(b)



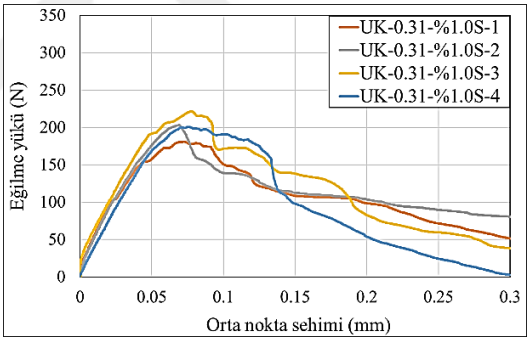
(c)



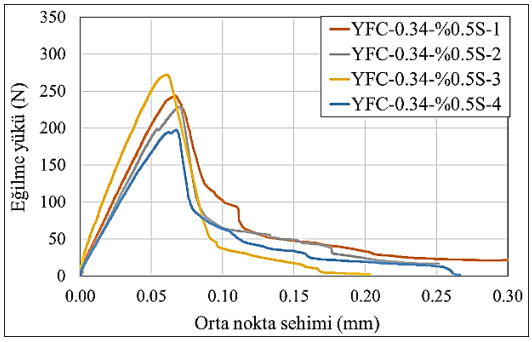
(d)



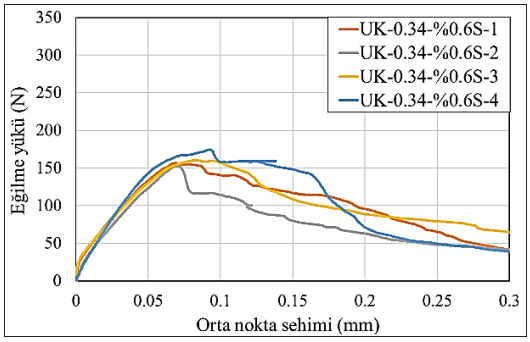
(e)



(f)



(g)



(h)

Şekil 8.5 Matris eğilme yükü - orta nokta sehim eğrileri (a) YFC-0.23-%1.8S, (b) UK-0.23-%3.8S, (c) YFC-0.28-%0.9S, (d) UK-0.28-%1.5S, (e) YFC-0.31-%0.8S, (f) UK-0.31-%1.0S, (g) YFC-0.34-%0.5S, (h) UK-0.34-%0.6S

Tablo 8.2 PVA-ECC'lerin matris elastisite modülü (E_m), kırılma tokluğu (K_m) ve çatlak ucu kırılma enerjisi (J_{tip}) değerleri

Matris kodu		E_m (GPa)	K_m (MPa*$m^{1/2}$)	Ortalama K_m (MPa*$m^{1/2}$)	J_{tip} (J/m^2)	Ortalama J_{tip} (J/m^2)
YFC-0.23-%1.8S	1	22,9	0,40	0,40 ± 0,01	6,98	7,25 ± 0,61 *
	2	21,0	0,38		6,87	
	3	22,3	0,42		7,90	
	4	23,2	0,41		7,23	
YFC-0.28-%0.9S	1	18,5	0,33	0,35 ± 0,02	5,89	6,84 ± 0,31
	2	17,6	0,36		7,36	
	3	17,6	0,33		6,18	
	4	18,2	0,38		7,95	
YFC-0.31-%0.8S	1	15,7	0,34	0,34 ± 0,05	7,55	6,78 ± 1,83
	2	15,8	0,25		4,08	
	3	18,6	0,35		6,40	
	4	17,3	0,40		9,10	
YFC-0.34-%0.5S	1	15,2	0,33	0,32 ± 0,04	7,33	6,68 ± 0,70
	2	13,4	0,31		7,33	
	3	21,9	0,37		6,37	
	4	12,9	0,27		5,68	
UK-0.23-%3.8S	1	21,7	0,41	0,37 ± 0,03	7,75	6,77 ± 0,49
	2	20,3	0,35		6,03	
	3	18,0	0,38		8,00	
	4	19,4	0,32		5,29	
UK-0.28-%1.5S	1	18,8	0,36	0,34 ± 0,03	6,91	6,49 ± 0,55
	2	19,2	0,38		7,53	
	3	16,9	0,32		6,07	
	4	17,6	0,31		5,46	
UK-0.31-%1.0S	1	18,2	0,25	0,28 ± 0,02	3,39	4,70 ± 0,85
	2	16,3	0,28		4,75	
	3	18,9	0,30		4,89	
	4	13,1	0,28		5,77	
UK-0.34-%0.6S	1	13,7	0,21	0,22 ± 0,01	3,34	3,88 ± 0,55
	2	11,3	0,21		3,87	
	3	13,7	0,22		3,54	
	4	12,0	0,24		4,78	

* : ± standart sapma

Hem YFC hem de UK serileri eğilme yükü-orta nokta sehimi eğrilerinden elde edilen, E_m, K_m ve J_{tip} değerleri S/B oranı artışıyla beklenildiği üzere azalmıştır. Bu,

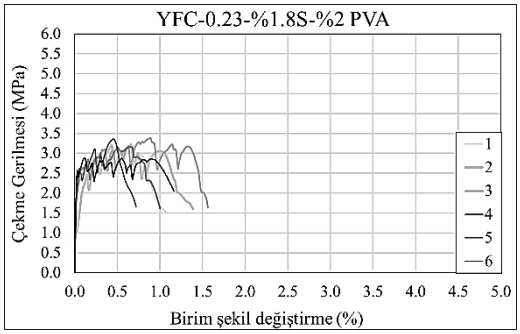
ECC ile ilgili daha önceki araştırmalarda da benzer sonuçlar rapor edilmiştir (Kim ve diğer., 2007; Kim ve diğer., 2009). Bu sonuç, S/B'daki artış ve matris dayanımının azalması nedeniyle gözenekli yapının artması ile açıklanabilir. J_{tip} değerlerinin, YFC serinde 6,68-7,25 J/m^2 ve UK serilerinde 3,88-6,77 J/m^2 aralığında olduğu tespit edilmiştir. Literatürde PVA–ECC için hazırlanan matrislerin J_{tip} değerleri 8,7 J/m^2 (Yu ve diğer., 2015) ve 15 J/m^2 (Yang ve diğer., 2007) olduğu bildirilmiştir. Tablo 8.2'deki J_{tip} değerleri, S/B artışıyla YFC serilerinde sırasıyla %5,6, %6,4, %7,8 ve UK serilerinde sırasıyla %16,4, %15,5, %30,0 azalmıştır. Ayrıca mineral katkı türlerinin bu değerler üzerindeki etkileri incelendiğinde, benzer S/B oranlarındaki YFC serisinden J_{tip} değerleri UK serisi değerlerinden daha büyüktür. Düşük S/B oranlarında (0,23 ve 0,28) bu fark %5-7 mertebesinde iken, yüksek oranlarda (0,31 ve 0,34) %30-40 mertebesindedir. Diğer bir değişle S/B oranı artışı, YFC serinden ziyade UK serisinin J_{tip} değerinin düşmesinde daha etkili olmuştur. Mineral katkı türleri arasında bu davranışın nedenleri şu şekilde açıklanmıştır (Zhu ve diğer., 2014): UK ve YFC çimento ile ikame edildiğinde, UK'nın ECC sehimi iyileştirmede YFC'den daha belirgin bir etkiye sahip olması iki nedene bağlanmıştır. İlk olarak, mineral katkı içeriği ve kürlenme yaşı aynı ise YFC-ECC'nin UK-ECC 'den daha güçlü bir matris dayanımına sahip olduğu belirtilmiştir. Aynı sonuç bu çalışmada da bulunmuştur ve Bölüm 8.3.9'da tartışılacaktır. İkinci olarak, mineral katkı maddelerinin partikül şekil farklılığı, ECC'lerin şekil değiştirme kapasitesini etkileyebilmektedir. UK, PVA liflerinin kolayca sıyrılmasına izin veren küresel bir partikül tipine sahipken, köşeli partiküllere sahip YFC, PVA liflerin sıyrılmasını zorlaştırmaktadır (Zhu ve diğer., 2014).

Genelde ECC teorisine göre, düşük J_{tip} değeri (UK matrislerinde elde edilen) şekil değişim sertleşmesi ve matrisin çoklu çatlama etkinliği açısından avantajlı iken, YFC matrislerinin daha yüksek kırılma tokluk değerleri çatlak başlatma yeteneği açısından dezavantaj getirmektedir. Düşük matris kırılma tokluğunun ECC tasarım teorisi açısından arzu edilen bir durum olmasına rağmen, bu değerin aşırı derecede düşürülmesi, yapısal uygulamalar için istenmeyen bir durum olan basınç dayanımının aşırı azalmasına neden olduğu unutulmamalıdır (Li ve diğer., 1993; Ma ve diğer., 2015).

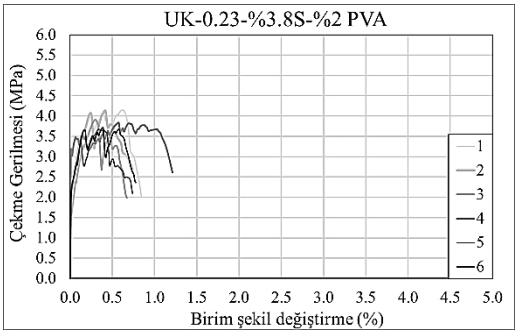
8.3.4 PVA-ECC Serisi Çentiksiz Çekme Deneyi Sonuçları

28 günlük su küründen sonra gerçekleştirilen çentiksiz çekme deneyine ait çekme gerilmesi-birim şekil değişim eğrileri Şekil 8.6 ve 8.7'de sunulmuştur. Şekil 8.7'deki her bir çizgi, Şekil 8.6'daki bu karışımlardaki 6 numuneye ait değerlerin (ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve çekme birim şekil değişimi) ortalaması alınarak temsili olarak belirlenmiştir. İlk çatlak dayanımı, ilk çatlak birim şekil değişimi (%), çekme dayanımı, çekme birim şekil değişim kapasitesi (%), elastisite modülü (E_t), tepe noktası tokluk (g_{se}), $PSH_{Dayanım}$ indeksi, çatlak sayısı, ortalama çatlak genişliği ve ortalama çatlaklar arası mesafe verileri Tablo 8.3'de gösterilmiştir.

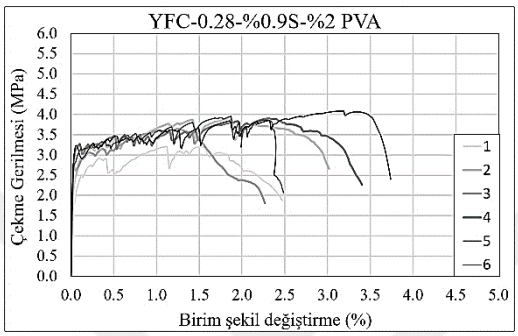
Çentiksiz çekme deneyi sonuçları S/B oranından önemli ölçüde etkilenmiştir. İlk çatlak dayanımı, matris çekme dayanımı ile ilişkilidir (Zhou ve diğer., 2012) ve Tablo 8.2'de listelenen matris kırılma tokluğu (K_m) ile yakından ilişkilidir. S/B oranı ve mineral katkı maddesi ile ilk çatlak dayanımlarındaki değişim, Tablo 8.2'deki K_m değerlerindeki değişimle doğru orantılıdır. S/B oranı artışıyla (0,23'den 0,34'e), YFC serisinde çekme dayanımı 3,17 MPa'dan 3,35 MPa'a ve ortalama çekme şekil değişim kapasitesi %0,71'den % 2,13'e yükselmiştir, bu fark %200 artışa karşılık gelmektedir. UK serisinde, çekme dayanımı 3,91 MPa'dan 4,49 MPa'ya (%15 artış), ortalama çekme şekil değişim kapasitesi ise %0,44'ten %2,11'e yükselmiştir (%380 artış). Düşük S/B oranında ara yüzeydeki aderans yüksek olduğundan, liflerin sıyrılması kısmen zorlaşmakta ve sonunda lifler koparak göçmektedir. Yüksek S/B oranlarında, lif-matris ara yüzeyinin zayıflığından dolayı lifler daha kolay sıyrılabilir. Böylece lifte önemli uzama veya sıyrılma oluşmadan önce lif kopma olasılığı azalır. Sözü edilen durum S/B oranı artışı ile kompozitin daha yüksek çekme şekil değişim kapasitesi değerlerine ulaşmasını sağlamaktadır. S/B oranındaki artışın sonuçlar üzerindeki etkisi önceki çalışmaların sonuçlarıyla benzerlik göstermektedir (Kim ve diğer., 2007; Kim ve diğer., 2009; Sasmal ve Avinash, 2016). Literatürde PVA-ECC için genel olarak çekme dayanımı ve çekme şekil değişim kapasitesi sırasıyla 4,5 MPa ve yaklaşık %4 olarak belirtilmiştir (Li ve diğer., 2001).



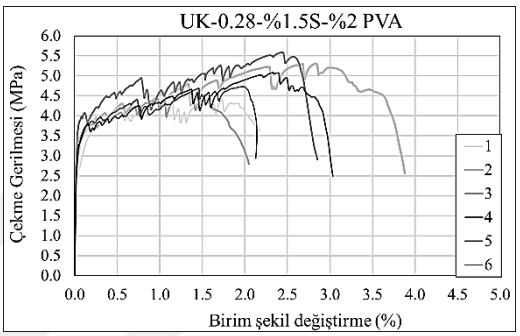
(a)



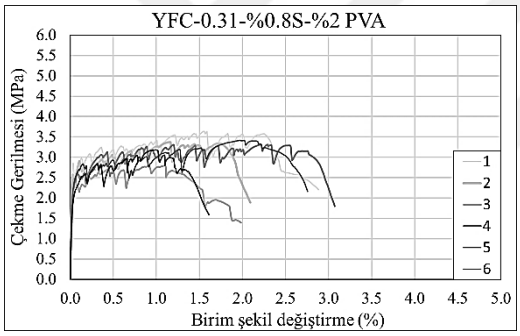
(b)



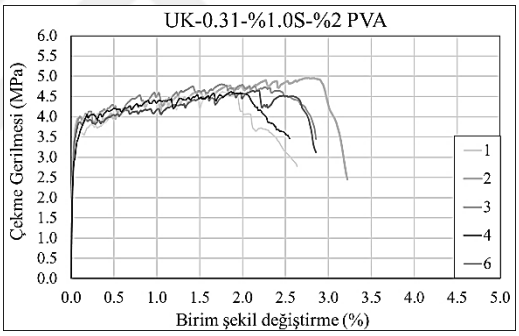
(c)



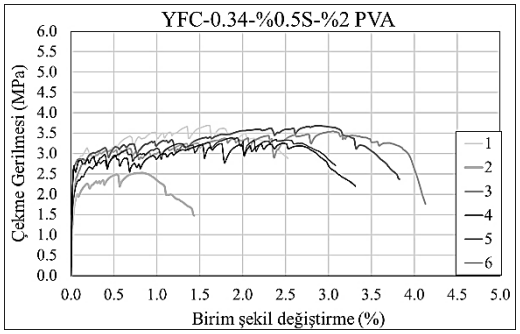
(d)



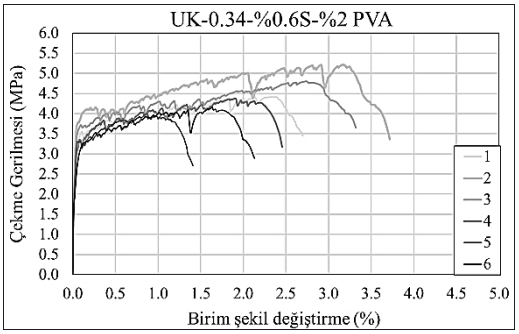
(e)



(f)

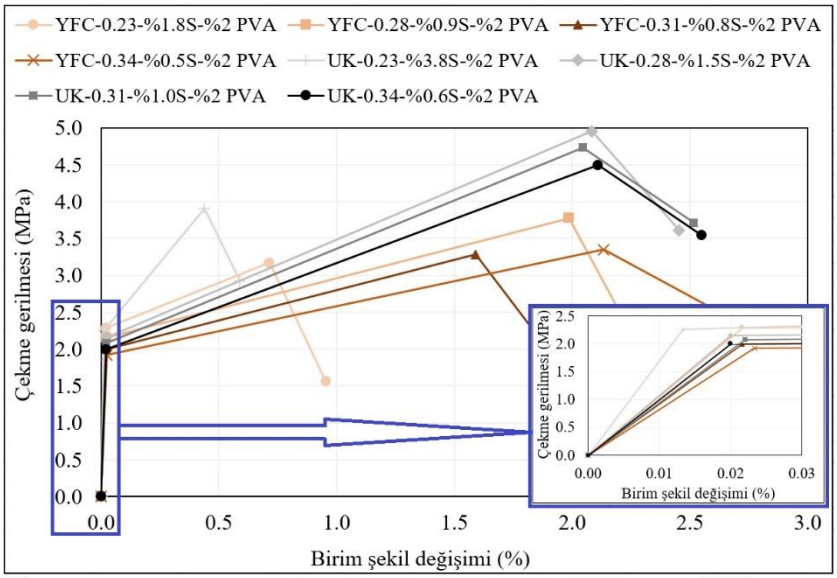


(g)



(h)

Şekil 8.6 PVA-ECC çekme gerilmesi - birim şekil değişimi grafikleri: (a) YFC-0.23-%1.8S-%2 PVA, (b) UK-0.23-%3.8S-%2 PVA, (c) YFC-0.28-%0.9S-%2 PVA, (d) UK-0.28-%1.5S-%2 PVA, (e) YFC-0.31-%0.8S-%2 PVA, (f) UK-0.31-%1.0S-%2 PVA, (g) YFC-0.34-%0.5S-%2 PVA, (h) UK-0.34-%0.6S-%2 PVA (Not: UK-0.31-%1.0S-%2 PVA karışımın bir numunesi kalıpdan çıkarma aşamasında kırılmıştır)



Şekil 8.7 PVA-ECC'lerin temsili çekme gerilmesi - birim şekil değişimi ilişkileri

Tepe noktası tokluk değeri (g_{se}), çekme dayanımı ve çekme şekil değişim kapasitesi değerlerinin birleşik etkilerini ifade etmek için kullanılabilir. g_{se} değeri, maksimum çekme gerilmesi değerine kadar çekme dayanımı – birim şekil değişimi eğrisi altındaki alanı ifade eder. Tablo 8.3'e göre S/B oranı artışıyla (0,23'den 0,34'e) YFC serisinde %291 (16,9 kJ/m^3'ten 66,1 kJ/m^3'e) artış olmuştur ve UK serisinde ise bu artış %487'dir (14,9 kJ/m^3'den 87,5 kJ/m^3'e). Bu sonuçlar Tablo 8.2'deki matris kırılma tokluğundaki (K_m) azalma ile açıklanabilir.

Mineral katkı tipi, çentiksiz çekme deneyi parametreleri üzerinde etkilidir. Düşük S/B oranlarında (0,23) YFC ve UK serileri için çekme dayanımı değerleri sırasıyla 3,17 ve 3,91 MPa, ortalama çekme şekil değişim kapasitesi değerleri sırasıyla %0,71 ve %0,44 ve ortalama tepe noktası tokluk değerleri sırasıyla 16,9 ve 14,9 kJ/m^3 'dür (Şekil 8.8 ve 8.9). Bu sonuçlara göre, YFC serisi UK'ya göre biraz daha iyi sonuçlara sahiptir. Bununla birlikte, yüksek S/B oranlarında (0,34) ters bir davranış gözlenmiştir. Diğer değişle, S/B = 0,34'te YFC ve UK kompozitleri için çekme dayanımları sırasıyla 3,35 ve 4,49 MPa, çekme şekil değişim kapasitesi değerleri sırasıyla %2,13 ve %2,11'dir ve ortalama tepe noktası tokluk değerleri sırasıyla 66,1 ve 87,5 kJ/m^3 'dür. Tepe noktası tokluk değerleri karşılaştırıldığında, düşük S/B oranlarında YFC serileri %13 daha yüksek, yüksek S/B oranlarında ise UK kompozitleri %32 daha yüksektir.

Tablo 8.3 PVA-ECC'lerin çentiksiz çekme deneyi verileri

Karışım kodu		İlk çatlak dayanımı (MPa)	İlk çatlak BŞD (%)	Çekme Dayanımı (MPa)	Çekme Bir. Şek. Değişimi (%)	Elastisite Modülü, Et (GPa)	Tepe noktası tokluk (Kj/m^3)	$PSH_{Dayanım}$ indeksi	Çatlak sayısı	Çatlak genişliği (µm)	Çatlaklar arası mesafe (mm)
YFC-0.23-%1.8S-%2 PVA	1	2,23	0,02	3,01	0,75	15,2	12,7	1,35	9	85	12
	2	2,15	0,02	3,22	0,66	13,0	17,3	1,50	6	118	16
	3	2,26	0,02	3,39	0,88	15,2	25,5	1,50	9	129	12
	4	1,88	0,02	3,16	0,65	18,2	18,2	1,68	5	68	19
	5	2,62	0,02	3,37	0,45	22,8	12,7	1,28	5	72	21
	6	2,57	0,03	2,87	0,89	18,2	14,8	1,11	8	82	13
	Ort.	**2,29**	**0,02**	**3,17**	**0,71**	**17,1**	**16,9**	**1,40**	**7**	**92**	**15**
	Std	0,25	0,004	0,18	0,15	3,1	4	0,18	1,5	23	3
YFC-0.28-%0.9S-%2 PVA	1	1,39	0,03	3,20	1,50	19,1	43	2,30	9	107	11
	2	2,17	0,02	3,88	1,81	12,3	63	1,79	15	94	7
	3	2,37	0,01	3,65	1,25	17,2	41	1,54	**12**	114	8
	4	2,54	0,02	3,90	2,32	19,1	81	1,54	20	121	5
	5	2,19	0,02	3,95	1,87	14,3	66	1,81	12	151	8
	6	2,29	0,02	4,08	3,18	21,5	115	1,78	21	157	5
	Ort.	**2,16**	**0,02**	**3,78**	**1,99**	**17,3**	**68,1**	**1,79**	**15**	**124**	**7**
	Std	0,36	0,006	0,29	0,63	3,1	25	0,25	4,2	23	2
YFC-0.31-%0.8S-%2 PVA	1	2,31	0,02	3,64	1,55	17,8	50	1,58	17	94	6
	2	2,08	0,02	3,34	1,73	20,0	53	1,61	13	119	8
	3	2,03	0,02	2,79	1,09	14,5	28	1,38	9	139	11
	4	1,80	0,03	3,32	2,21	10,0	67	1,84	18	108	6
	5	2,05	0,02	3,42	1,97	14,5	59	1,67	16	115	6
	6	1,71	0,02	3,19	1,00	12,3	28	1,86	9	99	11
	Ort.	**2,00**	**0,02**	**3,28**	**1,59**	**14,9**	**47,3**	**1,66**	**14**	**112**	**8**
	Std	0,20	0,004	0,26	0,44	3,3	15	0,17	3,5	14	2
YFC-0.34-%0.5S-%2 PVA	1	1,86	0,03	3,69	1,60	10,3	52	1,99	10	86	10
	2	1,37	0,02	2,53	0,83	11,0	19	1,85	6	149	17
	3	1,75	0,02	3,55	3,05	11,8	97	2,02	23	139	4
	4	2,26	0,02	3,68	2,91	15,4	97	1,63	22	143	5
	5	1,60	0,02	3,39	1,94	16,0	58	2,13	16	102	6
	6	2,70	0,03	3,25	2,47	17,1	74	1,20	21	125	5
	Ort.	**1,92**	**0,02**	**3,35**	**2,13**	**13,6**	**66,1**	**1,80**	**16**	**124**	**8**
	Std *	**0,44**	**0,005**	**0,40**	**0,77**	2,7	27	**0,31**	**6,4**	**23**	5
UK-0.23-%3.8S-%2 PVA	1	1,95	0,01	4,15	0,62	30,0	22	2,13	8	60	13
	2	2,36	0,02	4,13	0,41	18,0	14	1,75	4	110	25
	3	1,68	0,01	3,91	0,30	18,0	9	2,32	4	79	28
	4	3,20	0,01	3,84	0,58	25,7	20	1,20	9	57	11
	5	2,13	0,01	3,68	0,34	30,0	10	1,73	4	93	24
	6	2,22	0,02	3,73	0,39	18,0	13	1,68	7	33	14
	Ort.	**2,26**	**0,01**	**3,91**	**0,44**	**23,3**	**14,9**	**1,80**	**6**	**72**	**19**
	Std	0,47	0,005	0,18	0,12	5,5	5	0,36	2,1	25	7
UK-0.28-%1.5S-%2 PVA	1	1,56	0,02	4,44	1,55	24,6	61	2,84	16	80	6
	2	2,43	0,02	5,31	2,84	19,1	131	2,19	17	165	6
	3	2,30	0,02	4,57	1,37	28,7	56	1,99	17	84	6
	4	2,40	0,02	5,59	2,44	21,5	118	2,33	17	161	6
	5	2,25	0,02	4,73	1,97	15,6	83	2,10	19	98	5
	6	1,98	0,02	5,09	2,33	21,5	102	2,57	18	142	6
	Ort.	**2,15**	**0,02**	**4,95**	**2,08**	**21,8**	**91,9**	**2,34**	**17**	**122**	**6**
	Std	0,30	0,000	0,41	0,51	4,1	28	0,29	0,9	36	0,3

* Kalıptan çıkarılma aşamasında numune kırılmıştır.

** Renk ile vurgulanan numuneler lif ve kusur boyutu incelenen numunelerdir. Çekme birim şekil değişimi özelliği açısından kahverengi en kötü karşımı, yeşil en iyi karışımı göstermektedir. Koyu renk en kötü numuneyi, açık renk en iyi numuneyi temsil etmektedir.

*** std: standart sapma

Tablo 8.3 Devamı

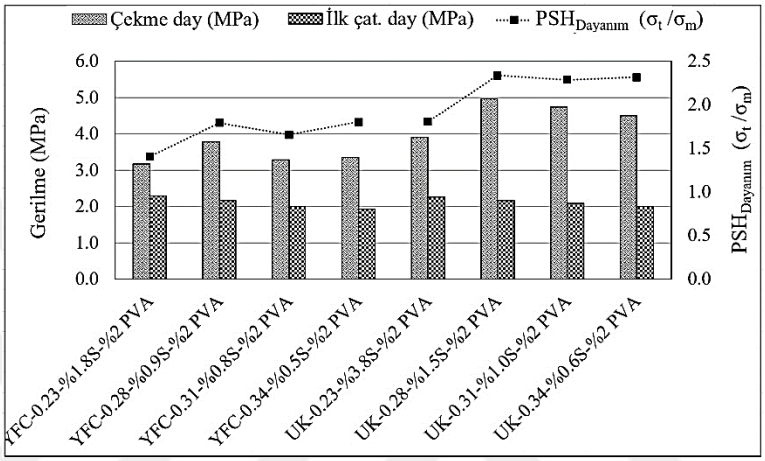
Karışım kodu		İlk çatlak dayanımı (MPa)	İlk çatlak BŞD (%)	Çekme Dayanımı (MPa)	Çekme Bir. Şek. Değişimi (%)	Elastisite Modülü, Et (GPa)	Tepe noktası tokluk (Kj/m^3)	PSH$_{Dayanım}$ indeksi	Çatlak sayısı	Çatlak genişliği (μm)	Çatlaklar arası mesafe (mm)
UK-0.31-%1.0S-%2 PVA	1	1,92	0,02	4,63	1,67	20,0	69	2,41	22	79	5
	2	2,35	0,02	4,97	2,77	26,7	123	2,11	28	108	4
	3	2,13	0,02	4,80	1,76	17,8	77	2,25	22	87	5
	4	1,90	0,02	4,65	2,17	20,0	91	2,44	30	75	3
	5	*	*	*	*		*	*	*	*	*
	6	2,09	0,03	4,62	1,86	16,0	79	2,21	31	74	3
	Ort.	**2,08**	**0,02**	**4,73**	**2,05**	**20,1**	**88,0**	**2,29**	**26**	**84**	**4**
	Std	0,16	0,004	0,13	0,40	3,6	19	0,12	3,9	13	0,6
UK-0.34-%0.6S-%2 PVA	1	1,53	0,02	4,42	2,33	25,0	94	2,88	30	76	3
	2	2,44	0,02	5,22	3,18	22,9	147	2,14	38	92	3
	3	2,67	0,02	4,81	2,73	26,7	117	1,80	34	78	3
	4	1,68	0,02	4,37	1,91	16,0	75	2,60	26	64	4
	5	1,78	0,02	3,99	0,86	17,8	31	2,24	13	49	8
	6	1,87	0,02	4,15	1,64	17,8	61	2,22	21	75	5
	Ort.	**2,00**	**0,02**	**4,49**	**2,11**	**21,0**	**87,5**	**2,31**	**27**	**72**	**4**
	Std	**0,41**	**0,000**	**0,41**	**0,75**	4,0	38	**0,35**	**8,4**	**13**	2

Bu sonuçlar Tablo 8.2'deki matris kırılma tokluğu sonuçlarıyla açıklanabilir. YFC ve UK serilerinin K_m değerleri, düşük S/B oranlarında (0,23) sırasıyla 0,38 ve 0,41 MPa*m$^{1/2}$ iken, yüksek S/B oranında (0,34) sırasıyla 0,32 ve 0,22 MPa*m$^{1/2}$'dir. Düşük K_m, çoklu çatlama potansiyeli nedeniyle tepe noktası tokluk değerinin artmasına katkıda bulunduğundan, düşük S/B oranındaki YFC serisi ve yüksek S/B oranındaki UK serisi sırasıyla daha yüksek tepe noktası tokluk değerleri sergilemiştir. Benzer bulgulara literatürde rastlanmıştır (Sasmal ve Avinash, 2016).

Düşük S/B oranında (0,23) tepe noktası tokluk değerleri YFC ve UK serileri için sırasıyla 16,9 ve 14,9 kJ/m^3'tür (Tablo 8.3). Bu değerler, çok yüksek dayanımlı betonda görülen 17 kJ/m^3'e yakındır (Kang ve Kim, 2011). Buna göre yüksek S/B serileri (YFC-0.34-%0.5S-%2 PVA ve UK-0.34-%0.6S-%2 PVA), çok yüksek dayanımlı betonun tepe noktası tokluk değerlerinden 4-5 kat daha yüksektir.

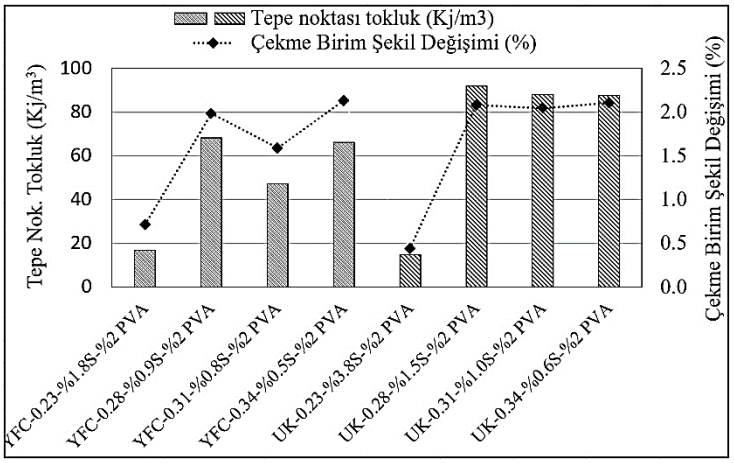
PVA-ECC kompozitlerin elastisite modülü değerleri 10,4 ila 22,6 GPa aralığındadır (Tablo 8.3). S/B oranı artışıyla, hem YFC hem de UK serilerinde beklendiği üzere elastisite modülü değerlerinde düşüşler olduğu tespit edilmiştir. Bu elastisite modülü değerleri, S/B oranın 0,23, 0,28, 0,31 ve 0,34'e artışıyla YFC serisinde sırasıyla 18,9, 15,0, 13,3 ve 10,4 GPa iken, UK serisinde sırasıyla 22,6, 17,3, 14,6 ve 11,0 GPa'dır. Bu sonuç literatürde rapor edilen değerlerle benzer mertebededir

(Şahmaran, Yücel, Demirhan, Arık ve Li, 2012). Literatürdeki başka bir çalışmada (Lim ve diğer., 2012), PVA-ECC'nin 30-45 MPa basınç dayanımları için elastisite modülü değerlerinin, basınç dayanımına paralel olarak 8-10 GPa aralığında olduğu belirtilmiştir. Benzer şekilde bu çalışmadaki karışımların elastisite modülü, aynı basınç dayanımı olan geleneksel betonlara kıyasla oldukça düşüktür (geleneksel C30 betonun elastisite modülü yaklaşık 25-30 GPa aralığındadır).



Şekil 8.8 PVA-ECC'lerin ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve $PSH_{Dayanım}(\sigma_t/\sigma_m)$ indeksi değerleri

Çekme özelliklerinde gözlenen varyasyonun olası nedenleri, Bölüm 8.3.7 ve 8.3.8'de $PSH_{Dayanım}$, PSH_{Enerji}, kesitsel kusur boyutu ve lif dağılımı analizleri yardımıyla tartışılacaktır.



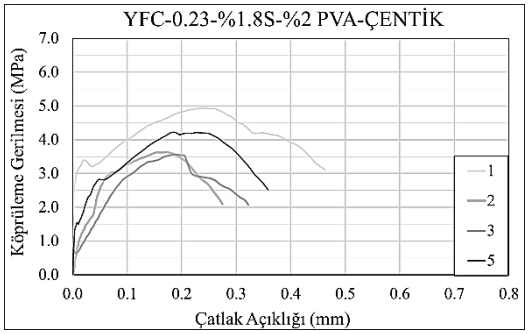
Şekil 8.9 PVA-ECC'lerin tepe noktası tokluğu ve çekme şekil değişim kapasitesi (süneklik) değerleri

8.3.5 PVA-ECC Serisi Çentikli Çekme Deneyi Sonuçları

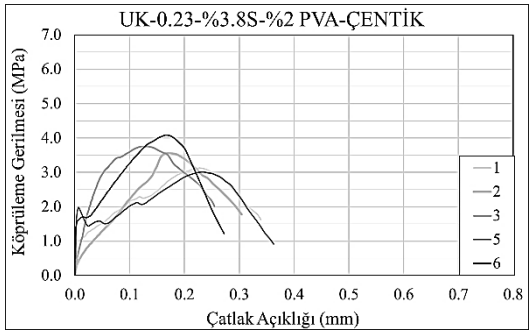
Çentikli çekme deneyleri gerçekleştirilerek, lif köprüleme gerilmesi (σ) - çatlak açıklığı (δ) ilişkileri belirlenmiştir ve sonuçlar Şekil 8.10 ve Tablo 8.4 'de gösterilmiştir. Yüksek PSH_{Enerji} değeri için faydalı olan tamamlayıcı enerji (J_b'), Şekil 3.6'daki eğrinin solundaki alandan hesaplanmıştır.

Karışımların lif köprüleme gerilmeleri, S/B oranı değişiminden büyük ölçüde etkilenmiştir. Hem YFC hem de UK serilerinde S/B artışıyla köprüleme gerilmesi ve tepe noktası çatlak açıklığı değerleri sürekli olarak artış göstermiştir. YFC serisinde, S/B artışı ile (0,23'den 0,34'e) tepe noktası lif köprüleme gerilmesi 4,1 MPa 'dan 4,8 MPa'a (%17 artış) ve tepe noktası çatlak açıklığı değerleri 0,20 mm'den 0,55 mm'ye (%175 artış) yükselmiştir. UK serisinde, tepe noktası lif köprüleme gerilmesi S/B artışıyla (0,23'den 0,34'e) 3,5'den 5,3 MPa'a (%51 artış) ve ortalama çatlak açıklığı değerleri 0,19 mm'den 0,31 mm'ye (%63 artış) yükselmiştir. S/B oranının artırma etkisi, lif köprüleme gerilmesinden ziyade çatlak açıklığında daha baskındır. Lif köprüleme gerilmesi - çatlak açıklığı ilişkisine mineral katkının etkisi incelendiğinde, aynı S/B oranlarında köprüleme gerilmeleri açısından anlamlı bir fark gözlenmemiştir, YFC serisinde ise tepe noktası çatlak açıklığı değerleri UK serisine göre daha yüksektir. Bu sonuçların etkisi J_b' değerlerine de yansımıştır. Buna göre S/B artışıyla YFC serilerinde J_b' sürekli olarak artarken, UK serilerinde dalgalanma görülmüştür. S/B oranındaki artış (0,23'den 0,34'e), YFC serisinde J_b' değerlerinde yaklaşık %200 (158 J/m^2 'den 470 J/m^2 'ye) ve UK serisinde %74 (178 J/m^2'den 309 J/m^2'ye) artışa neden olmuştur. J_b' değerleri üzerindeki mineral katkı tipi etkisi incelendiğinde, düşük S/B oranında (0,23 ve 0,28) UK serisi YFC 'den daha büyük iken, yüksek S/B oranında (0,31 ve 0,34), UK 'ya göre YFC serisinde daha yüksek sonuçlar elde edilmiştir. Literatürde PVA-ECC için J_b'değerleri 287 J/m^2 (Yu ve diğer., 2015) ve 317 J/m^2 (Yang ve diğer., 2007) olarak rapor edilmiştir.

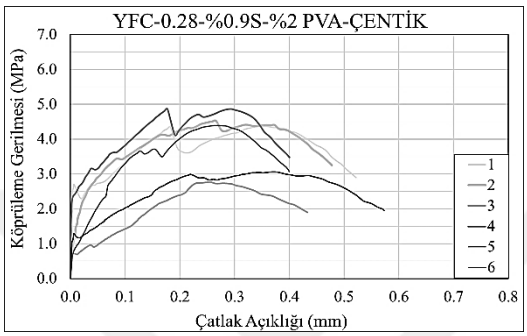
Çentikli çekme deneyi sonuçlarına göre; S/B oranındaki artış ve mineral katkı maddesi olarak UK yerine YFC'nin kullanılması, J_b' değerini büyük oranda arttırmıştır.



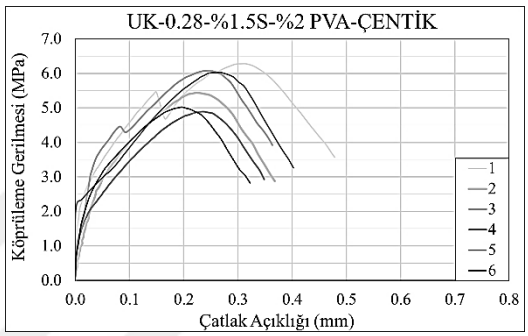
(a)



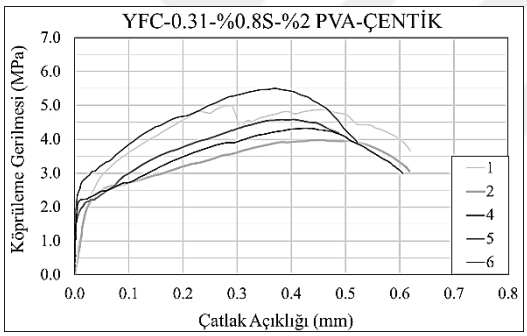
(b)



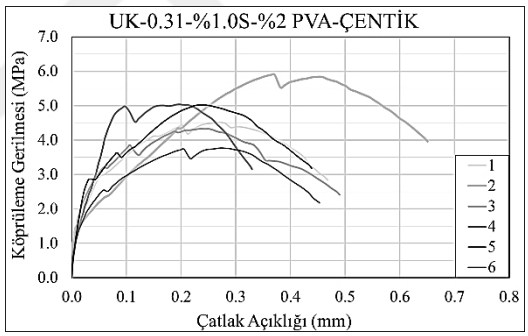
(c)



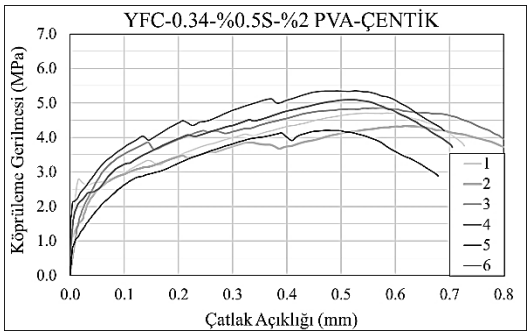
(d)



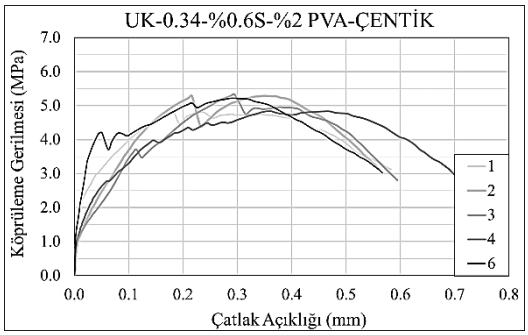
(e)



(f)



(g)



(h)

Şekil 8.10 PVA-ECC'lerin köprüleme gerilmesi – çatlak açıklığı grafikleri: (a) YFC-0.23-%1.8S-%2 PVA, (b) UK-0.23-%3.8S-%2 PVA, (c) YFC-0.28-%0.9S-%2 PVA, (d) UK-0.28-%1.5S-%2 PVA, (e) YFC-0.31-%0.8S-%2 PVA, (f) UK-0.31-%1.0S-%2 PVA, (g) YFC-0.34-%0.5S-%2 PVA, (h) UK-0.34-%0.6S-%2 PVA (Not: UK-0.31-%1.0S-%2 PVA karışımın bir numunesi kalıpdan çıkarma aşamasında kırılmıştır)

Tablo 8.4 PVA-ECC'lerin çentikli çekme deneyi verileri

Karışım kodu		σ_0 (MPa)	Ort. σ_0 (MPa)	δ_0 (mm)	Ort. δ_0 (mm)	J_b' (J/m^2)	Ort. J_b' (J/m^2)
YFC-0.23-%1.8S-%2 PVA-ÇENTİK	1	4,9	4,1 ± 0,5	0,24	0,20 ± 0,02	164	158 ± 21
	2	3,6		0,17		122	
	3	3,6		0,19		171	
	4	*		*		*	
	5	4,2		0,18		173	
	6	*		*		*	
YFC-0.28-%0.9S-%2 PVA-ÇENTİK	1	4,4	4,0 ± 0,8	0,35	0,30 ± 0,04	228	228 ± 29
	2	4,5		0,27		209	
	3	2,8		0,26		238	
	4	4,9		0,29		201	
	5	4,4		0,26		285	
	6	3,1		0,37		208	
YFC-0.31-%0.8S-%2 PVA-ÇENTİK	1	5,0	4,7 ± 0,5	0,28	0,39 ± 0,06	303	345 ± 24
	2	4,0		0,46		332	
	3	*		*		*	
	4	4,6		0,41		365	
	5	5,5		0,37		366	
	6	4,3		0,43		358	
YFC-0.34-%0.5S-%2 PVA-ÇENTİK	1	4,7	4,8 ± 0,4	0,58	0,55 ± 0,05	496	470 ± 37
	2	4,3		0,62		468	
	3	4,9		0,57		447	
	4	5,1		0,51		534	
	5	5,4		0,52		451	
	6	4,2		0,47		422	
UK-0.23-%3.8S-%2 PVA-ÇENTİK	1	3,1	3,5 ± 0,4	0,23	0,19 ± 0,04	198	178 ± 48
	2	3,6		0,17		246	
	3	3,8		0,13		97	
	4	*		*		*	
	5	3,0		0,23		179	
	6	4,1		0,17		171	
UK-0.28-%1.5S-%2 PVA-ÇENTİK	1	6,3	5,6 ± 0,5	0,31	0,25 ± 0,04	398	319 ± 65
	2	5,4		0,22		309	
	3	6,1		0,24		318	
	4	4,9		0,24		283	
	5	6,0		0,27		394	
	6	5,0		0,20		211	
UK-0.31-%1.0S-%2 PVA-ÇENTİK	1	4,5	4,8 ± 0,7	0,27	0,27 ± 0,05	213	268 ± 173
	2	5,9		0,37		646	
	3	4,3		0,24		162	
	4	5,0		0,20		154	
	5	3,8		0,27		175	
	6	5,0		0,25		260	
UK-0.34-%0.6S-%2 PVA-ÇENTİK	1	4,8	5,3 ± 0,6	0,24	0,31 ± 0,04	176	309 ± 102
	2	5,3		0,35		369	
	3	5,3		0,29		443	
	4	4,8		0,36		350	
	5	*		*		*	
	6	5,2		0,29		206	

*: Bu numune, çentik açma aşamasında kırılmıştır.

**: ± standart sapma

Bu sonuç, PSH_{Enerji} indeksinin artmasına olumlu katkıda bulunarak, çoklu çatlak gelişimine katkı sağlamıştır. Matris bünyesinde YFC'nin karıştırma aşamasında lif dağılımının homojenliğini arttırması, lif köprüleme kapasitesini olumlu etkilemiştir (Keskinateş ve Felekoğlu, 2018). Bu durumu destekleyen sonuçlar literatürde mevcut olup, YFC'nin oksitlenmiş tane yüzeyinden dolayı işlenebilirliğin artmasıyla lif dağılımının iyileşmesine katkıda bulunduğu belirtilmektedir (Kim ve diğer., 2007; Kim ve diğer., 2009).

Çentikli ve çentiksiz çekme deneyi sonuçlarıyla karşılaştırıldığında (Tablo 8.3 ve 8.4), birincisi daha yüksek çekme gerilmesi (köprüleme gerilmesi) değerlerine sahiptir. Bu sonuç Yu, Lu, ve diğer., (2018) tarafından şu şekilde açıklanmaktadır; ECC mikro mekanik teorisine göre, çentiksiz numunedeki göçme normalde yükleme ekseni boyunca en düşük lif dağılımına ve/veya en büyük eşdeğer kusur boyutuna sahip en zayıf kısımda meydana gelirken, çentikli numunedeki göçme, en düşük lif dağılımı ve/veya en büyük eşdeğer kusur boyutu bölümü yerine çentikli bölümde başlamaya zorlanır. Bu nedenle, çentikli çekme deneyinde kaydedilen lif köprüleme gerilmesi (tepe noktası), çentiksiz çekme deneyinden daha yüksektir.

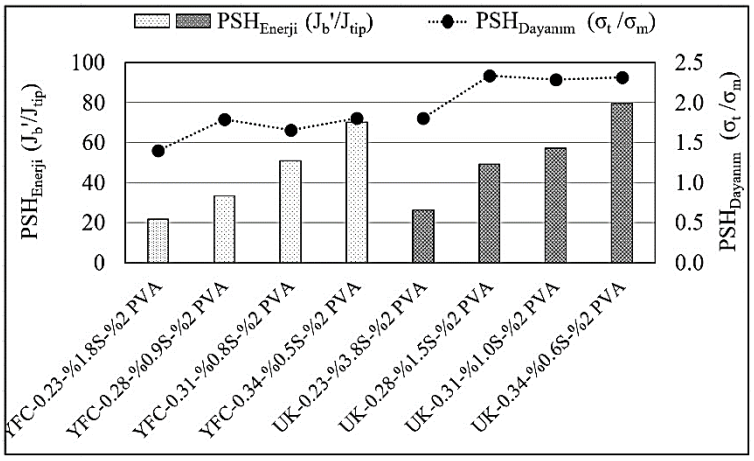
8.3.6 PVA-ECC Serisi PSH_{Enerji} Ve $PSH_{Dayanım}$ Kriteri Sonuçları

Çentiksiz çekme deneyi verilerinden elde edilen $PSH_{Dayanım}$ kriterleri ve çentikli eğilme ve çentikli çekme deneyleri verilerinden elde edilen PSH_{Enerji} indeksleri sırasıyla Denklem 3.3 ve 3.4'e göre hesaplanmıştır. $PSH_{Dayanım}$ ve PSH_{Enerji} değerlerinin S/B ve mineral katkı türüne göre değişimi Şekil 8.11'de gösterilmiştir.

S/B oranının 0,23'den 0,28'e artığında, hem YFC hem de UK serilerinin $PSH_{Dayanım}$ değerlerinde artış görülmüştür. Ancak S/B oranındaki daha fazla artış, $PSH_{Dayanım}$ değerlerini etkilenmediği söylenebilir. Mineral katkı tipinin $PSH_{Dayanım}$ değerine etkisi dikkate alındığında, YFC serine ait $PSH_{Dayanım}$ değerleri (1,80 – 2,34) UK serisinden (1,40 – 1,80) daha yüksektir.

PSH_{Enerji} değerlerinin 22-80 J/m^2 aralığında olduğu hesaplanmıştır. PSH_{Enerji} hem S/B oranından hem de mineral katkı tipi değişikliklerinden etkilenmiştir. S/B oranında artış ile hem YFC hem de UK serisinde PSH_{Enerji} değerinde kademeli bir artış gözlenmiş ve S/B oranın 0,23'e göre 0,28, 0,31 ve 0,34'e artışıyla sırasıyla YFC serisi için %54, %134, %224 ve UK serisi için %87, %117, %202 artışlar tespit edilmiştir. Mineral katkı türünün PSH_{Enerji} kriterlerine etkisi incelendiğinde, Şekil 8.11'de UK serileri YFC'ye kıyasla sırasıyla %13 - %47 aralığında daha yüksek değerler kaydedilmiştir. Literatürde PVA-ECC için PSH_{Enerji} değerleri, 35 J/m^2 (Yu ve diğer., 2015) ve 21 J/m^2 (Yang ve diğer., 2007) olduğu vurgulanmıştır.

Çoklu çatlama potansiyelini incelerken $PSH_{Dayanım}$ ve PSH_{Enerji} etkileri birlikte düşünülmelidir. $PSH_{Dayanım}$ açısından seriler arasında önemli bir fark olmadığı dikkate alındığında, PSH_{Enerji} kriterinin belirleyici olduğu söylenebilir. Buna göre, S/B oranı artışı ve mineral katkı maddesi olarak UK kullanımı, mikro mekanik teoriye göre PVA-ECC'de çoklu çatlak davranışı üzerinde olumlu bir etkiye sahiptir. Genel olarak, PVA-ECC için önerilen $PSH_{Dayanım} > 1{,}45$ (Yang ve Li, 2010) ve $PSH_{Enerji} \geq 3$ (Li ve Leung, 1992) koşulları sağlandığı için mikro mekanik teoriye göre doymuş çoklu çatlak davranışı elde etmek için gerekli koşullar sağlanmıştır.



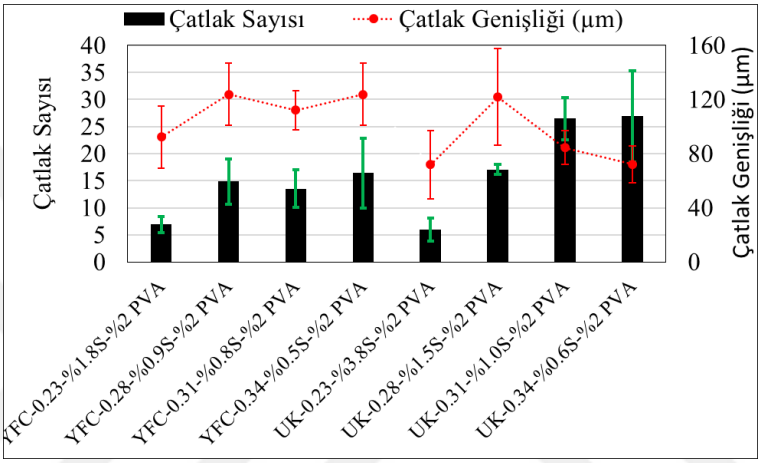
Şekil 8.11 PVA-ECC'lerin PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) indisleri

8.3.7 PVA-ECC Serisi DIC İle Çatlak Analiz Sonuçları

DIC yöntemi kullanılarak çentiksiz çekme numunelerinin maksimum çekme gerilmesi etkisi altındaki çatlak analizleri yapılmıştır. Analizler, her serideki altı numunede ve bir numunede sol-orta-sağ sanal LVDT yerleştirilerek gerçekleştirilmiş ve her bir numune ve seri için ortalama çatlak sayıları ve çatlak genişlikleri belirlenmiştir. Ortalama çatlak aralığı, çatlak sayısının ölçüm uzunluğuna (100 mm) bölünmesiyle elde edilmiştir. Çatlak analizi sonuçları Tablo 8.3 ve Şekil 8.12 'da gösterilmektedir. S/B oranı artışıyla çatlak sayıları, UK serisinde sürekli artarken, YFC serisinde dalgalanma şeklinde değişim olmuştur. Bu sonuç, S/B oranındaki artışın, matrislerin kırılma tokluğunu (K_m) azaltarak ek çatlakların oluşumunu kolaylaştırmasıyla açıklanabilir. Kırılma tokluğunun sözü edilen etkisi; YFC serisindeki %16 düşüşe (0,38'den 0,32'ye) kıyasla UK serisinde %40 düşüş (0,41'den 0,22'ye) gösterdiğinden, UK serisinde daha baskındır. S/B oranı artışıyla, YFC serisinin ortalama çatlak genişlikleri 90 μm'den 120 μm'ye yükselirken, UK serisinde dalgalanmalar olsada en yüksek şekil değişim kapsitesine sahip S/B=0,34 olan karışımda yaklaşık 70 μm'da stabil kalmıştır (Şekil 8.12). Bu değerler maksimum çekme gerilmesindeki çatlak genişlikleridir ve yüksüz durumda söz konusu çatlak genişliklerinin literatürde yaklaşık yarıya düşeceği ifade edilmiştir (Yang ve diğer., 2007). Bu durumda, incelen PVA-ECC serileri arasında maksimum yükteki en yüksek çatlak genişliği 120 μm mertebesinde olduğundan yük kaldırıldıktan sonra yaklaşık 60 μm civarında olacaktır. Bu değerin dayanıklılık için sınır değer kabul edilen 100 μm'nin altında olduğu düşünülürse, yüksüz durumda tüm ECC karışımların, hatta bazı ECC karışımlarının maksimum yük altında bile dayanıklılık açısından bir sorun oluşturmayacağı söylenebilir (Şekil 8.12). Bu genişlikteki çatlakların su geçirgenliğine ve klorür iyonu penetrasyon direncine neredeyse hiç zararı olmadığı rapor edilmiştir (Lei ve diğer., 2019; Li, 1993).

Çatlaklar arası mesafe, doymuş çoklu çatlak davranışını belirtmek için bir parametre olarak kullanılabilir. Düşük S/B oranlarında (0,23) YFC ve UK kompozitleri için bu değer sırasıyla 15 ve 19 mm olup doymuş çatlak davranışından oldukça uzak olmakla birlikte, yüksek S/B oranlarında (0,31 ve 0,34) çatlaklar arası

mesafe sırasıyla 8 ve 4 mm mertebesine düşmüştür (Tablo 8.3). Bu nedenle yüksek S/B oranlarında doymuş çoklu çatlak davranışına daha yakın bir davranış sergilediği söylenebilir. PSH kriterleri tüm serilerde doymuş çoklu çatlak davranışı için minimum gereksinimleri karşılamasına rağmen ($PSH_{Dayanım}$ > 1,45 ve PSH_{Enerji} ≥ 3), özellikle düşük S/B oranlarında doymuş çoklu çatlak davranışı elde edilememiştir. Bu nedenle, doymuş çoklu çatlak davranışını garanti edecek şekilde PSH kriterlerinin revize edilmesi uygun olacaktır.

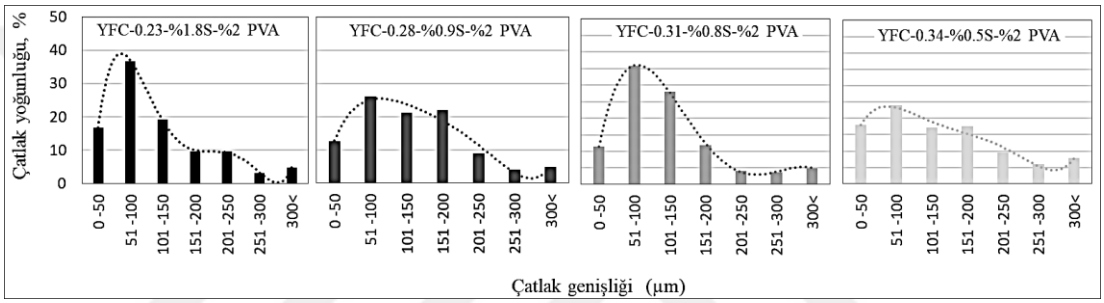


Şekil 8.12 PVA'lerde maksimum çekme gerilmesindeki çatlak sayıları ve genişlikleri

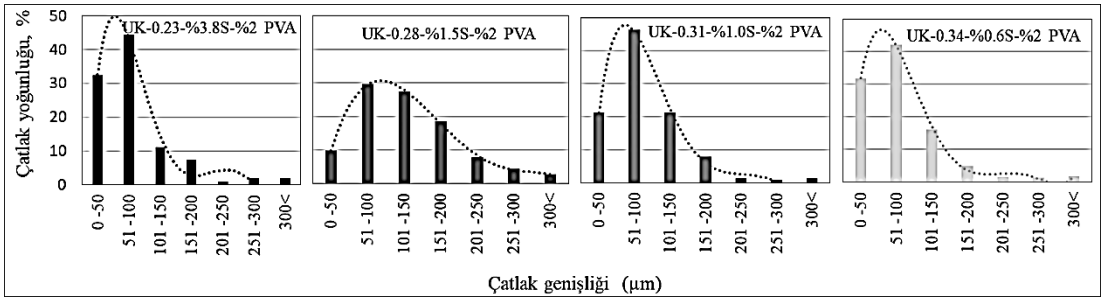
PVA-ECC kompozitlerin çatlak genişliği dağılımları maksimum çekme gerilmesi noktaları için 50 µm aralıklarla gruplandırılarak Şekil 8.13'de gösterilmiştir. "YFC-0.34-%0.5S-%2 PVA" kompoziti, normal dağılıma yakın çatlak genişliği davranışını gösterirken, diğer kompozitler sola çarpık davranışa sahiptir. Sola dayalı davranış, daha düşük ortalama çatlak genişliği anlamına geldiği için arzu edilen çatlak genişliği dağılım şeklidir. Şekil 8.13'de 300 µm'nin üzerindeki çatlak genişliklerinin, maksimum çekme gerilmesindeki göçme çatlağını göstermektedir. Sonuç olarak matriste UK kullanıldığında ve S/B oranı arttığında, çatlak sayıları artmış ve çatlak genişlikleri sabit kalmıştır. Bu durum, kompozitlerin hem çekme şekil değişim kapasitesi hem de dayanıklılığı üzerinde olumlu bir etki olarak değerlendirilebilir.

8.3.8 PVA-ECC Serisi Lif Ve Maksimum Kusur Boyutu Dağılım Sonuçları

ECC'nin çekme deneyi sonuçlarına lif dağılımı ve kusur boyutunun önemi sırasıyla Bölüm 4.5 ve 4.6'da açıklanmıştır. Literatürde bu iki etki araştırılmış olmasına rağmen, ikisinin birleşik etkisini inceleyen çok az çalışma vardır. Lif ve kusur boyut dağılımının incelenmesinde, çekme birim şekil değişimi en yüksek (iyi) ve en düşük (kötü) performans sergileyen karışımlara ait, en iyi ve en kötü çekme birim şekil değişimine sahip numuneler seçilmiştir. Seçilen bu numunelere ait çekme gerilmesi - birim şekil değişimi ilişkileri Şekil 8.14'de gösterilmiştir.



(a)

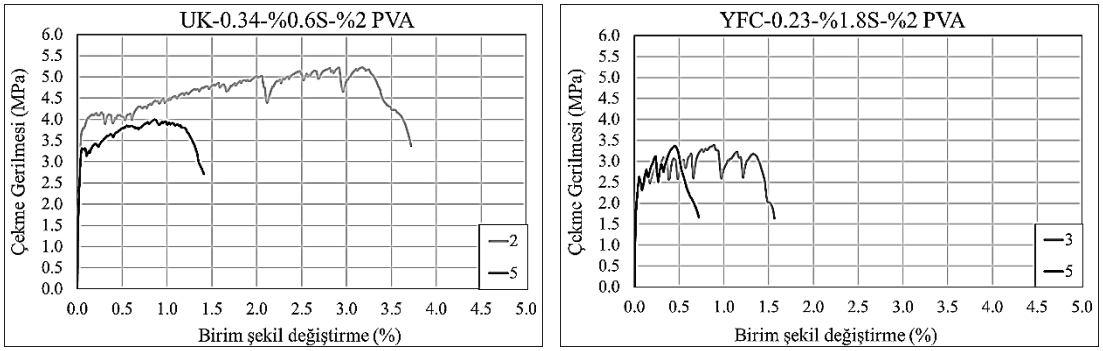


(b)

Şekil 8.13 PVA-ECC'lerin maksimum çekme gerilmesindeki çatlak genişliği dağılım histogramları; (a) YFC kompozitleri, (b) UK kompozitleri

Seçilmiş numuneler için lif dağılım katsayıları ve doğal maksimum kusur boyutları sırasıyla Şekil 8.15 ve 8.16'da gösterilmiştir. Ayrıca 0,50 mm aralıklarla maksimum kusur boyutu dağılımları Şekil 8.17'de ve kusur boyutlarının kesitlerdeki yüzdeleri de Şekil 8.18'de gösterilmiştir. Şekil 8.15, 8.16, 8.17 ve 8.18'den görülebileceği gibi, aynı karışımın farklı örneklerinde lif dağılım katsayıları ve maksimum kusur boyutları

değişkenlik göstermektedir. Bu durum, çentiksiz tek eksenli çekme deneyi davranışlarındaki farklılıkları açıklamak açısından oldukça önemlidir.



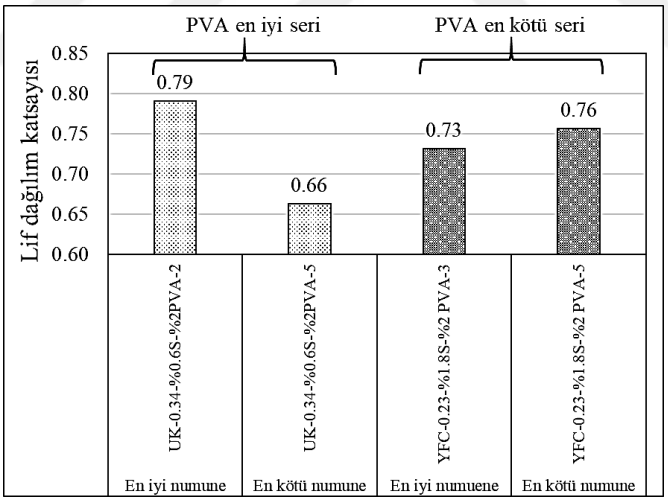
(a) (b)

Şekil 8.14 PVA-ECC'de lif ve maksimum kusur boyutu dağılımı için seçilen numuneler (a) Çekme birim şekil değişimi en iyi karışım, en iyi ve en kötü performans sergileyen numuneler, (b) Çekme birim şekil değişimi en kötü karışım, en iyi ve en kötü performans sergileyen numuneler

Çekme şekil değişim kapasitesi karşılaştırmasına göre en iyi serinin (UK-0.34-%0.65-%2 PVA) en iyi ve en kötü örnekleri (sırasıyla UK-0.34-%0.65-%2 PVA-2 ve UK-0.34-%0.65-%2 PVA-5), lif dağılım katsayıları sırasıyla 0,79 ve 0,66 olduğunu göstermektedir (Şekil 8.15). Ayrıca UK-0.34-%0.65-%2PVA-5 numunesinin maksimum kusur boyutu dağılımı incelendiğinde, maksimum kusur boyutu göçme çatlağı bölgesindedir (Şekil 8.16b). Aynı kesitte (göçme çatlağı bölgesi), hem düşük lif dağılım katsayısı hem de maksimum kusur boyutunun varlığı, UK-0.34-%0.65-%2 PVA-5 numunesinin UK- UK-0.34-%0.65-%2 PVA-2 ile karşılaştırıldığında daha düşük çekme şekil değişim kapasitesine sahip olduğu sonucunu desteklemektedir (çekme şekil değişim kapasiteleri sırasıyla %0,86 ve %3,18'dir). Ayrıca Şekil 8.17a, 8.18a ve 8.18b'deki kusur boyutlarının kesitlerdeki yüzdeleri incelendiğinde, 5 mm ve üzerindeki kusurların miktarı, en iyi numunede (Şekil 8.18a) en kötü numuneye (Şekil 8.18b) kıyasla daha fazladır. Aktive edilen kusurların bulunduğu kesitlerde lif dağılımının homojen olması, kompozitin çekme performansını olumlu etkilemiştir.

YFC-023 serisi (en kötü karışım) için çekme birim şekil değişimi açısından en iyi ve en kötü davranış gösteren numuneler incelendiğinde (sırasıyla "YFC-0.23-%1.85-%2 PVA-3" ve "YFC-0.23-%1.85-%2 PVA-5"), en iyi davranış gösteren numunelerin

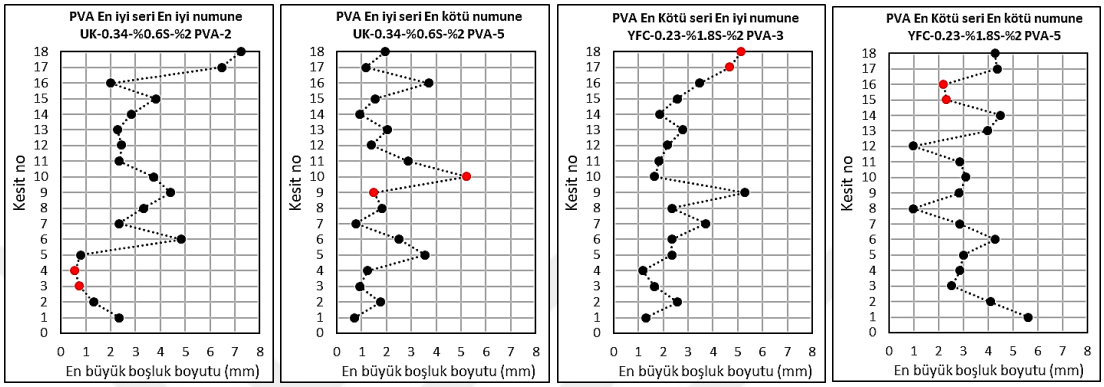
lif dağılım katsayısı, en kötüye kıyasla beklenmedik şekilde daha düşüktür. Bununla birlikte, bu numunelerin kesiti boyunca incelenen maksimum kusur boyutu dağılımları karşılaştırıldığında (Şekil 8.17b, 8.18c ve 8.18d), en iyi numunede 5 mm ve üzeri kusur sayıları daha yüksektir. "YFC-0.23-%1.85-%2 PVA-3" ve "YFC-0.23-%1.85-%2 PVA-5" numunelerinin çekme şekil değişim kapasitelerinin sırasıyla %0,88 ve %0,45 olduğundan fark oldukça küçüktür. Bu numunelerden en iyi performans gösteren numunenin büyük kusur boyutu yüzdesi daha fazladır (Şekil 8.18c). Ancak en kötü numune (Şekil 8.18b), sola dayalı bir kusur boyut dağılımı göstermiş, yani küçük kusur boyutu fazla olmasına rağmen büyük kusur boyutu en iyi numuneye kıyasla daha azdır. Lu ve diğer., (2018), çatlak oluşumunda büyük kusurların küçük kusurlardan daha etkili olduğunu belirtmişlerdir. Çatlak oluşma sırası büyük boyutlu kusurlardan küçük boyutlu kusurlara doğrudur. Küçük boyutlu kusurların büyük bir kısmı, aktive olup çoklu çatlama davranışına etki edemeden numunede kötü lif dağılımı nedeniyle göçme meydana geldiği için çoklu çatlak davranışına etkisi oldukça azdır. Bu mekanizma Bölüm 5.6'da detaylı olarak açıklanmıştır.



Şekil 8.15 PVA-ECC'de seçilen numunelere için göçme kesitine ait lif dağılım katsayıları

En kötü seride en iyi numuneye ait lif dağılım katsayısı, en kötü numuneden daha düşüktür. Bu durum şu şekilde açıklanabilir: Ardışık çoklu çatlaklar, ECC çekme şekil değişim kapasitesinde doğrudan etkili olduğundan, maksimum kusur boyutunun ve sayılarının artmasının, çekme şekil değişim kapasitesini arttıracağı açıktır. Sözü edilen nedenden dolayı, bu çalışmada bulunan maksimum kusur boyutunu içeren

numunelerin, göçme bölümünde düşük bir lif dağılımına rağmen gelişmiş çekme şekil değişim kapasitesi ile sonuçlanması literatür ile uyumludur. Sonuç olarak, en kötü serideki en iyi ve en kötü numunelere ait çekme birim şekil değişim kapasitesindeki farklılıklara, maksimum kusur boyutu etkisinin, lif dağılım katsayılarından daha baskın olduğu tespit edilmiştir.

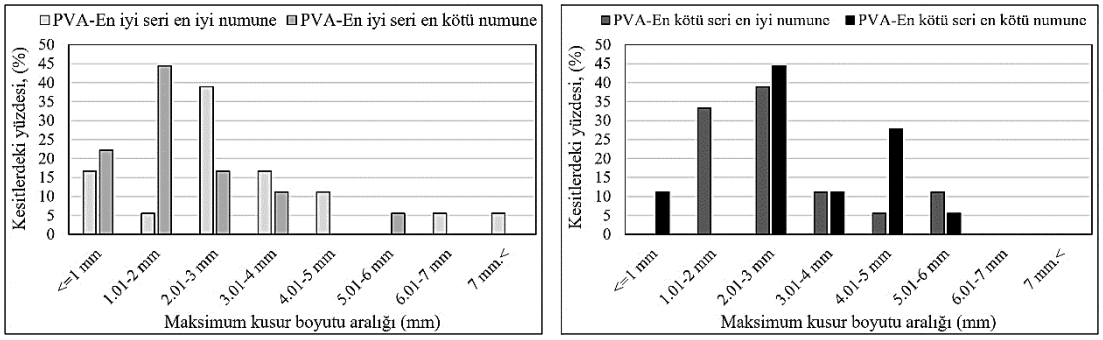


(a) (b) (c) (d)

Şekil 8.16 PVA-ECC'de seçilen numunelerin yükleme ekseni boyunca maksimum kusur boyut dağılımları (a) En iyi karışım, En iyi numune (UK-0.34-%0.65-%2 PVA-2) (b) En iyi karışım, En kötü numune (UK-0.34-%0.65-%2 PVA-5) (c) En kötü karışım, En iyi numune (YFC-0.23-%1.85-%2 PVA-3) (d) En kötü karışım, En kötü numune (YFC-0.23-%1.85-%2 PVA-5)

* UK-0.34-%0.65-%2 PVA-2 kodunun açıklaması; UK: Mineral katkı tipi, 0.34: S/B oranı, %0.65: Çimento ağırlığının yüzdesi olarak kullanılan süper akışkanlaştırıcı miktarı, 5: Bu karışımdaki numune numarasını ifade etmektedir.

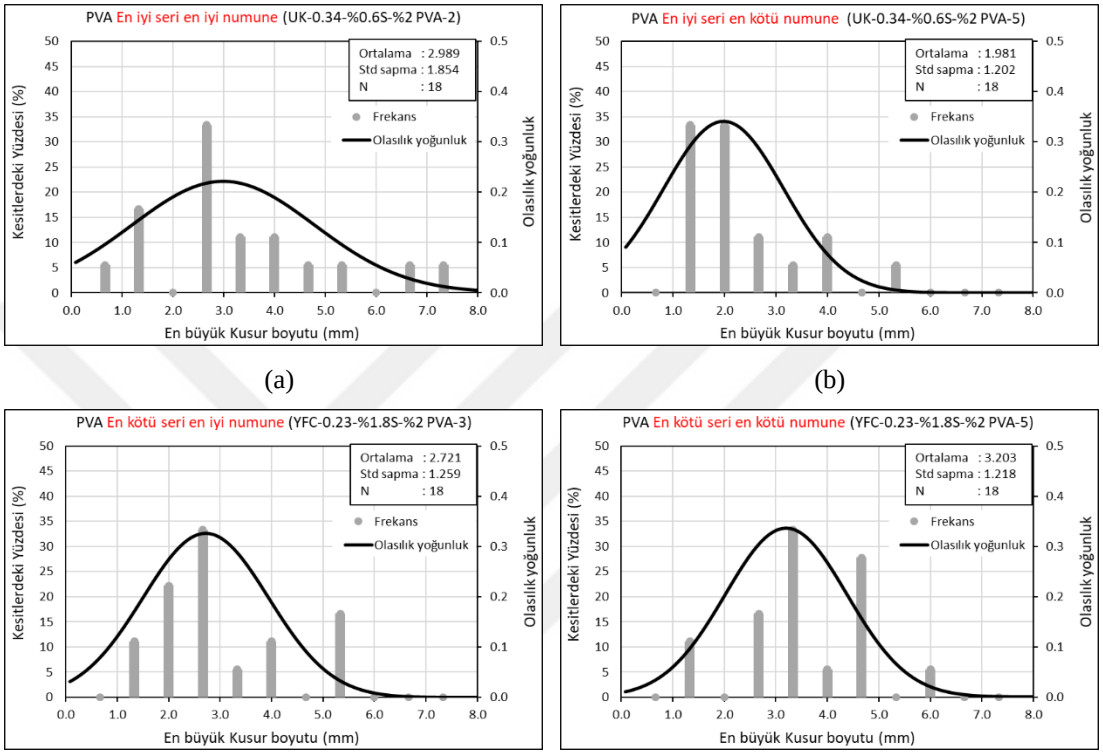
** Kırmızı noktalar, göçme çatlağı bölgesindeki maksimum kusur boyutlarını gösterir.



(a) (b)

Şekil 8.17 PVA-ECC'de seçilen numunelerin yükleme ekseni boyunca 0.5 mm aralıklarla maksimum kusur boyutu dağılımları (a) En iyi karışım, En İyi numune (UK-0.34-%0.65-%2 PVA-2) ve En kötü numune (UK-0.34-%0.65-%2 PVA-5) (b) En kötü karışım, En iyi numune (YFC-0.23-%1.85-%2 PVA-3) ve En kötü numune (YFC-0.23-%1.85-%2 PVA-5)

Önceki dört sayfada sunulan karşılaştırmaların bir özeti olarak, çekme şekil değiştirme kapasitesini belirleyen baskın faktör, en iyi karışımda hem lif dağılım katsayısı hem de maksimum kusur boyutu iken, en kötü karışımda maksimum kusur boyutu dağılımının baskın olduğu söylenebilir.

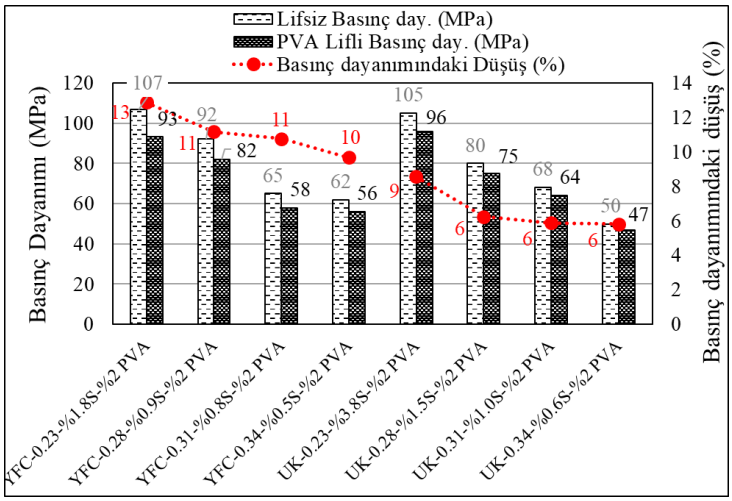


Şekil 8.18 PVA-ECC'de seçilen numunelerin maksimum kusur boyutlarının kesitlerdeki yüzdesi (a) En iyi karışım, En iyi numune (UK-0.34-%0.65-%2 PVA-2), (b) En iyi karışım, En kötü numune (UK-0.34-%0.65-%2 PVA-5), (c) En kötü karışım, En iyi numune (YFC-0.23-%1.85-%2 PVA-3), (d) En kötü karışım, En kötü numune (YFC-0.23-%1.85-%2 PVA-5)

8.3.9 PVA-ECC Serisi Matris Ve Kompozit Basınç Dayanım Sonuçları

Matris ve kompozitlerin 28 günlük basınç dayanımları Şekil 8.19'de gösterilmiştir. Ayrıca, basınç dayanımlarında gözlenen farklılıkları açıklamak için matris (lifsiz) ve PVA-ECC kompozitlerin taze birim hacim ağırlık değerleri Şekil 8.4'de gösterilmiştir. Şekil 8.19 ve 8.4, basınç dayanımındaki azalma ile taze birim hacim ağırlığındaki azalma arasında güçlü bir doğrusal ilişki vardır. Kompozit karışımların basınç

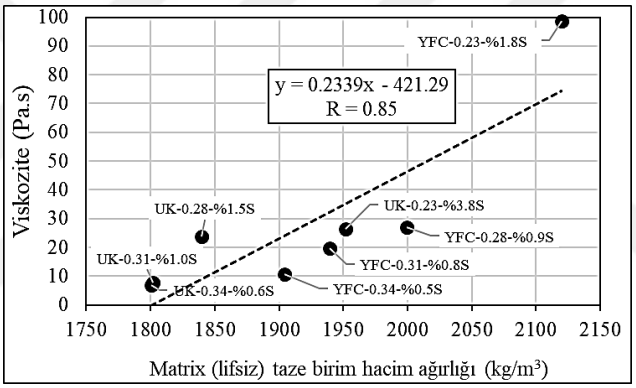
dayanımı, matris karışımlarından daha düşüktür. Bunun nedeni, önceki literatürde görüldüğü gibi, matris karışımlarına PVA liflerinin eklenmesinden kaynaklanmaktadır (Ahmed ve Mihashi, 2011; Li ve diğer., 2002; Tosun-Felekoğlu ve diğer., 2014; Van Zijl ve diğer., 2012). Şekil 8.19'dan de görülebileceği gibi, basınç dayanımlarındaki gözlenen azalma, UK serisinde %6-9 aralığında iken, YFC serisinde %10-13 aralığındadır. Başka bir deyişle, UK matrisli karışımlar ile karşılaştırıldığında, YFC matrislerine lif eklemek, hava sürüklenmeyi daha fazla tetiklemektedir. YFC matrisleri, aynı S/B oranında UK matrislerinden daha yüksek viskoziteye sahip olduğundan (Tablo 8.1), basınç dayanımı kaybında cürufun daha etkili olduğu kaydedilmiştir. Ayrıca, hem YFC hem de UK serisinde, düşük S/B oranında (0,24) basınç dayanımındaki düşüşler, yüksek S/B oranına (0,34) göre daha yüksektir. S/B oranının artmasıyla viskozite değerlerinin düşmesi daha az sıkışmış hava içeriğine yol açmıştır (bkz. Tablo 8.1). S/B oranı 0,23'ten 0,34'e çıktıkça tüm karışımlarda basınç dayanımları azalmıştır. Söz konusu azalmanın mertebeleri, S/B oranının 0,23'deki basınç dayanımına kıyasla, S/B artışıyla (0,28, 0,31 ve 0,34), YFC kompozitlerinde sırasıyla %12, %38, %40 ve UK kompozitlerinde sırasıyla %22, %33 ve %51'dir. Bununla birlikte, tüm serilerde en düşük kompozit basınç dayanımı 47 MPa'dır ve yapısal uygulamalar için oldukça yeterlidir. Mineral katkı türünün benzer S/B oranlarında kompozit basınç dayanımları üzerinde önemli bir etkisinin olmadığı söylenebilir.



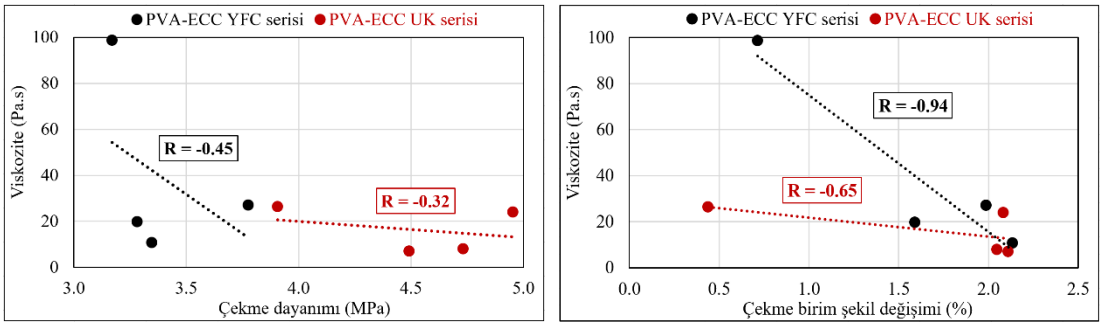
Şekil 8.19 Matris (lifsiz) ve PVA-ECC'lerin basınç dayanımları

8.4 PVA-ECC Serisi Sonuçlar Arası İlişkilerin Tartışılması

Bölüm 8.3.1'de açıklanan matris viskoziteleri ile Bölüm 8.3.2'de açıklanan matris taze birim hacim ağırlığı arasındaki ilişki Şekil 8.20'de gösterilmektedir. Görülebileceği gibi, bu iki değer arasında kuvvetli bir doğrusal ilişki (R=0,96) bulunmaktadır. Bu sonuç Lei ve diğer., (2019) tarafından elde edilen değerlerle (R=0,97) benzerlik göstermektedir. Bununla birlikte, S/B oranının düşmesiyle, UK matrislerinin viskozite değeri 3 katına çıkarken, bu değer YFC matrislerinde 5 kat artmıştır. Sonuç olarak, YFC matrislerinin taze birim hacim ağırlığı ve viskozite değerleri, S/B oranı düşüşünden ile UK içeren matrislere kıyasla daha fazla etkilenmektedir.



Şekil 8.20 Viskozite ile matris (lifsiz) taze birim hacim ağırlığı arasındaki ilişki

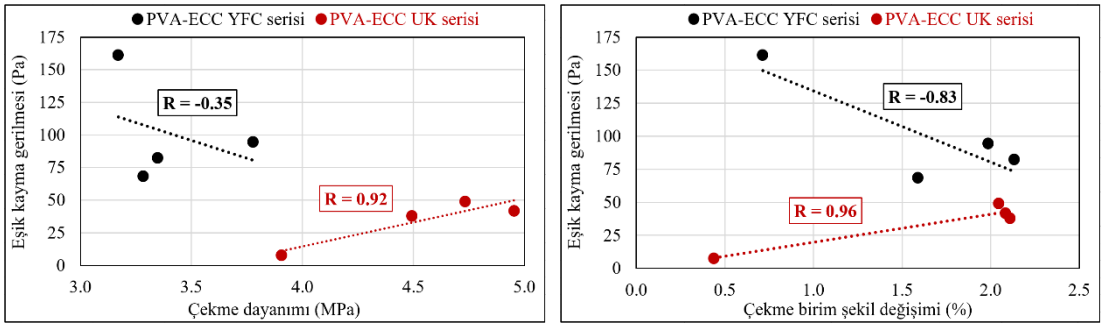


(a) (b)

Şekil 8.21 (a) Viskozite ile PVA-ECC'lerin çekme dayanımı arasındaki ilişki, (b) Viskozite ile PVA-ECC'lerin çekme birim şekil değişimi arasındaki ilişki

Eşik kayma gerilmesi ile çekme dayanımı ve çekme birim şekil değişimi arasındaki ilişkilerde, mineral katkı türüne göre zıtlıklar tespit edilmiştir (Şekil 8.22). Eşik kayma

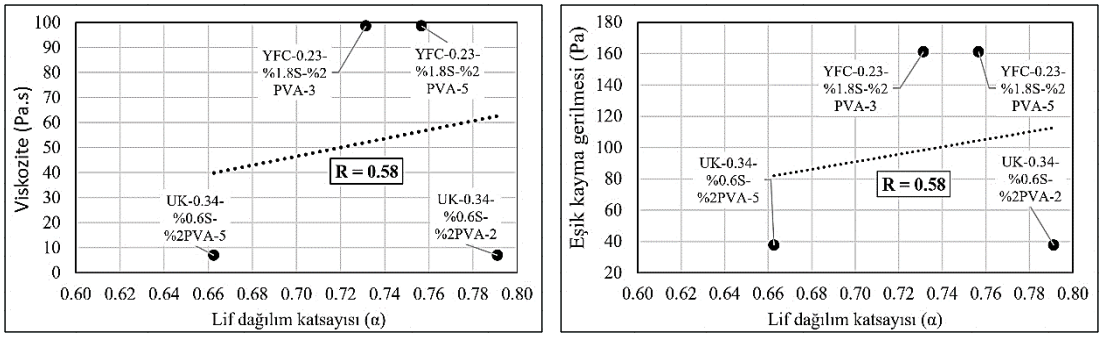
gerilmesi ile bu özellikler arasında YFC içeren kompozitlerde ters orantı, UK içeren kompozitlerde ise güçlü doğru orantı olduğu bulunmuştur.



(a) (b)

Şekil 8.22 (a) Eşik kayma gerilmesi ile PVA-ECC'lerin çekme dayanımı arasındaki ilişki, (b) Eşik kayma gerilmesi ile PVA-ECC'lerin çekme birim şekil değişimi arasındaki ilişki

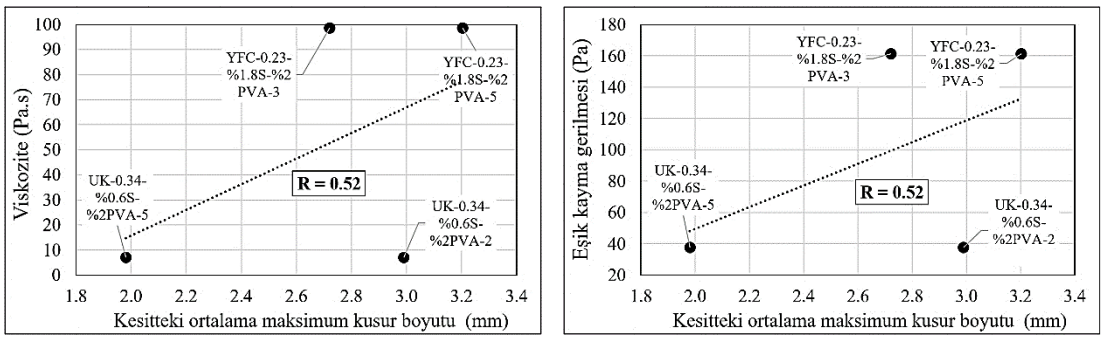
Lif dağılımı incelenen numuneler için, lif dağılım katsayısı - viskozite ve lif dağılım katsayısı – eşik kayma gerilmesi ilişkileri sırasıyla Şekil 8.23a ve 8.23b'de görülebilir. S/B oranı farkı nedeniyle, YFC-0.23-%1.8S serisi, UK-0.34-%0.6S serisine göre daha yüksek viskozite ve eşik kayma gerilmesi göstermiştir ve bu, YFC-0.23-%1.8S serisinde daha dar bir lif dağılım katsayısı bölgesi ile sonuçlanmıştır. Buna karşılık, UK-0.34-%0.6S serisindeki düşük viskozite, lif dağılım katsayısında daha büyük bir farkla sonuçlanmıştır. Şekil 8.6h'daki numuneler arasında birim şekil değişim değerlerinde büyük farklılıklar olması bu durumun kanıtı olarak kabul edilebilir. UK-0.34-%0.6S-%2PVA-2 numunesinde en büyük lif dağılım katsayısı belirlenmesine rağmen, homojen lif dağılımı açısından yüksek viskozite ve eşik kayma gerilmesi değerlerinin gerekli olduğu Şekil 8.23'de gösterilmektedir. Bu bulgular, lifleri eklemeden önce matris reolojisinin kontrolüne rehberlik etmek için kullanılabilir. Literatürde homojen lif dağılımı için ideal bir viskozite ve eşik kayma gerilmesi değeri aralığı olması gerektiği, aksi takdirde yüksek viskozite ve eşik kayma gerilmesi değerinin önemli derecede hava sürükleme ile sonuçlanacağı ve bu durumda net kesit alanı daha az olacağı için, en zayıf kesitte daha az lif içeriği ve/veya lif topakları (elle kontrol etmeye göre) ile sonuçlanacağı bildirilmiştir. Bu durumun da lif dağılım katsayısının düşmesine neden olduğu belirtilmiştir (Lei ve diğer., 2019; M. Li ve Li, 2013).



(a) (b)

Şekil 8.23 (a) Viskozite ile PVA lif dağılım katsayısı arasındaki ilişki, (b) Eşik kayma gerilmesi ile PVA lif dağılım katsayısı arasındaki ilişki

Viskozite katsayısı ve eşik kayma gerilmesi ile kesitteki ortalama maksimum kusur boyutu (18 kesitte belirlenen maksimum kusur boyutlarının ortalama değeri) arasında orta seviyeli doğrusal ilişki olduğu Şekil 8.24'de görülmektedir. Bunun nedeni, artan viskozite katsayısı ve eşik kayma gerilmesi değerlerinin matrisi daha kohezif hale getirerek hapsolmuş hava boşluğu/kusurların boyutlarını arttırması şeklinde açıklanabilir. Kusur boyutunun büyümesi, çatlak oluşumunu daha kolay hale getirse de, lif dağılımı için net kesit alanını düşürdüğünden lif dağılım katsayısı üzerinde olumsuz etkinin oluşmasına neden olur.

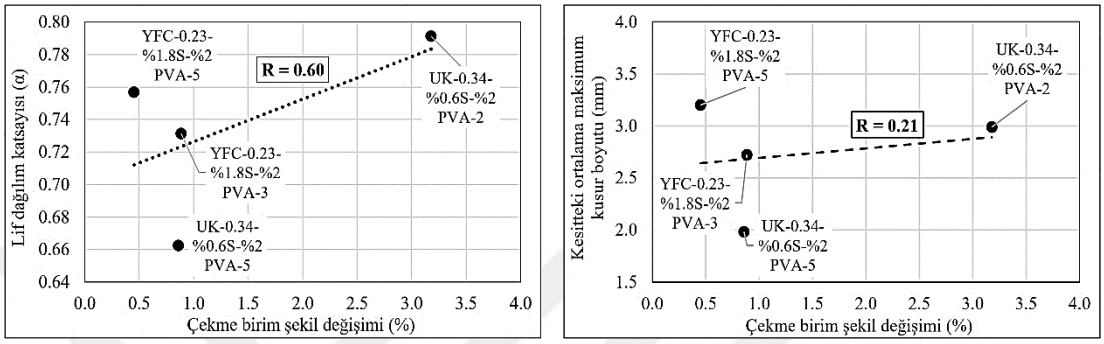


(a) (b)

Şekil 8.24 (a) Viskozite – kesitteki ortalama maksimum kusur boyutu ilişkisi (b) Eşik kayma gerilmesi – kesitteki ortalama maksimum kusur boyutu ilişkisi

Lif dağılım katsayısı – çekme şekil değişim kapasitesi ve ortalama maksimum kusur boyutu - çekme şekil değişim kapasitesi ilişkileri sırasıyla Şekil 8.25a ve 8.25b'de gösterilmektedir. Şekil 8.25a'daki korelasyon katsayısı, R=0,60 iken, Şekil 8.25b için, R=0,21. Buna göre incelenen numunelerin çekme birim şekil değiştirme

kapasitesine lif dağılım katsayısı orta seviyeli bir ilişkisi olduğu ancak ortalama maksimum kusur boyutunun etkisi olmadığı söylenebilir. M. Li ve Li (2013) tarafından da lif dağılım katsayısı için çok düşük bir değerin ECC kompozitin çekme gerilmesi altındaki davranışı, şekil değişim/deformasyon sertleşmesinden şekil değişim/deformasyon yumuşama davranışına dönüştürebileceği belirtilmiştir.



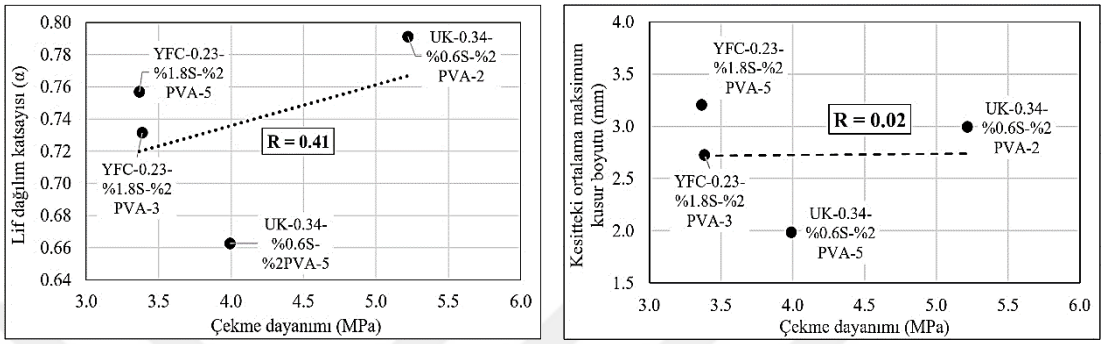
(a) (b)

Şekil 8.25 (a) PVA lif dağılım katsayısı ile çekme birim şekil değişimi arasındaki ilişki (b) PVA-ECC'lerin göçme bölümündeki maksimum kusur boyutu ile çekme birim şekil değişim kapasitesi arasındaki ilişki

Lif dağılım katsayısı ve ortalama maksimum kusur boyutunun çekme dayanımı üzerindeki etkisi sırasıyla Şekil 8.26a ve 8.26b'de gösterilmektedir. Korelasyon katsayılarına (R) göre, sadece lif dağılım katsayısı ile çekme dayanımı üzerinde düşük seviyeli doğrusal bir ilişkisi olduğu ancak, ortalama maksimum kusur boyutunun çekme dayanımı üzerinde etkisi olmadığı sonucuna ulaşılmıştır. Diğer bir ifade ile incelenen kompozitler için maksimum kusur boyutundan ziyade, lif dağılım katsayısının çekme dayanımı üzerinde daha etkili olduğu belirlenmiştir.

Özet olarak PVA-ECC'nin, hem çekme şekil değişim kapasitesi hem de çekme dayanımı üzerinde, ortalama maksimum kusur boyutuna kıyasla, lif dağılım katsayısının daha etkili olduğu sonucuna ulaşılmıştır. Literatürde de, daha yüksek lif dağılım katsayısının sadece ECC'nin çekme şekil değişim kapasitesine değil, aynı zamanda yüksek çekme dayanımına neden olduğu belirtilmiştir (M. Li ve Li, 2013). Ayrıca ECC'nin çekme şekil değişimi ve çekme dayanımının, artan viskozite ile arttığı ve bu durumun da yüksek viskoziteli taze harçta daha iyi lif dağılımı ile sonuçlandığı belirtilmiştir (Yang ve diğer., 2009). Ancak Şekil 8.21'de viskozite katsayısı ile çekme

dayanımı ve çekme birim şekil değişimi arasında ters orantılı ilişkiler tespit edilmiştir. UK kompozitlerinden ziyade, YFC kompozitlerinde bu sonuç daha belirgindir. Çekme dayanımı ve şekil değişim kapasitesi üzerinde viskozite katsayısından ayrı olarak kusur boyutu ve lif dağılım katsayısı da etkilidir.



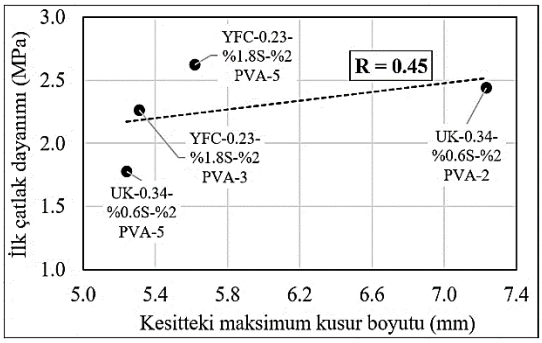
(a) (b)

Şekil 8.26 (a) PVA lif dağılım katsayısı ile çekme dayanımı arasındaki ilişki (b) PVA-ECC göçme bölümündeki maksimum kusur boyutu ile çekme dayanımı arasındaki ilişki

Maksimum kusur boyutu dağılımının incelendiği numuneler için, ilk çatlak dayanımı - maksimum kusur boyutu (18 kesitte belirlenen maksimum kusurlardan en büyük boyutlu kusur) arasındaki ilişki Şekil 8.27'de gösterilmektedir. Maksimum kusur boyutu ile ilk çatlak dayanımı arasında beklenenin aksine düşük seviyede doğru orantılı bir korelasyon vardır (R=0,45). Çekme deneyinde sadece 4 numunedeki sonuçlar dikkate alınmıştır. Çimento esaslı malzemelerde daha fazla sayıda numune ile bu ilişkinin incelenmesi gerekir. Önceki araştırmacılar tarafından ilk çatlak dayanımı ile maksimum kusur boyutu arasında tersi sonuçlar bildirilmiştir (Lu ve diğer., 2018; Tosun-Felekoğlu ve diğer., 2014; Wang ve Li, 2004). Genel olarak, Şekil 8.27'de, YFC karışımı, UK'ya kıyasla daha düşük bir S/B oranına sahip olduğu için, daha yüksek ilk çatlak dayanımına sahiptir.

Şekil 8.25 incelendiğinde, düşük S/B oranına sahip YFC karışımına kıyasla, yüksek S/B oranına sahip UK karışımının ilk çatlak dayanımlarının daha büyük değişkenlik gösterdiği söylenebilir. Benzer durum çekme dayanımı, çekme şekil değişim kapasitesi, maksimum kusur boyut dağılımı ve lif dağılımları içinde geçerlidir (Şekil 8.25, 8.26 ve 8.27). Bu durum S/B oranı artışıyla lif dağılımı ve maksimum kusur

boyut dağılımındaki homojenliğin azalmasına ve bunun çekme özelliklerinde değişkenlik meydana getirmesine yol açmıştır.



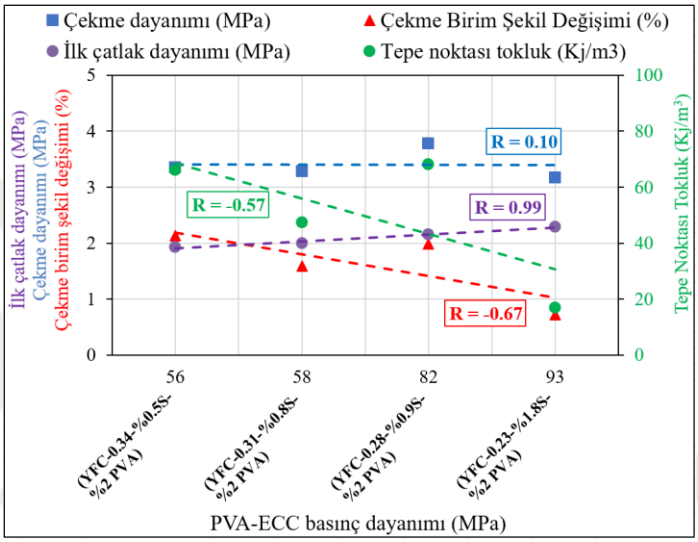
Şekil 8.27 PVA-ECC'lerin ilk çatlak dayanımı ile ortalama maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki

Kompozit karışımlar için basınç dayanımları yatay eksende küçükten büyüğe dizildiğinde çekme dayanımı – ilk çatlak dayanımı ve çekme birim şekil değişim kapasitesi ile ilişkileri Şekil 8.28'de gösterilmiştir. İncelenen kompozit karışımlarda, basınç dayanımları artarken çekme dayanımlarının YFC içeren kompozitlerde önemli ölçüde değişmediği ancak UK içeren kompozitlerde azaldığı görülmüştür. UK içeren kompozitlerde gözlenen geleneksel betona ters bu sonuçların kaynağı, yüksek basınç dayanımlı karışımlarda, çekme deneyi sırasında liflerin sıyrılmasından çok liflerin kopması ile çekme dayanımının artış gösterememesidir.

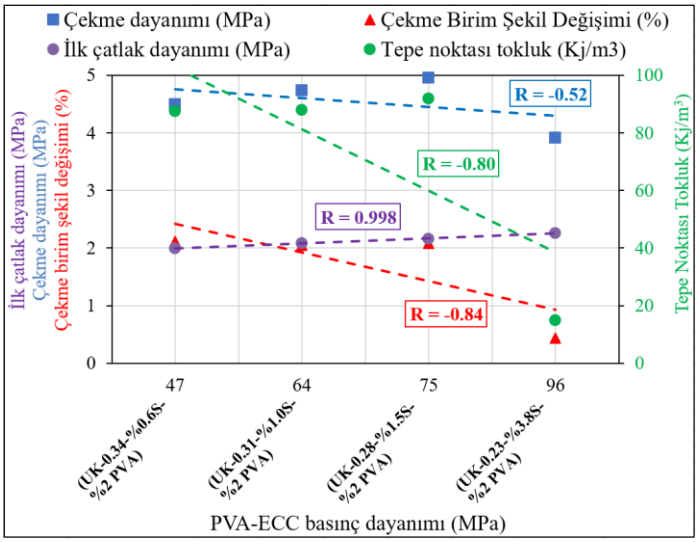
ECC'de matris basınç dayanımı ile ilk çatlak dayanımı arasında doğrusal bir ilişki olduğu bilinmektedir (Zhu ve diğer., 2014). Benzer şekilde basınç dayanımı ile ilk çatlak dayanımı arasındaki ilişkiler için de Şekil 8.28a ve 8.28b'de görüldüğü üzere yüksek korelasyon katsayıları (R>0,99) elde edilmiştir.

Basınç dayanımı ve çekme birim şekil değişim kapasitesi arasında ters orantılı bir ilişki tespit edilmiştir (Şekil 8.28a ve 31b). Başka bir deyişle, 45-55 MPa'dan 90-95 MPa'a basınç dayanımı artışı, çekme birim şekil değişim kapasitesinin düşmesine neden olmuştur. Literatürde benzer sonuçlar mevcuttur (Ding ve diğer., 2018a; Zhu ve diğer., 2014). Bu durumun nedeni yüksek çekme gerilmesi seviyesinde belli bir birim uzama seviyesine kadar açılan çatlaklardan herhangi birinin yetersiz lif köprüleme kapasitesi (lif kopması sonucunu doğurur) olarak ifade edilebilir. Zhu ve diğer., (2014)

ECC matrisinin basınç dayanımı 55 MPa'dan 75 MPa'a çıktığında, eğilme etkisindeki kiriş numunelerinin sehim kapasitesinin üçte birine düştüğünü ve bu nedenle minimum sınırı sağlamak şartıyla düşük dayanımlı matrisin ECC'nin yüksek sünekliğe sahip olması açısından yararlı olduğunu, yani ECC'de süneklik ve basınç dayanımı arasındaki ilişkinin ters orantılı olduğunu belirtilmiştir. Ayrıca çekme şekil değişim kapasitesine benzer şekilde, basınç dayanımı ile tepe noktası tokluk arasında ters orantılı ilişkiler olduğu belirlenmiştir (Şekil 8.28a ve 28b).



(a)

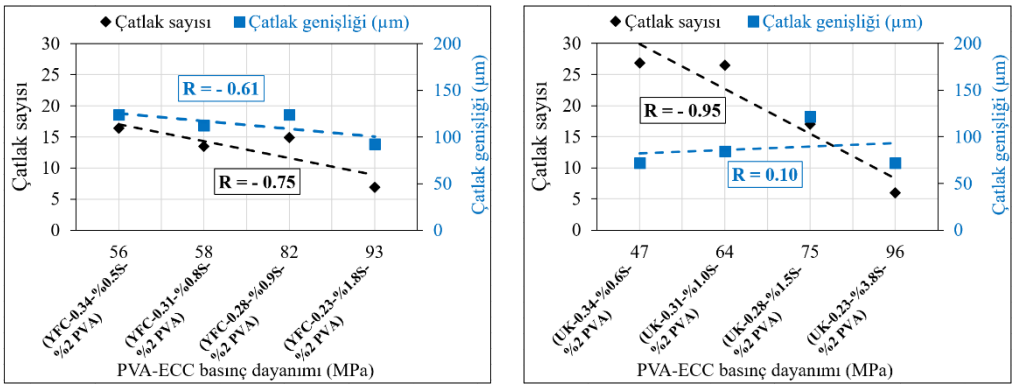


(b)

Şekil 8.28 PVA-ECC'lerin basınç dayanımı ile ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı, çekme birim şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluk arasındaki ilişki (a) YFC serisi, (b) UK serisi

Genel olarak, yüksek basınç dayanımlarında ara yüzey bağları yüksek olduğundan, liflerin kayması veya sıyrılması zorlaşmakta ve sonunda lifler kopmaktadır. Prof. Dr. Victor C. Li, PVA lifi için bu bağa kimyasal bağ adını vermiştir. Yüksek S/B oranlarında, çok düşük basınç dayanımı nedeniyle, lifler ara yüzün zayıflığından dolayı sıyrılabilir veya sürtünme ile fazla yük taşıyamadan dışarı çıkabilir. Bu nedenlerden dolayı, basınç dayanımı ile çekme şekil değişim kapasitesi arasında ters orantılı ilişki ve dolayısıyla basınç dayanımı ile çekme dayanımı ve tepe noktası tokluk değerleri arasında da ters orantılı ilişki vardır (Şekil 8.28). Ayrıca bu sonuçlara mineral katkı türünün de etkisi olduğu belirlenmiştir. YFC içeren kompozitlerden ziyade UK içeren kompozitlerde söz konusu ters orantılı ilişkilerin daha güçlü olduğu görülmüştür. Bu durum, yüksek S/B oranlarında UK'nın küresel şekli nedeniyle sıyrılmayı kolaylaştırması ile açıklanabilir.

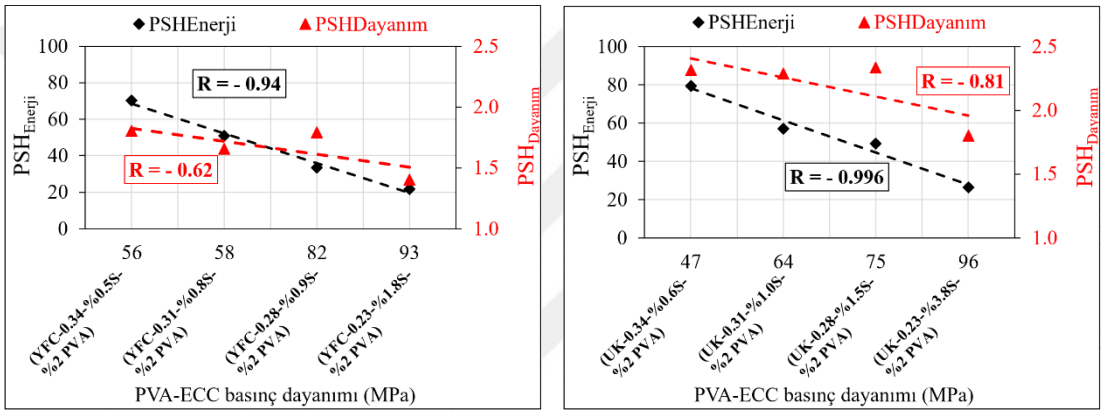
PVA-ECC'lerin çekme gerilmesi tepe noktası çatlak sayısı ve genişlikleri ile basınç dayanımları arasında genel olarak ters orantılı ilişki tespit edilmiştir (Şekil 8.29). Bulgular literatürde PE-ECC ile yapılan bir çalışma ile benzerlik göstermektedir (Ding ve diğer., 2018a). Bu sonuçlar üzerinde mineral katkı türü de etkilidir. YFC katkılı PVA-ECC'lerde (Şekil 8.29a), basınç dayanımı artışıyla çatlak sayısı ve genişliği arasında orta seviyeli ters orantılı ilişki olduğu görülmüştür. Ancak UK katkılı ECC'lerde (Şekil 8.29b), basınç dayanımı ile çatlak genişliği arasında belirgin bir ilişki görülmezken, basınç dayanımı ile çatlak sayısı arasında güçlü bir ters orantılı ilişki belirlenmiştir (R>0,95).



(a) (b)

Şekil 8.29 PVA-ECC'lerin basınç dayanımı ile çatlak sayısı ve çatlak genişliği arasındaki ilişki (a) YFC serisi, (b) UK serisi

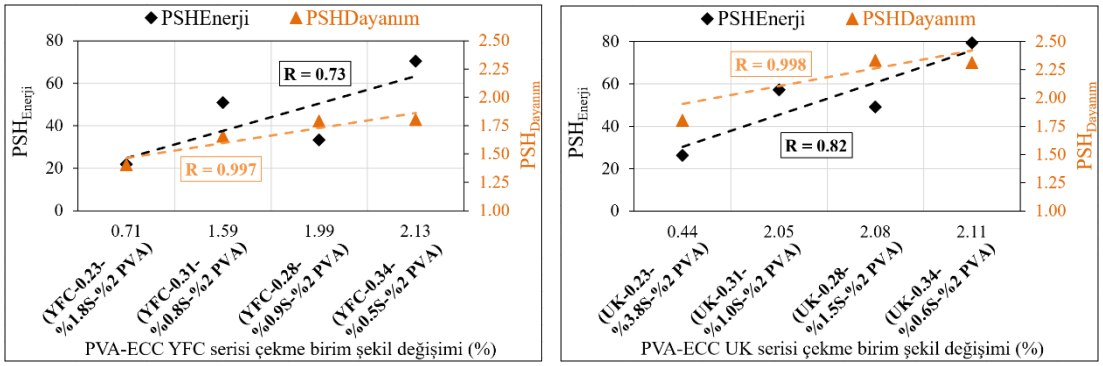
Basınç dayanımı artışının PSH indeksleri üzerindeki etkisi Şekil 8.30'da gösterilmektedir. Basınç dayanımı ve PSH indeksleri (özellikle PSH_{Enerji}) arasında ters orantılı ilişkiler vardır. Literatürde PVA-ECC için basınç dayanımı ve PSH indeksleri arasında ilişki belirtilmemiştir. Ancak buradaki sonuçlar, literatürde PE-ECC'ler için yapılan çalışmadaki sonuçlar ile uyumludur (Ding ve diğer., 2018a). Mineral katkı türünün de sonuçlar üzerinde etkisi olduğu görülmektedir. Basınç dayanımı ile PSH indisleri arasındaki söz konusu ters orantı ilişkisi, YFC katkılı PVA-ECC'lere kıyasla (Şekil 8.30a), UK katkılı olan PVA-ECC'lerde (Şekil 8.30b) daha güçlü olduğu belirlenmiştir.



(a) (b)

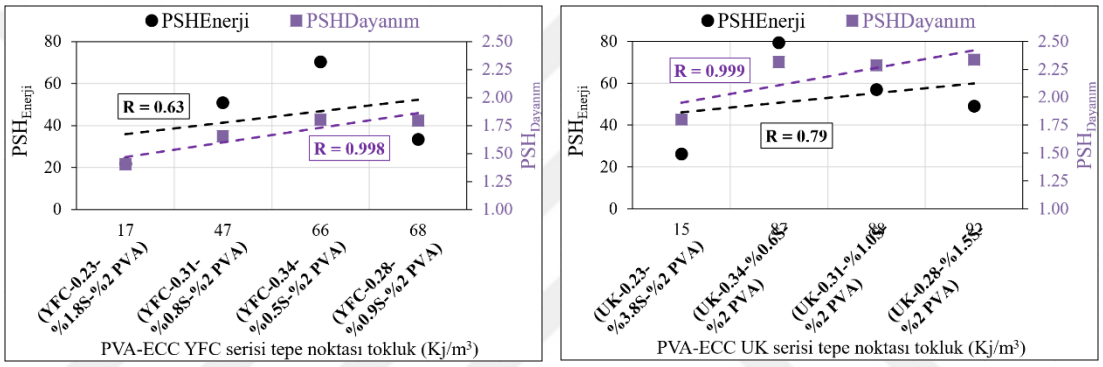
Şekil 8.30 PVA-ECC'lerin basınç dayanımı ile PSH indeksleri arasındaki ilişki (a) YFC serisi, (b) UK serisi

PSH kriterleri ile çekme birim şekil değişim (b.ş.d.) kapasitesi ve tepe noktası tokluk değerleri arasındaki ilişkilere mineral katkı türünün de etkisi dikkate alınarak sırasıyla Şekil 8.31 ve 8.32'de sunulmuştur. Çekme birim şekil değişimi ve çekme b.ş.d. grafiği tepe noktası tokluk değerleri ile $PSH_{Dayanım}$ arasında yüksek korelasyon katsayıları elde edilirken (R>0,99), PSH_{Enerji} için daha zayıf ilişkilerin olduğu tespit edilmiştir (R katsayıları 0,63 ila 0,82 arasındadır). PSH_{Enerji} kriterinin belirlenmesinde (Bölüm 3.3 ve 3.4) kusur boyut etkisinin dikkate alınmamasının korelasyon katsayısını azaltan faktör olduğu düşünülmektedir. Ancak çekme birim şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluk değerlerinin, kusur boyutlarına bağlı olarak oluşan çatlak sayıları ile doğrudan ilişkili olduğu bilinmektedir.



(a) (b)

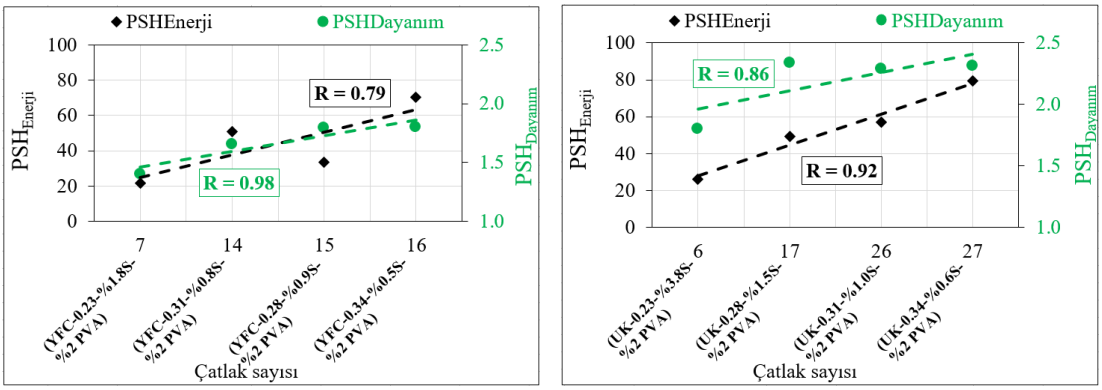
Şekil 8.31 PVA-ECC'lerin çekme birim şekil değişimi ile PSH indeksleri arasındaki ilişki (a) YFC serisi, (b) UK serisi



(a) (b)

Şekil 8.32 PVA-ECC'lerin çekme tepe noktası tokluk ile PSH indeksleri arasındaki ilişki (a) YFC serisi, (b) UK serisi

PVA-ECC'lerin çekme dayanımı - birim şekil değişim grafiği tepe noktası için belirlenen çatlak sayıları ile PSH indisleri arasındaki doğru orantılı ilişkiler Şekil 8.33'de verilmiştir. Bulgular literatürde PE-ECC ile yapılan bir çalışma ile uyumludur (Lei ve diğer., 2019). Hem YFC hem de UK katkılı PVA-ECC'lerde, PSH indisleri artışı ile çatlak sayısı ve genişliği arasında güçlü bir ilişki vardır (R>0,79). Çatlak sayısı ile $PSH_{Dayanım}$ arasında UK'ya kıyasla YFC katkılı PVA-ECC'lerde daha güçlü bir ilişki tespit edilirken (R=0,98), çatlak sayısı ile PSH_{Enerji} arasında UK katkılı PVA-ECC'lerde daha güçlü bir ilişki olduğu belirlenmiştir (R=0,92).



(a) (b)

Şekil 8.33 PVA-ECC'lerin çatlak sayısı ile PSH indisleri arasındaki ilişki (a) YFC serisi, (b) UK serisi

8.5 PVA-ECC Serisi Sonuçlar

1. Benzer işlenebilirlik için, viskozite değerleri (15 sn^{-1}) aynı S/B oranlarında UK serisine kıyasla YFC serisi için daha yüksektir. S/B oranı arttıkça, viskozite değerleri hem YFC hem de UK matrislerinde azalmıştır. Ayrıca YFC matrisleri dilatant ve Bingham sıvısı davranışı sergilerken, UK matrislerinde psödoplastik davranış gösterme eğilimi daha yüksektir.

2. Benzer işlenebilirlik için aynı S/B oranlarında YFC serisi ile karşılaştırıldığında, UK serisinin daha fazla süperakışkanlaştırıcı dozajı gerektirdiği belirlenmiştir. Ancak YFC kompozitlerin taze birim hacim ağırlık değerleri daha yüksektir. Ayrıca, YFC karışımların kohezif yapısından dolayı, kompozit taze birim hacim ağırlığındaki değişkenlik YFC serisinde daha yüksektir.

3. Matrislerde çentikli eğilme deneyi sonuçlarına göre, eğrilerin tepe yükü, E_m, K_m ve J_{tip} değerleri S/B oranı artışıyla azalmıştır. Aynı S/B oranlarında, YFC serisi UK'ya göre daha yüksek E_m, K_m ve J_{tip} değerlerine sahiptir.

4. S/B oranı artışı ile çekme şekil değişim kapasitelerinde artışlar gözlenmiş ve bunun sonucunda tepe noktası tokluk değerleri artmıştır. Ortalama tepe noktası tokluk değerleri, düşük S/B oranlarında YFC serisi ve yüksek S/B oranlarında UK serisi için

daha büyüktür. Bu açıdan en düşük tepe noktası tokluğu değerine sahip seriler bile ultra yüksek dayanımlı betonda görülenden daha büyük bir değere sahiptir. Ancak agrega içermediği için kompozitlerin elastisite modülü değerleri geleneksel betona göre oldukça düşüktür.

5. Lif köprüleme gerilmesi - çatlak açıklığı ilişkisi, incelenen kompozitlerde, S/B oranındaki değişimden önemli ölçüde etkilenirken, mineral katkı maddesi değişikliğinden daha az etkilenmiştir. S/B oranı artışı ile hem lif köprüleme gerilmesi hem de çatlak açıklığı değerleri her iki mineral katkıyı içeren serilerde artış göstermiştir. Bunun nedeni, düşük S/B oranlarındaki yüksek matris dayanımının, lif-matris ara yüzey aderansının sıyrılmadan ziyade, lifleri kopmaya zorlamasıdır. Yüksek S/B oranlarında ise düşük matris dayanımının lifin sıyrılmasına izin vermesi ve dolayısıyla daha yüksek tamamlayıcı enerji (J_b') değerlerine neden olması ile açıklanabilir. Ortalama J_b' değerleri her iki mineral katkı maddesinin düşük S/B oranlarında yaklaşık olarak aynı değerleri gösterirken, YFC serisi yüksek S/B oranlarında %30-50 mertebelerinde daha yüksektir.

6. Mikro mekanik teoriye göre, $PSH_{Dayanım}$ ve PSH_{Enerji}, lif takviyeli kompozitlerde doymuş çoklu çatlak davranışı elde etmek için gereken iki kriterdir. $PSH_{Dayanım}$ kriterinin, S/B oranı ve mineral katkı türünden etkilenmediği söylenebilir. Ancak PSH_{Enerji} kriteri her iki parametreden etkilenmiştir. Özellikle S/B oranındaki artış, mineral katkı türünden çok daha belirgin bir etkiye sahiptir. Ek olarak, S/B oranı artışıyla PSH_{Enerji} kriteri, YFC'den ziyade UK serileri üzerinde daha büyük bir etkiye sahiptir. Minimum PSH kriter değerleri sağlanmasına rağmen bazı UK katkılı serilerde doymuş çoklu çatlak davranışı elde edilmememiştir.

7. S/B oranı artışıyla birlikte hem YFC hem de UK serisinde göçme yüküne kadar ulaşan çatlak sayıları artmıştır. Aynı S/B oranlarında, UK serisi kompozitlerde YFC'den daha fazla sayıda çatlak meydana gelmiştir. S/B oranı artışı ile UK serisi kompozitlerde, YFC serisine göre daha küçük çatlak genişliği gözlenmiştir. Sonuç olarak, UK serisi kompozitlerde daha küçük genişliklerde daha fazla çatlak olduğundan ve YFC serisinde daha genişliği fazla olan çatlak sayısının daha az olduğu

belirlenmiştir. Her iki mineral katkılarıyı içeren seriler, aynı S/B oranlarında benzer şekil değişim kapasitelerine sahiptir.

8. YFC serisinde, en iyi çekme şekil değişim kapasitesini gösteren numunenin lif dağılım katsayısı, en kötü çekme şekil değişim kapasitesi gösteren numuneden daha küçüktür. Lif dağılım katsayısı küçük olmasına rağmen 5-6 mm arası kusur sayıları daha fazla sayıda olduğu için en iyi çekme şekil değişim kapasitesini bu kompozit numunesi göstermiştir. Bu nedenle kompozit çekme performansı analiz edilirken, sadece göçme çatlağı bölgesindeki lif dağılım katsayısının değil, numunedeki kusur boyut dağılımının da incelenmesi gerektiği sonucuna ulaşılmıştır.

9. Matris basınç dayanımları kompozitlerden daha yüksektir ve bu durum, hem YFC hem de UK serilerinde düşük S/B oranında daha belirgindir. Aynı S/B oranlarında, YFC serisi, UK serisine göre biraz daha yüksek basınç dayanımına sahiptir. Matris ve kompozit numuneleri arasındaki basınç dayanımı farklılıkları, YFC serisinde UK'ya göre daha yüksektir. Bu durum, YFC'nin sıkışık veya sürüklenmiş hava miktarını UK'dan daha fazla artırma eğiliminde olduğunu göstermektedir. Ek olarak, hem matris hem de kompozitlerin taze birim hacim ağırlıkları ile basınç dayanımları arasında güçlü bir ilişki olduğu tespit edilmiştir.

10. Matris viskoziteleri ile matris taze birim hacim ağırlık değerleri arasında güçlü bir korelasyon vardır. Ayrıca YFC, UK'ya kıyasla viskoziteyi daha fazla artırma eğilimindedir. Düşük viskozite değerlerinde lif dağılım katsayıları geniş bir yelpazeye yayılırken, yüksek viskozite değerleri daha dar bir aralıkta dağılım göstermiştir. Bu nedenle, uygun aralıkta olmaları kaydıyla homojen lif dağılımı için yüksek viskozite değerine sahip matris karışımları gereklidir. Bununla birlikte, bir matrisin ideal viskozite değerine sahip olması, yüksek çekme şekil değişim kapasitesi için tek koşul değildir. Yüksek şekil değişim kapasitesi, düşük kırılma tokluğu, matris kırılma tokluğunu etkileyen doğal kusur boyutu, lif-matris sinerjisi açısından lif dayanımına uygun dayanımda matris seçimi gereklidir. Başka bir deyişle, bu dört faktörün birleşik etkisi, yüksek çekme şekil değişim kapasiteli kompozit tasarımı için dikkate alınmalıdır. Basınç dayanımı ile çekme dayanımı, çekme şekil değişim kapasitesi, tepe

noktası tokluk değerleri, PSH indisleri, çatlak sayısı ve çatlak genişlikleri arasında çoğunlukla ters orantılı ilişkiler bulunmuştur. Ayrıca PSH indisleri ile çatlak sayısı ve genişlikleri arasında güçlü doğru orantılı ilişkiler (R>0,79) tespit edilmiştir. Bu bölümdeki araştırmalar özellikle su/bağlayıcı oranı ve mineral katkı türünün PVA lif takviyeli kompozitlerdeki etkisini analiz etmiştir. ECC tasarımını etkileyen birçok parametrenin eş zamanlı incelenmesi nedeniyle, gelecekte birçok PVA-ECC çalışmasına rehberlik etmek için kullanılabilir.

BÖLÜM DOKUZ

HTPP LİFLİ ECC'LERİN TASARIMI

9.1 HTPP-ECC Serisi Giriş

PE ve PVA lifler, ECC tasarımında en çok kullanılan liflerdir (Li ve diğer., 2001; Maalej ve Li, 1995). Son yıllarda, düşük maliyetli bir alternatif olarak ECC tasarımında yüksek dayanımlı polipropilen (HTPP) lifler kullanılmaya başlanmıştır (Felekoğlu ve diğer., 2014; E. Yang, 2008). Bununla birlikte, bu hidrofobik lifin matrisle aderans özelliklerinin, uygun bir matris tasarımıyla (mineral ve kimyasal katkıların optimizasyonu ile) iyileştirilmesi gerekmektedir (Tosun-Felekoğlu ve diğer., 2017; Zhang ve Li, 2018). HTPP liflerin ECC tasarımında kullanılabilirliliği ile ilgili bir diğer önemli kriter, kompozit matris reolojisi ile ilişkili işlenebilirlik problemleridir. İşlenebilirlik sorunları genellikle kompozitin çekme performansı üzerinde önemli bir etkiye sahip olan lifin matris içinde homojen şekilde dağıtılamamasından kaynaklanmaktadır.

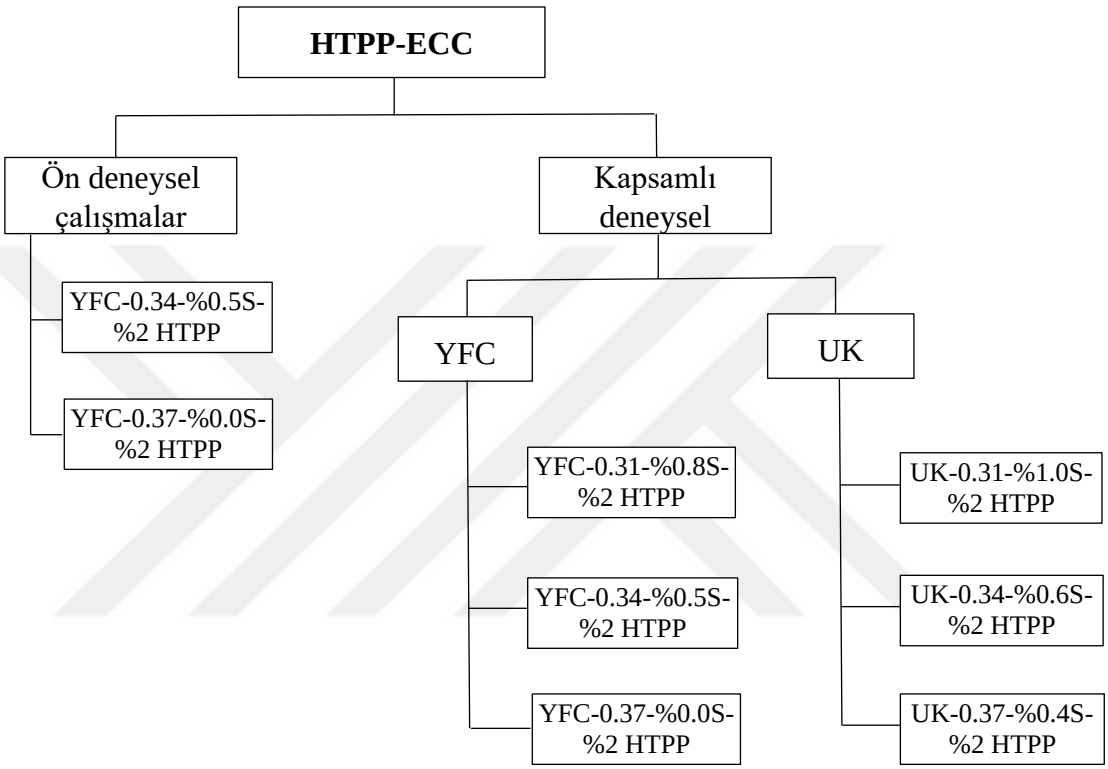
Silis dumanı, uçucu kül, öğütülmüş yüksek fırın cürufu, metakaolin, kireçtaşı tozu veya çeşitli bitki posalarının külü gibi mineral katkı maddelerinin PVA lifli ECC'nin işlenebilirliği ve sertleşmiş özellikleri üzerindeki rolü daha önce çalışılmıştır (Altwair ve diğer., 2012; Kim ve diğer., 2007; Li, Mishra ve Wu, 1995; Wang ve Li, 2007). S/B oranının PVA-ECC'nin performansı üzerindeki etkileri ayrıntılı olarak incelenmiştir (Pan ve diğer., 2015; Şahmaran ve diğer., 2013; Yang ve diğer., 2010a). M. Li ve Li, (2013), lif dağılımının ve ilgili kompozit çekme performansının matris fazı viskozitesini önemli ölçüde etkilediğini bildirmiştir. Ancak, S/B ve mineral katkı maddelerinin matris reolojisi üzerindeki rolü ve matris reolojisi ile HTPP lifli ECC'nin çekme performansı arasındaki bağlantı ile ilgili çalışmaların sayısı çok sınırlıdır (Felekoğlu ve diğer., 2016; Gödek ve diğer., 2017).

9.2 HTPP-ECC Serisi Amaç Ve Kapsam

HTPP-ECC çalışmaları iki aşamada gerçekleştirilmiştir. Birinci aşamada ön deneysel çalışmalar, ikinci aşamada kapsamlı deneysel çalışmalar gerçekleştirilmiştir. Ön deneysel çalışmalarda Şekil 9.1'de gösterilen YFC katkısı ile 2 farklı S/B oranınnda üretilen HTTP-ECC'lerin (YFC-0.34-%0.5S-%2 HTPP ve YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP) çekme performansı, çoklu çatlama davranışı ve basınç dayanımı deneysel olarak incelenmiştir. HTPP-ECC'lerin "köprüleme gerilmesi – çatlak açıklığı" ilişkisini belirlemek için çentikli çekme deneyleri de yapılmıştır. Kompozitlerin "tamamlayıcı enerjisi" ve "matris çatlak ucu kırılma enerjisi" hesaplanmıştır. Son olarak, kompozitlerin $PSH_{Dayanım}$ ve PSH_{Enerji} kriterleri karşılaştırılmış ve S/B oranının bu kriterler üzerindeki rolü araştırılmıştır.

Ön deneysel çalışmalardan elde edilen sonuçlar doğrultusunda kapsamlı deneysel çalışmalar bölümünde HTPP-ECC'nin matris faz reolojisi ve çoklu çatlama potansiyeli üzerine mineral katkı tipi ve S/B oranının etkisi daha detaylı şekilde incelenmiştir. Bu amaçla, üç farklı S/B oranında (0,31, 0,34, 0,37) YFC ve UK katkılı normal dayanımlı HTPP-ECC'ler hazırlanmıştır. İncelenen HTPP-ECC karışımlar Şekil 9.1'de gösterilmiştir. Süperakışkanlaştırıcı ihtiyacı, her karışımın mini-çökme akış yayılma değeri sabit (150±10 mm) tutularak belirlenmiştir. Kompozitlerin matris fazının reolojik karakterizasyonu akış ve viskozite eğrileri kullanılarak yapılmıştır. Matrislerin taze hal reolojik verilerini modellemede Hershel Bulkley denklemi kullanılmıştır. Çekme gerilmesi-birim şekil değişimi, lif köprüleme gerilmesi-çatlak açıklığı ilişkisi çıkartılmıştır. Ayrıca ECC için literatürde geliştirilen mikro mekanik teori aracılığı ile kompozitlerin sözde şekil değişimi sertleşme (PSH) indeksleri olan, enerji ve dayanım kriterleri belirlenmiştir. Lif içermeyen çentikli prizma numunelerde matris kırılma tokluğu ve elastisite modülü tespit edilmiştir. Kompozitlerin çatlak sayısı ve genişlik dağılımı, Dijital Görüntü Korelasyon Yöntemi ile maksimum çekme gerilmesi seviyesinde görüntü alınarak belirlenmiştir. Kompozitlerin çoklu çatlama ve şekil değişimi sertleşme kabiliyeti açısından potansiyelleri belirlenmiş ve çekme şekil değişim kapasiteleri ile ilişkilendirilmiştir. Çekme performası üzerinde önemli etkilere sahip olan lif dağılım katsayısı ve kusur boyut dağılımları belirlenmiştir. Matris ve

HTPP-ECC karışımların basınç dayanımları belirlenmiştir. Son olarak, mineral katkı tipi ve S/B oranının matris faz reolojisi ve kompozit çekme performansı üzerindeki etkileri tartışılmıştır. Ayrıca HTPP-ECC'lerin çekme performansından elde edilen sonuçlar arası ilişkiler ve basınç dayanımları ile çekme performansları arasındaki ilişkiler araştırılmıştır.



Şekil 9.1 HTPP-ECC karışımları

9.3 HTPP-ECC Serisi Bulgular Ve Tartışma

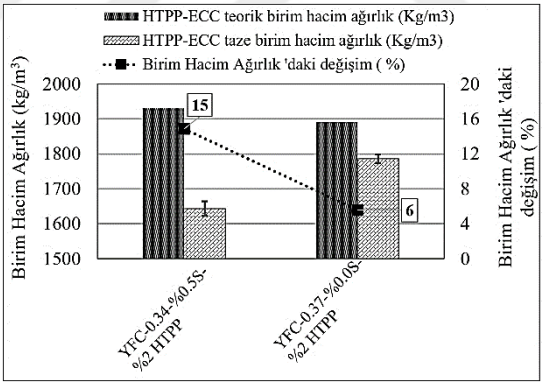
9.3.1 HTPP-ECC Serisi Ön Deneysel Çalışma Sonuçları

9.3.1.1 HTPP-ECC Serisi Birim Hacim Ağırlık (Bha) Sonuçları

S/B oranı 0,34'den 0,37'a yükseldiğinde, şaşırtıcı bir şekilde, test edilen ECC karışımının taze birim hacim ağırlığı artmıştır (1643 kg/m^3'ten 1786 kg/m^3'e). Bu durumun altındaki neden şu şekilde açıklanabilir: Nispeten düşük S/B oranlı karışımın süperakışkanlaştırıcı dozajı çimento ağırlığının %0,5'i iken, S/B oranı 0,37 olan

karışımda süperakışkanlaştırıcı kullanılmamıştır. Düşük S/B oranlı karışımda, süperakışkanlaştırıcı varlığında bile liflerin kümelenmesini dağıtmak için ek karıştırma süresi gerekli olduğu tespit edilmiştir. Süperakışkanlaştırıcının varlığında daha uzun bir karıştırma süresinin, büyük olasılıkla hava sürüklenmesine neden olduğu ve bunun da düşük S/B oranlı karışım durumunda matris yapısında boşlukların tutulmasına neden olduğu düşünülmektedir. Öte yandan, süperakışkanlaştırıcı kullanılmayan yüksek S/B oranlı kompozitte (0,37), sıkışan hava boşluklarının nispeten düşük viskoziteli matris bünyesinden kolayca çıkabildiği değerlendirilmiştir.

1 m^3 kompozitin teorik ve taze birim ağırlık değerleri arasındaki fark, S/B=0,37 karışımı için sadece %6 iken, S/B oranı 0,34 karışımda %15 kadar olduğu tespit edilmiştir (Şekil 9.2). S/B oranı azaldıkça kompozitin taze birim hacim ağırlığı önemli ölçüde azalmıştır. Bu bulgular, süperakışkanlaştırıcının varlığında daha uzun karıştırma süresinde hava sürüklenmesinin veya sıkışmasının bir kanıtı olarak değerlendirilmiştir.



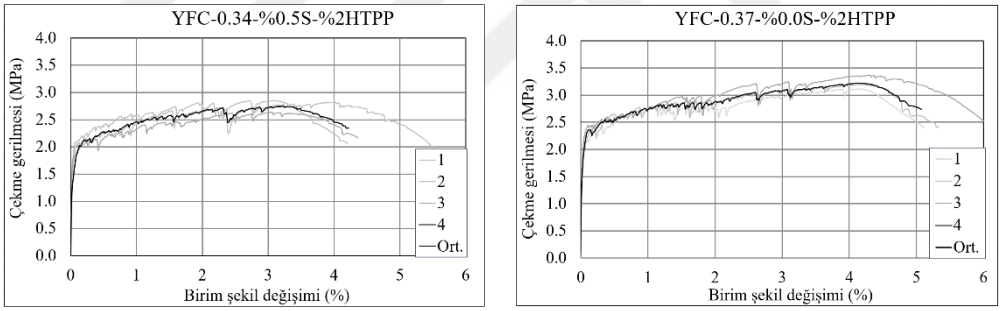
Şekil 9.2 HTPP-ECC ön deneysel çalışmalar teorik ve taze birim hacim ağırlık değerleri

9.3.1.2 HTPP-ECC Serisi Çentiksiz Çekme Deneyi Sonuçları Ve Çoklu Çatlak Analizleri

Çentiksiz çekme deneyi gerilme-birim şekil değişimi performansı Şekil 9.3'te karşılaştırılmıştır. S/B oranı artışı, hem çekme dayanımı (2,77'den 3,27 MPa'a) hem de birim şekil değişimi (%3,27'den %4,25'e) açısından gerilme-birim şekil değişimi

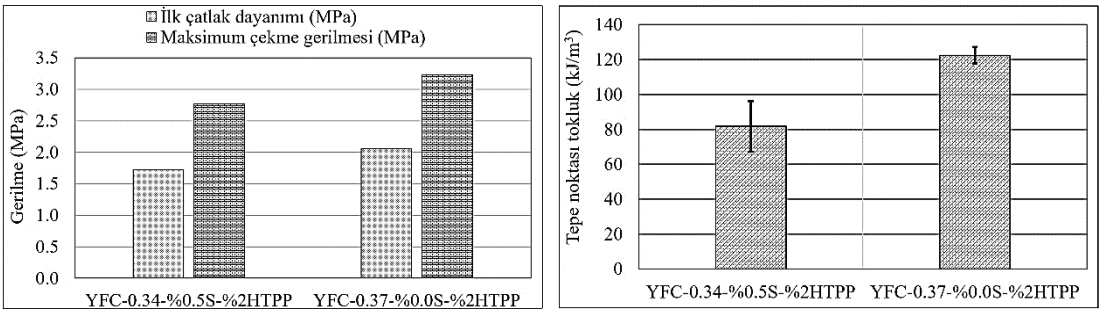
performansını iyileştirmiştir. Bunun sonucu olarak ortalama çatlak sayısı, artan S/B oranı ile 22±2,2'den 32±2,5'e yükselmiş ve böylece çoklu çatlama kapasitesi iyileştirilmiştir.

İlk çatlak dayanımı ve maksimum çekme gerilmesi (çekme dayanımı) değerleri Şekil 9.4a'da gösterilmektedir. Çekme dayanımının (minimum lif köprüleme gerilmesi olarak adlandırılabilir) ilk çatlak dayanımına oranı yaklaşık olarak benzerdir (sırasıyla S/B =0,34 ve 0,37 karışımları için 1,60 ve 1,59). Lifin yokluğunda, matris çatlak dayanımı, lifin varlığındaki ilk çatlak dayanımına benzerdir. Bu açıdan, her iki kompozit de sözde şekil değişim sertleşmesi dayanım kriterini ($PSH_{Dayanım}$>1) karşılamaktadır. Ek olarak, çekme tepe noktası tokluk değeri Şekil 9.4b'de sunulmaktadır. Tokluk değeri, ECC'nin sözde şekil değişim sertleşme kapasitesinin bir göstergesidir. Artan S/B oranı ile çekme tepe noktası tokluk değerlerinin arttığı açıkça görülmektedir.



(a) (b)

Şekil 9.3 HTPP-ECC ön deneysel çalışmalar çekme gerilmesi - birim şekil değişimleri: (a) YFC-0.34-%0.5S-%2 HTPP, (b) YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP

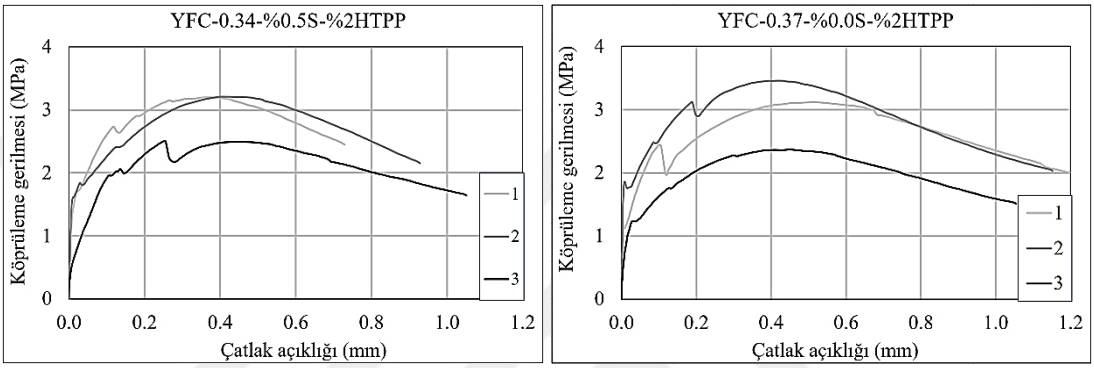


(a) (b)

Şekil 9.4 HTPP-ECC ön deneysel çalışmalar; (a) İlk çatlak dayanımı ve çekme dayanımı değerleri, (b) Tepe noktası tokluk değerleri

9.3.1.3 HTPP-ECC Serisi Çentikli Çekme Deneyi Sonuçları

Kompozitlerin lif köprüleme gerilimi – çatlak açıklığı ilişkisi deneysel olarak belirlenmiş ve Şekil 9.5'te grafikler çizilmiştir. Bu eğrilerden tamamlayıcı enerji (J_b') değerleri Şekil 3.6'da gösterildiği gibi belirlenip, üç numune için J_b' değerlerinin ortalaması alınarak Şekil 9.6a'da gösterilmiştir. S/B oranı artışıyla J_b' değerinin, %20 mertebesinde arttığı belirlenmiştir.

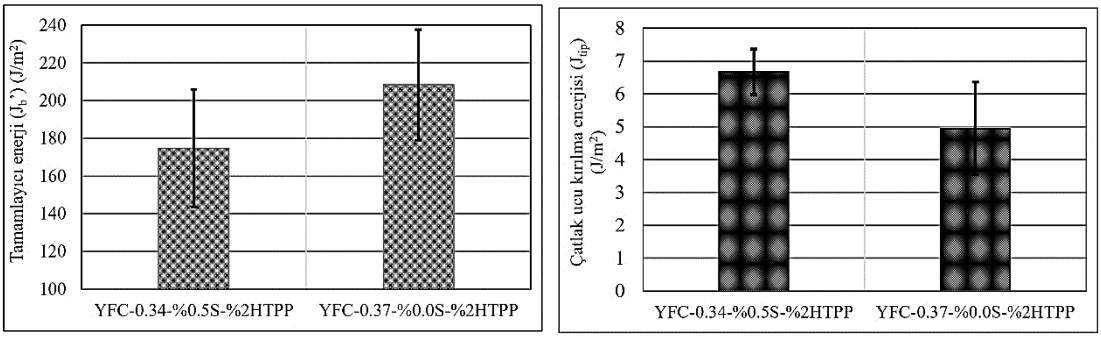


(a) (b)

Şekil 9.5 HTPP-ECC ön deneysel çalışmalar HTPP-ECC lif köprüleme gerilmesi – çatlak açıklığı ilişkileri, (a) YFC-0.34-%0.5S-%2 HTPP, (b) YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP

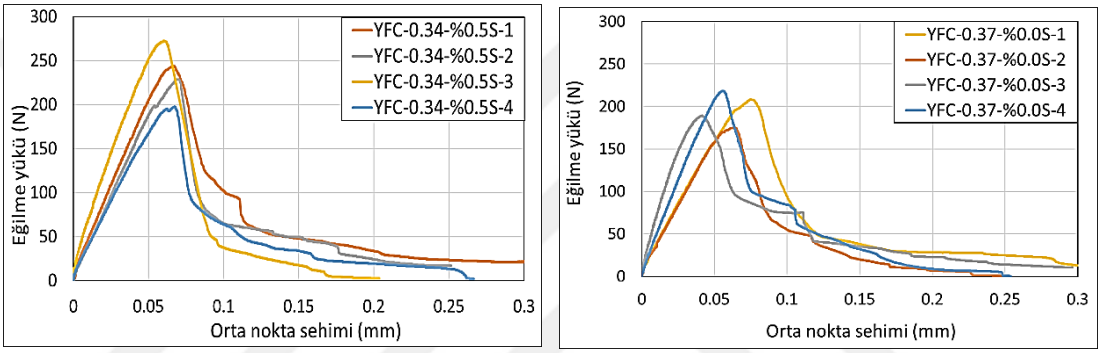
9.3.1.4 HTPP-ECC Serisi Matris Çentikli Üç Noktalı Eğilme Deneyi Sonuçları

Enerji kriterinin hesaplanması için gerekli olan diğer bir parametre de, Şekil 9.7'deki eğilme yükü - orta nokta sehimi ilişkilerinden kırılma tokluğu (K_m) ve matris elastisite modülü (E_m) değerleri kullanılarak hesaplanan "matris çatlak ucu kırılma enerjisi" 'dir (J_{tip}). Hesaplanan parametreler Tablo 9.1'de listelenmiştir. Sonuçlar, artan S/B oranı ile J_{tip} değerinin azaldığını göstermiştir (Şekil 9.6b).



(a) (b)

Şekil 9.6 HTPP-ECC ön deneysel çalışmalardan hesaplanan enerji kriteri parametreleri: (a) Kompozitlerin tamamlayıcı enerjisi (J_b'), (b) matris çatlak ucu kırılma enerjisi (J_{tip})



(a) (b)

Şekil 9.7 Matris eğilme yükü – orta nokta sehim eğrileri (a) YFC-0.34-%0.5S, (b) YFC-0.37-%0.0S

Tablo 9.1 Deneysel sonuçlarından elde edilen veriler kullanılarak hesaplanan enerji kriteri parametreleri

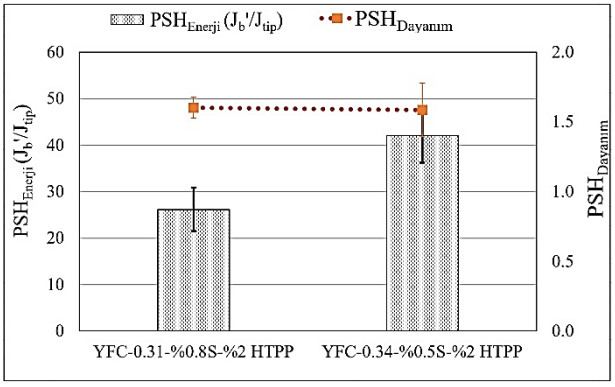
Enerji kriteri parametreleri	Kompozit	
	S/B=0,34	S/B=0,37
Matris elastisite modülü (E_m) (GPa)	15,9±3,6	16,1±4,9
Matris kırılma tokluğu (K_m) (MPa.m$^{0.5}$)	0,32±0,04	0,27±0,02
Matris çatlak ucu kırılma enerjisi (J_{tip}) (J/m^2)	6,68	4,95
Tamamlayıcı enerji (J_b') (J/m^2)	175±31	208±29
Enerji kriteri (J_b'/J_{tip})	26	42

9.3.1.5 HTPP-ECC Serisi PSH_{Enerji} Ve $PSH_{Dayanım}$ Kriteri Sonuçlar

Doygun çoklu çatlak davranışı için mikro mekanik teorinin iki şartından biri olan PSH_{Enerji} kriteri (J_b'/J_{tip}), S/B=0,34 ve S/B=0,37 kompozitler için sırasıyla 26 ve 42

olarak hesaplanmıştır. Her iki kompozit de PSH_{Enerji} kriteri için tanımlanan 3 limitini geçtiği için doygun çoklu çatlak davranışı her iki kompozit de elde edilmiştir (Şekil 9.8). Kompozitlerin PSH_{Enerji} kriteri değerindeki farklılıklar performans farkını göstermiştir. Daha yüksek PSH_{Enerji} kriteri sergileyen S/B=0,37 kompoziti, daha iyi çekme şekil değişim performansı göstermiştir.

Doygun çoklu çatlak davranışının diğer şartı olan $PSH_{Dayanım}$ kriteri, yukarıda kompozitler için 1,59 ve 1,60 olduğu belirtilmişti. Doygun çoklu çatlak davranışı için PP liflerde $PSH_{Dayanım}$ kriterinin, Kanda ve Li, (1998) tarafından 2'den büyük olması önerilmiştir. Ancak bu çalışmada elde edilen $PSH_{Dayanım}$ değerleri (1,59 ve 1,60) önerilen limitten daha düşüktür. Özetle, her iki kompozit de doygun çoklu çatlak davranışı için gerekli olan PSH_{Enerji} için gerekli koşulu sağlarken, $PSH_{Dayanım}$ için Kanda ve Li, (1998) tarafından önerilen limit karşılanamamıştır (Şekil 9.8). Ancak her iki kompozit için sözde şekil değişim sertleşmesi davranışı şartları sağlanmıştır ($PSH_{Dayanım}$>1 ve PSH_{Enerji} >1) (Kanda ve Li, 1998; Yang ve Li, 2010). Bu bölümde S/B oranın HTPP lifli ECC'deki potansiyel farklılıkları, ECC teorisinin araçları kullanılarak da deneysel olarak belirlenmiştir.



Şekil 9.8 HTPP-ECC ön deneysel çalışmalar PSH_{Enerji} (J_b'/J_{tip}) ve $PSH_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) kriterleri

9.3.1.6 HTPP-ECC Serisi Kompozit Basınç Dayanım Sonuçları

Bölüm 9.3.1.1'deki bulgulara uygun olarak (Şekil 9.2), S/B oranını artmasıyla basınç dayanımı değerleri, 33±0,9 MPa'dan 36±1,1 MPa'a hafifçe yükselmiştir. Bu

sonuç, normal koşullarda mevcut beton teknolojisi literatürünün kesinlikle tam tersi gibi görünmektedir. Bununla birlikte, süperakışkanlaştırıcı varlığı ve nispeten düşük S/B oranlı karışımda daha uzun karıştırma süresinin varlığı (havayı sürükleyerek ve yüksek matris viskozitesi nedeniyle havanın tutulmasına neden olarak) birim ağırlığı olumsuz etkilemiş ve dolayısıyla kompozitlerin basınç dayanımı düşmüştür. Bu durumda baskın faktör, kompozitin su içeriğinden ziyade hava içeriği farkı gibi görünmektedir. Sonuçların sadece araştırılan karışım oranları ve içerik maddeleri ile sınırlı olduğuna dikkat edilmelidir. Herhangi bir S/B oranında taze matristen hava kabarcıklarının kaçmasına izin vermek için matris viskozitesini düzenleyen bir süperakışkanlaştırıcı, kompozitin basınç dayanımını iyileştirebilir.

9.3.2 Kapsamlı HTPP-ECC Çalışma Sonuçları

Ön deneylerden elde edilen bulguların daha geniş S/B aralıklarında da genellenebilirliğini sınamak amacıyla daha kapsamlı bir deney programı oluşturulmuştur.

9.3.2.1 HTPP-ECC Serisi Matris Fazının Reolojik Karakterizasyonu

Matris faz reolojisi, lif dağılımı üzerinde önemli bir role sahip olduğundan, ilk olarak mineral katkı maddelerinin reolojik davranış üzerindeki rolü analiz edilmiştir. Artan ve azalan kayma oranlarında YFC ve UK kompozitlerinin akış ve viskozite eğrileri sırasıyla Şekil 9.9a – b ve c – d'de sunulmuştur.

Rheoplus yazılımı ile belirlenen yükselen ve alçalan eğrilerin model parametreleri Tablo 9.2'de listelenmiştir. Akış eğrisi verileri Herchel Bulkley (HB) modelinde yüksek regresyon katsayısı (minimum 0,95) sağlamıştır. Eşik kayma gerilmesi ($a = \tau_p$) sonuçlarına göre, YFC kompozitlerinin akışını başlatmak için enerji gereksinimi genellikle UK matrislerininkinden daha yüksektir. YFC matrislerinin eşik kayma gerilmesi değerleri, S/B'deki artış ve süperakışkanlaştırıcı dozajındaki düşüş ile

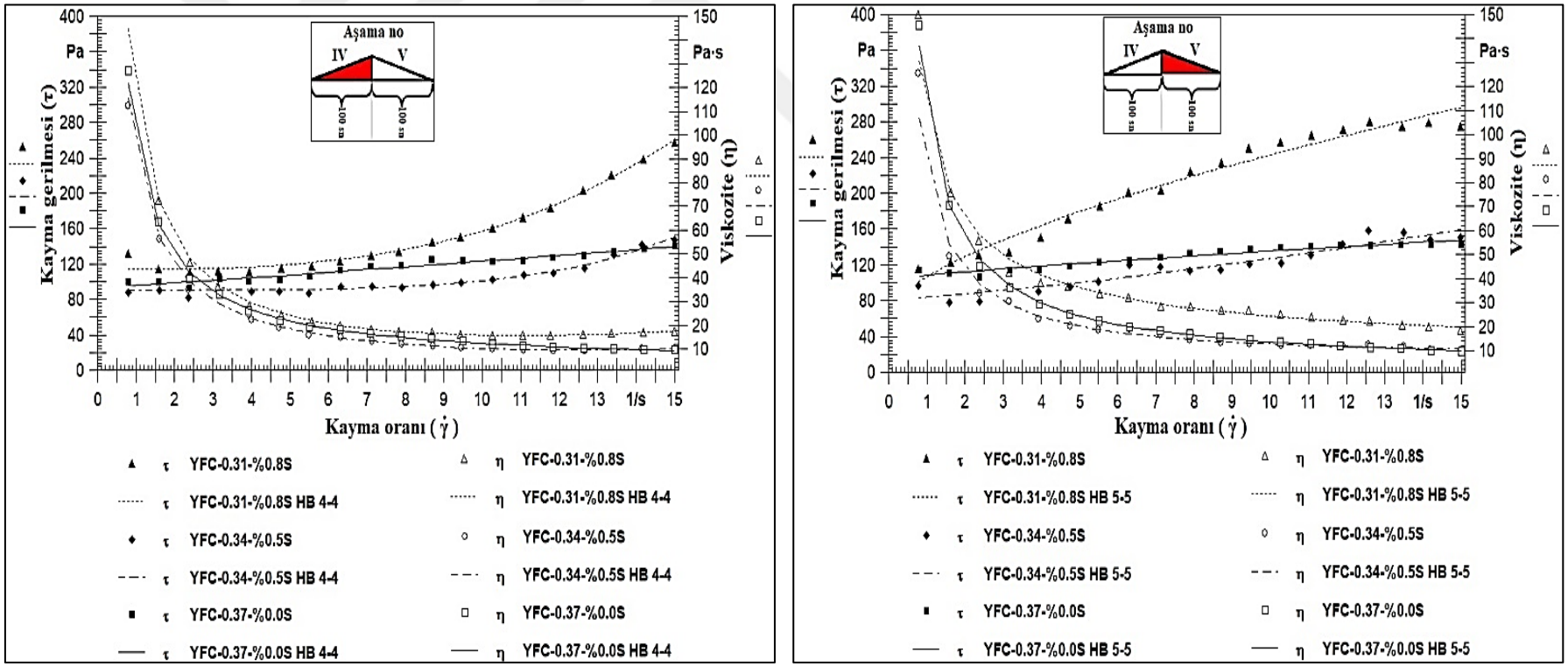
dalgalanmıştır. Söz konusu dalgalanma eğilimi, hem artan hem de azalan akış eğrileri için benzerdir. Mineral katkı tipinin artan ve azalan kayma oranlarında reolojik davranış üzerindeki rolü çok farklı değildir.

Öte yandan, artan S/B oranı ile UK kompozitlerinin eşik kayma gerilmesi değerlerindeki azalma arasında anlamlı bir korelasyon vardır. Eğilim, hem artan hem de azalan akış eğrileri (sırasıyla 4. ve 5. aşamalar) için yine benzerdir. Matris akışının ne kadar hızlı gerçekleştiğinin bir göstergesi olan $15s^{-1}$ kayma oranındaki viskozite değerleri de Tablo 9.2'de karşılaştırılmıştır. Sonuçlara göre, YFC matrisleri, incelenen herhangi bir S/B ve süperakışkanlaştırıcı dozaj kombinasyonunda, UK matrislerinden daha yavaş akmaktadır. Viskozite değerleri de artan S/B oranı ile düşme eğilimindedir. $15s^{-1}$ kayma oranında artan ve azalan eğriler arası viskozite değerlerindeki değişkenlik, incelenen tüm matrisler için %15'den azdır.

Tablo 9.2 HTPP lifli karışımlarda kullanılan matrislerin reolojik parametreleri

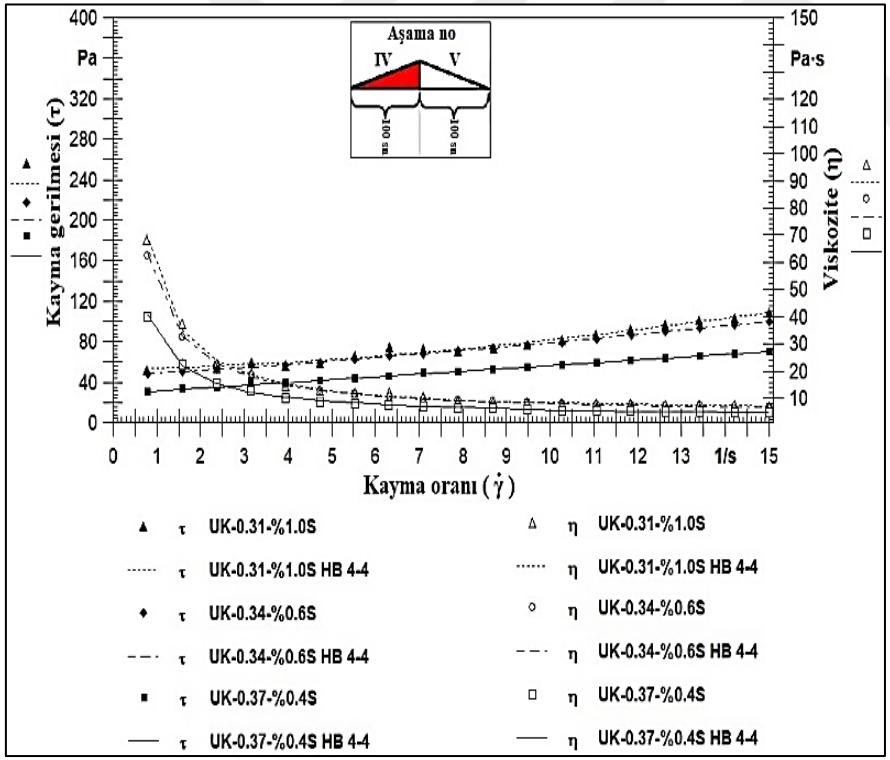
Aşama no	Karışım kodları	a =τ_p, (Pa)	b	p	R	μ_{15s}^{-1}, (Pa.s)
4. aşama (artan akış eğrisi)	YFC-0.31-%0.8S-HB 4-4	114,9	0,04	3,02	0,99	17,4
	YFC-0.34-%0.5S-HB 4-4	91,4	0,0005	4,33	0,96	10,1
	YFC-0.37-%0.0S-HB 4-4	95,2	2,2	1,13	0,98	9,4
	UK-0.31-%1.0S-HB 4-4	54,2	0,7	1,63	0,99	7,3
	UK-0.34-%0.6S-HB 4-4	48,8	1,7	1,25	1,00	6,7
	UK-0.37-%0.4S-HB 4-4	30,1	2,7	1,01	1,00	4,8
5. aşama (azalan akış eğrisi)	YFC-0.31-%0.8S-HB 5-5	68,3	39,5	0,65	0,99	19,8
	YFC-0.34-%0.5S-HB 5-5	82,4	2,3	1,29	0,95	10,6
	YFC-0.37-%0.0S-HB 5-5	103,7	5,2	0,79	0,97	9,9
	UK-0.31-%1.0S-HB 5-5	48,9	19,2	0,48	0,99	7,9
	UK-0.34-%0.6S-HB 5-5	37,7	19,0	0,46	1,00	7,0
	UK-0.37-%0.4S-HB 5-5	26,3	10,0	0,58	1,00	4,9

a = τ_p: Eşik kayma gerilmesi (Pa), b: Kıvam indeksi, p: güç katsayısı, R: Ham veriler ile Herchel Bulkley modeli arasındaki regresyon katsayısı ve μ_{15s}^{-1}: Kayma oranı $15s^{-1}$'deki viskozite değeri (Pa.s)

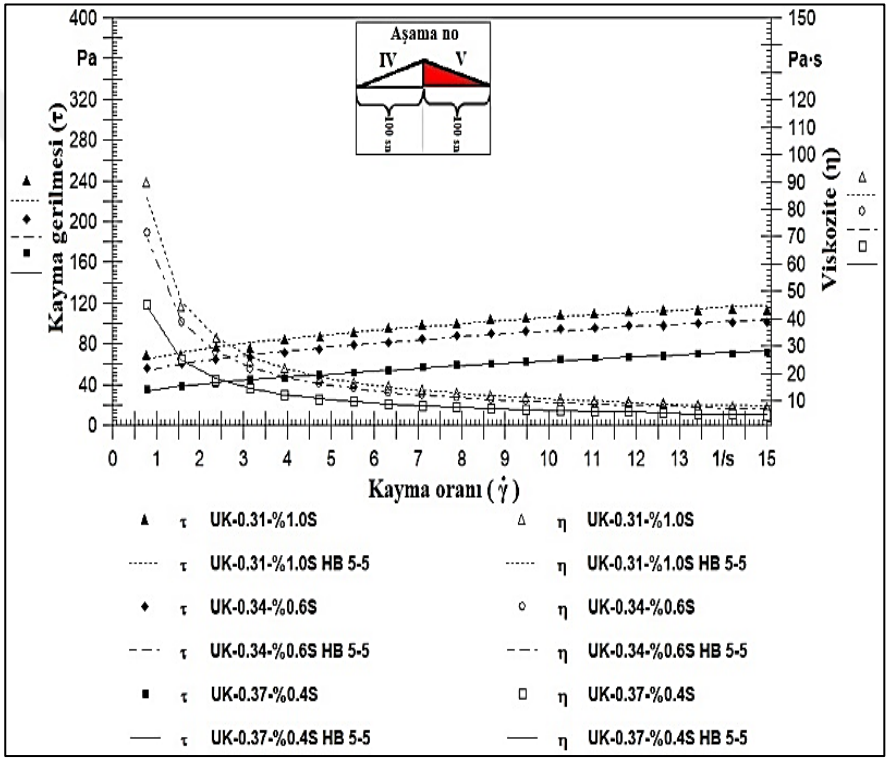


(a) (b)

Şekil 9.9 HTPP lifli karışımlarda kullanılan matrislerin birleşik akış ve viskozite eğrileri (a) YFC yükselen eğri (Aşama IV), (b) YFC azalan eğri (Aşama V), (c) UK yükselen eğri (Aşama IV), (d) UK azalan eğrileri (Aşama V)



(c)



(d)

Şekil 9.9 Devamı

Artan ve azalan kayma oranlarında, $15s^{-1}$ ($\mu_{15s^{-1}}$) 'de viskozite değerleri üzerinde çok önemli değildir. Bununla birlikte, hem YFC hem de UK matrislerinin artan ve azalan akış eğrisi şekilleri tamamen farklıdır. Düşük S/B oranına ve yüksek süperakışkanlaştırıcı dozajına sahip YFC matrislerinde, artan ve azalan akış eğrisi şekillerindeki değişkenlik daha belirgindir. Kıvam indeksi (b) ve güç katsayısı (p) değerleri de kayma oranı değişiminden önemli ölçüde etkilenmektedir (Björn, Monja, Karlsson, Ejlertsson ve Svensson, 2012). Kıvam indeksi, güç katsayıları benzer olmadığı için tek başına yorumlanamamaktadır. Ancak Herchel Bulkley model denkleminde ($\tau = a + b\,\dot{\gamma}^{p}$), kıvam indeksinin (b) etkisi güç katsayısından (p) daha düşük olduğundan (b değeri çarpandır ve p üstel değerdir), güç katsayısı (p) değeri daha çok etkilidir. Kayma oranı 0 s^{-1} 'den 15 s^{-1} 'e (artan eğriler) yükseltildiğinde akış davranışının bir göstergesi olarak güç katsayıları 1'den daha yüksektir. Her iki matris de artan kayma hızlarında dilatant davranışı sergilemiştir. S/B artışı dilatantlığı azaltmıştır ve en yüksek S/B oranlarında neredeyse Bingham davranış gözlenmiştir. Dilatant davranış, tüm S/B oranları için YFC matrislerinde daha belirgindir. 15 s^{-1} 'deki nispeten daha yüksek viskozite değerleri, YFC içeren matrislerin bu kohezif ve yapışkan yapısına bağlanabilir. Bununla birlikte, her iki matris de, kayma oranı 15 s^{-1} 'den 0 s^{-1} 'e (azalan eğriler) düştüğünde psödoplastik davranış (p değerleri 1'den küçük) gösterme eğilimindedir. YFC içeren matrislerin güç katsayılarının, herhangi bir S/B oranında UK'nınkinden hala daha yüksek olduğu belirtilmelidir. Bu da, azalan kayma oranında bile YFC matrislerinin yapışkanlığının bir göstergesi olarak kabul edilebilir.

Akma eğrilerinden tiksotropi ile ilişkilendirilebilecek yükselen ve alçalan eğriler arasındaki histerezis alanları da hesaplanmıştır. Her iki matris de negatif histerezis alanları sergilemiştir (artan kayma oranı ile çizilen çıkış eğrisi dönüş eğrisinin altındadır), bu da yapısal bozulmayı gösterir. -855, -198 ve -185 Pa/s değerleri, sırasıyla artan S/B oranı ile YFC matrisi için hesaplanmıştır. Öte yandan, UK içeren matrislerin histerezis alanları, artan S/B oranı ile sırasıyla -319, -177, -89 Pa/s olarak hesaplanmıştır. En düşük ve en yüksek S/B oranına sahip matrislerin histeris alanları (tiksotropi) önemli ölçüde farklıdır. YFC içeren serilerde alanların daha fazla olması, yapısal bozulmanın bu mineral katkı için daha belirgin olduğunu göstermiştir.

Genel olarak, UK matrislerinin yüksek doldurma kabiliyetine sahip ve kullanımının kolay olduğu, ancak yüksek kayma oranına sahip karıştırma gibi dinamik yüklere maruz kaldıklarında segregasyona daha yatkın olduğu bulunmuştur. YFC matrislerinde hem kayma gerilmesi hem de viskozite değerleri nispeten daha yüksektir ve bu tür yapışkan ve kohezif bir yapının varlığı, karıştırma aşamasında matris stabilitesini kaybetmeden dinamik olarak lifleri dağıtmak için avantajlı olabilir.

9.3.2.2 HTPP-ECC Serisi Birim Hacim Ağırlık (Bha) Sonuçları

Lifli kompozitlerin süperakışkanlaştırıcı gereksinimleri Tablo 6.3'de verilmiştir. Araştırılan tüm S/B oranlarında hedeflenen işlenebilirliğe (sabit mini çökme yayılma değeri 150±10 mm) ulaşmak için UK karışımlarında nispeten daha yüksek miktarlarda süperakışkanlaştırıcı gerekli olmuştur. UK'nın YFC'ye kıyasla daha iri tane boyutuna rağmen (Tablo 6.1), UK'nın daha yüksek süperakışkanlaştırıcı talebi, yanmamış karbon içeriğinin Tablo 6.1'de sunulan yüksek kızdırma kaybı bir gösterge olarak kabul edilebilir), gözenekli ve içi boş mikro küreciklerin mevcudiyetine bağlanabilir (Tosun-Felekoğlu ve diğer., 2017). YFC taneciklerinin yüzeyindeki polar Si-O bağları nedeniyle süperakışkanlaştırıcı molekülleri tane yüzeyine adsorbe olup, yüzeyde elektriksel bir çift katman meydana gelir. Bu durum matris işlenebilirliğini olumlu etkilemektedir (Hill ve Sharp, 2002; Kim ve diğer., 2007). Dahası, YFC kompozitlerinin en yüksek S/B oranında süperakışkanlaştırıcıya ihtiyaç duyulmamıştır. Bu açıdan bakıldığında, YFC, önemli ölçüde daha düşük bir süperakışkanlaştırıcı gereksinimi ile yeterli işlenebilirlik sağlama açısından bu çalışmada incelenen UK'dan daha avantajlı bir mineral katkı maddesi olarak kabul edilebilir.

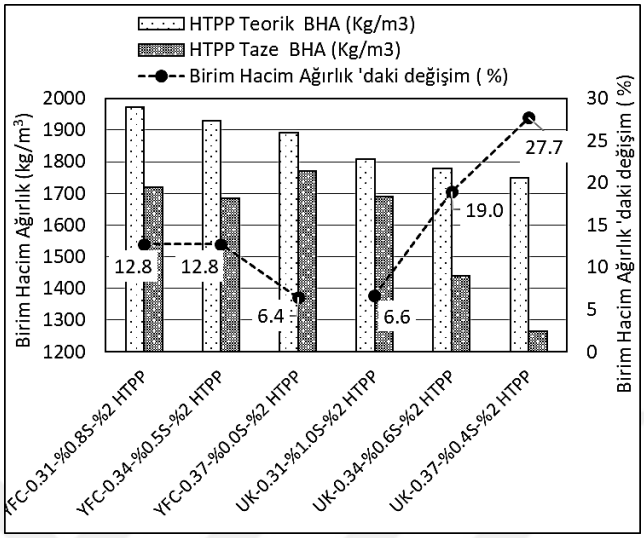
Kompozitlerin 1 m^3 hacmi başına teorik olarak hesaplanan birim ağırlık ve taze durumda ölçülen birim ağırlık değerleri Şekil 9.10'de gösterilmiştir. Bu değerler arasındaki fark, teorik olarak varsayılan değerlerden daha fazla hapsedilmiş veya sürüklenmiş havanın varlığını göstermektedir. Mineral katkı türü, teorik olarak hesaplanan ve ölçülen birim ağırlık farkı eğilimini S/B oranının bir fonksiyonu olarak

etkilemiştir. YFC içeren kompozitlerde, teorik hesaplamaların tersine olarak S/B oranı arttıkça taze birim ağırlıkları artmıştır. Bu, düşük S/B oranlarının ve yüksek süperakışkanlaştırıcı dozajının kompozitte boşluk oluşumuna neden olduğu anlamına gelmektedir. Hesaplanan ve ölçülen birim ağırlık arasındaki en düşük fark sadece %6,4'tür ve süperakışkanlaştırıcı içermeyen YFC'li karışımda elde edilmiştir (Şekil 9.10). Bu nedenle, süperakışkanlaştırıcının varlığının YFC kullanıldığında hava sürüklenmesine neden olduğundan şüphelenilmektedir. Uzun karıştırma süresi muhtemelen süperakışkanlaştırıcıda bulunan yüzey aktif ajanlarını harekete geçirir ve bu durumda süperakışkanlaştırıcının bir yan etkisinin gözlemlendiği düşünülmektedir. Birim ağırlık farkının bir başka olası nedeni, nispeten düşük S/B oranlarında daha yüksek viskoziteye sahip olan YFC katkılı matris yapısında hava kabarcıklarının sıkışmasına bağlanabilir.

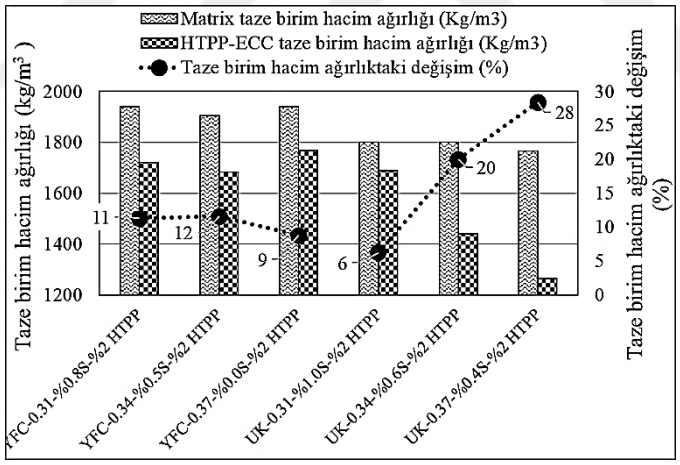
UK içeren kompozitlerin ölçülen ve hesaplanan birim ağırlıkları arasındaki fark, S/B oranı arttığında YFC kompozitlerinin tersine önemli ölçüde artmıştır (Şekil 9.10). UK içeren kompozitlerin süperakışkanlaştırıcı ihtiyacındaki azalma, YFC içeren kompozitlere kıyasla daha azdır ve en yüksek S/B oranında (0,37) hala %0,4 süperakışkanlaştırıcı ihtiyacı vardır. UK kompozitlerinin nispeten yüksek süperakışkanlaştırıcı içeriği ve uzun karıştırma süresi, hava sürüklenme olasılığını yükseltmiştir. Hesaplanan ve ölçülen birim ağırlıklar arasındaki fark %27,7'ye kadar arttırmıştır (Şekil 9.10). Sonuçlar, UK içeren kompozitlerin, YFC kompozitlerine kıyasla hava sürükleme ve hapsetme etkilerine daha yatkın olduğunu göstermiştir.

HTPP-ECC'ler (lifli) ve bunların üretiminde kullanılan matrislerin (lifsiz) taze birim hacim ağırlıkları ve bunlar arası farklar Şekil 9.11'de sunulmuştur. Sonuçlar Şekil 9.10'de elde edilenlere benzerdir. S/B oranı artışıyla UK içeren karışımlar için matris ve HTPP-ECC'lerin taze birim hacim ağırlıkları arasındaki farklar giderek artış göstermiştir. YFC içeren karışımlarda S/B oranı artışıyla belirgin bir değişim olmamakla birlikte, beklenenin aksine genel olarak taze birim hacim ağırlıklar arasındaki fark azalmaktadır. Bu farklılıklar, HTPP-ECC karışımlarında benzer işlenebilirlik sağlamak amacıyla kullanılan süperakışkanlaştırıcı dozajındaki farklılıklardan kaynaklanmaktadır. Şekil 9.11'deki tüm HTPP-ECC'lerin taze birim

hacim ağırlıkları 1850 kg/m^3 değerinin altında olduğu için hafif beton sınıfında değerlendirilebilir.



Şekil 9.10 HTPP-ECC teorik olarak hesaplanan birim ağırlık ve taze durumda ölçülen birim ağırlık değerleri

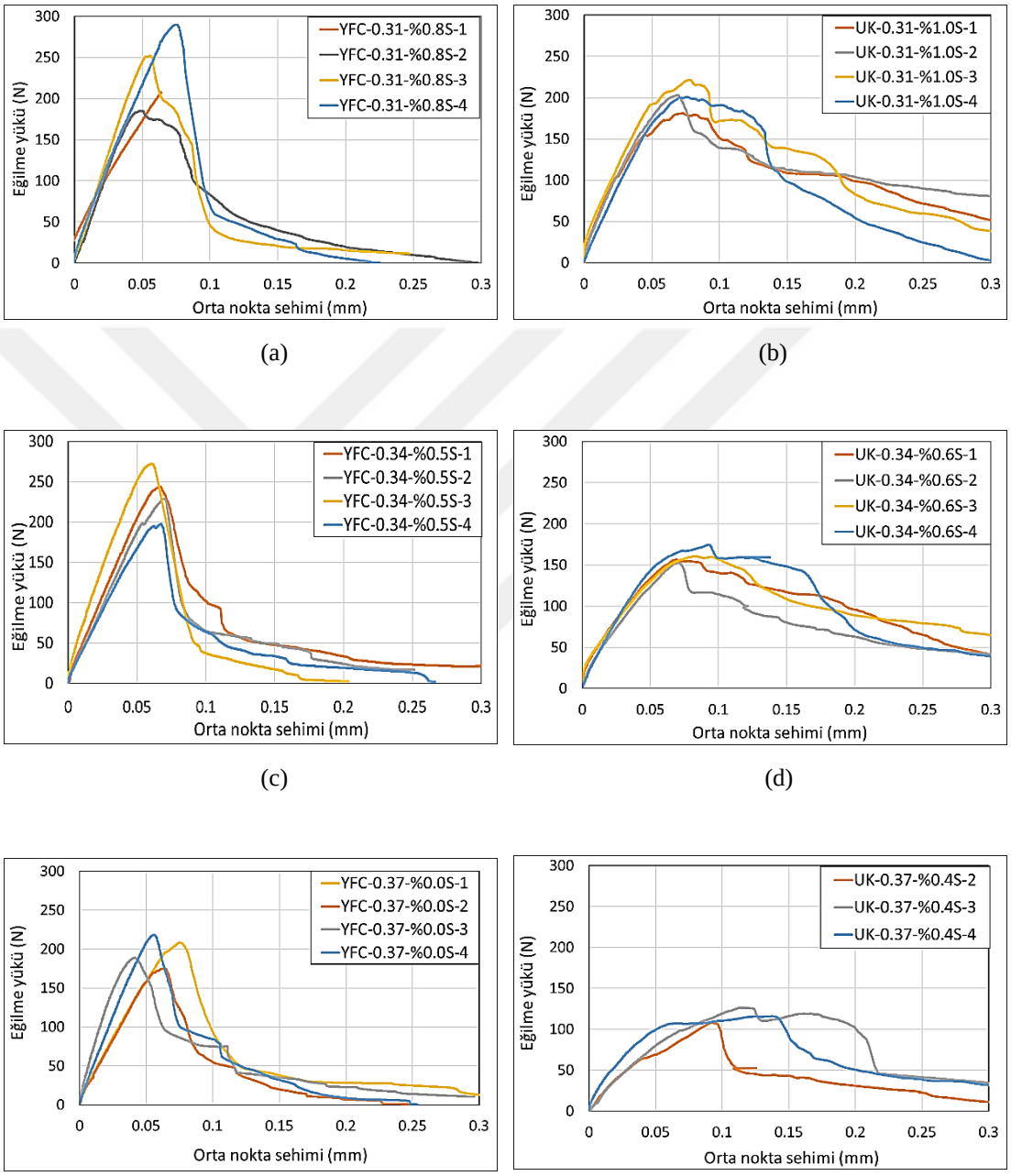


Şekil 9.11 Matris (lifsiz) ve HTPP-ECC'lerin taze birim hacim ağırlıkları

9.3.2.3 HTPP-ECC Serisi Matris Çentikli Üç Noktalı Eğilme Deneyi Sonuçları

Yalın matris kırılma parametrelerini hesaplamak için çentikli kirişler üzerinde üç nokta eğilme deneyleri gerçekleştirilmiştir. Yük - sehim eğrileri Şekil 9.12'de verilmiştir ve hesaplanan E_m, K_m ve J_{tip} değerleri sırasıyla Tablo 9.3'de listelenmiştir.

Eğilme yükü – orta nokta sehimi eğrilerinin tepe noktası değerleri, S/B oranı arttıkça azalma eğilimi göstermiştir. Li ve diğer., (1995) K_m değerlerinin genellikle artan S/Ç oranı (%6-43) ile azaldığını bildirmiştir.



Şekil 9.12 Matris eğilme yükü - sehim eğrileri (a) YFC-0.31-%0.8S, (b) UK-0.31-%1.0S, (c) YFC-0.34-%0.5S, (d) UK-0.34-%0.6S, (e) YFC-0.37-%0.0S, (f) UK-0.37-%0.4S

Bu çalışmada her iki mineral katkı maddesi için benzer sonuçlar elde edilmiştir. Matris elastisite modülü değerleri, genellikle artan S/B oranıyla azalmıştır. Hesaplanan J_{tip} değerleri de, artan S/B oranıyla düşüş eğilimine sahiptir (%1,5-28). Genel olarak, herhangi bir S/B oranında YFC kompozitleri için J_{tip} değerleri UK kompozitlerine kıyasla daha yüksek bulunmuştur. Düşük J_{tip} değeri (UK içeren karışımlara ait değerler) şekil değiştirme sertleşmesi ve matrisin çoklu çatlama etkinliği için avantaj sağlayabilir. ECC mikro mekanik teorisine göre, YFC matrislerinin biraz daha yüksek olan kırılma tokluğu değerleri, çatlak başlatma yeteneği açısından bir dezavantaj olarak değerlendirilebilir.

Tablo 9.3 HTPP-ECC'lerin matris elastisite modülü (E_m), kırılma tokluğu (K_m) ve çatlak ucu kırılma enerjisi (J_{tip}) değerleri

Matris kodu		E_m (MPa)	K_m (MPa*$m^{1/2}$)	Ortalama K_m (MPa*$m^{1/2}$)	J_{tip} (J/m^2)	Ortalama J_{tip} (J/m^2)
YFC-0.31-%0.8S	1	15680	0,34	0,34 ± 0,06 **	7,55	6,78 ± 2,11 **
	2	15767	0,25		4,08	
	3	18636	0,35		6,40	
	4	17327	0,40		9,10	
YFC-0.34-%0.5S	1	15225	0,33	0,32 ± 0,04	7,33	6,68 ± 0,08
	2	13382	0,31		7,33	
	3	21859	0,37		6,37	
	4	12920	0,27		5,68	
YFC-0.37-%0.0S	1	12185	0,29	0,27 ± 0,03	6,67	4,95 ± 1,64
	2	11995	0,24		4,79	
	3	24169	0,26		2,78	
	4	16134	0,30		5,54	
UK-0.31-%1.0S	1	18169	0,25	0,28 ± 0,02	3,39	4,70 ± 0,98
	2	16321	0,28		4,75	
	3	18872	0,30		4,89	
	4	13127	0,28		5,77	
UK-0.34-%0.6S	1	13737	0,21	0,22 ± 0,01	3,34	3,88 ± 0,64
	2	11273	0,21		3,87	
	3	13677	0,22		3,54	
	4	11961	0,24		4,78	
UK-0.37-%0.4S	1	*	*	0,16 ± 0,01	*	3,52 ± 1,25
	2	6504	0,15		3,42	
	3	6233	0,17		4,81	
	4	10854	0,16		2,32	

*: Bu numune, çentik açma aşamasında kırılmıştır.

**: ± standart sapma

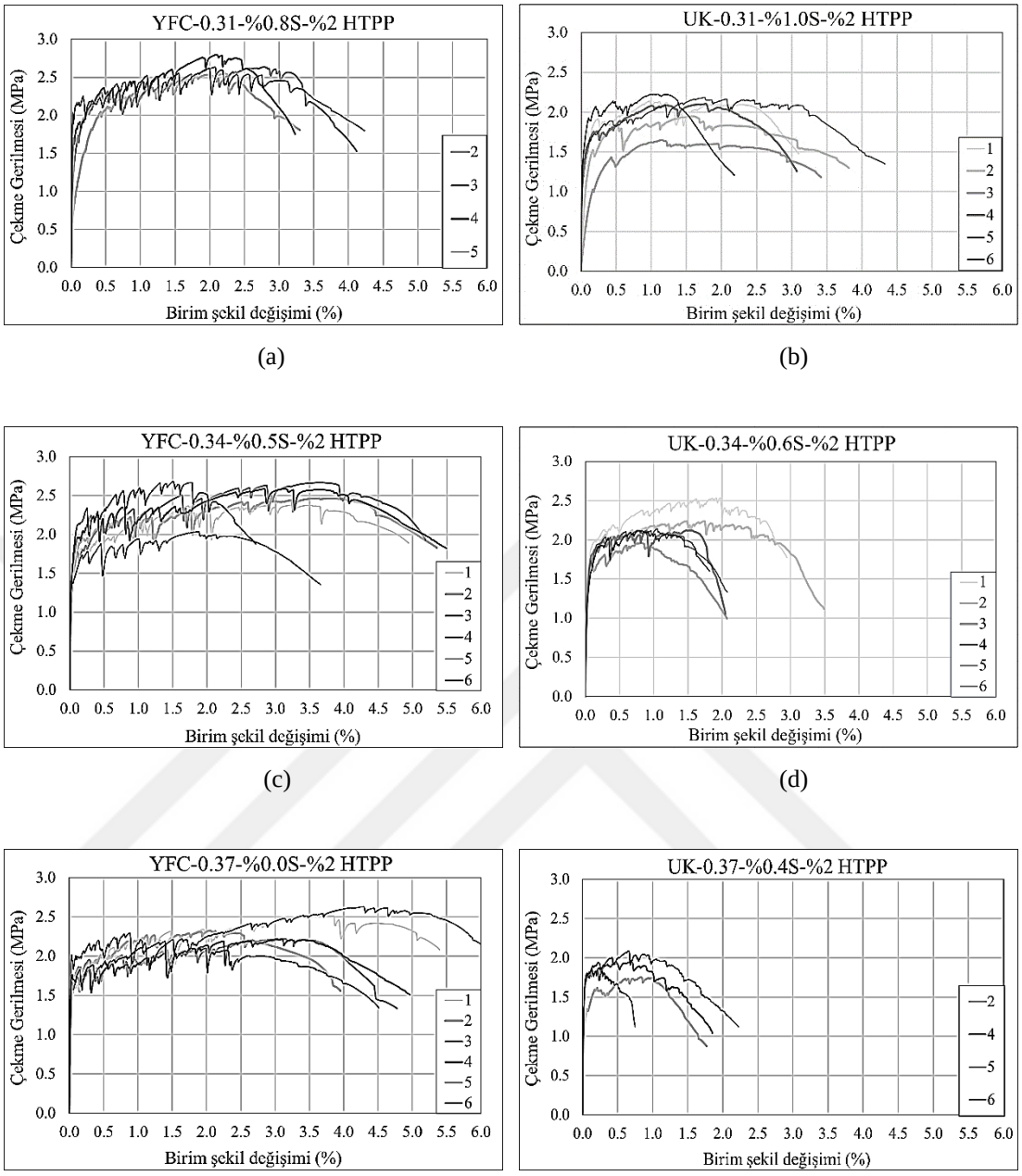
9.3.2.4 HTPP-ECC Serisi Çentiksiz Çekme Deneyi Sonuçları Ve Çoklu Çatlak Analizleri

Her karışım için altı numune içeren HTPP-ECC'lerin çekme gerilmesi-birim şekil değişimi (σ – ε) grafikleri Şekil 9.13 ve 9.14'de çizilmiştir. Şekil 9.14'deki her bir çizgi, Şekil 9.13'deki bu karışımlardaki 6 numuneye ait değerlerin (ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve çekme birim şekil değişimi) ortalaması alınarak noktalar işaretlenmiştir. Söz konusu noktalar doğru parçaları ile birleştirilerek kompozitler arasındaki farklar görselleştirilmiştir.

Çekme performansına ait tüm veriler Tablo 9.4'de verilmiştir. İlk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve hesaplanan $PSH_{Dayanım}$ indeksi değerleri Şekil 9.15'de sunulmuştur. Dayanım kriterine dayanan ECC teorisine göre, çekme dayanımı / ilk çatlak dayanım oranının doymuş ve kararlı çoklu çatlak davranışı için mümkün olduğunca yüksek olması gerekir. S/B oranı artışı, YFC içeren karışımlarda $PSH_{Dayanım}$ indeksi değerlerini bir miktar artırmıştır. Öte yandan, S/B oranı artışı, UK kompozitlerinin $PSH_{Dayanım}$ indeksi değerlerini düşürmüştür. Genel olarak, YFC ve UK içeren kompozitlerin $PSH_{Dayanım}$ indeks değerleri çok farklı değildir ve 1,60-1,84 aralığındadır.

Çekme gerilmesi – birim şekil değişimi grafiğinin tepe noktasına kadar altında kalan alandan hesaplanan tokluk ve çekme birim şekil değişim kapasitesi (düktilite) değerleri Şekil 9.16'da gösterilmiştir.

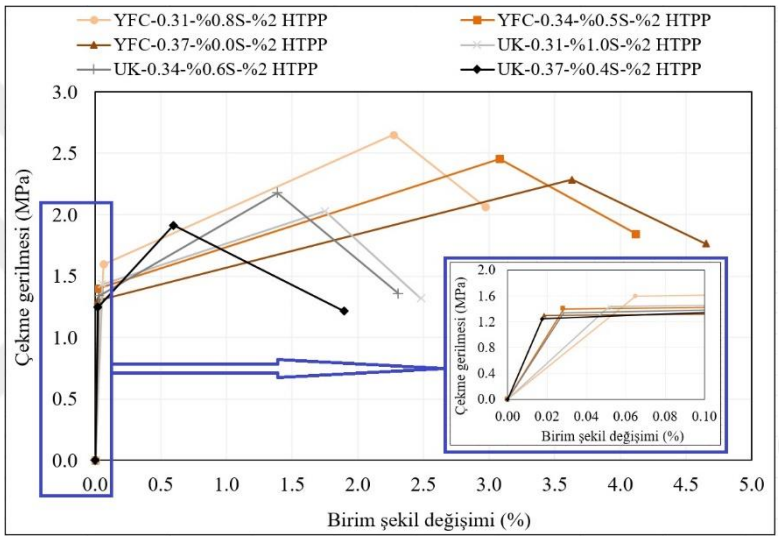
YFC içeren kompozitler, tüm S/B oranlarında UK kompozitlerine kıyasla önemli ölçüde daha yüksek düktilite ve tepe noktası tokluk değerleri sergilemiştir. Mineral katkı maddesi olarak UK yerine YFC kullanıldığında, hem düktilite hem de tepe noktası tokluk değerlerinde en az iki kat artış kaydedilmiştir. UK içeren karışımlardan elde edilen %1,20–1,39 arasındaki düktilite değerleri geleneksel betonunkinden (yaklaşık %0,01) çok daha yüksektir.



Şekil 9.13 HTPP-ECC çekme gerilmesi - birim şekil değişimi grafikleri: (a) YFC-0.31-%0.8S-%2 HTPP, (b) UK-0.31-%1.0S-%2 HTPP, (c) YFC-0.34-%0.5S-%2 HTPP, (d) UK-0.34-%0.6S-%2 HTPP, (e) YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP, (f) UK-0.37-%0.4S-%2 HTPP (Not: YFC-0.31-%0.8S-%2 HTPP ve UK-0.37-%0.4S-%2 HTPP karışımlarının ikişer numunesi kalıpdan çıkarma aşamasında kırılmıştır)

S/B oranı artışı, YFC kompozitlerinin çekme birim şekil değişim kapasitesini olumlu etkilemiştir (sırasıyla %2,27–2,88–2,97). Benzer şekilde YFC serisinde S/B oranının artmasıyla (0,31'den 0,37'ye), tepe noktası tokluk değerleri %50 mertebesinde artış göstermiştir. Bununla birlikte, S/B oranındaki artış (0,31, 0,34 ve

0,37), UK içeren kompozitlerde hem çekme birim şekil değişim kapasitesi değerlerini (sırasıyla %1,39–1,28–1,20) hem de tepe noktası tokluğu değerlerini (%70 mertebesinde) olumsuz etkilemiştir. Benzer S/B oranlarıyla yapılan kıyaslamalarda, YFC serine ait tepe noktası tokluk değerleri, UK serisindeki kompozitlere kıyasla 2-8 kat daha yüksektir (Şekil 9.16). Naaman ve Reinhardt (2006) tarafından tanımlanan şekil değişim kapasitesi %0,5 olan çelik lifli betonun (FRC) tepe noktası tokluk 50 kJ/m^3'dür. YFC serisine ait tepe noktası tokluk değerleri, FRC'den daha yüksek iken, UK serisine ait değerlerin daha düşük olduğu belirlenmiştir.



Şekil 9.14 HTPP-ECC'lerin temsili çekme gerilmesi - birim şekil değişimi ilişkileri

HTPP-ECC kompozitlerin elastisite modülü değerleri 7,2 ila 11,8 GPa aralığındadır (Tablo 9.4). S/B oranı artışıyla, hem YFC hem de UK serilerinde beklendiği üzere elastisite modülü değerlerinde düşüşler olduğu tespit edilmiştir. Elastisite modülü değerleri, S/B oranın 0,31'den 0,37'ye artışıyla YFC serisinde sırasıyla 11,8 ve 8,1 GPa iken, UK serisinde sırasıyla 10,4 ve 7,2 GPa'dır. Literatürde HTPP-ECC'nin elastisite modülü ile ilgili herhangi bilgi bulunmamaktadır. Literatürdeki PVA-ECC çalışmasında (Lim ve diğer., 2012), 30-45 MPa basınç dayanımları için elastisite modülü değerlerinin, basınç dayanımına paralel olarak 8-10 GPa aralığında olduğu belirtilmiştir. Sonuç olarak, HTPP-ECC ile PVA-ECC'lerin elastisite modülü değerlerinin birbirine oldukça yakın olduğu görülmektedir.

Tablo 9.4 HTPP-ECC'lerin çentiksiz çekme deneyi verileri

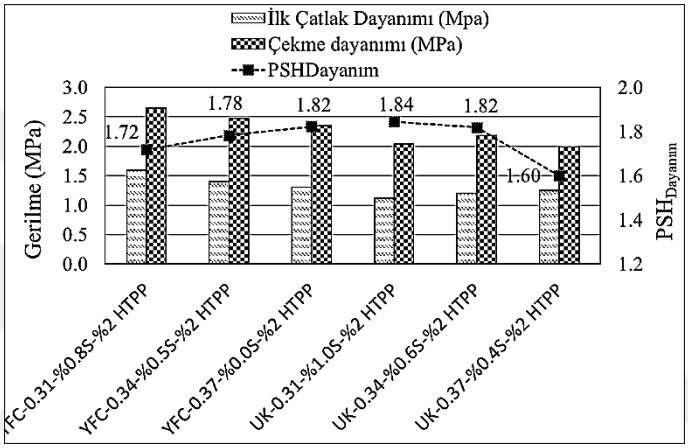
Karışım kodu		İlk çatlak dayanımı (MPa)	İlk çatlak BŞD (%)	Çekme Day. (MPa)	Çekme Day. BŞD (%)	Elastisite Modülü, Et (GPa)	Tepe noktası tokluk (Kj/m^3)	PSH$_{Dayanım}$ indeksi	Çatlak sayısı	Çatlak genişliği (µm)	Çatlaklar arası mesafe (mm)
YFC-0.31-%0.8S-%2 HTPP	1	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*
	2	1,49	0,18	2,54	2,21	9,2	48	1,71	11	192	8,8
	3	1,20	0,03	2,64	2,79	11,8	65	2,19	14	183	7,1
	4	1,68	0,03	2,80	2,10	12,8	50	1,67	14	161	7,3
	5	2,01	0,02	2,62	1,99	13,3	47	1,31	11	168	9,4
	6	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*
	Ort.	**1,60**	**0,07**	**2,65**	**2,27**	**11,8**	**53**	**1,72**	**12**	**176**	**8,2**
	Std	0,29	0,07	0,09	0,31	1,6	7	0,31	1	12	1,0
YFC-0.34-%0.5S-%2 HTPP	1	1,63	0,03	2,32	3,75	8,0	82	1,42	14	183	7,1
	2	1,33	0,03	2,46	3,64	9,1	81	1,85	18	197	5,6
	3	1,23	0,03	2,67	3,66	8,5	86	2,17	15	223	6,7
	4	1,46	0,03	2,57	3,75	10,4	88	1,76	14	206	7,0
	5	1,41	0,02	2,04	1,88	10,7	35	1,44	9	165	11,5
	6	1,34	0,03	2,68	1,77	9,8	43	2,00	11	130	9,1
	Ort.	**1,40**	**0,03**	**2,46**	**3,08**	**9,4**	**69**	**1,78**	**14**	**184**	**7,8**
	Std	0,12	0,00	0,23	0,88	1,0	22	0,27	3	30	2,0
YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP	1	1,16	0,02	2,41	4,70	7,4	107	2,07	13	205	7,5
	2	1,24	0,02	2,29	2,49	8,3	53	1,85	11	127	8,8
	3	1,34	0,02	2,20	3,55	8,1	72	1,64	13	215	7,5
	4	1,12	0,02	2,19	3,57	8,0	72	1,96	13	218	7,9
	5	1,57	0,01	2,61	4,63	9,1	108	1,66	19	226	5,3
	6	1,37	0,02	2,00	2,84	7,7	56	1,46	8	132	12,0
	Ort.	**1,30**	**0,02**	**2,28**	**3,63**	**8,1**	**78**	**1,77**	**13**	**187**	**8,2**
	Std	0,15	0,00	0,19	0,82	0,5	22	0,21	3	41	2,0
UK-0.31-%1.0S-%2 HTPP	1	1,77	0,02	2,10	2,32	11,9	46	1,19	8	81	12,0
	2	1,50	0,07	1,95	1,61	9,5	28	1,30	6	172	15,8
	3	1,00	0,17	1,60	1,95	9,0	28	1,60	7	103	13,6
	4	1,47	0,02	2,11	1,78	10,3	34	1,43	8	135	12,0
	5	1,41	0,01	2,19	1,75	11,3	34	1,55	10	155	10,0
	6	1,45	0,02	2,23	1,10	10,5	23	1,54	8	95	13,0
	Ort.	**1,43**	**0,05**	**2,03**	**1,75**	**10,4**	**32**	**1,43**	**8**	**123**	**12,7**
	Std	0,23	0,06	0,21	0,37	1,0	7	0,15	1	33	1,8
UK-0.34-%0.6S-%2 HTPP	1	1,42	0,02	2,54	1,97	9,1	46	1,79	16	111	6,4
	2	1,32	0,03	2,19	2,16	8,5	45	1,66	13	77	7,5
	3	1,48	0,02	1,96	0,83	9,6	15	1,32	7	77	13,6
	4	1,37	0,04	2,12	1,48	7,9	29	1,55	12	96	8,3
	5	1,22	0,03	2,14	1,06	8,4	21	1,76	10	93	10,3
	6	1,23	0,03	2,12	0,83	9,3	16	1,72	8	99	12,5
	Ort.	**1,34**	**0,03**	**2,18**	**1,39**	**8,8**	**29**	**1,63**	**11**	**92**	**9,8**
	Std	0,09	0,01	0,18	0,53	0,6	13	0,16	3	12	2,6
UK-0.37-%0.4S-%2 HTPP	1	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*
	2	1,13	0,02	1,76	0,83	5,3	13	1,55	6	140	16,7
	3	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*
	4	1,38	0,02	1,95	0,66	7,2	12	1,41	4	107	25,0
	5	1,01	0,01	1,87	0,24	8,6	4	1,85	4	43	25,0
	6	1,46	0,02	2,08	0,65	7,6	12	1,43	6	64	17,6
	Ort.	**1,25**	**0,02**	**1,91**	**0,60**	**7,2**	**11**	**1,56**	**5**	**89**	**21,1**
	Std	0,18	0,00	0,12	0,22	1,2	4	0,17	1	38	3,9

* Kalıptan çıkarılma aşamasında numune kırılmıştır.

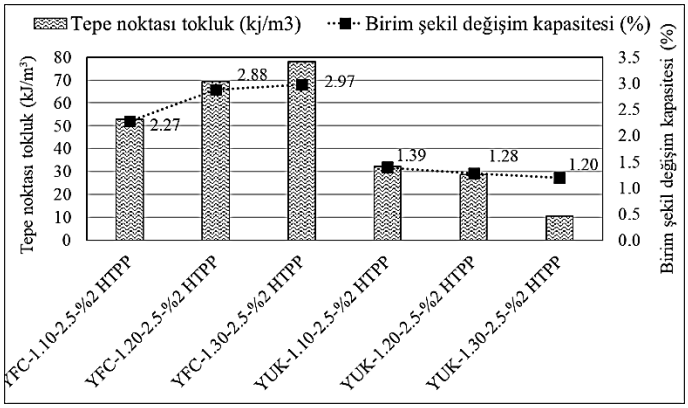
** Renk ile vurgulanan numuneler lif ve kusur boyutu incelenen numunelerdir. Çekme birim şekil değişimi özelliği açısından kahverengi en kötü karşımı, yeşil en iyi karışımı göstermektedir. Koyu renk en kötü numuneyi, açık renk en iyi numuneyi temsil etmektedir.

*** std: standart sapma

Ayrıca, buradaki HTPP-ECC'lerin elastisite modülü değerleri, aynı basınç dayanımı seviyesindeki (Bkz. Şekil 9.27, 19-48 MPa) geleneksel betonlara kıyasla oldukça düşüktür (geleneksel C30/37 betonun elastisite modülü TS500'e göre 32 GPa'dır (İnşaat Mühendisleri Odası (İMO), 2012).



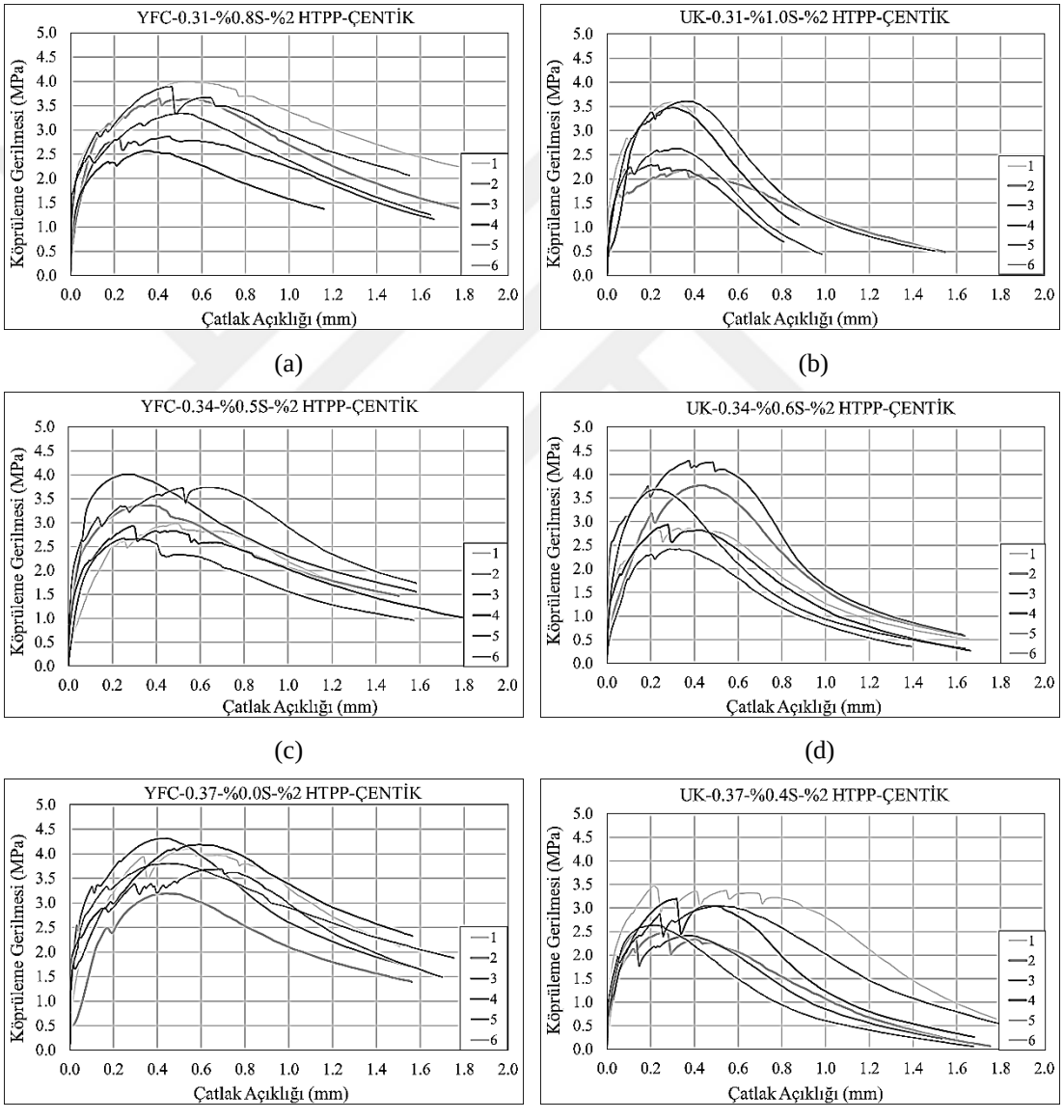
Şekil 9.15 HTPP-ECC'lerin ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve $PSH_{Dayanım}$ indeksi değerleri



Şekil 9.16 HTPP-ECC'lerin tepe noktası tokluğu ve çekme şekil değişim kapasitesi (süneklik) değerleri

9.3.2.5 HTPP-ECC Serisi Çentikli Çekme Deneyi Sonuçları

Kompozitlerin lif köprüleme davranışını karşılaştırmak için çentikli kemik şekilli numunelerin çekme gerilmesi - çatlak açıklığı ilişkisi, belirlenmiştir (Şekil 9.17). Maksimum lif köprüleme gerilmesine (σ_0) karşılık gelen çatlak genişliği (δ_0) ve hesaplanan tamamlayıcı enerji değerleri (J_b') Şekil 3.6'da gösterildiği şekilde belirlenmiş ve Tablo 9.5'de listelenmiştir.



Şekil 9.17 HTPP-ECC'lerin köprüleme gerilmesi – çatlak açıklığı grafikleri: (a) YFC-0.31-%0.8S-%2 HTPP, (b) UK-0.31-%1.0S-%2 HTPP, (c) YFC-0.34-%0.5S-%2 HTPP, (d) UK-0.34-%0.6S-%2 HTPP, (e) YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP, (f) UK-0.37-%0.4S-%2 HTPP

Tablo 9.5 HTPP-ECC'lerin çentikli çekme deneyi verileri

Karışım kodu		σ_0 (MPa)	Ort. σ_0 (MPa)	δ_0 (mm)	Ort. δ_0 (mm)	J_b' (J/m^2)	Ort. J_b' (J/m^2)
YFC-0.31-%0.8S-%2 HTPP	1	4,0	3,4 ± 0,5 *	0,54	0,45 ± 0,06*	340,9	239 ± 73 *
	2	3,6		0,41		272,9	
	3	2,9		0,45		163,4	
	4	2,6		0,34		127,3	
	5	3,9		0,46		290,3	
	6	3,3		0,51		239,3	
YFC-0.34-%0.5S-%2 HTPP	1	3,0	3,3 ± 0,5	0,49	0,39 ± 0,13	330,7	205 ± 71
	2	3,4		0,37		160,2	
	3	4,0		0,29		171,8	
	4	2,9		0,29		155,3	
	5	3,7		0,62		274,4	
	6	2,7		0,25		139,7	
YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP	1	4,1	3,9 ± 0,4	0,56	0,53 ± 0,09	444	352 ± 82
	2	3,2		0,45		345	
	3	4,3		0,45		277	
	4	4,2		0,59		445	
	5	3,8		0,45		224	
	6	3,7		0,68		379	
UK-0.31-%1.0S-%2 HTPP	1	3,6	3,0 ± 0,6	0,29	0,31 ± 0,05	174	156 ± 74
	2	2,2		0,36		91	
	3	2,3		0,20		60	
	4	3,5		0,29		263	
	5	2,6		0,33		115	
	6	3,6		0,36		234	
UK-0.34-%0.6S-%2 HTPP	1	2,9	3,3 ± 0,6	0,37	0,33 ± 0,07	137	205 ± 95
	2	3,8		0,43		398	
	3	4,3		0,38		251	
	4	2,9		0,28		146	
	5	2,4		0,29		153	
	6	3,7		0,22		146	
UK-0.37-%0.4S-%2 HTPP	1	3,5	2,9 ± 0,4	0,22	0,28 ± 0,11	150	141 ± 60
	2	2,5		0,27		124	
	3	2,5		0,13		59	
	4	3,2		0,32		192	
	5	2,6		0,23		85	
	6	3,0		0,50		236	

*: ± standart sapma

Yüksek bir tamamlayıcı enerji, yüksek PSH_{Enerji} indeksi değeri için faydalıdır. Çoğu durumda, eşit S/B oranındaki kompozitlerin tamamlayıcı enerjisi karşılaştırıldığında, YFC'nin UK'dan daha iyi veya en azından eşit performans göstermiştir. Bu gelişme kısmen, lif-matris arayüzünde ince ve fiziksel olarak daha reaktif cüruf partiküllerinin varlığında daha yüksek arayüzey bağına atfedilebilir (Felekoğlu ve diğer., 2014).

Karıştırma aşamasında lif dağılımının homojenliğini muhtemelen artıran, artan ve azalan kayma oranlarında YFC matrisinin kararlı reolojisi, YFC'nin lif köprüleme kapasitesi üzerindeki bir başka olumlu etkisi olarak kabul edilebilir. Sonuçlar ayrıca maksimum köprüleme gerilmesinde çatlak genişliğinin genellikle artan S/B oranları ile arttığını göstermiştir.

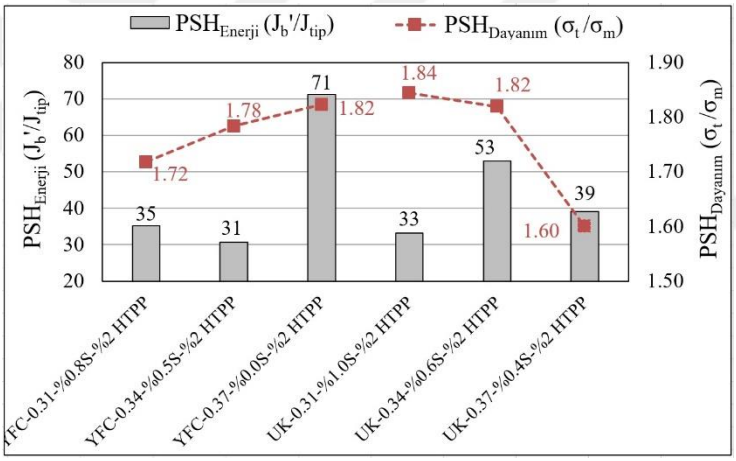
9.3.2.6 HTPP-ECC Serisi PSH_{Enerji} Ve $PSH_{Dayanım}$ Kriteri Sonuçlar

Bölüm 9.3.2.4'de çentiksiz çekme deneyi ve Bölüm 9.3.2.5'de çentikli çekme deneyi sonuçlarından PSH_{Enerji} (J_b'/J_{tip}) ve $PSH_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) indeksleri hesaplanmıştır. Tüm kompozitlerin PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ indeksleri sırasıyla 3 ve 1.2'den yüksektir (Şekil 9.18). Farklı mineral katkı maddeleri ile hazırlanan kompozitler, çoklu çatlak davranışı sağlayarak şekil değişim sertleşmesi sergilemiştir. Kompozitlerin çekme şekil değişim kapasitesi (minimum %1,2) ve çatlak analizi de bu bulguyu doğrulamıştır. Yang (2008) sıradan PP lifler için $PSH_{Dayanım}$ indeksinin minimum 2 olması gerektiğini önermiştir. Ancak, 1,60 değerinde bile çoklu çatlama gözlemlendiğinden HTPP kompozitleri için bu değerin 2'den küçük olmaması gerektiği bildirilmiştir. Bu durum, HTPP liflerinin geliştirilmiş mekanik özelliklerine bağlanabilir. Üretim aşamasında ıslak spin işlemenin uygulanması, geleneksel PP liflere kıyasla çekme dayanımını %100 gibi önemli ölçüde geliştirmiştir.

Deney sonuçları, mineral katkı tipi ve S/B oranının belirgin çekme performansı farklılıklarına neden olabileceğini göstermiştir. YFC kompozitlerinin (1,72–1,82) ve UK kompozitlerinin (1,60–1,84) $PSH_{Dayanım}$ indeksi birbirinden çok farklı olmasa da, en yüksek PSH_{Enerji} değeri (71), YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP kompozitinde elde edilmiştir (Şekil 9.18). Bu kompozit, en yüksek çekme şekil değişim kapasitesi (% 2,97) ile teknik olarak avantajlıdır ve süperakışkanlaştırıcı içermediğinden ekonomik olarak da uygundur. Öte yandan, UK kompozitlerinde en yüksek PSH_{Enerji} değeri (53), UK-0.34-0.6% kompozitten elde edilmiştir. Bununla birlikte, UK-0.34-%0.6S-%2 HTPP kompozitin çekme şekil değişim kapasitesi (%1,28), nispeten yüksek PSH_{Enerji} değerinin aksine beklenmedik şekilde düşük bulunmuştur. YFC-0.31-%0.8S-%2

HTPP ve YFC-0.34-%0.5S-%2 HTPP kompozitleri, benzer PSH_{Enerji} değerlerine (sırasıyla 35 ve 31) rağmen daha iyi çekme şekil değişim değerleri sergilemiştir (sırasıyla %2,27 ve %2,88). Bu kompozitlerin $PSH_{Dayanım}$ indeksi değerlerinin de yaklaşık olarak benzer olduğu tekrar belirtilmelidir. PSH_{Enerji} indeksi en iyi kompoziti bulmaya yardımcı olurken, diğer kompozitleri çekme şekil değişimi açısından ayırt etmede kullanılamayacağı değerlendirilmiştir.

HTPP-ECC'de doygun çoklu çatlak davranışı için PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ indeksleri sırasıyla 3 ve 2'den yüksek olmalıdır. Şekil 9.18'de PSH_{Enerji} için minimum değerler elde edilmiş olmasına rağmen, $PSH_{Dayanım}$ değerleri 2'den küçük olması, HTPP-ECC'lerde doygun çoklu çatlak davranışının elde edilemeyeceğini ifade etmektedir. Çatlak davranışları bir sonraki bölümde tartışılmıştır.



Şekil 9.18 HTPP-ECC'lerin PSH_{Enerji} (J_b'/J_{tip}) ve $PSH_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) indisleri

Deneysel çalışmalar aşamasında elle yapılan kontrollerde matriste YFC bulunmasının lif topaklaşmasını azaltığı gözlenmiştir. Daha iyi bir lif dağılımı sayesinde YFC kompozitleri, tüm S/B oranlarında çekme birim şekil değişim kapasitesi açısından UK kompozitlerinden önemli ölçüde daha üstün performans sergilemiştir. Bu bakış açısına göre, lif köprüleme gerilmesi - çatlak açıklığı ilişkisinden hesaplanan PSH_{Enerji} değeri, sadece nispeten iyi lif dağılımı sergileyen YFC kompozitleri için geçerlidir. Lif dağılımı, lif topaklaşması sergileyen UK kompozitlerinde olduğu gibi, numune boyunca muntazam olmadığında, kesitin minimum lif köprüleme dayanımı (göçme çatlağı bölümü), aynı kompozitin (çentikli)

rastgele seçilen bölümününkinden (orta bölüm) çok daha düşük olacaktır. Bu nedenle, UK kompozitlerinin çentikli numunelerinden hesaplanan PSH_{Enerji} değerleri, lif köprüleme dayanımı açısından en zayıf bölümden göçmenin meydana geldiği çentiksiz kompozitlerin performansını yansıtmamaktadır. Sonuçlar, kompozit çekme dayanımını lif köprüleme dayanımına yaklaştırmak için numunelerde homojen lif dağılımının sağlanması gerektiğini göstermiştir. PSH_{Enerji} değerleri ancak sözü edilen koşul yerine getirilirse anlamlı olabilecektir.

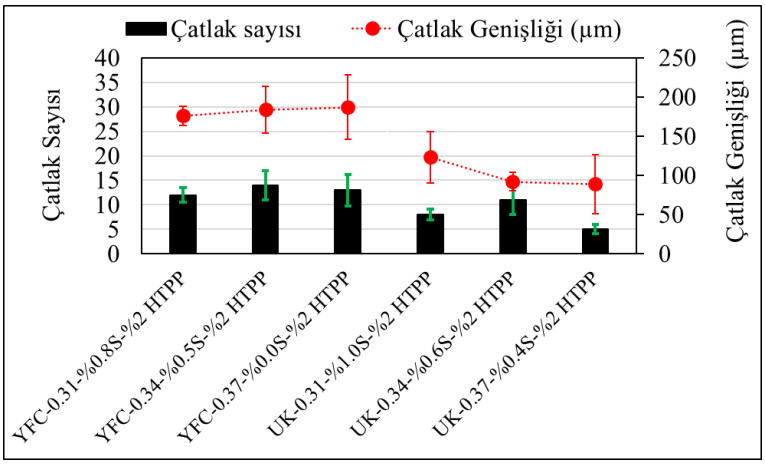
Çekme birim şekil değişim kapasitesi, en yüksek tokluk değerleri ve çoklu çatlama analizi açısından performans sonuçları, YFC'nin UK'ya göre avantajlarını açıkça göstermiştir. Tek başına $PSH_{Dayanım}$ indeks değerlerinin bu farkı yansıtamadığı unutulmamalıdır. Sonuçları kapsamlı bir şekilde değerlendirmek için PSH_{Enerji} indeksi değerleri de belirlenmelidir. Li ve Leung (1992)'a göre, başarılı bir ECC tasarımı için hem enerji hem de dayanım kriterleri sağlanmalıdır.

9.3.2.7 HTPP-ECC Serisi DIC İle Çatlak Analizi

Kompozitlerin çatlak analizleri, DIC yöntemi kullanılarak çentiksiz kemik şekilli numunelerde maksimum çekme gerilmesi için yapılmıştır. DIC yöntemi ile üç boyuna doğrultuda çizgi numune yüzeyine yerleştirilerek (sol, merkez ve sağ) çatlak sayıları ve genişlikleri belirlenmiştir. Maksimum çekme gerilmesinde ölçülen birim şekil değişimi değerleri YFC ve UK kompozitleri için sırasıyla %2,27–2,97 ve %1,2–1,4 aralığındadır. Analiz sonuçlarına göre (Şekil 9.19), YFC kompozitlerinden sayılan ortalama çatlak sayısı (artan S/B oranı ile 12±1, 14±3 ve 13±3), benzer S/B oranlarında UK kompozitlerinden (artan S/B oranıyla 8±1, 11±3 ve 5±1) daha yüksektir. YFC kompozitlerinin ortalama çatlak genişlikleri (göçme/major çatlak hariç) artan S/B oranıyla sırasıyla 176±12 μm, 184±30 μm ve 187±41 μm'dir. Öte yandan, UK kompozitlerinin ortalama çatlak genişlikleri, artan S/B oranıyla sırasıyla 123±33 μm, 92±12 μm ve 89±38 μm'dir. Ancak, burada ifade edilen çatlak genişlikleri, yüklü durumdaki sonuçlardır ve yüksüz durumda söz konusu çatlak genişliklerinin literatürde yaklaşık yarıya düşeceği ifade edilmiştir (Yang ve diğer., 2007). Bu

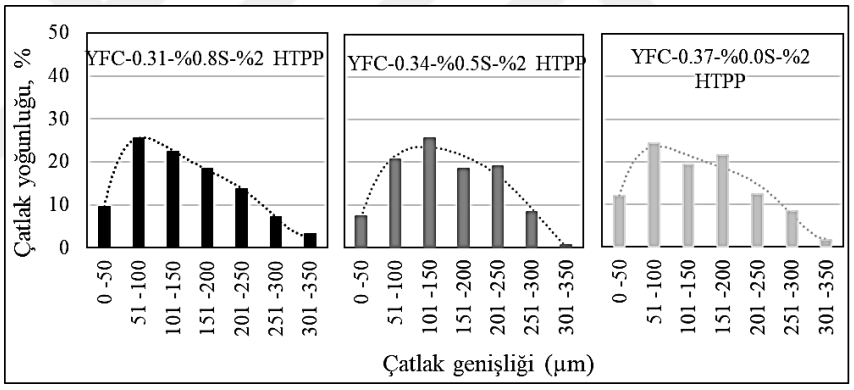
durumda, incelen HTPP-ECC serileri arasında maksimum yükteki çatlak genişliği 187 µm'yi geçmediği için yük kaldırıldıktan sonra yaklaşık 100 µm'yi geçmeyeceği için dayanılılık açısından olumsuz bir durumun oluşmayacağı söylenebilir.

Ortalama çatlak sayıları ve genişliklerinin yanında farklı olarak maksimum çekme gerilmesi için çatlak genişliği dağılım histogramları belirlenerek Şekil 9.20'de gösterilmiştir. Çatlak yoğunluğu da, her kompozit için altı numunenin sol-orta-sağ bölümlerinden çizgi çizilerek belirlenen çatlak sayıları dikkate alınarak hesaplanmıştır. Çatlak genişliği histogramları, YFC kompozitlerinde normal dağılım gözlenirken (Şekil 9.20a), UK kompozitlerinde sağa çarpık dağılım (genellikle dar/küçük çatlak genişliklerinin çoğunlukta olduğu) göstermiştir (Şekil 9.20b). YFC ve UK kompozitlerindeki ortalama çatlak genişliği ve çatlak dağılımındaki önemli farklılık, lif dağılımı problemi nedeniyle UK kompozitlerinde çoklu çatlama potansiyelinin etkin bir şekilde kullanılamadığını göstermiştir. Daha küçük kusurların aktivasyonu, lif dağılımı (göçme bölümü) açısından en zayıf bölümün erken çatlaması nedeniyle UK kompozitlerinde mümkün olmamıştır. Öte yandan, matrisin daha iyi lif dağılımı sağladığı YFC kompozitlerinde, çoklu çatlama potansiyeli etkili bir şekilde kullanılmıştır. Sonuç olarak, matris fazında YFC kullanıldığında maksimum gerilmede ölçülen hem çatlak sayısı hem de genişlikleri artmıştır. Bu durum yüksek çekme şekil değişim kapasitesi elde edilmesinin temel nedeni olarak kabul edilebilir.

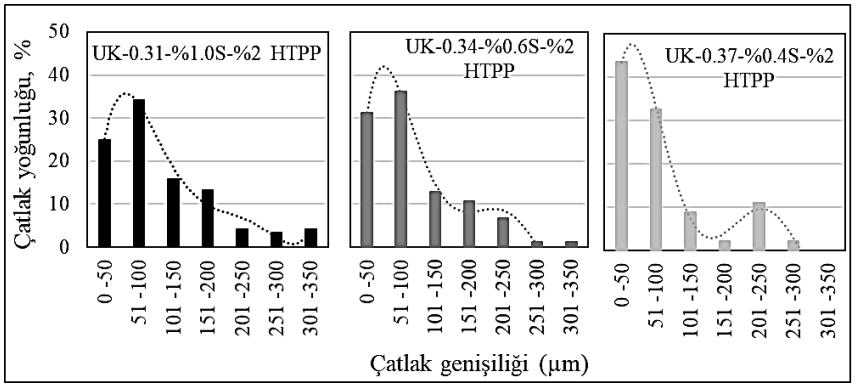


Şekil 9.19 HTPP-ECC'lerin maksimum çekme gerilmesindeki çatlak sayıları ve genişlikleri

Çatlak yoğunluk dağılımları, her bir numunenin birim şekil değişim kapasitesindeki değerleri için belirlenmiştir. Aynı karışımdaki farklı numunelere ait değerlerin ortalama değerleri alınarak, çatlak yoğunluk dağılımları belirlenmiştir. Bu nedenle her karışımın şekil değişim kapasiteleri farklı olduğundan, karışımlara ait çatlak yoğunluk değerleri, farklı birim şekil değişim değerlerinde gerçekleştirilmiştir. Dolayısıyla çatlak yoğunluk dağılımları, farklı karışımlar için sabit birim şekil değişim seviyesinde gerçekleştirilmediğinden, çatlak yoğunluk dağılımı kıyaslamalarında çekme şekil değişim kapasitesi dikkate alınmalıdır. Daha açık bir ifadeyle, sola çarpık çatlak yoğunluk dağılım gösteren kompozitlerin (genellikle büyük çatlak genişliklerinin çoğunlukta olması durumu) yüksek şekil değişim kapasitesi sergileyebileceği ve bu nedenle sola çarpık dağılım gösterebilmesi olası bir durumdur. Bu nedenle, çatlak yoğunluk dağılımı açısından kompozitler arasındaki en gerçekçi kıyaslama, eşit şekil değişim kapasitelerinde yapılacak kıyaslamadır.



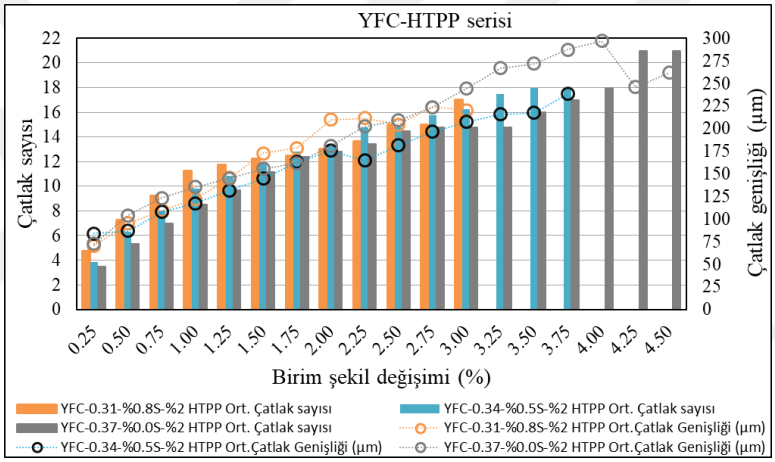
(a)



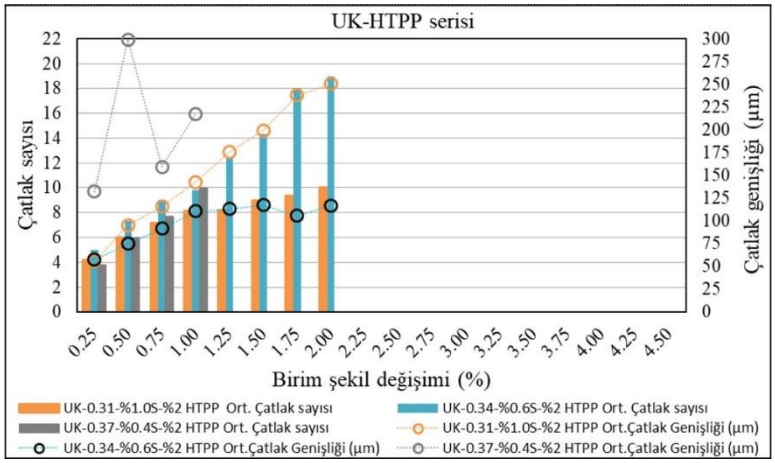
(b)

Şekil 9.20 HTPP-ECC'lerin maksimum çekme gerilmesindeki çatlak genişliği dağılım histogramları; (a) YFC kompozitleri, (b) UK kompozitleri

Maksimum çekme gerilmesi anında alınan görüntülerde yapılan çatlak analizlerinden farklı olarak, DIC tekniği kullanılarak çekme birim şekil değişimi artışıyla ortalama çatlak sayısı ve genişlik takibi yapılmıştır ve sonuçlar Şekil 9.21'de sunulmuştur. Söz konusu çatlak sayısı ve genişlik takibi, her bir karışım için %0,25 birim şekil değişimi artışıyla maksimum çekme gerilme noktasına kadar gerçekleştirilmiştir. Şekil 9.21a ve 9.21b'den anlaşılacağı üzere çok düşük çekme şekil değişim seviyelerinde (%1 mertebesinde) çatlak genişlikleri dayanıklılık için sınır değer kabul edilen 100 µm seviyesinin üzerine çıkmaktadır. Bu sonuç, ECC'nin dayanıklılık özelliklerinin belirlenmesinde, şekil değişim artışıyla çatlak genişliği takibinin önemini belirtmesi açısından oldukça önemlidir.



(a)

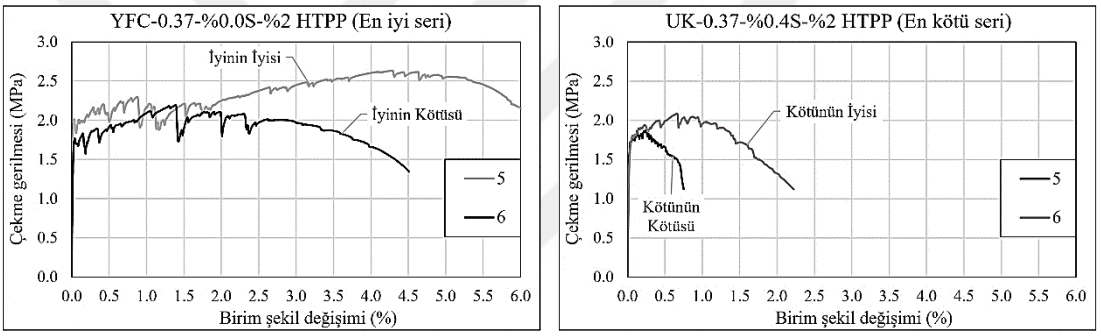


(b)

Şekil 9.21 HTPP-ECC'lerin birim şekil değişime göre çatlak sayısı ve genişliği takibi (a) YFC içeren HTPP-ECC serisi, (b) UK içeren HTPP-ECC serisi

9.3.2.8 HTPP-ECC Serisi Lif Ve Maksimum Kusur Boyut Dağılım Sonuçları

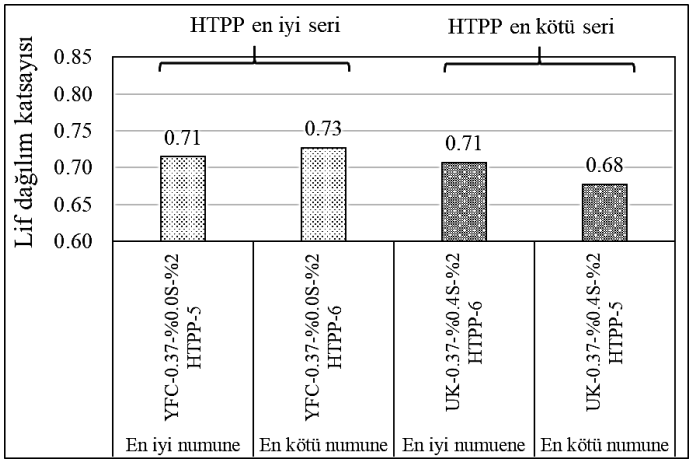
ECC'de çekme şekil değişim kapasitesi lif ve kusur dağılımı ile doğrudan ilişkilidir. Bu nedenle HTPP serisindeki çekme şekil değişim kapasitesi farklı olan numuneler üzerinde lif ve kusur boyut dağılımı analizi yapılmıştır. Numunelerin seçilmesi iki aşamalı olarak gerçekleştirilmiştir. **1. Aşama**: Çekme şekil değişim kapasitesi en yüksek (en iyi seri) ve en düşük (en kötü seri) seriler belirlermiştir. Bunlar sırasıyla; YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP ve UK-0.37-%0.4S-%2 HTPP karışımlarıdır. **2. Aşama**: 1. Aşamada belirlenen serilerdeki çekme şekil değişim kapasitesi en yüksek (iyi) ve en düşük (kötü) numuneler belirlenmiştir. Seçilen numunlere ait çekme gerilmesi-birim şekil değişimi ilişkileri Şekil 9.22'de gösterilmiştir.



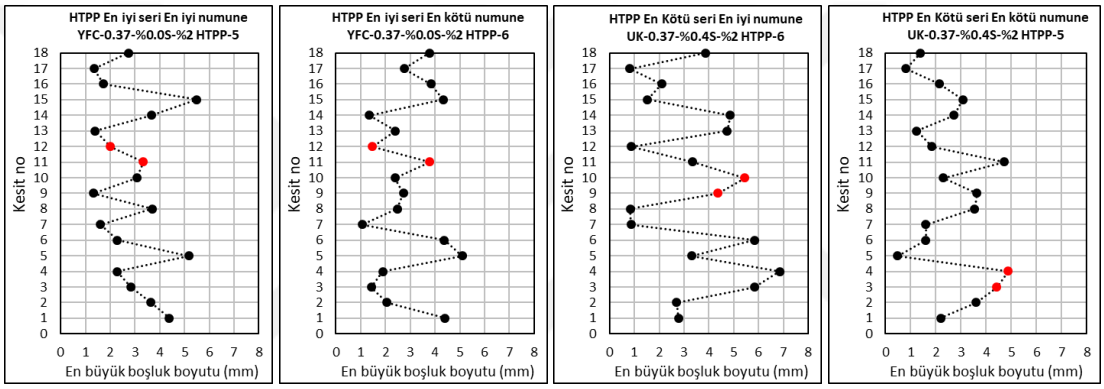
(a) (b)

Şekil 9.22 HTPP-ECC'de lif ve maksimum kusur boyutu dağılımı için seçilen numuneler (a) Çekme birim şekil değişimi en iyi karışım, en iyi ve en kötü performans sergileyen numuneler, (b) Çekme birim şekil değişimi en kötü karışım, en iyi ve en kötü performans sergileyen numuneler

Şekil 9.22'de belirlenen numunelere ait lif dağılım katsayıları Şekil 9.23'da gösterilmiştir. En iyi ve en kötü serilerin S/B oranları aynı olup mineral katkı türleri farklıdır. En iyi seri YFC katkılı ve en kötü seri ise UK katkılı kompozitlerdir. Lif dağılım katsayısı sonuçlarına göre, YFC katkılı kompozitlerin lif dağılım katsayılarının bir miktar daha yüksek olduğu görülmektedir. Bu sonuç YFC'nin UK'ya kıyasla daha kohezif yapısı nedeniyle lif dağılımını olumlu etkilemesiyle açıklanabilir.



Şekil 9.23 HTPP-ECC'de seçilen numunelere için göçme kesitine ait lif dağılım katsayıları



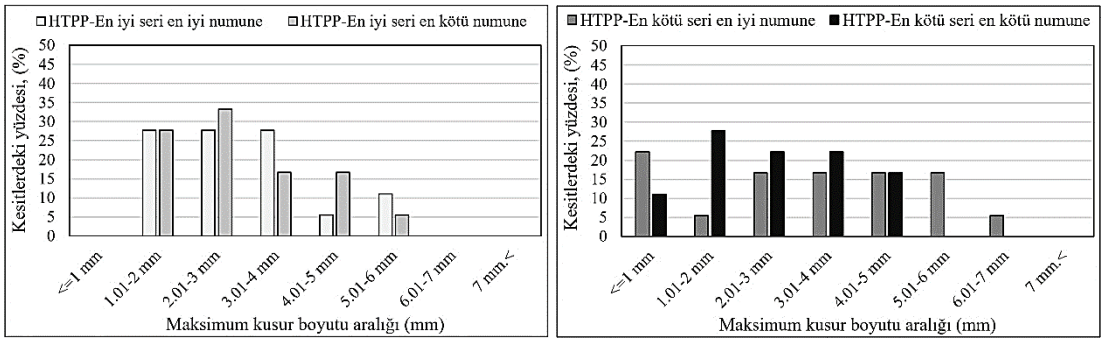
(a) (b) (c) (b)

Şekil 9.24 HTPP-ECC'de seçilen numunelerin yükleme ekseni boyunca maksimum kusur boyut dağılımları (a) En iyi karışım, En iyi numune (YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP-5), (b) En iyi karışım, En kötü numune (YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP-6), (c) En kötü karışım, En iyi numune (UK-0.37-%0.4S-%2 HTPP-6), (d) En kötü karışım, En kötü numune (UK-0.37-%0.4S-%2 HTPP-5)

* UK-0.37-%0.4S-%2 HTPP-6 kodunun açıklaması; UK: Mineral katkı tipi, 0.37: S/B oranı, %0.4S: Çimento ağırlığının yüzdesi olarak kullanılan süper akışkanlaştırıcı miktarı, 6: Bu karışımdaki numune numarasını ifade etmektedir.

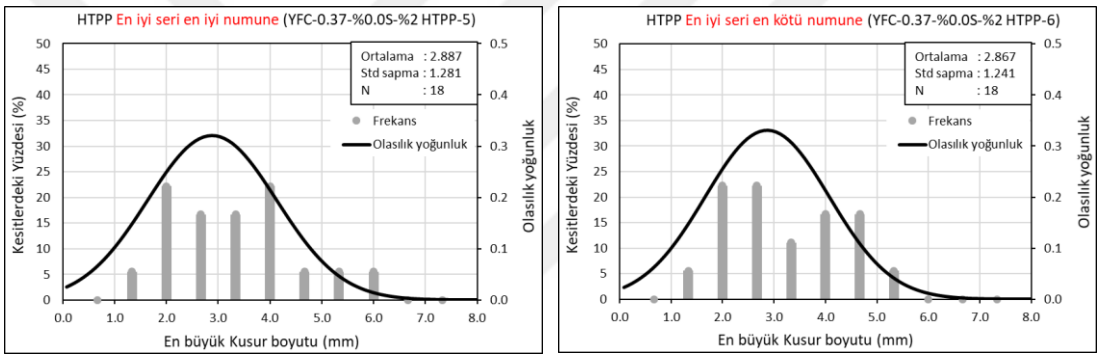
** Kırmızı noktalar, göçme çatlağı bölgesindeki maksimum kusur boyutlarını gösterir.

HTPP en iyi seri için Şekil 9.23'da beklenin aksine, en iyi numunenin lif dağılım katsayısı, en kötü numuneden biraz daha düşüktür. Ancak Şekil 9.24a, 9.24b, 9.25a, 9.26a ve 9.26b'deki kusur boyuları incelendiğinde, en iyi numuneye ait 3 mm üzeri büyük boyutlu kusurların oranı daha yüksektir. Bu sonuç en iyi serideki en iyi ve en kötü numunelerdeki farklılığın, lif dağılım katsayısından ziyade büyük boyutlu kusurların aktivasyonu ile oluştuğunu açıklamaktadır.

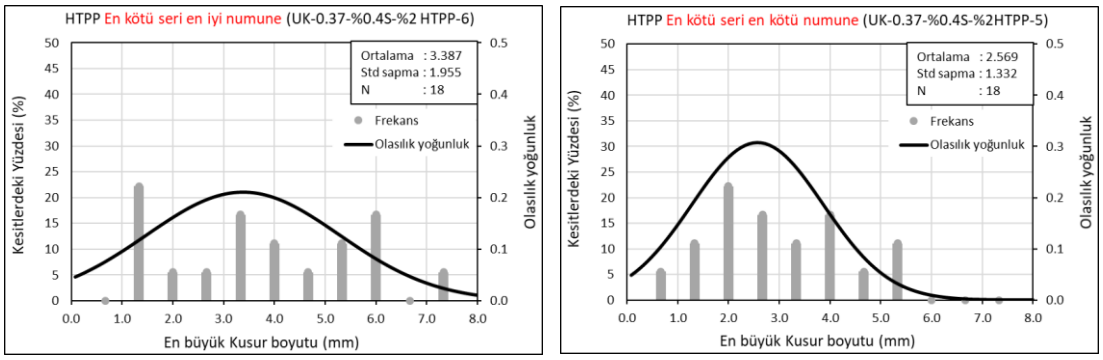


(a) (b)

Şekil 9.25 HTPP-ECC'de seçilen numunelerin yükleme ekseni boyunca 1 mm aralıklarla maksimum kusur boyutu dağılımları (a) En iyi karışım, En İyi numune (YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP-5) ve En kötü numune (YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP-6), (b) En kötü karışım, En iyi numune (UK-0.37-%0.4S-%2 HTPP-6) ve En kötü numune (UK-0.37-%0.4S-%2 HTPP-5)



(a) (b)



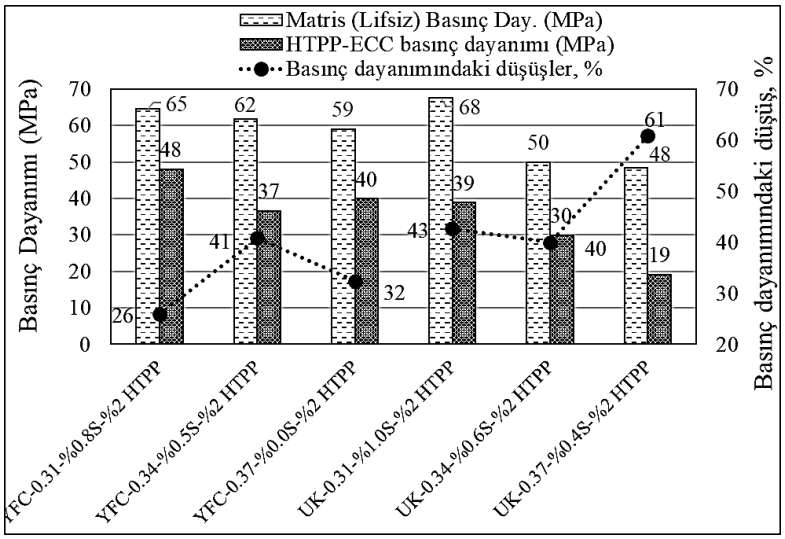
(c) (d)

Şekil 9.26 HTPP-ECC'de seçilen numunelerin maksimum kusur boyutlarının kesitlerdeki yüzdesi (a) En iyi karışım, En İyi numune (YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP-5) ve En kötü numune (YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP-6), (b) En kötü karışım, En iyi numune (UK-0.37-%0.4S-%2 HTPP-6) ve En kötü numune (UK-0.37-%0.4S-%2 HTPP-5)

HTPP en kötü seri için Şekil 9.23'daki en iyi numuneye ait lif dağılım katsayısı en kötü numuneden daha yüksektir. Ayrıca Şekil 9.24c, 9.24d, 9.25b, 9.25c ve 9.25d'deki en kötü serideki en iyi ve en kötü numunelere ait kusur boyutları incelendiğinde, en iyi numuneye ait 3 mm üzeri büyük boyutlu kusurların oranı daha yüksektir. Bu sonuçlar, en kötü serideki numuneler arasındaki çekme birim şekil değişimi farkının hem lif dağılımı hem de kusur boyutundan kaynaklandığını göstermektedir.

9.3.2.9 HTPP-ECC Serisi Matris Ve Kompozit Basınç Dayanım Sonuçları

Her iki mineral katkı maddesi ile hazırlanan matris (lifsiz) ve kompozitlerin 28 günlük basınç dayanımı, artan S/B oranı ile azalmıştır (Şekil 9.27). Süperakışkanlaştırıcının düşük S/B oranlı kompozitlerde birim ağırlık sonuçlarından belirlenen hava sürükleme etkisine rağmen (Şekil 9.10 ve 9.11), basınç dayanımı değerlerinde su içeriği baskındır. Ek hava sürükleme etkisine neden olan lif ilavesi, YFC ve UK kompozitleri için basınç dayanımı değerlerini sırasıyla %41 ve %61'e varan ölçüde düşürmüştür. Bu yan etkiye rağmen 20–50 MPa aralığında basınç dayanımı değerleri elde edilmiştir. Uçucu kül içeren matrislerin lif topaklaşma problemini aşmak için uzun karıştırma süresi nedeniyle lifler hava sürükleme ve dolayısıyla dayanım kaybına yol açmıştır.



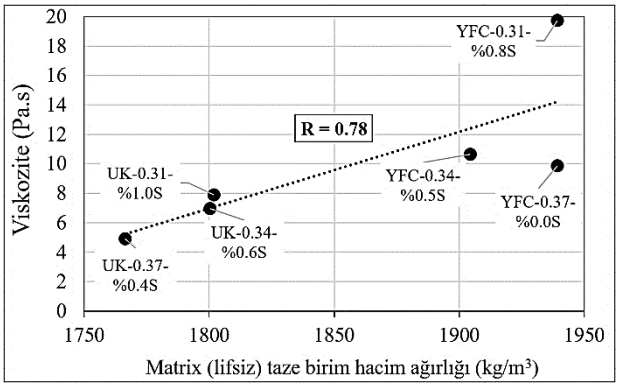
Şekil 9.27 Matris ve HTPP-ECC'lerin basınç dayanımları

HTPP ve PVA liflerinin hava sürükleyici etkisinin rolü üzerine benzer bulgular literatürde (Ahmed ve Mihashi, 2011; Li ve diğer., 2002; Tosun-Felekoğlu ve diğer., 2014; Zijl, 2011) bildirilmiştir. Görece olarak düşük viskoziteli UK matrisi, lif topaklaşmasını uzun karıştırma süresine rağmen engelleyememiştir.

9.4 HTPP-ECC Serisi Sonuçlar Arası İlişkilerin Tartışılması

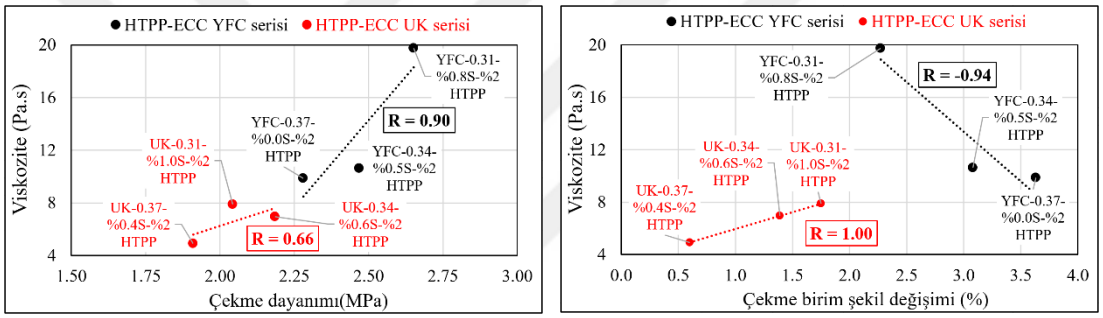
Bu bölümde, Bölüm 9.3.2'de elde edilen sonuçlar arası ilişkiler araştırılmıştır. Bu kapsamda, "taze hal-taze hal", "taze hal-sertleşmiş hal" ve "sertleşmiş hal-sertleşmiş hal" deney sonuçları arasındaki ilişkiler grafikler yardımıyla incelenmiştir.

Matris karışımların reometreden elde edilen viskozite değerleri ile matris taze birim hacim ağırlıkları arasındaki ilişki Şekil 9.28'de gösterilmiştir. Birim hacim ağırlık (Bha) artışıyla viskozitenin arttığı ve bu özellikler arasındaki korelasyon katsayısının (R) 0,78 olduğu belirlenmiştir. Bha değerindeki artış, matris bünyesindeki taneciklerin birbirleri ile daha yakın temas da olduğunu ve böylece tanecikler arası sürtünme kuvvetlerinin daha yüksek olduğunu gösterir. Bu durum, matrisin akmaya karşı direncinin daha yüksek olduğunu, yani viskozitenin daha yüksek olduğunu açıklamaktadır. YFC serisine ait birim hacim ağırlık ve dolayısıyla viskozite değerlerinin UK serinden daha yüksek olması iki sebeple açıklanabilir. Birincisi, YFC'nin özgül ağırlığı UK'dan daha yüksektir (sırasıyla 2,87 ve 2,30). İkincisi, YFC içeren ECC'lerin UK içeren ECC'lere kıyasla, daha az hava sürüklemesidir.



Şekil 9.28 Viskozite ile HTPP-ECC matrislerin (lifsiz) taze birim hacim ağırlığı arasındaki ilişki

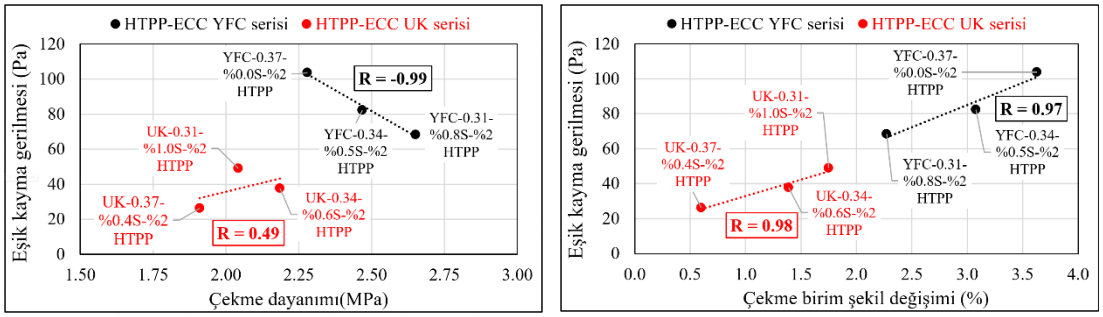
Viskozite ile çekme deneylerinden elde edilen çekme dayanımı ve çekme birim şekil değişim kapasitesi arasındaki ilişkiler Şekil 9.29'de sunulmuştur. Buna göre Şekil 9.29a'da viskozite ile çekme dayanımı arasında doğrusal bir ilişki olduğu görülmüştür ve bu durum UK içeren ECC'lere kyasla YFC içeren kompozitlerde daha belirgindir. Şekil 9.29b'de viskozite ile çekme birim şekil değişim kapasitesi arasındaki ilişkiye mineral katkı türünün önemli seviyede etkisi olmuştur. Söz konusu bu ilişki için; UK çeren kompozitlerde doğru orantılı, ancak YFC içeren kompozitlerde ters orantılı güçlü seviyede ilişkiler tespit edilmiştir. Yang ve diğer., (2009) PVA-ECC ile gerçekleştirdiği çalışmada, viskozite artışı ile çekme dayanımı ve çekme birim şekil değişim kapasiteleri arasında doğru orantılı bir ilişki olduğu belirtilirken, korelasyon katsayıları hakkında bilgi verilmemiştir.



(a) (b)

Şekil 9.29 (a) Viskozite ile HTPP-ECC'lerin çekme dayanımı arasındaki ilişki, (b) Viskozite ile HTPP-ECC'lerin çekme birim şekil değişim kapasitesi arasındaki ilişki

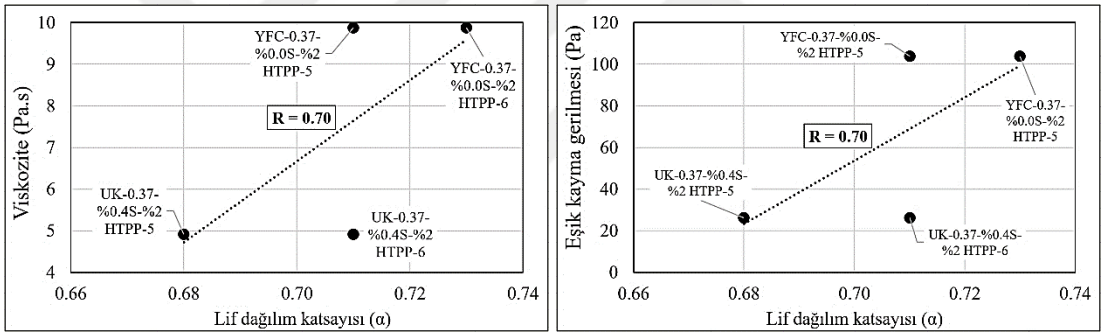
Eşik kayma gerilmesi – çekme dayanımı ilişkisine mineral katkı türünün etkisi Şekil 9.30a'da görülmektedir. Söz konusu bu ilişkide; YFC içeren ECC'lerde güçlü ters orantılı (R=-0,99) ilişki görülürken, UK içerenlerde orta seviyede doğru orantılı (R=0,49) ilişki tespit edilmiştir. Eşik kayma gerilmesi ile çekme dayanımı arasında (Şekil 9.30b), hem YFC hem de UK içeren ECC'ler için güçlü doğru orantılı ilişkiler olduğu belirlenmiştir (R ≥0,97).



(a) (b)

Şekil 9.30 (a) Eşik kayma gerilmesi ile HTPP-ECC'lerin çekme dayanımı arasındaki ilişki, (b) Eşik kayma gerilmesi ile HTPP-ECC'lerin çekme birim değişim kapasitesi arasındaki ilişki

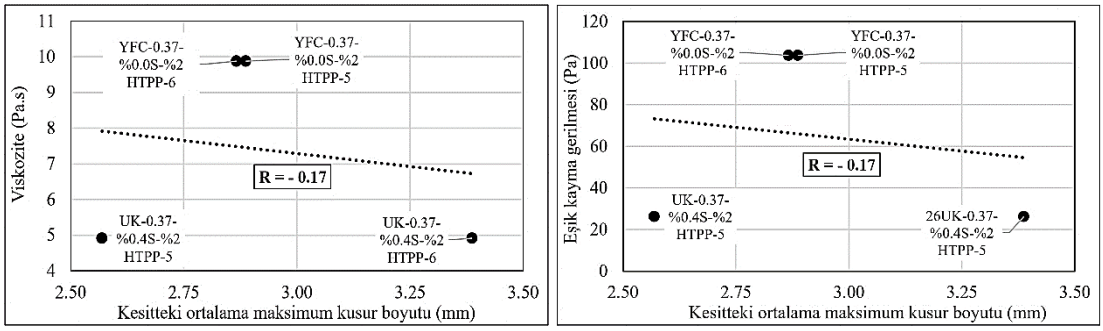
Viskozite - lif dağılım katsayısı ve eşik kayma gerilmesi - lif dağılım katsayısı arasındaki ilişkiler sırasıyla Şekil 9.31a ve 9.31b'de göstrilmiştir. Her iki durumda orta seviyede (R=0,70) doğru orantılı ilişkiler olduğu görülmüştür.



(a) (b)

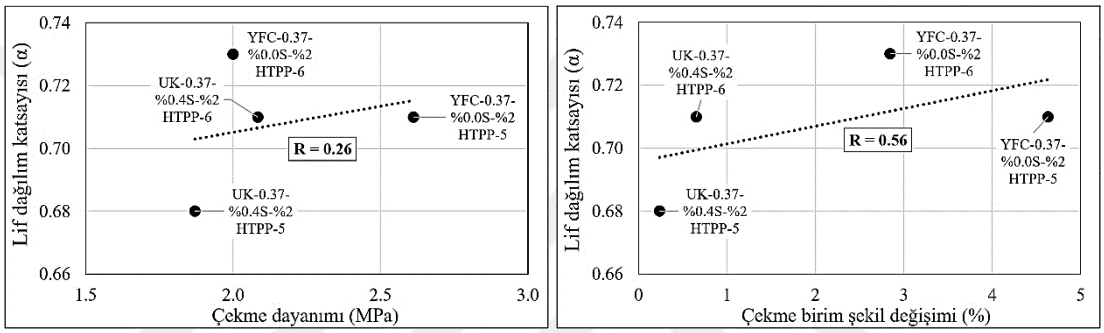
Şekil 9.31 (a) Viskozite ile HTPP lif dağılım katsayısı arasındaki ilişki (b) Eşik kayma gerilmesi ile HTPP lif dağılım katsayısı arasındaki ilişki

Viskozite katsayısı ve eşik kayma gerilmesinin kusur boyutu üzerinde negatif yönlü zayıf bir doğrusal ilişkisi Şekil 9.32'de belirlenmiştir. Lif dağılım katsayısının çekme dayanımı üzerinde zayıf bir doğrusal ilişkisi (R=0,26) ve çekme birim şekil değişimi üzerinde orta dereceli doğrusal ilişkisi (R=0,56) Şekil 9.33'de gösterilmiştir.



(a) (b)

Şekil 9.32 (a) Viskozite – kesitteki ortalama maksimum kusur boyutu ilişkisi (b) Eşik kayma gerilmesi – kesitteki ortalama maksimum kusur boyutu ilişkisi



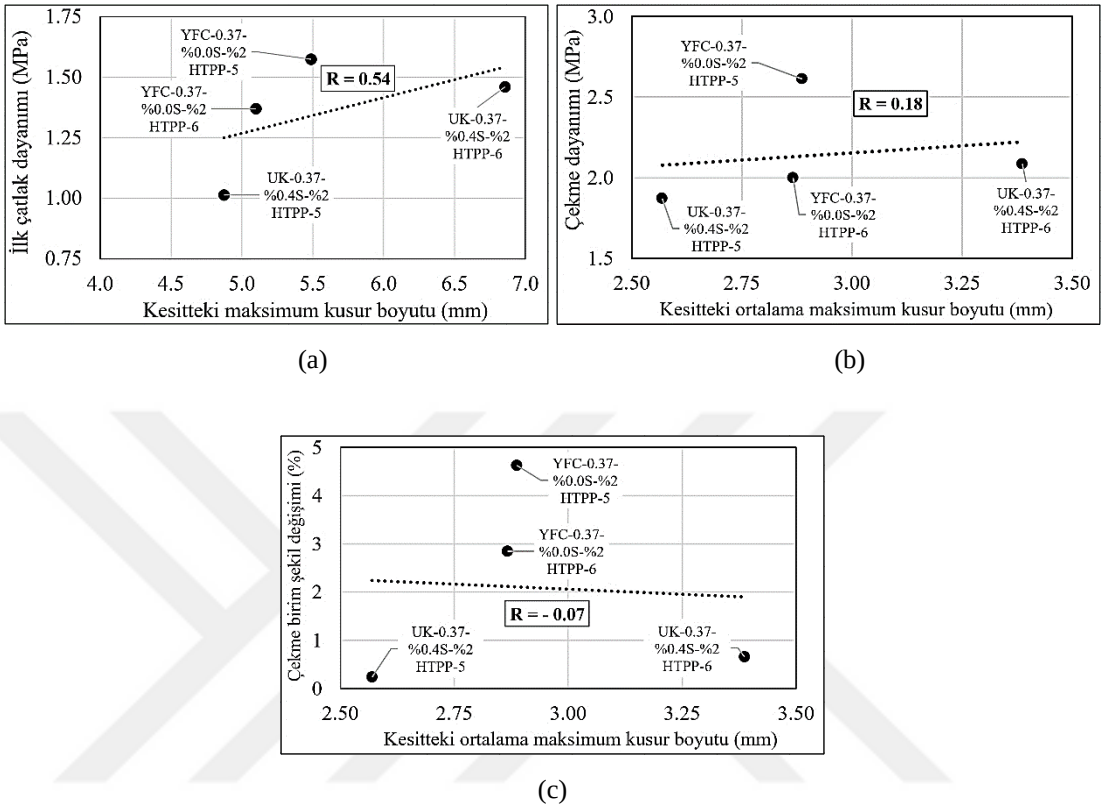
(a) (b)

Şekil 9.33 (a) HTPP lif dağılım katsayısı - çekme dayanımı arasındaki ilişki, (b) HTPP lif dağılım katsayısı - çekme birim şekil değişimi arasındaki ilişki

Beklenenin aksine Şekil 9.34a'da maksimum kusur boyutunun artması (bir çekme numunesinin 18 kesitinde belirlenen maksimum kusurlardan en büyük boyutlu kusur) ilk çatlak dayanımını arttırdığı şekilde orta seviyeli doğrusal bir ilişki belirlenmiştir. Söz konusu bu ilişki için daha çok numune üzerinde inceleme yapılması gerekmektedir. Öte yandan, kesitteki ortalama kusur boyutunun (bir çekme numunesinin 18 kesitinde belirlenen maksimum kusur boyutlarının ortalama değeri), çekme dayanımı ve çekme birim şekil değişimi üzerinde etkisi olmadığı söylenebilir (sırasıyla Şekil 9.34b ve 9.34c).

HTPP-ECC'nin basınç dayanımı ile çekme özellikleri arasındaki ilişkiler mineral katkı türü etkisi de dikkate alınarak Şekil 9.35a ve 9.35b'de gösterilmiştir. Hem YFC hem de UK katkılı HTPP-ECC'lerde basınç dayanımı ile ilk çatlak dayanımı arasında

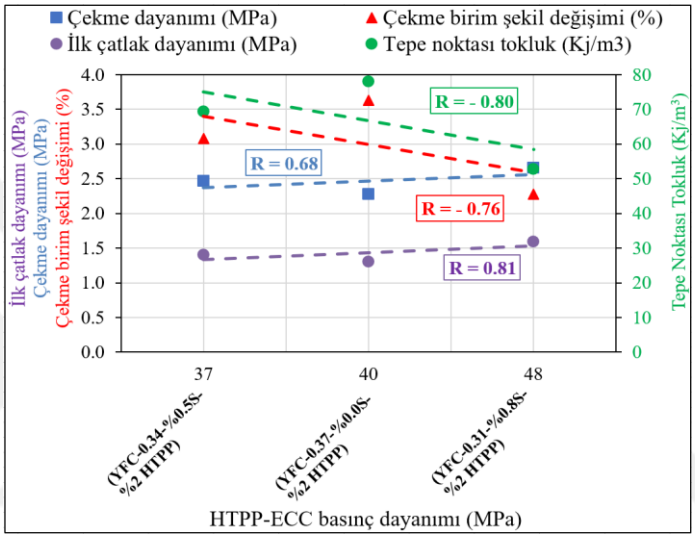
güçlü bir doğru orantılı ilişki olduğu belirlenmiştir (R katsayıları sırasıyla 0,81 ve 0,998).



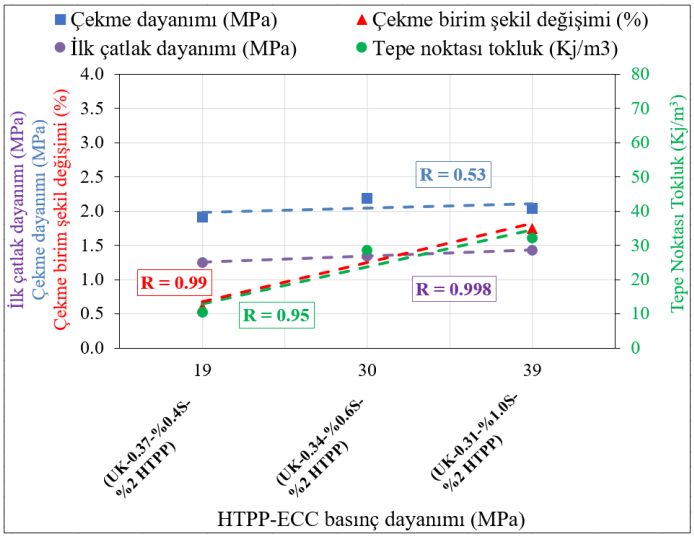
Şekil 9.34 (a) HTPP-ECC'lerin ilk çatlak dayanımı ile maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki (b) HTPP-ECC'lerin çekme dayanımı ile ortalama maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki (c) HTPP-ECC'lerin çekme birim şekil değişimi ile ortalama maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki

Basınç dayanımı ile çekme dayanımları arasında orta seviyeli doğrusal bir ilişki olup, YFC ve UK katkılı HTPP-ECC'lerin R katsayıları sırasıyla 0,68 ve 0,53'dür. Ancak çekme birim şekil değişim kapasitesi ve çekme tepe noktası tokluğu değerleri ile basınç dayanımları arasındaki mineral katkı türüne göre zıt bir ilişki olduğu görülmüştür. Basınç dayanımı artışıyla söz konusu özellikler, YFC katkılı HTPP-ECC'lerde düşüş gösterirken (Şekil 9.35a), UK katkılı HTPP-ECC'lerde artış göstermiştir (Şekil 9.35b). Bu ilişkiler için korelasyon katsayıları (R) oldukça yüksek olup, YFC katkılı HTPP-ECC'lerde 0,76 ve 0,80 iken, UK katkılı olanlarda 0,99 ve 0,95'dir. Literatürde HTPP-ECC'nin çekme birim şekil değişim kapasitesi ve çekme tepe noktası tokluğu değerleri ile basınç dayanımları arasında herhangi bir ilişki belirtilmemiştir. Ding ve diğer., (2018a) tarafından PE-ECC'nin 40-120 MPa basınç

dayanımlarına sahip kompozitleri üzerinde yapılan araştırmada, basınç dayanımı ile ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve çekme tepe noktası tokluğu özelliklerinin doğru orantılı olduğu ancak çekme şekil değişim kapasitesi ile ters orantılı rapor edilmiştir. Başka bir çalışmada Lei ve diğer., (2019), 55-160 MPa basınç dayanımlarına sahip PE-ECC'lerde basınç dayanımı artışıyla ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve çekme şekil değişim kapasitesi özelliklerinin doğru orantılı olduğu vurgulanmıştır.



(a)

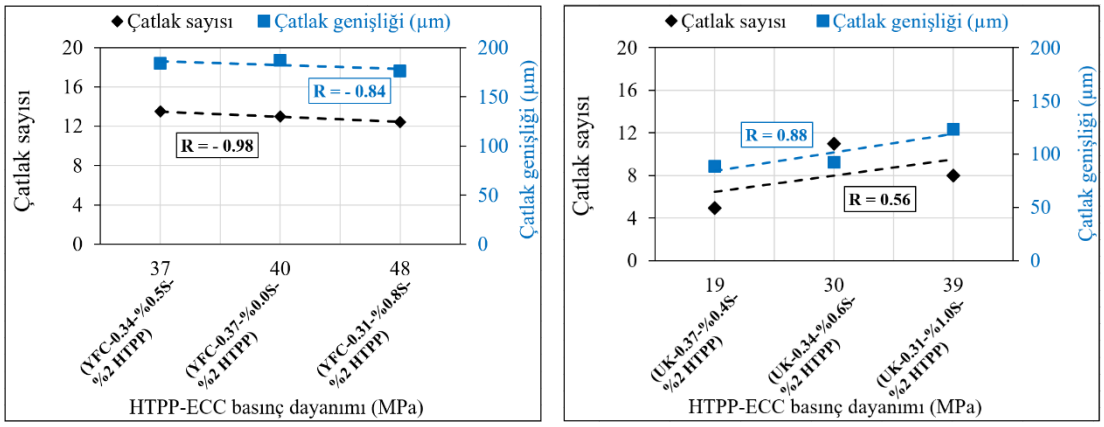


(b)

Şekil 9.35 HTPP-ECC'lerin basınç dayanımı ile ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı, çekme birim şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluk arasındaki ilişki (a) YFC serisi, (b) UK serisi

Basınç dayanımı ile çatlak sayısı ve genişliği arasındaki ilişki Şekil 9.36'da verilmiştir. Mineral katkı türünün sonuçlara etkisi açık bir şekilde görülmektedir. Basınç dayanımı artışıyla çatlak sayısı ve genişliği, YFC katkılı HTPP-ECC'lerde (Şekil 9.36a) düşme eğiliminde iken (R katsayısı sırasıyla 0,98 ve 0,84), UK katkılı HTPP-ECC'lerde (Şekil 9.36b) yükselme eğilimindedir (R katsayısı sırasıyla 0,56 ve 0,88). Literatürde HTPP-ECC'nin basınç dayanımı ile çatlak sayısı ve genişliği arasındaki ilişki belirtilmemiştir. Ancak Ding ve diğer., (2018a) 40-120 MPa aralığındaki basınç dayanımlarına sahip PE-ECC'lerde, basınç dayanımı artışıyla çatlak sayısı ve genişliği düştüğünü bildirmişlerdir. Başka bir çalışmada ise (Lei ve diğer., 2019), 55-160 MPa aralığında basınç dayanımlarına sahip PE-ECC'lerde, basınç dayanımı artışıyla çatlak sayısı artarken, çatlak genişliğinde önemli farklılık olmadığı vurgulanmıştır.

Basınç dayanımlarındaki farklılıkların, hava sürüklenme etkisi nedeniyle oluştuğu ve hava sürüklenme etkisiyle oluşan kusurların çatlak oluşumunu kolaylaştırdığı düşünülmektedir. Ancak, yüksek lif köprüleme seviyesi için lif-matris arayüzey sürtünme kuvvetleri yeterli seviyede olmalıdır. Bu da, basınç dayanımı artışıyla mümkün olmaktadır. UK içeren kompozitlerinde basınç dayanımını artışıyla (19 MPa'dan 39 MPa'a) lif-matris arayüzey sürtünme gerilmelerinin arttığı ve bunun da çatlak sayılarını arttırdığı düşünülmektedir. YFC içeren HTPP-ECC'lerde ise basınç dayanımı artışıyla, (37 MPa'dan 48 MPa'a) hem matris kırılma tokluğunun artması hem de kompozitin daha yoğun yapısı nedeniyle kusur boyutlarının azalması çatlak oluşumunu zorlaştığı ve bunun sonucu olarak, çatlak sayısının azaldığı şeklinde yorumlanabilir. Buradaki basınç dayanımı - çatlak sayısı ilişkilerine mineral katkı türünün etkisi incelenirken, YFC içeren ECC ile UK içeren ECC'lerin basınç dayanımlarının farklı aralıkta olduğu dikkat edilmelidir (Şekil 9.36a ve 9.36b). Mineral katkı türünden bağımsız olarak HTPP-ECC'de, basınç dayanımının 19 MPa'dan 39 MPa'a artması çatlak sayısını arttırdığı, ancak basınç dayanımının 37 MPa'dan 48 MPa'a artması çatlak sayısını azalttığı söylenebilir. Son olarak, basınç dayanımı – çatlak sayısı ile basınç dayanımı – çatlak genişliği ilişkilerinin paralel davranış gösterdiği Şekil 9.36'dan tespit edilmiştir.

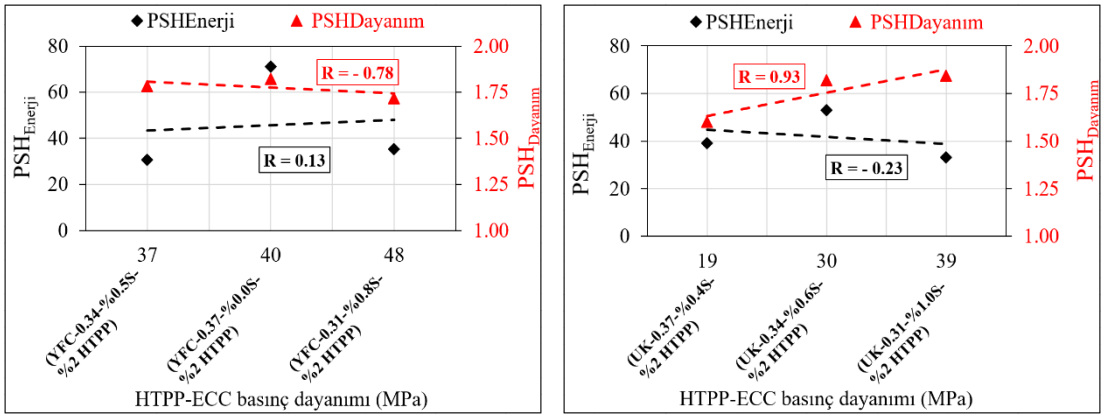


(a) (b)

Şekil 9.36 HTPP-ECC'lerin basınç dayanımı ile ortalama çatlak sayısı ve ortalama çatlak genişliği arasındaki ilişki (a) YFC serisi, (b) UK serisi

Basınç dayanımları ile PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ kriterleri arasındaki ilişki mineral katkı türü dikkate alınarak Şekil 9.37a ve 9.37b'de sunulmuştur. Hem YFC katkılı hem de UK katkılı kompozitlerde basınç dayanımı artışı ile PSH_{Enerji} arasında belirgin bir ilişki bulunmamaktadır. Ancak basınç dayanımı ile $PSH_{Dayanım}$ arasındaki ilişkide belirleyici etken mineral katkı türü olmuştur. Basınç dayanımı artışı ile YFC katkılı HTPP-ECC'lerde $PSH_{Dayanım}$ kriterinde düşüş, UK katkılı HTPP-ECC'lerde ise artış görülmüştür (R>0,75). HTPP-ECC'nin basınç dayanımı ile PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ kriterleri arasında ilişki literatürde belirtilmemiştir. Ancak literatürde 40-120 MPa aralığındaki basınç dayanımlarına sahip PE-ECC'lerde, basınç dayanımı artışıyla PSH_{Enerji}'nin düştüğü (Ding ve diğer., 2018a) ve 55-160 MPa basınç dayanımlarına sahip başka bir PE-ECC çalışmasında basınç dayanımı artışıyla $PSH_{Dayanım}$'ın düştüğü bildirilmiştir (Lei ve diğer., 2019).

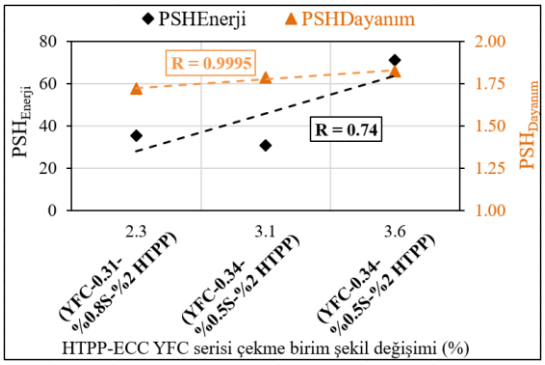
PSH kriterleri ile çekme tepe noktası tokluğu arasındaki ilişki Şekil 9.39'de gösterilmiştir. Sonuçlar, Şekil 9.38'deki sonuçlarla paralellik göstermektedir. Hem YFC hem de UK serilerinde, $PSH_{Dayanım}$ ile tepe noktası tokluğu arasında yüksek korelasyon katsayıları elde edilmiştir. Ancak tepe noktası tokluğu üzerine PSH_{Enerji}'nin etkisi mineral katkı türüne göre farklılık göstermektedir. YFC serisinde PSH_{Enerji} ile tepe noktası tokluğu arasında R=0,70 korelasyon katsayısı elde edilirken, UK serisinde herhangi ilişki belirlenememiştir.



(a) (b)

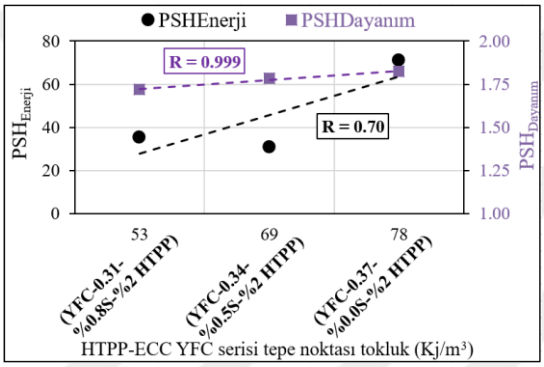
Şekil 9.37 HTPP-ECC'lerin basınç dayanımı ile PSH indeksleri arasındaki ilişki (a) YFC serisi, (b) UK serisi

Bölüm 3'de detaylı olarak açıklanan yüksek PSH kriterleri, doygun çoklu çatlak davranışını, dolayısıyla yüksek çekme şekil değişim kapasitesini ifade etmektedir. Şekil 9.38'de PSH kriterleri ile çekme birim şekil değişim kapasiteleri arasındaki ilişki gösterilmiştir. Hem YFC serisi (Şekil 9.38a) hem de UK serinde (Şekil 9.38b), $PSH_{Dayanım}$ ile çekme şekil değişim kapasiteleri arasındaki doğrusal ilişki için yüksek korelasyon katsayıları elde edilmiştir. PSH_{Enerji} ile çekme birim şekil değişim kapasitesi arasında YFC serisinde doğru orantılı ilişki elde edilirken (R=0,74), UK serinde herhangi bir ilişki olmadığı tespit edilmiştir. Bu sonuçtan anlaşılacağı üzere, PSH_{Enerji} ile çekme birim şekil değişim kapasitesi arasında korelasyon katsayıları beklenildiği kadar yüksek değildir. PSH_{Enerji} değeri çentikli numuneden elde edilen tamamlayıcı enerjinin matris kırılma enerjisine oranlanması ile elde edildiğinden, kusur boyutu etkisi dikkate alınmamaktadır. Ancak doygun çoklu çatlak davranışı, dolayısıyla yüksek çekme şekil değişim kapasitesinin elde edilmesinde, kusur boyutunun etkisi olduğu bilinmektedir.



(a) (b)

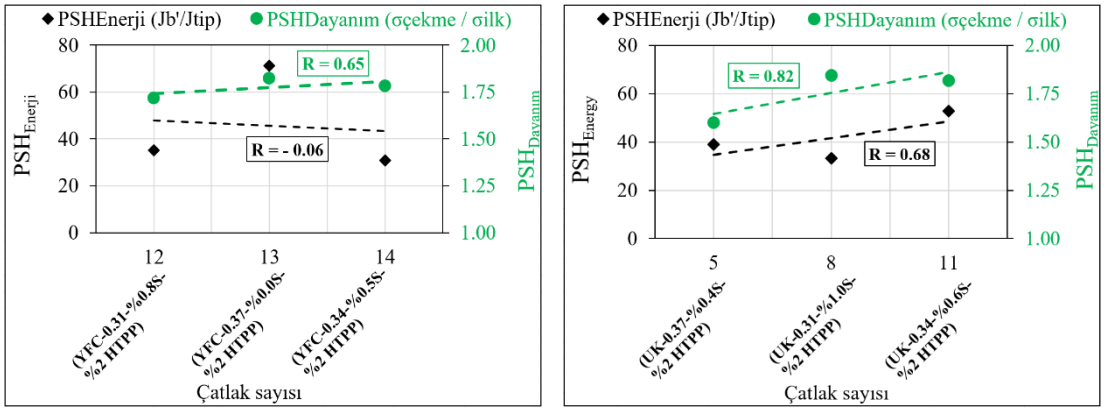
Şekil 9.38 HTPP-ECC'lerin çekme birim şekil değişimi ile PSH indeksleri arasındaki ilişki (a) YFC serisi, (b) UK serisi



(a) (b)

Şekil 9.39 HTPP-ECC'lerin çekme tepe noktası tokluk ile PSH indeksleri arasındaki ilişki (a) YFC serisi, (b) UK serisi

Çatlak sayısı ile PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ arasındaki ilişkiler Şekil 9.40'da sunulmuştur. Çatlak sayısı artışıyla PSH_{Enerji} değerleri arasında YFC katkılı HTPP-ECC'lerde herhangi bir ilişki olmadığı, ancak UK katkılı HTPP-ECC'lerde artış eğiliminde olduğu belirlenmiştir. Çatlak sayısı artışıyla $PSH_{Dayanım}$ değerleri, hem YFC hem de UK katkılı HTPP-ECC'lerde artış eğiliminde olduğu tespit edilmiştir (R katsayısı sırasıyla 0,65 ve 0,82). Literatürde çatlak sayısı ile PSH_{Enerji} (Ding ve diğer., 2018a) ve $PSH_{Dayanım}$ kriterleri arasında doğru orantılı ilişki olduğu belirtilmiştir (Lei ve diğer., 2019).



(a) (b)

Şekil 9.40 HTPP-ECC'lerin çatlak sayısı ile PSH indeksleri arasındaki ilişki (a) YFC serisi, (b) UK serisi

Yukarıda Şekil 9.34, 9.35, 9.26, 9.37 ve 9.38'de elde edilen bazı sonuçlar, PE-ECC ve PVA-ECC'lerden farklılık göstermektedir. Bu durumun muhtemel en büyük nedeni, literatürde geniş basınç dayanımı aralıklarına sahip ECC'lerde üzerinde araştırma yapılırken, bu bölümde 19-39 MPa ve 37-48 MPa gibi dar alanda incelemeler yapılmıştır. Daha geniş aralıkta yapılacak incelemeler, lif-matris arasındaki uyuma bağlı olarak farklı etkiler gösterebilir. Ayrıca basınç dayanımı ile çekme performansı özellikleri arasında burada araştırılan ilişkiler, literatürde PE-ECC için mevcut iken, HTPP-ECC için yoktur. Bu nedenle PE-ECC ile HTPP-ECC kıyaslaması gerçekleştirilmiştir. Kısacası, lif türü farkının da, literatürden farklı sonuçların elde edilmesine katkı sağlamış olabileceği düşünülmektedir.

9.5 HTPP-ECC Serisi Sonuçlar

Bu bölümde, çeşitli S/B oranlarında hazırlanan HTPP-ECC'lerin matris reolojisi ve çekme davranışını araştırmak için YFC ve UK olmak üzere iki farklı mineral katkı maddesi kullanılmıştır. Sonuçlara göre, mineral katkı türünün, HTPP-ECC'nin çekme şekil değişim kapasitesini etkileyen matris reolojisi üzerinde önemli bir rol oynadığı sonucuna varılmıştır. Matris reolojisi, YFC gibi uygun bir mineral katkı maddesi ile iyileştirilirse, çoklu çatlama ile geliştirilmiş çekme şekil değişim kapasitesini elde edilebilir. Diğer sonuçlar aşağıdaki gibi listelenmiştir:

1. Genel olarak, UK matrislerinin kullanımının kolay olduğu ve yüksek doldurma kabiliyetine sahip olduğu, bununla birlikte, yüksek hızda karıştırma gibi dinamik yüklere maruz kaldıklarında liflerde ayrışmaya daha yatkın oldukları bulunmuştur. UK matrislerine kıyasla, YFC matrislerinin hem eşik kayma gerilmesi hem de viskozite değerleri yüksektir. Bu tür yapışkan ve kohezif bir yapının varlığı, karıştırma aşamasında matris stabilitesini kaybetmeden lifleri dinamik olarak dağıtmak için avantajlıdır. Matris reolojisi yeterince stabil değilse, 12µm çaplı HTPP liflerinin kolayca topaklaştığı tespit edilmiştir.

2. Araştırılan tüm S/B oranlarında hedeflenen işlenebilirliğe (sabit mini çökme yayılma değeri 150±10 mm) ulaşmak için UK içeren kompozitlerin nispeten daha yüksek miktarlarda süperakışkanlaştırıcı gerekmektedir. Üstelik, YFC kompozitlerinin en yüksek S/B oranında süperakışkanlaştırıcıya ihtiyaç duyulmamıştır. Bu açıdan bakıldığında YFC, önemli ölçüde daha düşük bir süperakışkanlaştırıcı gereksinimi ile yeterli işlenebilirlik sağlama açısından daha ekonomik bir mineral katkı maddesi olarak kabul edilebilir.

3. Kompozitlerin teorik ve taze birim ağırlıkları arasındaki fark, yüksek S/B oranlarına sahip UK içeren kompozitlerin, YFC içeren kompozitlerine kıyasla hava sürükleme ve hapsetme etkilerine yatkın olduğunu göstermiştir. UK kompozitlerine uygulanan ilave karıştırma süresi de bu etkiyi yüksek S/B oranlarında artırmıştır. Matris karışımlara lif ilave edilmesiyle, liften kaynaklı hava sürüklenme seviyeleri belirlenmiştir. Liften kaynaklı hava sürükleme seviyeleri; UK içeren HTPP-ECC'lerde yüksek seviyelere ulaşırken (%6-28), YFC içeren HTPP-ECC'lerde önemli bir farklılık oluşturmamıştır (%9-12). Ayrıca S/B oranındaki artış liften kaynaklı hava sürüklenme etkisini UK serisinde artırırken, YFC serisinde azaltma eğilimindedir.

4. Yerel olarak topaklaşmış lifler ile heterojen lif dağılımı sergileyen UK kompozitleri çekme yükü altında deneye tabi tutulduğunda, en zayıf bölümden nispeten daha düşük gerilme seviyelerinde göçme meydana gelir. Bununla birlikte, orta bölümde (çentiğin oluştuğu yerde) lif topağının bulunma olasılığının düşük olması nedeniyle, çentikli numuneler, lif köprüleme kapasitesi açısından çentiksiz kompozitlerden önemli ölçüde

daha iyi performans göstermiştir. Bu nedenle, PSH_{Enerji} değerleri UK kompozitlerin performansını tam olarak yansıtmada yetersiz kalmıştır. Bununla birlikte, matris reolojisini modifiye ederek homojen lif dağılımı sağlanırsa, çentiksiz kompozitin çekme dayanımı ve çentikli kompozitin lif köprüleme dayanımı, YFC kompozitlerinde olduğu gibi yaklaşmıştır. Bu durumda PSH_{Enerji} değerleri anlamlı hale gelmiştir.

5. Deneyler sonucu elde edilen; ortalama çatlak sayısı, genişlik ve çatlak dağılımı farklılıkları, UK içeren matrisin lif dağılımı problemi nedeniyle UK kompozitlerinin çoklu çatlama potansiyelinin etkin bir şekilde kullanılmadığını göstermiştir. Daha küçük kusurların aktivasyonu, lif dağılımı (göçme bölümü) açısından en zayıf bölümün erken çatlaması nedeniyle UK kompozitlerinde mümkün olmamıştır. Öte yandan, daha iyi lif dağılımı sağladığı YFC kompozitlerinde kompozit çoklu çatlama potansiyeli etkili bir şekilde kullanıldığı tespit edilmiştir. Maksimum çekme gerilmesinde ölçülen hem çatlak sayısı hem de çatlak genişlikleri, YFC içeren kompozitlerde artmıştır. Bu durum, çekme şekil değişim kapasitesindeki iyileşmenin ana nedeni olarak kabul edilebilir. Dayanıklılık açısından çatlak genişliğinin değerlendirilmesinde, çekme gerilmesi – birim şekil değişimi grafiğinin tepe noktası için belirlenen ortlama çatlak genişliğinden ziyade, birim şekil değişimi artışı ile paralel olarak artan çatlak genişliğinin belirlenmesi oldukça önemlidir.

6. Kompozitlerin çekme şekil değişim kapsasitesi farklılıkların açıklanmasında, tek başına lif dağılım katsayıların yetersiz kaldığı ve bu nedenle kusur boyutları ile yoğunluklarının da dikkate alınması gerektiği sonucuna ulaşılmıştır.

7. Lif ilavesi, basınç dayanımı değerlerini YFC ve UK kompozitleri için sırasıyla %41 ve %61'e varan önemli ölçüde düşürmüştür. Ancak bu yan etkiye rağmen 20–50 MPa aralığında basınç dayanımı değerleri elde edilmiştir.

8. Matris karışımlarının viskozite katsayıları ile taze birim hacim ağırlıkları arasında doğru orantılı ilişki (R=0,78) olduğu belirlenmiştir. Viskozite – çekme birim şekil değişim kapasitesi ve eşik kayma gerilmesi – çekme dayanımı ilişkilerinde mineral katkı türleri zıt olarak etki etmiştir. Her iki ilişkide, YFC içeren ECC'ler için ters

orantılı, ancak UK içeren ECC'ler için güçlü doğru orantılı ilişkiler tespit edilmiştir. Viskozite – çekme dayanımı ve eşik kayma gerilmesi – çekme birim şekil değişim kapasitesi ilişkilerinde, mineral katkı türünden bağımsız olarak güçlü doğru orantılı ilişkiler tespit edilmiştir. Viskozite katsayısı ve eşik kayma gerilmesinin, lif dağılım katsayısı üzerinde orta seviyeli (R=0,70) doğrusal ilişkileri olduğu tespit edilmiştir. Lif dağılım katsayısının, çekme dayanımına düşük seviyeli (R=0.26) ancak çekme şekil değişim kapasitesi üzerinde orta seviyeli (R=0,56) doğrusal ilişkileri olduğu belirlenmiştir. Ayrıca kusur boyutunun çekme dayanımı ve çekme şekil değişim kapasitesine etkisi olmadığı görülmüştür. Basınç dayanımı artışıyla; ilk çatlak dayanımı arasında güçlü bir doğru orantılı ilişki (R > 0,81) ve çekme dayanımları arasında orta seviyeli doğrusal bir ilişki olduğu görülmüştür. Ancak, basınç dayanımı - çekme birim şekil değişim kapasitesi ve basınç dayanımı - çekme tepe noktası tokluğu ilişkilerinde mineral katkı türü etkili olmuştur. Basınç dayanımı artışıyla söz konusu özellikler, YFC katkılı HTPP-ECC'lerde düşüş gösterirken, UK katkılı HTPP-ECC'lerde artış göstermiştir. Basınç dayanımı artışıyla; YFC katkılı HTPP-ECC'lerde $PSH_{Dayanım}$ değeri düşme eğiliminde olduğu (R=0,78) ancak UK katkılı HTPP-ECC'lerde $PSH_{Dayanım}$'ı arttırma eğiliminde olduğu (R=0,93) tespit edilmiştir. Fakat basınç dayanımı artışının PSH_{Enerji} kriterine önemli bir etkisi olmadığı görülmüştür. Basınç dayanımı artışıyla, çatlak sayısı ve genişlikleri, YFC katkılı ECC'lerde düşme (R katsayıları sırasıyla 0,98 ve 0,84), UK katkılı ECC'lerde artma (R katsayıları sırasıyla 0,56 ve 0,88) eğilimindedir. $PSH_{Dayanım}$ ile çekme şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluğu arasında yüksek korelasyon katsayıları olduğu tespit edilmiştir (R>0,98). PSH_{Enerji} ile çekme şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluğu arasında YFC serilerinde R>0,70 doğrusal ilişkilerin olduğu tepit edilmiştir. Ancak UK serilerinde herhangi bir ilişki belirlenememiştir. PSH_{Enerji} artışıyla çatlak sayısı arasında; UK katkılı ECC'lerde orta seviyeli doğrusal bir ilişki olduğu görülürken, YFC katkılı ECC'lerde herhangi bir ilişki olmadığı belirlenmiştir. Fakat $PSH_{Dayanım}$ artışıyla çatlak sayısı arasında hem YFC hem de UK katkılı ECC'lerde doğrusal ilişki belirlenmiştir (R katsayıları sırasıyla 0,65 ve 0,82).

BÖLÜM ON

PE VE PVA LİFLİ ECC'LERİN KIYASLANMASI

Çimento esaslı matriste kolay dağılma avantajına sahip PVA lifi, ECC üretiminde baskın olarak kullanılmıştır. Bununla birlikte, PVA lifinin hidrofilik yapısı matriste kimyasal bağ yapmasına neden olur. Matris yapısına da bağlı olarak, çok yüksek aderans nedeniyle açılan çatlakta lif sıyrılmadan kopabilmektedir (Yu, Li, Yu, Wang, ve diğer., 2018). PVA liflerine kıyasla PE liflerin hidrofobik yüzey yapısı, lifin sıyrılması sırasında büyük miktarda enerji soğurma (tokluk) yoluyla beton malzemelerin dayanımını ve şekil değişim kapasitesini daha da geliştirmesini sağlamıştır. Bu nedenle, PE lifli kompozitlerin uygulanması, darbe yüklerine karşı tasarlanan yapılarda oldukça etkilidir (Pakravan ve Ozbakkaloglu, 2019). Ayrıca, PE lifli ECC'lerin hem kısa hem de uzun vadede stabil bir çekme özelliği elde edilmesine yardımcı olduğu bildirilmiştir (Yu, Li, Yu, Wang, ve diğer., 2018). Literatürdeki çalışmalarda, PVA lifinin düşük veya orta dayanımlı ECC üretimi için uygun olduğu belirtilirken, PE lifinin ile hem orta hem de yüksek dayanımlı ECC üretiminde son yıllarda giderek daha yaygın şekilde kullanılmaktadır.

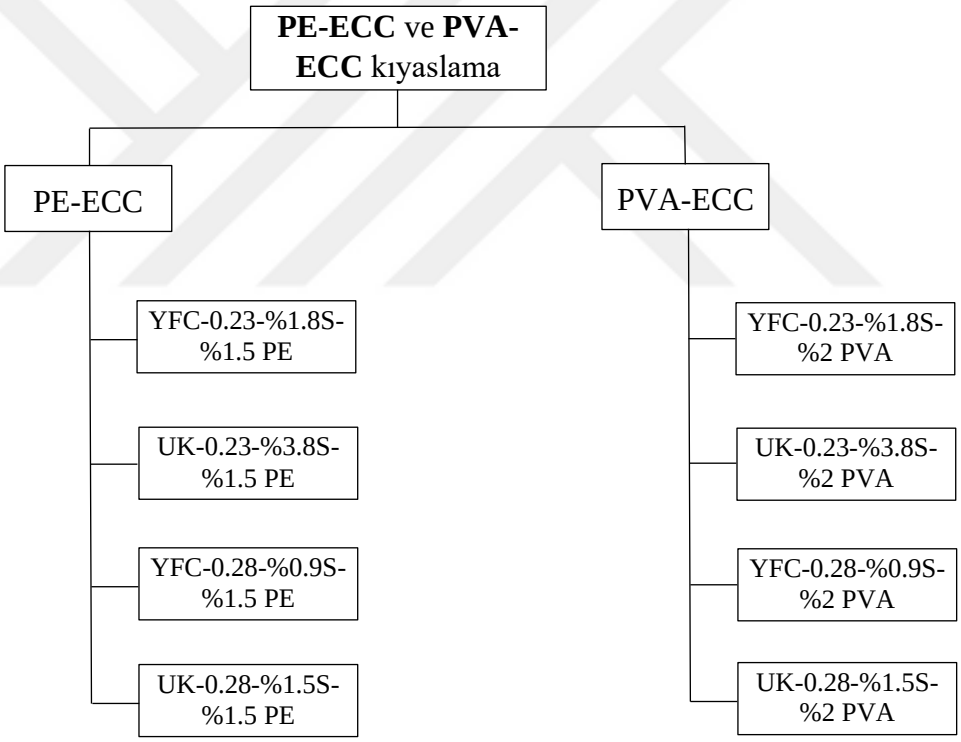
10.1 Amaç Ve Kapsam

Bölüm 3'de açıklandığı üzere ECC'nin tasarım performansı, PSH kriterleri ile belirlenmektedir. Söz konusu kriterleri doğrudan etkileyen; eden S/B oranı, mineral katkı türü ve lif türü gibi faktörlerin etkileri bu bölümde incelenmiştir.

Aynı matrise sahip PE ve PVA lifli ECC'ler üretilerek mekanik performanslarının kıyaslanması amaçlanmıştır. PE lifler, PVA liflere kıyasla daha yüksek dayanıma ve maliyete sahiptir. Bununla birlikte, PVA liflerin çok güçlü arayüzey sürtünme bağ dayanımına (τ_o) ve kimyasal bağ dayanımına (G_d) sahiptir (Kanda ve Li, 2006). Lif özelliklerindeki bu farklılıklar (yüksek dayanım ve maliyet) göz önüne alınarak, aynı

matris özelliklerine sahip karışımlarda, hacimce %1,5 oranında PE lif kullanılarak üretilen PE-ECC'ler ile hacimce %2 oranında PVA lif kullanılarak üretilen PVA-ECC'ler kıyaslanmıştır. Karışım oranları Tablo 6.3'de verilmiştir. Böylece 2 farklı S/B oranı (0,23 ve 0,28), 2 farklı mineral katkı türü (YFC ve UK) ve 2 farklı lif türü (PE ve PVA) ile toplamda 8 farklı ECC karışımı incelenmiştir. Bu karışımlar Şekil 10.1'de gösterilmiştir ve Şekil 6.1'de kırmızı kutu ile belirtilmiştir.

PE-ECC ve PVA-ECC kıyaslamalarında; kompozitlerin taze birim hacim ağırlıkları, çentikli ve çentiksiz çekme deneyleri, mikro mekanik PSH kriterleri, çatlak analizleri, lif ve kusur boyut dağılımları, basınç dayanımları gibi özellikler ile sonuçlar arası ilişkiler alt bölümlerde incelenmiştir.

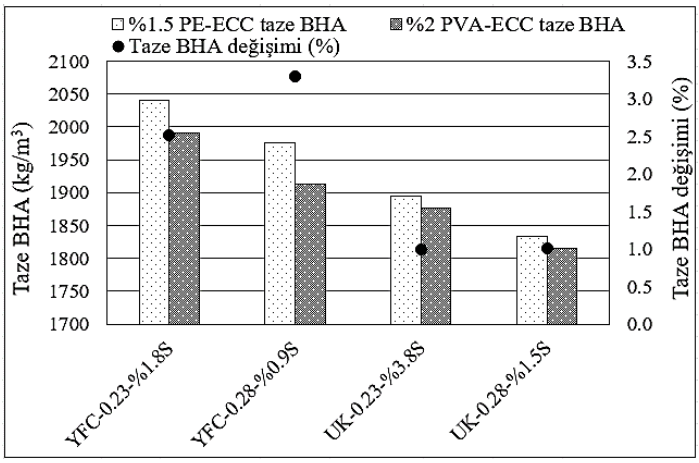


Şekil 10.1 PE-ECC ve PVA-ECC'lerin kıyaslanan karışımları

10.2 Bulgular Ve Tartışma

10.2.1 Karışımların Taze Birim Hacim Ağırlık (Bha) Sonuçları

PE-ECC ve PVA-ECC kompozitlerin taze birim hacim ağırlıkları (Bha) ve aralarındaki farklar (taze Bha değişimi (%)) Şekil 10.2'de gösterilmiştir. Aynı matris özelliklerine sahip PE-ECC ait taze Bha değerleri, PVA-ECC göre %1,0-3,5 aralığında daha yüksektir. Bölüm 10.1'de belirtildiği gibi PE-ECC karışımlarda hacimce %1,5 oranında PE lifi kullanılırken, PVA-ECC lifli karışımlarda hacimce %2 oranında PVA lifi kullanılmıştır. Lif oranının daha yüksek olmasının, kompozitin daha yüksek gözenekliliğe ve lif kaynaklı hava hapsetme etkisinin daha yüksek olmasına yol açtığı literatürde bildirilmiştir (Li ve Mishra, 1992). Ayrıca S/B oranının 0,24'den 0,28'e artışı, lif türünden bağımsız olarak, hem YFC hem de UK serilerinde Bha değerlerinin (%3 mertebesinde) düşmesine neden olmuştur. Mineral katkı tipinin sonuçlar üzerine etkisi incelendiğinde, benzer S/B oranlarında UK içeren kompozitlere kıyasla, YFC içeren kompozitlerin taze Bha değerleri %5-7 mertebelerinde daha yüksek olduğu belirlenmiştir. Bu durum, UK'nın YFC'ye göre özgül ağırlığın daha düşük olmasına bağlanabilir (sırasıyla 2,30 ve 2,87 g/cm^3). Şekil 10.2'deki en düşük ve yüksek Bha değerlerine sahip karışımlar dikkate alındığında, taze Bha değerlerinde %12'ye ulaşan farklılıklara neden olmuştur. Diğer bir ifade ile Şekil 10.2'deki S/B oranı, mineral katkı ve lif türlerinin birleşik etkilerinin incelenebileceği kompozit karışımlar dikkate alındığında (YFC-0.23-%1.8S-%1.5PE ve UK-0.28-%1.5S-%2PVA), taze Bha değerlerinde %12 mertebesinde farklar tespit edilmiştir. Geliştirilen ECC'lerin Bha değerlerinin, tipik PVA-ECC M45 karışımından (2077 kg/m^3) (Yang ve diğer., 2007) daha az olduğu tespit edilmiştir. Bu bölümde incelenen ECC'lerin taze Bha değerleri 1820-2045 kg/m^3 aralığındadır ve normal ağırlıklı betondan (2400 kg/m^3) %15-24 aralığında daha düşük Bha değerlerine sahiptir. Şekil 10.2'deki UK-0.28 kodlu karışımların taze Bha değerleri, 1850 kg/m^3'ün (ACI 213-14, 2014) altında olduğundan hafif beton için Bha şartını sağlamaktadır.



Şekil 10.2 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin taze Bha değerleri

10.2.2 Çentiksiz Çekme Deneyi Sonuçları

PE-ECC ve PVA-ECC'lere ait çentiksiz çekme deneyi grafikleri ve bu deneylerden elde edilen sonuçlar sırasıyla Şekil 10.3 ve Tablo 10.1'de gösterilmiştir (Sol sütundaki grafikler PE-ECC, sağ sütundaki grafikler PVA-ECC kompozitlerine aittir). Tüm kompozitler çekme şekil değişim sertleşmesi davranışı sergilemiştir. Şekil 10.4'de tüm PE-ECC ve PVA-ECC'lerin çekme gerilmesi-birim şekil değişimi ilişkileri doğru parçaları ile gösterilmiştir. Buradaki her bir çizginin oluşturulması için, Şekil 10.3'deki karışımlardaki numunelere ait belirli değerlerin (ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve çekme birim şekil değişimi) ortalaması alınarak noktalar işaretlenmiştir. Söz konusu noktalar doğru parçaları ile birleştirilerek kompozitler arasındaki farklar görselleştirilmiştir.

S/B oranı 0,23 olan kompozitlerin çekme gerilmesi-birim şekil değişimi ilişkileri dikkate alındığında (Şekil 10.3 (a), (b), (c) ve (d)), çekme şekil değişim kapasitesine lif türünün etkisi açıkça görülebilmektedir. Mineral katkı türünden bağımsız olarak, PVA lifli kompozitlerin birim şekil değişim kapasiteleri genel olaral %1'in altında kalmıştır. YFC katkılı PVA-ECC'nin çekme dayanımları 3 MPa mertebesinde iken (Şekil 10.3 (b)), UK katkılı PVA-ECC'nin çekme dayanımları 4 MPa mertebesindedir (Şekil 10.3 (d)). Bu fark, UK'nın küresel formu nedeniyle arayüzey sürtünme bağının YFC içeren matrise kıyasla daha düşük olması ve böylece UK içeren matrislerde PVA

liflerin çekme kapasitesine ulaşmadan daha fazla sıyırılabilmesi ile açıklanabilir. Böylece UK ardışık çatlakların da oluşmasına katkı sağlayarak hem şekil değişiminin artmasına hem de çekme dayamın artmasına (çekme gerilmesi-birim şekil değişimi eğrisinin tırmanmasına) neden olmuştur. Yapılan bir çalışmada, çimento harcına uçucu kül eklenmesi ile kompozitin gözenekliliğini arttırdığı, cıva intrüzyon porozimetresi ile doğrulanmıştır. Kompozitin gözenekliliğindeki bu artışın, liflerin bağ dayanımını azalttığı bildirilmiştir (Ahmed ve diğer., 2007). Ancak S/B oranı 0,23 olan PE-ECC'ler dikkate alındığında (Şekil 10.3 (a) ve (c)), tam tersi bir sonuç görülmektedir. YFC içeren PE-ECC'nin çekme şekil değişim kapasitesi %7-8 seviyelerine çıkarak, UK içeren PE-ECC'nin yaklaşık 4 katına ulaşmıştır.

Literatürde, PVA'nın PE'den daha yüksek arayüzey bağ dayanımına sahip olduğunu bildirmiştir (Kanda ve Li, 1999b, 1998). Çatlak köprüleyen bir lif için köprüleme gerilmesi, lif ve matris arasındaki arayüzey bağ gerilmeleri (sürtünme bağı ve kimyasal bağ) tarafından karşılanır. PE lif, PVA liften farklı olarak matriste kimyasal bağ oluşturmaz. Aynı zamanda, UK'nın arayüzey sürtünme bağını zayıflatıcı etkisi (UK'nın küresel tane yüzeyi nedeniyle lif-matris temas yüzeyinin azalması) nedeniyle, PE lifler matristen kolayca sıyrılmaktadır. Böylece numunenin çatlayan bölgelerindeki lif köprüleme gerilmeleri, çatlamayan bölgelerde ilave yeni çatlakların oluşmasını sağlayacak matris çatlak dayanımını geçememekte ve sonuç olarak ilave çatlaklar oluşamamaktadır. Bunun sonucu olarak, YFC içerenlere kıyasla UK içeren PE-ECC'ler, daha yüksek çekme şekil değişim kapasitesi ve çekme dayanımlarına ulaşamamaktadır.

S/B oranının 0,23'den 0,28'e artması, matris dayanımının (ilk çatlak dayanımı) düşmesine ek olarak lif-matris arayüzey sürtünme bağının düşmesine neden olur. Ara yüzey sürtünme bağının düşmesi PVA lifin daha kolay sıyrılması nedeniyle PVA-ECC'nin çekme şekil değişim kapasitesinin artmasına neden olmuştur. Çekme şekil değişim kapasitesi artarken, şekil değişim sertleşmesi davranışı nedeniyle çekme dayanımı da artmıştır. PE-ECC'nin çekme birim şekil değişim kapsiteleri, PVA-ECC'ye benzer şekilde artış gösterirken, çekme dayanımlarında mineral katkı türüne göre farklılıklar tespit edilmiştir. YFC içeren PE-ECC'de S/B oranı artışı (Şekil 10.3

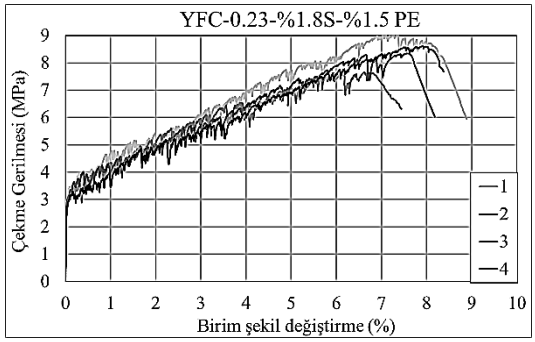
(a) ve (e)), çekme dayanımında %30 seviyelerinde düşüşe neden olurken, UK içeren karışımlarda %7 seviyesinde artışa neden olmuştur. Sonuç olarak; S/B oranı artışıyla, mineral katkı tipi PE-ECC dayanımında etkili olurken, PVA-ECC'de etkili olmadığı tespit edilmiştir.

S/B oranı artışı ile çekme dayanımının düşmesi beklenen bir durum iken, çekme şekil değişim kapasitelerindeki S/B oranı artışı ile gözlenen farklılıklar lif ve kusur boyut dağılımındaki farklılıklardan kaynaklanmaktadır. Söz konusu farklılıklar Bölüm 10.2.6'da incelenecektir.

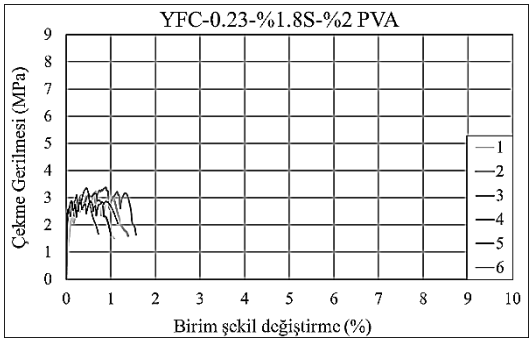
Sürtünme ve kimyasal bağa sahip olan PVA lifinin, sadece sürtünme bağına sahip olan PE lifinden daha yüksek lif-matris arayüzey bağ dayanımına sahip olduğu yukarıda ifade edilmişti. Bu durum Şekil 10.3'de açıkça görülebilmektedir. Örneğin, Şekil 10.3 (e) ve (f) grafiklerindeki %1 şekil değişim seviyesindeki çekme gerilmeleri PE-ECC ve PVA-ECC için sırasıyla 2,5 ve 3,5 MPa seviyelerinde olması, PVA lifinin daha yüksek lif-matris arayüzey bağ dayanımına sahip olduğu mantığı ile açıklanabilir. Benzer durum, Şekil 10.3 (g) ve (h) grafikleri kıyaslandığında da ortaya çıkmaktadır. Literatürde de benzer bulgular rastlanmıştır (Guo ve Lei, 2016)

Yukarıda bahsedilen lif-matris arayüzey bağları (kimyasal ve sürtünme bağları) ve mineral katkı etkilerinden farklı olarak liflerin çekme dayanımlarının da, kompozitlerin çekme davranışlarındaki bu farklılıklara katkısı olmuştur. Bu çalışmada kullanılan PE ve PVA liflerinin çekme dayanımları sırasıyla 3400 ve 1620 MPa'dır. PE lifin yüksek çekme dayanımı nedeniyle geniş çatlakları kopmadan köprülemesi, yüksek çekme şekil değişim kapasitesi ve maksimum çekme gerilmesinden sonra düşük dayanım kaybı oranı ile sonuçlanmıştır. Ancak PVA lifin, PE lifinden daha yüksek bağ dayanımı ve daha düşük çekme dayanımı nedeniyle, çatlakları köprüleyen PVA lifleri kısa sürede kopmuştur (Ahmed ve diğer., 2007; Guo ve Lei, 2016).

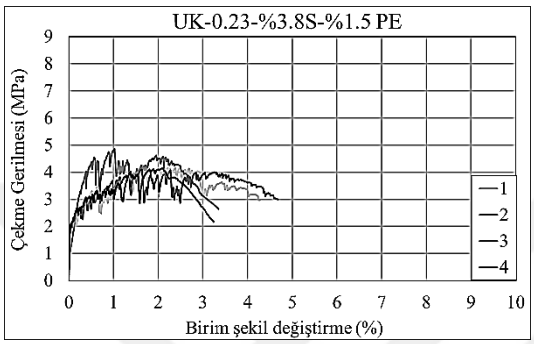
Literatürdeki bir çalışmada (Guo ve Lei, 2016) S/B oranı 0,23 olan matrisle hacimce %2 oranında iki farklı PE ve PVA lifi kullanarak oluşturdukları PE-ECC ve PVA-ECC'lerde çekme deneyleri gerçekleştirmiştir.



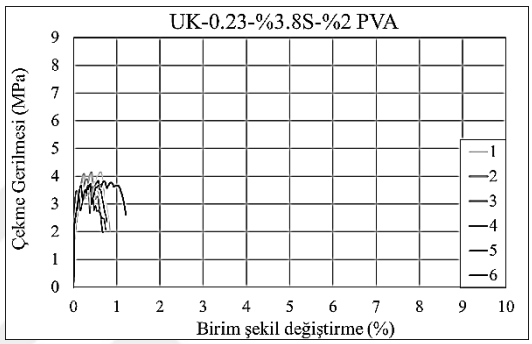
(a)



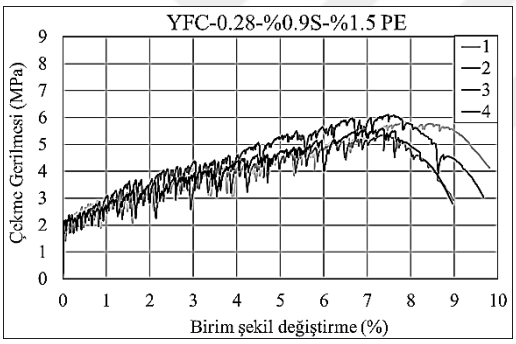
(b)



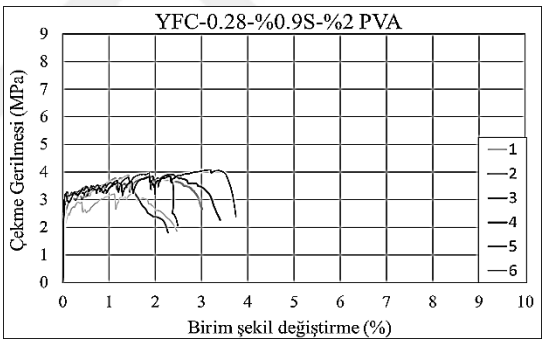
(c)



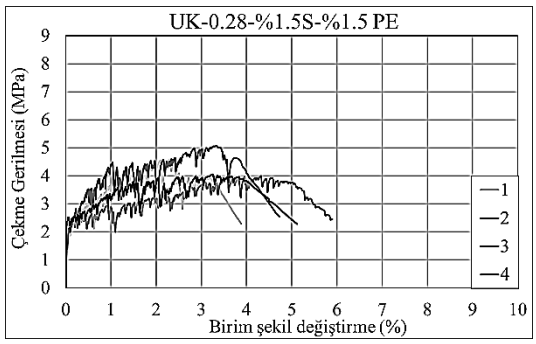
(d)



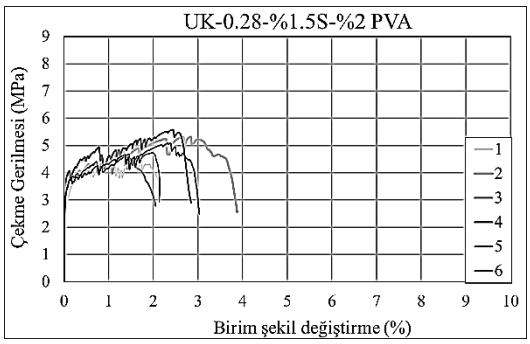
(e)



(f)

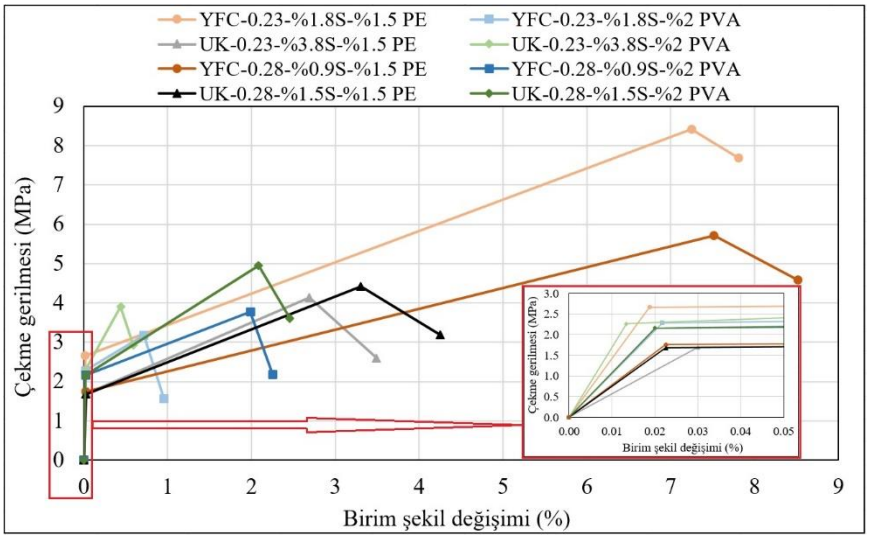


(g)



(h)

Şekil 10.3 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin çekme gerilmesi - birim şekil değişimi grafikleri: (a) YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE, (b) YFC-0.23-%1.8S-%2 PVA, (c) UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE, (d) UK-0.23-%3.8S-%2 PVA, (e) YFC-0.28-%0.9S-%1.5 PE, (f) YFC-0.28-%0.9S-%2 PVA, (g) UK-0.28-%1.5S-%1.5 PE, (h) UK-0.28-%1.5S-%2 PVA



Şekil 10.4 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin çekme gerilmesi-birim şekil değişimi ilişkilerinin ortalama değerler ile gösterimi

Çekme dayanımı ve çekme şekil değişim kapasitesi PE-ECC'de sırasıyla 4,1 MPa ve %2,22 iken, PVA-ECC'de bu değerlerin sırasıyla 6 MPa ve %0,61 olduğu bildirilmiştir. Kanda ve Li, (2006) tarafından yapılan başka bir çalışmada, S/B oranı 0,27 olan matriste PE ve PVA lifler ile üretilen kompozitler kıyaslanmıştır. PE-ECC ve PVA-ECC için çekme dayanımlar benzer iken (3,25 MPa), çekme birim şekil değişimleri sırasıyla %5,10 ve %1,03 olduğu rapor edilmiştir. PVA-ECC'de S/B oranı 0,27'den 0,42'ye çıkarıldığında çekme dayanımı 3,25 MPa'dan 2,43 MPa'a düşerken, çekme birim şekil değişimi 1,03'den 1,50'ye arttığı bildirilmiştir. Sonuç olarak, PVA lifi ile matris arasında oluşan yüksek ara yüzey bağ dayanımı, belli bir açıklığa ulaşan çatlaktaki köprüleyici liflerin kopmasına yol açmaktadır. Bu durumun PVA-ECC'de düşük çekme şekil değişim kapasitesi ile sonuçlandığı vurgulanmıştır (Kanda ve Li, 1999).

Tepe noktası tokluk değeri, çekme gerilmesi-birim şekil değişimi eğrilerinin maksimum çekme gerilmesi noktasına kadar altında kalan alanı ifade eder. Hesaplanan bu değerler Tablo 10.1 ve Şekil 10.5'de verilmiştir. Sonuçlara göre; PE lifli kompozitler PVA lifli kompozitlerden daha yüksek tepe noktası tokluk değerlerine sahiptir. Matris karışımda mineral katkı olarak UK yerine YFC kullanılması durumunda bu sonuç daha belirgin olmaktadır.

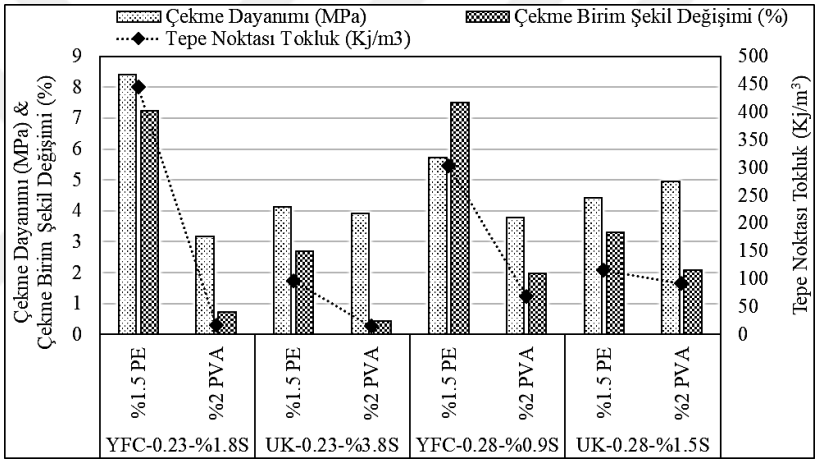
Tablo 10.1 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin çentiksiz çekme deneyi verileri

Karışım kodu		İlk çatlak dayanımı (MPa)	İlk çatlak BŞD (%)	Çekme Dayanımı (MPa)	Çekme Dayanımı BŞD (%)	Tepe noktası tokluk (Kj/m^3)	Elastisite Modülü, Et (GPa)	$PSH_{Dayanım}$ indeksi	Çatlak sayısı	Çatlak genişliği (μm)	Çatlaklar arası mesafe (mm)
	1	2,86	0,02	9,04	7,36	479	35,3	3,16	32	235	3,2
YFC-	2	2,59	0,02	7,66	6,15	349	26,5	2,96	31	204	3,2
0.23-	3	2,85	0,02	8,35	7,56	466	30,3	2,92	29	267	3,4
%1.8S-	4	2,35	0,02	8,60	7,92	482	26,5	3,66	33	243	3,0
%1.5 PE	**Ort.**	**2,66**	**0,02**	**8,41**	**7,25**	**444**	**29,7**	**3,18**	**31**	**237**	**3,2**
	Std	0,21	0,00	0,50	0,67	55	3,6	0,29	1	22	0,1
	1	2,23	0,02	3,01	0,75	12,7	15,2	1,35	9	85	12
	2	2,15	0,02	3,22	0,66	17,3	13,0	1,50	6	118	16
YFC-	3	2,26	0,02	3,39	0,88	25,5	15,2	1,50	9	129	12
0.23-	4	1,88	0,02	3,16	0,65	18,2	18,2	1,68	5	68	19
%1.8S-	5	2,62	0,02	3,37	0,45	12,7	22,8	1,28	5	72	21
%2 PVA	6	2,57	0,03	2,87	0,89	14,8	18,2	1,11	8	82	13
	Ort.	**2,29**	**0,02**	**3,17**	**0,71**	**16,9**	**17,1**	**1,40**	**7**	**92**	**15**
	Std	0,25	0,004	0,18	0,15	4,4	3	0,18	1,5	23	3
	1	1,83	0,03	4,00	2,93	103	30,0	2,19	19	219	5,3
UK-	2	1,18	0,04	4,46	2,21	88	27,3	3,78	14	160	7,1
0.23-	3	1,75	0,03	3,91	3,51	121	35,3	2,24	18	116	5,6
%3.8S-	4	2,03	0,02	4,15	2,11	72	33,3	2,05	14	176	7,1
%1.5 PE	**Ort.**	**1,70**	**0,03**	**4,13**	**2,69**	**96**	**31,5**	**2,56**	**16**	**168**	**6,3**
	Std	0,31	0,01	0,21	0,57	18	3,1	0,71	2	37	0,9
	1	1,95	0,01	4,15	0,62	22	30	2,13	8	60	13
	2	2,36	0,02	4,13	0,41	14	18	1,75	4	110	25
UK-	3	1,68	0,01	3,91	0,30	9	18	2,32	4	79	28
0.23-	4	3,20	0,01	3,84	0,58	20	26	1,20	9	57	11
%3.8S-	5	2,13	0,01	3,68	0,34	10	30	1,73	4	93	24
%2 PVA	6	2,22	0,02	3,73	0,39	13	18	1,68	7	33	14
	Ort.	**2,26**	**0,01**	**3,91**	**0,44**	**14,9**	**23,3**	**1,80**	**6**	**72**	**19**
	Std	0,47	0,005	0,18	0,12	4,7	5	0,36	2,1	25	7
	1	1,65	0,03	5,85	7,86	316	17,4	3,53	41	198	2,4
YFC-	2	1,54	0,02	5,34	7,36	280	16,0	3,47	40	191	2,5
0.28-	3	1,90	0,02	6,10	7,48	324	20,0	3,21	44	177	2,3
%0.9S-	4	1,92	0,02	5,59	7,35	292	18,2	2,91	45	165	2,2
%1.5 PE	**Ort.**	**1,75**	**0,02**	**5,72**	**7,51**	**303**	**17,9**	**3,28**	**42**	**183**	**2,4**
	Std	0,16	0,00	0,28	0,21	18	1,4	0,25	2	13	0,1
	1	1,39	0,03	3,20	1,50	43	19,1	2,30	9	107	10,8
	2	2,17	0,02	3,88	1,81	63	12,3	1,79	15	94	6,7
YFC-	3	2,37	0,01	3,65	1,25	41	17,2	1,54	**12**	114	8,5
0.28-	4	2,54	0,02	3,90	2,32	81	19,1	1,54	20	121	5,0
%0.9S-	5	2,19	0,02	3,95	1,87	66	14,3	1,81	12	151	8,3
%2 PVA	6	2,29	0,02	4,08	3,18	115	21,5	1,78	21	157	4,9
	Ort.	**2,16**	**0,02**	**3,78**	**1,99**	**68,1**	**17,3**	**1,79**	**15**	**124**	**7,4**
	Std	0,36	0,006	0,29	0,63	25,0	3,1	0,25	4,2	23	2,1
	1	1,12	0,01	4,59	2,30	80	19,4	4,11	16	164	6,3
UK-	2	1,95	0,04	4,01	4,32	137	17,0	2,06	22	179	4,5
0.28-	3	1,69	0,02	5,06	3,34	135	27,2	3,00	18	211	5,6
%1.5S-	4	1,96	0,02	4,05	3,25	109	22,7	2,07	17	185	5,9
%1.5 PE	**Ort.**	**1,68**	**0,02**	**4,43**	**3,30**	**115**	**21,6**	**2,81**	**18**	**185**	**5,6**
	Std	0,34	0,01	0,43	0,71	23	3,8	0,84	2	17	0,6
	1	1,56	0,02	4,44	1,55	61	24,6	2,84	16	80	6,5
	2	2,43	0,02	5,31	2,84	131	19,1	2,19	17	165	5,9
UK-	3	2,30	0,02	4,57	1,37	56	28,7	1,99	17	84	6,0
0.28-	4	2,40	0,02	5,59	2,44	118	21,5	2,33	17	161	6,0
%1.5S-	5	2,25	0,02	4,73	1,97	83	15,6	2,10	19	98	5,5
%2 PVA	6	1,98	0,02	5,09	2,33	102	21,5	2,57	18	142	5,7
	Ort.	**2,15**	**0,02**	**4,95**	**2,08**	**91,9**	**21,8**	**2,34**	**17**	**122**	**5,9**
	Std	0,30	0,000	0,41	0,51	27,6	4,1	0,29	0,9	36	0,3

* Tablo 10.1'deki renk ile vurgulanan numuneler lif ve kusur boyutu incelenen numunelerdir. Bu numuneler, ait oldukları karışımdaki ortalama çekme birim şekil değişim kapasitesi değerine en yakın çekme birim şekil değişim kapasitesine sahip olan numunelerdir.

** Tablo 10.1'deki std: standart sapma

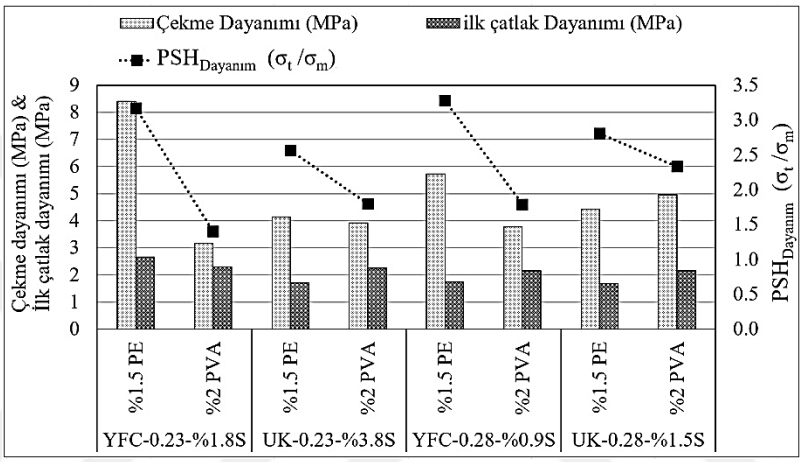
YFC içeren matrislerde PVA-ECC'lere kıyasla PE-ECC'ler, 4-26 kat daha yüksek tepe noktası tokluğu gösterirken, UK içeren matrisli kompozitlerde bu oran 1,3-6 aralığındadır. PE lifli serilerde S/B oranı düşmesiyle ve PVA lifli serilerde ise S/B oranı artışıyla tepe noktası tokluk değerlerinde artış olduğu tespit edilmiştir. Bu sonuç, yukarıda bahsedilen kompozitlerin birim şekil değişimi kapasitesindeki değişimlerin sonucu olup, aralarında güçlü bir ilişki olduğu görülmüştür.



Şekil 10.5 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin çekme dayanımı, çekme şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluğu değerleri

$PSH_{Dayanım}$ değerleri Tablo 10.1 ve Şekil 10.6'da gösterilmiştir. Bölüm 3'de bahsedildiği üzere doygun çoklu çatlak davranışı değeri için bu indeksin 1,2'den büyük olması gerekmektedir. Şekil 10.6'dan görüleceği üzere tüm $PSH_{Dayanım}$ indeksi değerleri 1,2'den büyüktür ve 1,5 ila 3,5 aralığındadır. PE-ECC'ye ait $PSH_{Dayanım}$ değerleri, PVA-ECC'den daha yüksektir. İlk çatlak dayanımları açısından PE-ECC ile PVA-ECC'lerin birbirine yakın değerlere sahip olmasına rağmen, $PSH_{Dayanım}$ değerindeki farkın nedeni; genel olarak (UK-0.28-1.5S karışımı hariç) PE-ECC'lere ait çekme dayanımı değerlerinin daha yüksek olmasıdır.

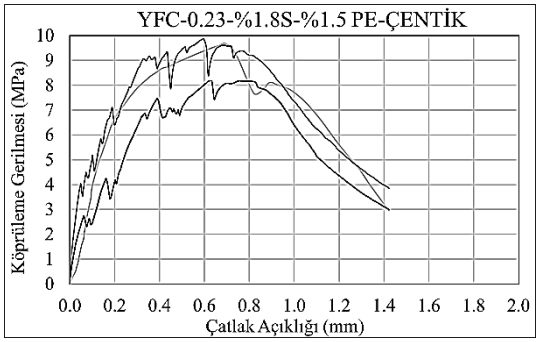
S/B oranı 0,23 olan karışımlarda, PE-ECC'ye ait elastisite modülü değerleri, PVA-ECC'ye ait değerlerden daha büyüktür. Ancak S/B oranı 0,28 olan karışımlarda önemli bir farkın olmadığı genelde 17-21 GPa mertebelerinde olduğu görülmüştür. Düşük S/B oranlarındaki elastisite modülü değerleri, beklenildiği üzere yüksek S/B oranlarındaki değerlerden daha yüksektir. Ayrıca, mineral katkı olarak YFC yerine UK kullanıldığında, elastisite modülü değerlerinin bir miktar daha yüksek olduğu tespit edilmiştir.



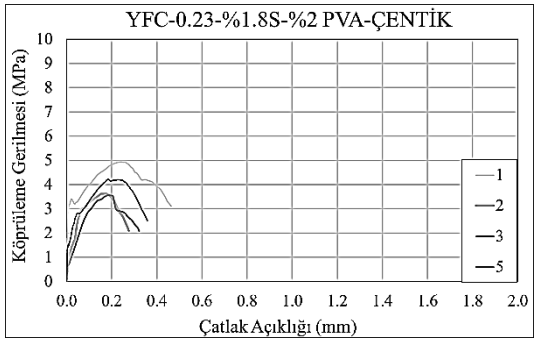
Şekil 10.6 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve $PSH_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) indeksi değerleri

10.2.3 Çentikli Kompozit Tek Eksenli Çekme Deneyi Sonuçları

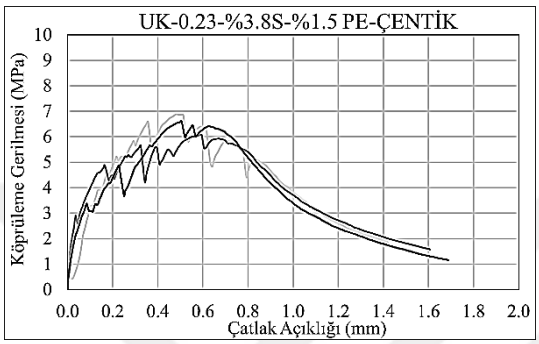
PE-ECC ve PVA-ECC için gerçkleştirilen çentikli çekme deneylerinden elde edilen köprüleme gerilmesi – çatlak açıklığı ilişkileri Şekil 10.7 ve Tablo 10.2'de sunulmuştur. Köprüleme gerilmesi – çatlak açıklığı eğrisinin tepe noktasındaki köprüleme gerilmesi (σ) ve çatlak açıklığı (δ) değerleri dikkate alındığında, PE-ECC'ye ait değerler PVA-ECC'den daha yüksektir. Ancak UK-0.28 karşımındaki PVA-ECC ait tepe noktası köprüleme gerilmesi, PE-ECC'den daha yüksektir (Şekil 10.7 (g) ve (h)). Şekil 10.7'deki şekillerde PE-ECC serilerine ait karışımlar, aynı matrise sahip PVA-ECC serilerinden 3-5 kat daha yüksek tepe noktası çatlak açıklığına sahiptir. Bu durumun iki nedeni olduğu düşünülmektedir:



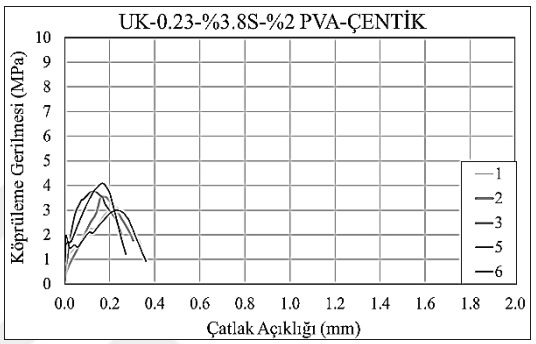
(a)



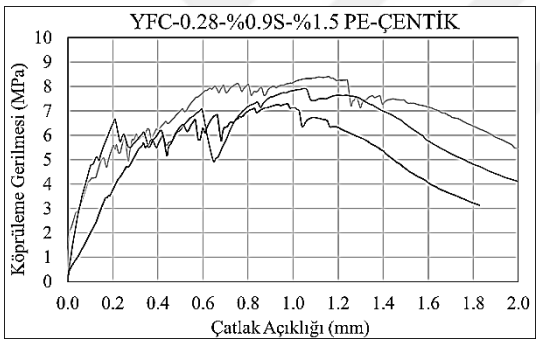
(b)



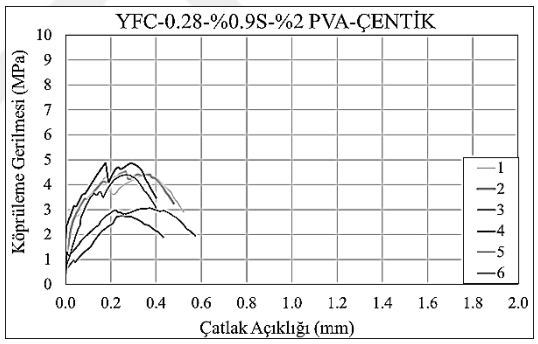
(c)



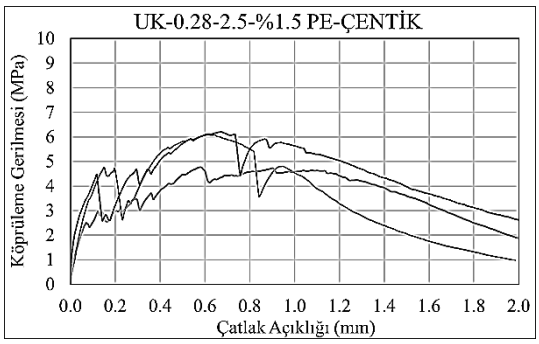
(d)



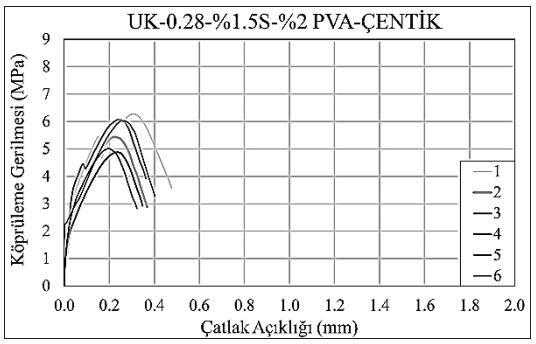
(e)



(f)



(g)



(h)

Şekil 10.7 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin köprüleme gerilmesi – çatlak açıklığı grafikleri : (a) YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE, (b) YFC-0.23-%1.8S-%2 PVA, (c) UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE, (d) UK-0.23-%3.8S-%2 PVA, (e) YFC-0.28-%0.9S-%1.5 PE, (f) YFC-0.28-%0.9S-%2 PVA, (g) UK-0.28-%1.5S-%1.5 PE, (h) UK-0.28-%1.5S-%2 PVA

1) PVA lifleri daha düşük elastisite modülü ve çekme dayanımına sahip olduğundan köprüleme aşamasında lifler kopma noktasına PE liflere kıyasla daha çabuk ulaşırlar, **2)** PVA lifi, PE lifinden farklı olarak kimyasal bağa sahip olduğundan, çatlağın genişleme olasılığını azaltır (Kanda ve Li, 1999b, 1998). Bu nedenle PVA lifi daha az sıyrılma gösterir ve birim çatlak açıklığında daha yüksek köprüleme gerilmesine ulaşarak daha erken kopma dayanımına ulaşırlar.

Bölüm 3'de belirtildiği gibi hesaplanan J_b' değerleri Tablo 10.2'de verilmiştir. Matris fazında YFC içeren kompozitler dikkate alındığında, PE-ECC'ye ait J_b' değerleri PVA-ECC'ye kıyasla 8-9 kat daha yüksektir. Ancak matris fazında UK içeren kompozitlerde bu oran 3-5 kat mertebesindedir. UK ile YFC serileri arasındaki bu fark, PVA lifler ile matris arasında oluşan arayüzey kimyasal bağın UK'nın etkisiyle azalması ile açıklanabilir. PVA-ECC'ye ait tepe noktası köprüleme ve çatlak açıklığı değerlerinin artmasının sonucu olarak J_b' değerleri de artmıştır (bkz. Şekil 3.13). Öte yandan PVA life kıyasla daha zayıf lif-matris arayüzey bağlarına sahip PE lifi (arayüzeyde kimyasal bağ oluşmaz), UK içeren matris ile kullanıldığında, lif-matris arayüzey bağı daha da düşme eğilimi göstermiştir. Böylece matrisinde UK içeren PE-ECC ve PVA-ECC'ler arasındaki J_b' farkları azalmaktadır.

Kanda ve Li (2006) tarafından yapılan araştırmada, çatlak köprülemede hacimce %2 oranında PVA lifli kompozitlerin, hacimce %2 oranında PE lifli kompozitlerden daha düşük J_b' değerine sahip olduğunu bildirilmiştir. Bu düşük enerji performansının, PVA lifli kompozitlerinin düşük şekil değişim kapasitesinden veya doymamış PSH davranışından kaynaklandığı belirtilmiştir.

10.2.4 PE-ECC Ve PVA-ECC'nin PSH_{Enerji} Ve $PSH_{Dayanım}$ Kriteri Sonuçları

PE-ECC ve PVA-ECC'nin kıyaslamasında, PSH_{Enerji} (tamamlayıcı enerji (J_b') / kırılma tokluğu enerjisi (J_{tip})) ve $PSH_{Dayanım}$ (çentiksiz çekme deneyindeki çekme dayanımının ($\sigma_{çekme}$) ilk çatlak dayanımına (σ_{ilk}) oranı) değerleri Şekil 10.8'de gösterilmiştir.

Tablo 10.2 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin çentikli çekme deneyi verileri

Karışım kodu		σ_0 (MPa)	Ort. σ_0 (MPa)	δ_0 (mm)	Ort. δ_0 (mm)	J_b' (J/m^2)	Ort. J_b' (J/m^2)
YFC-0.23-	1	9,7		0,70		1355	
%1.8S-%1.5	2	9,9	9,2 ± 0,8	0,60	0,69 ± 0,07	1393	1471 ± 138
PE-ÇENTİK	3	8,2		0,76		1664	
	1	4,9		0,24		164	
YFC-0.23-	2	3,6		0,17		122	
%1.8S-%2	3	3,6	4,1 ± 0,5	0,19	0,20 ± 0,02	171	158 ± 21
PVA-	4*						
ÇENTİK	5	4,2		0,18		173	
	6						
UK-0.23-	1	6,9		0,48		1028	
%3.8S-%1.5	2	6,1	6,5 ± 0,3	1,36	0,78 ± 0,41	724	916 ± 136
PE-ÇENTİK	3	6,6		0,50		995	
	1	3,1		0,23		198	
UK-0.23-	2	3,6		0,17		246	
%3.8S-%2	3	3,8	3,5 ± 0,4	0,13	0,19 ± 0,04	97	178 ± 48
PVA-	4*						
ÇENTİK	5	3,0		0,23		179	
	6	4,1		0,17		171	
YFC-0.28-	1	8,4		1,16		1842	
%0.9S-%1.5	2	7,9	7,9 ± 0,5	1,05	1,06 ± 0,08	1865	1853 ± 9
PE-ÇENTİK	3	7,3		0,97		1852	
	1	4,4		0,35		228	
YFC-0.28-	2	4,5		0,27		209	
%0.9S-%2	3	2,8	4,0 ± 0,8	0,26	0,30 ± 0,04	238	228 ± 29
PVA-	4	4,9		0,29		201	
ÇENTİK	5	4,4		0,26		285	
	6	3,1		0,37		208	
UK-0.28-	1	6,1		0,61		965	
%1.5S-%1.5	2	4,8	5,7 ± 0,7	0,58	0,62 ± 0,04	816	951 ± 104
PE-ÇENTİK	3	6,2		0,67		1071	
	1	6,3		0,31		398	
UK-0.28-	2	5,4		0,22		309	
%1.5S-%2	3	6,1	5,6 ± 0,5	0,24	0,25 ± 0,04	318	319 ± 65
PVA-	4	4,9		0,24		283	
ÇENTİK	5	6,0		0,27		394	
	6	5,0		0,20		211	

* Numune çentik açılması sırasında kırılmıştır.

** std: standart sapma

PSH kriterlerinin (PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$) büyüklüğü, çoklu çatlamanın doygunluğu ile ilişkilidir. Literatürde her iki kriterin temel olarak matris özellikleri ve lif köprüleme özelliklerinden etkilendiği bildirilmiştir. Liflerin matristen sıyrılması veya kopması mekanik performansta belirleyicidir (Kanda ve Li, 2006). Şekil

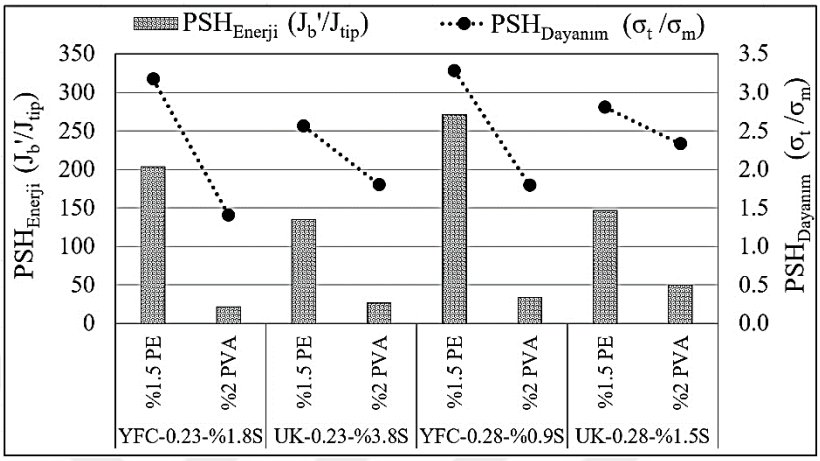
10.8'deki PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ kriterleri sonuçlara göre, PE-ECC'ye ait değerler, aynı matris özelliklerine sahip PVA-ECC'lerden daha yüksektir. Kanda ve Li (2006) tarafından yapılan araştırmada, %1,5 oranında PE lif içeren PE-ECC ile %2 oranında PVA lif içeren PVA-ECC kompozitler kıyaslanmıştır. Sonuçlara göre, PE-ECC'nin iki kat daha yüksek PSH_{Enerji} (J'_b/J_{tip}) kriterine sahip olduğu belirtilmiştir. Matris yapısında YFC kullanılması, PE-ECC'ye ait PSH_{Enerji} değerleri, PVA-ECC'den 7-8 kat daha yüksek iken, UK kullanılması durumunda bu değerler PE-ECC'lerde 3-5 kat mertebesinde daha yüksektir.

PSH_{Enerji} kriterine benzer sonuçlar, $PSH_{Dayanım}$ kriteri içinde geçerlidir. Lif ve mineral katkıdan farklı olarak S/B oranı da sonuçlar üzerinde etkilidir. Yüksek S/B oranına (0,28) kıyasla, düşük S/B oranındaki (0,23) PSH kriterleri arasındaki farklar (PE-ECC ile PVA-ECC arasındaki farklar) daha yüksektir. Önceki bir çalışmada bu durumun nedeni şu şekilde açıklanmıştır: PVA liflerin arayüzey sürtünme bağ dayanımının artan matris S/B oranı ile azalma eğiliminde olduğu tek lif çekme deneylerinden belirlenmiştir (Kanda ve Li, 1998). Ayrıca matrisin S/B oranı artırmanın, düşük J_{tip} nedeniyle J_b'/J_{tip}'i artırmaktadır. Bu nedenle, yüksek S/B oranında (0,28) PE-ECC ile PVA-ECC arasındaki PSH kriterleri farklarının azaldığı söylenebilir.

Yukarıdaki sonuçlar, aynı matriste kullanıldığından PE-ECC'nin PVA-ECC'den daha fazla doygun çatlak potansiyeline sahip olduğunu göstermektedir (kompozitlere ait çatlak analizleri bir sonraki bölümde açıklanmıştır). Dolayısıyla bu sonuç, Bölüm 10.2.2'de bahsedilen PE-ECC serilerinin, PVA-ECC serilerinden daha yüksek çekme şekil değişim kapasitesi göstermesini açıklayıcı niteliktedir. PE-ECC ile PVA-ECC arasındaki bu farkın nedeni olarak; hidrofilik PVA lifi ve matris arasındaki güçlü kimyasal bağın, J_b' 'yi azaltması olarak belirtilmiştir (Mechtcherine, 2012).

Bölüm 3.4'de doygun çoklu çatlak davranışı için koşullar; PSH_{Enerji} kriteri açısından hem PE hem de PVA lifler >3 iken, $PSH_{Dayanım}$ kriteri için PE liflerde >1,2 ve PVA liflerde >1,45 olduğu belirtilmişti. Şekil 10.8'deki tüm sonuçlar bu şartları sağlamasına rağmen, bazı kompozitlerde doygun çoklu çatlak davranışı elde

edilememiştir. Bu nedenle, söz konusu PSH kriterlerinin doygun çoklu çatlak davranışı garanti edecek şekilde daha yüksek katsayılara revize edilmesi gerektiği düşünülmektedir.



Şekil 10.8 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin PSH$_{Enerji}$ ve PSH$_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) kriterleri

10.2.5 DIC İle Çatlak Analizi

PE-ECC ve PVA-ECC'nin kıyaslandığı karışımların çatlak analizleri, DIC tekniği ile gerçekleştirilmiştir. Söz konusu analizler, çentiksiz çekme deneyinde maksimum çekme gerilmesi noktası için yapılmış ve sonuçlar Şekil 10.9'da gösterilmiştir. Çatlak performansı için en ideal durumlar; çatlak sayısının çok, çatlak genişliğinin dar ve çatlaklar arası mesafenin az olmasıdır.

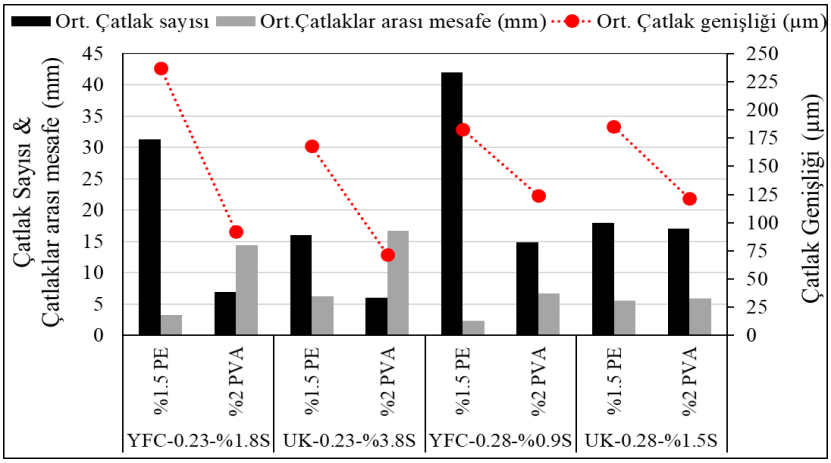
Aynı matrisli PE ve PVA lifli karışımlar incelendiğinde, PVA-ECC'ye kıyasla, PE-ECC karışımlarının ortalama çatlak sayısı ve ortalama çatlak genişliği daha fazla, ancak ortalama çatlaklar arası mesafe değeri daha azdır. Bu sonuçlar, PE-ECC'nin çatlak sayısı ve çatlaklar arası mesafe değerlerine göre, PVA-ECC'den daha iyi çoklu çatlama performansı sergilediğini ifade etmektedir. Üstelik bu performansı hacimce %0,5 daha az kullanılmasına rağmen sağlamıştır. PE-ECC serilerine kıyasla, PVA-ECC serilerinin çatlak genişlikleri daha olup bu durum dayanıklılık koşulları açısından bir avantajdır. Ancak, burada ifade edilen çatlak genişlikleri, yüklü durumdaki sonuçlardır ve yüksüz durumda söz konusu çatlak genişliklerinin literatürde yaklaşık

yarıya düşeceği ifade edilmiştir (Yang ve diğer., 2007). Bu durumda, incelen PE serileri arasında maksimum yükteki çatlak genişliği 230 μm'yi geçmediği için yük kaldırıldıktan sonra yaklaşık 115 μm'yi geçmeyeceği düşünülmektedir.

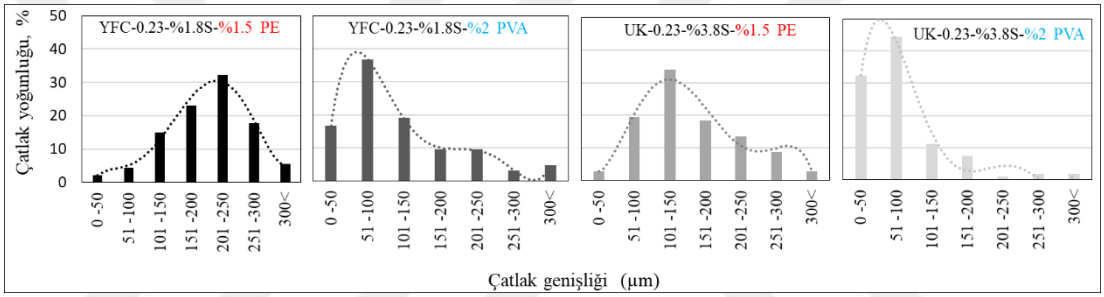
Şekil 10.9'daki PE-ECC ve PVA-ECC serilerinin çatlak analizi sonuçlarına, S/B oranı ve mineral katkı türünün de etkisi vardır. Yüksek S/B oranına (0,28) kıyasla, düşük S/B oranında (0,23), PE-ECC ve PVA-ECC serileri arasındaki çatlak sayısı, çatlak genişliği ve çatlaklar arası mesafe farkları daha yüksektir. Ayrıca, mineral katkı olarak UK yerine YFC kullanıldığında, benzer şekilde söz konusu farklarda artış olmuştur. Çatlak performansı olarak en iyi sonuçlar, S/B oranın 0,28 olduğu ve mineral katkı olarak PVA-ECC'de UK içeren, PE-ECC'de ise YFC içeren karışımlarda elde edilmiştir.

Çatlak analizleri iki önemli soruya cevap bulabilmek için yapılır. Bunlar; **1)** Doygun çoklu çatlak davranışı elde edilebildi mi? **2)** Elde edilen çatlak genişlikleri dayanıklılık açısından güvenilir sınırlar içerisinde midir? Doygun çatlak davranışı, çatlaklar arası mesafe ile değerlendirilir ve bu değerin yeterince küçük olması (2-3 mm) gerekmektedir. Şekil 10.9'daki kompozitler incelendiğinde, YFC içeren PE lifli kompozitlerde, çatlaklar arası mesafenin 2-3 mm civarında olduğu belirlenmiştir. Söz konusu kompozitlerin doygun çoklu çatlak davranışına sahip olduğu söylenebilir. Genel olarak PE lifli karışımlarda çatlaklar arası mesafe 2-6 mm civarında olduğundan, doygun çoklu çatlak davranışına yakındır. Ancak, düşük S/B oranına sahip (0,23) PVA lifli kompozitlerde çatlaklar arası mesafe 15 mm civarında olduğundan bu kompozitlerin doygun çoklu çatlak davranışından uzak olduğu belirlenmiştir.

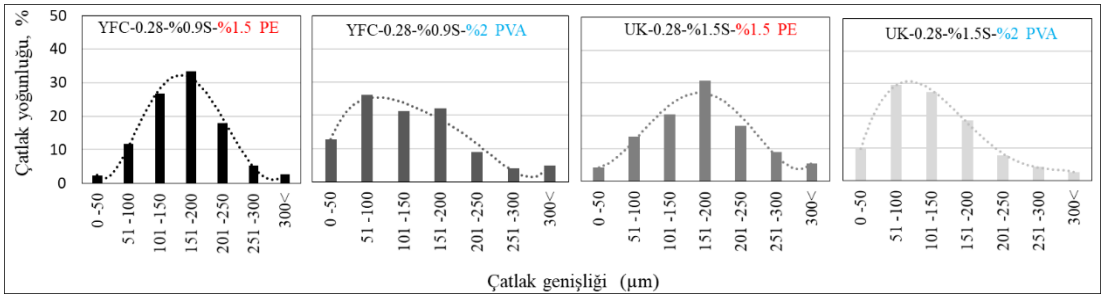
Yukarıda dayanıklılık açısından çatlak genişliğinin önemli olduğu belirtilmişti. Ancak bu durumun değerlendirmesinde, ortalama çatlak genişliği ifadesi yetersiz kalabilir. Çünkü ortalama çatlak genişliğinden daha büyük genişliğe sahip çatlaklar, dayanıklılık açısından olumsuzluğa neden olabilir. Sözü edilen durumu incelemek amacıyla, maksimum çekme gerilmesi noktasında çatlak yoğunluk dağılımları da belirlenerek Şekil 10.10'da sunulmuştur.



Şekil 10.9 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin maksimum çekme gerilmesindeki çatlak sayıları, genişlikleri ve çatlaklar arası mesafe değerleri



(a)



(b)

Şekil 10.10 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin maksimum çekme gerilmesindeki çatlak genişliği dağılım histogramları; (a) S/B=0,23 olan kompozitler, (b) S/B=0,28 olan kompozitler

Sonuçlara göre, yukarıda açıklanan ortalama çatlak genişliği analizi sonuçlarından farklı olarak, hem PE hem de PVA lifli kompozitlerin 200 µm ve üzeri genişlikte çatlaklara da sahip oduğu görülmüştür. Bu sonuç, gelecekte ECC tasarım standartlarında, çatlak genişliğinin mekanik sonuçlar kadar önemli olduğu ve ortalama değerden ziyade maksimum çatlak genişliği için bir üst sınırın belirtilmesinin zorunlu olduğunu ifade etmektedir (örneğin; yüklü durum için maksimum 200 µm).

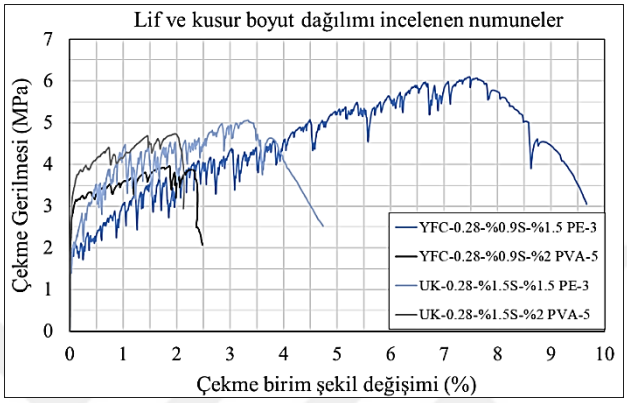
10.2.6 Lif Ve Maksimum Kusur Boyutu Dağılımı Sonuçları

Lifli beton alanında, lif-matris arayüz performansına ek olarak, lifin matriste homojen dağılıp dağılmadığı ve gözenek (kusur) yapısı da önemli faktörler olup, mekanik özellikler ve dayanıklılık üzerinde önemli etkileri vardır. Lif dağılım derecesi ve lif-matris ara yüzey bağ dayanımı, nihai çekme dayanımını belirler. Daha homojen dağılmış lifler (yüksek lif dağılım katsayısı), gerilme transferini kolaylaştırır. Ayrıca ECC'nin mikro mekanik teorisine göre (Yao ve diğer., 2012), çatlaklar önceden var olan kusurlardan başlar. İlk çatlak maksimum kusurdan açılır, daha sonra büyük kusurlardan küçük kusurlara doğru sıraya göre yeni çatlaklar başlar. Sadece boyutları kritik boyuttan (çatlağı başlatabilecek en küçük kusurun boyutu) daha büyük olan kusurlar çatlamayı başlatabilir. Diğer bir ifadeyle, yeni çatlak açılması için uygun boyut aralığında yeterli sayıda kusur yoksa, kompozitte doymamış çatlak dağılımı görülür. Sonuç olarak, yüksek lif dağılım katsayısı ve uygun boyut aralığında kusur yapısı ECC'nin çekme performansının artmasına katkı sağlar (Lei ve diğer., 2019).

Bu bölümde seçilen numunelerin lif ve kusur boyut dağılımları belirlenmiştir. Numune seçim metodu şu şekilde gerçekleştirilmiştir: S/B oranı 0,28 olan, matris bileşeninde YFC ve UK içeren, PE-ECC ve PVA-ECC serilerin ortalama çekme şekil değişim kapasitesine en yakın çekme şekil değişim kapasitesi değerlerine sahip numuneler, Tablo 10.1 yardımıyla belirlenmiştir. Buradaki PE ve PVA lifli kompozitlerin matrisleri aynı olup, tek farklılıkları lif türü ve dozajıdır. Bu numunelere ait çekme gerilmesi-birim şekil değişimi eğrileri Şekil 10.11'de gösterilmiştir.

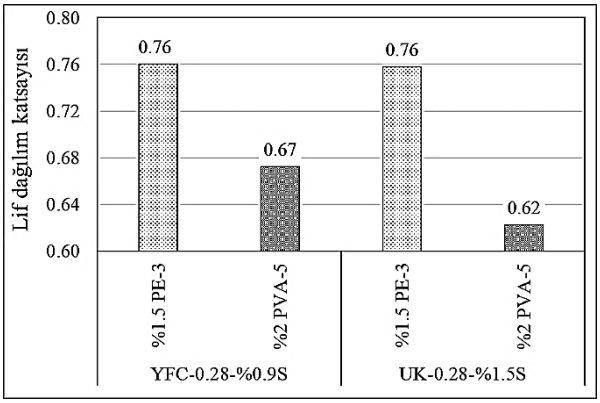
Seçilen numunelerin lif dağılım katsayıları Şekil 10.12'de gösterilmiştir. Hem YFC hem de UK içeren matrisli karışımlarda PE lifleri için dağılım katsayıları, PVA liflerden belirgin bir şekilde daha yüksektir. Bu sonuç iki farklı şekilde açıklanabilir: **1)** Hidrofilik yapıya sahip olan lifler (örneğin PVA lifi) su emme eğiliminde olduklarından matris ile karıştırma sırasında lif topaklaşması neden olabilmektedirler. Bu durumda da, hidrofilik liflerin hidrofob liflerden (örneğin PE lifi) daha düşük dağılım gösterme eğiliminde olmaktadır (Pakravan ve diğer., 2016), **2)** PE lifler karışımda hacimce %1,5 oranında kullanılırken, PVA lifler %2 oranında

kullanılmıştır. Lif hacmi arttıkça lif dağılım katsayısının düşmesi beklenen bir durumdur. Ayrıca mineral katkı türünün lif dağılımı üzerinde etkisi incelendiğinde; PVA-ECC matris bileşeninde YFC bulunan ECC'lere kıyasla, UK bulunması durumunda lif dağılım katsayısı daha düşük iken, PE-ECC'de mineral katkı türünün lif dağılım katsayısı üzerinde etkisi olmadığı tespit edilmiştir.



Şekil 10.11 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerde lif ve kusur dağılımı incelenen numunelerin çekme gerilmesi-çekme birim şekil değişimi ilişkileri

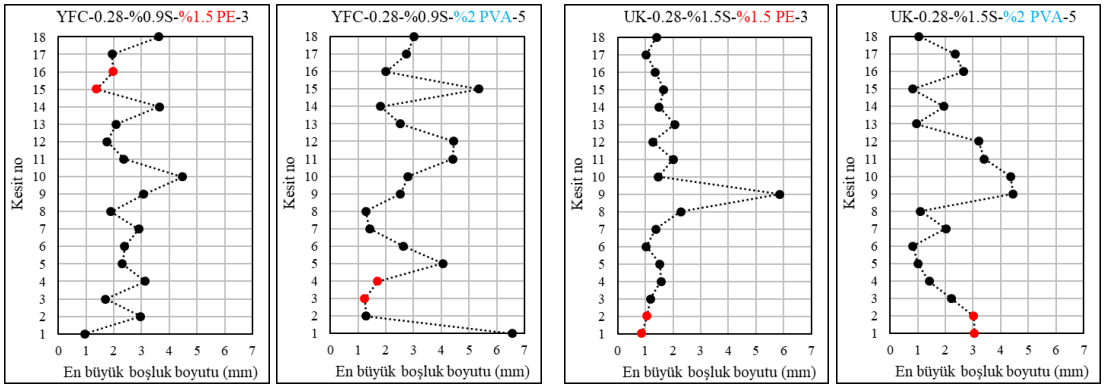
Seçilen numunelerin incelenen kesitlerdeki maksimum kusur boyutları Şekil 10.13'de görülmektedir. Ayrıca belirli boyut aralığına göre kusur yüzdeleri Şekil 10.14'de verilmiştir. Aynı matris ile üretilen PE-ECC ve PVA-ECC numunelerin kusur boyutları incelendiğinde, genel olarak PVA-ECC'ye ait kusur boyutlarının daha büyük olduğu belirlenmiştir. Bu durum, PVA lifler PE liflere kıyasla daha yüksek hacim oranında kullanılmasına bağlı olarak (sırasıyla %2 ve %1,5), daha fazla hava sürüklemeye neden olmasıyla açıklanabilir. Ayrıca literatürde (Lei ve diğer., 2019) Bha'nın artmasının, ECC'de kusur boyutlarını azaltacağı bildirilmiştir. Şekil 10.2'de S/B oranı 0,28 olan PE-ECC karışımların Bha değerleri, PVA-ECC karışımlarından yüksektir. Bu sonuç, Şekil 10.13'deki PE-ECC numunelerine ait kusurların, PVA-ECC numunelerinden daha küçük boyutta olmasını açıklamaktadır.



Şekil 10.12 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerde seçilen numunelerin göçme kesiti lif dağılım katsayıları

Sadece kusur boyut dağılımındaki bu sonuçlar dikkate alınırsa; PVA-ECC'nin PE-ECC'den çatlak sayısının daha yüksek olması ve dolayısıyla daha yüksek şekil değişim kapasitelerine ulaşması beklenebilir. Ancak Şekil 10.11 incelendiğinde, tersi bir durum söz konusudur. Bu gözlemin olası nedeni şu şekilde açıklanabilir: ECC'nin çatlama mekanizmasında, yeni bir çatlağın açılabilmesi için daha önce açılan çatlakları köprüleyen liflerin köprüleme gerilmesi, çatlak oluşmayan başka bir bölgedeki matrisin çatlak dayanımından büyük olmalıdır. PE liflerin çekme dayanımı PVA liflerden daha yüksek olduğu için (sırasıyla 3400 MPa ve 1600 MPa), PE lifler oluşan çatlaklarda daha yüksek köprüleme gerilmesi değerlerini karşılayabilmektedir. Böylece PE lifli serilerde daha küçük boyutlu kusurların aktive olması (çatlaması) sağlanır ve sonuç olarak daha çok sayıda çatlaklar oluşur.

Sonuç olarak; PVA-ECC'ye kıyasla, PE-ECC'de lif dağılım katsayılarının ve çekme dayanımının daha yüksek olması, Şekil 10.11'deki PE-ECC numunelerin çekme şekil değişim kapasiteleri ve çekme dayanımlarının daha yüksek olmasına neden olmuştur. Bu sonuçlara göre, kusur boyut dağılımının çekme şekil değişimi üzerine etkileri, lif türündeki farklılık nedeniyle düşük mertebede olduğu belirlenmiştir.

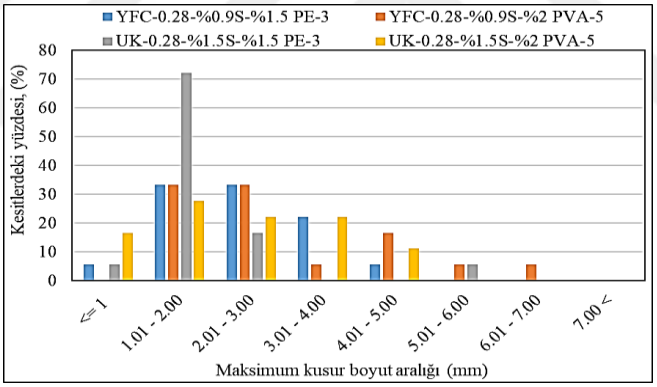


(a) (b) (c) (d)

Şekil 10.13 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerde seçilen numunelerin yükleme ekseni boyunca maksimum kusur boyut dağılımları; (a) YFC-0.28-%0.9S-%1.5 PE-3, (b) YFC-0.28-%0.9S-%2 PVA-5, (c) UK-0.28-%1.5S-%1.5 PE-3, (d) UK-0.28-%1.5S-%2 PVA-5

* YFC-0.28-%0.9S-%1.5 PE-3 kodunun açıklaması; YFC: Mineral katkı tipi, 0.28: S/B oranı, %0.9S: Çimento ağırlığının yüzdesi olarak kullanılan süper akışkanlaştırıcı miktarı, %1.5 PE: Karışımda hacimce %1.5 oranında PE lif kullanıldığını,3: Karışımdaki numune numarasını ifade etmektedir.

** Kırmızı noktalar, göçme çatlağı bölgesindeki maksimum kusur boyutlarını gösterir.



Şekil 10.14 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerde seçilen numunelerin maksimum kusur boyut dağılımları

10.2.7 PE-ECC Ve PVA-ECC'nin Kompozit Basınç Dayanımı Sonuçları

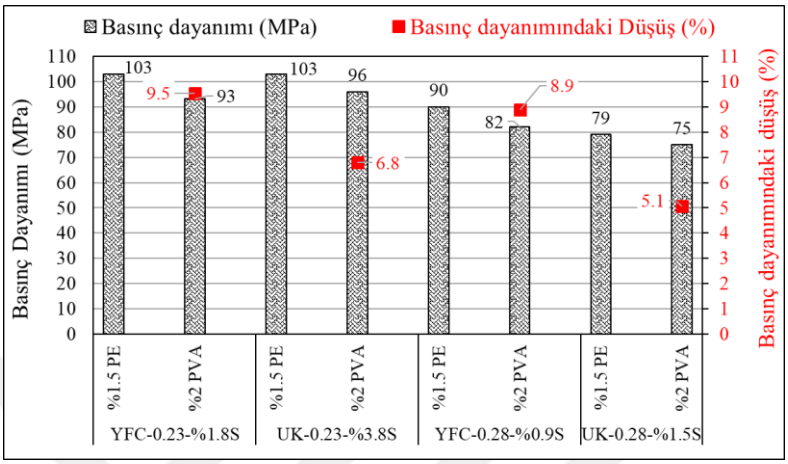
PE-ECC ve PVA-ECC serilerinin basınç dayanımları ve basınç dayanımları arasındaki farkları yüzde (%) cinsinden Şekil 10.15'de gösterilmiştir. Basınç dayanımları arasındaki farklar; PE-ECC'ye ait değerler referans alınarak, PVA-ECC değerleri için belirlenmiştir. S/B oranı 0,23 olan ECC'lerin basınç dayanımları 93-103 MPa aralığında iken, S/B oranı 0,28 olan kompozitlerin 75-90 MPa aralığındadır.

PE-ECC'ye ait basınç dayanımları PVA-ECC'den %5-10 mertebesinde daha yüksektir. Bu durum üç nedenle açıklanabilir: **1)** ECC karışımlarında PVA lifi %2 oranında kullanılırken, PE lifi %1,5 oranında kullanılmıştır. Daha yüksek oranda lif kullanımı, daha fazla hava sürüklenmesine neden olduğu Şekil 10.2'deki taze birim hacim ağırlıkları ile tespit edilmiştir. Lifler nedeniyle daha fazla hava sürüklenmesi, basınç dayanımının daha fazla düşmesini açıklamaktadır. **2)** Basınç deneyinde göçme, numunenin yükleme eksenine dik doğrultudaki enine şekil değişimi nedeniyle meydana gelir. ECC numunelerinde enine şekil değişimi, lifler tarafından kısıtlandığı göz önüne alınırsa, PE lifinin çekme dayanımı PVA'dan daha yüksek olduğundan (sırasıyla 3400 ve 1620 MPa), PE lifi enine şekil değişimi daha fazla kısıtlar. Bu nedenle PE-ECC'ye ait basınç dayanımlarının, PVA-ECC'den daha yüksek olduğu yorumu yapılabilir. **3)** PVA lifi ile matris arasındaki kimyasal bağ, lifin matristen sıyrılmasını (yanal genleşmeyi) daha da kısıtlamaktadır. Bu sıyrılmadaki kısıtlama etkisi, PE life göre daha düşük dayanımlı PVA lifinin daha erken çekme dayanım kapasitesine ulaşarak kopmasına, ve bunun sonucu olarak PVA-ECC'nin daha düşük basınç dayanımı ile sonuçlanmasını açıklamaktadır.

Matris bileşeninde mineral katkı olarak UK'yerine YFC kullanıldığında, PE-ECC serileri, PVA-ECC'den %9 seviyesinde daha yüksek iken, UK kullanıldığında bu fark %5-7'ye gerilemektedir (Şekil 10.15). Basınç yükü etkisinde numunenin göçme olayında, UK taneleri küresel tane yapısı nedeniyle liflerin sıyrılmasını, dolayısıyla enine şekil değişimi daha fazla izin vermektedir. Ancak YFC'nin köşeli yapıdaki tane şekli, liflerin sıyrılmasını daha fazla kısıtladığı söylenebilir. Bu nedenle daha düşük çekme dayanımına sahip PVA lifi kopma noktasına daha hızlı ulaşarak kopmakta ve böylece daha düşük basınç dayanımına neden olmaktadır.

Guo ve Lei (2016) S/B oranı 0,23 olan matrisle hacimce %2 oranında iki farklı PE ve PVA lifi kullanarak oluşturdukları PE-ECC ve PVA-ECC'lerde basınç deneyleri gerçekleştirmiştir. Basınç dayanımları PE-ECC ve PVA-ECC için sırasıyla 111 ve 101 MPa olduğu rapor edilmiştir. Ayrıca karışımların basınç dayanımları ile çekme dayanımları arasında negatif korelasyon olduğu vurgulanmıştır. Bu durumun nedeni şu şekilde açıklanmıştır; PE lifinin PVA'dan daha yüksek elastisite modülü ve

dayanımı nedeniyle, basınç deneyinde numuneler sıkıştırıldığında ve içyapı (internal structure) hasar gördüğünden, PVA-ECC numunelerine kıyasla, PE-ECC numunelerinin sıkıştırmaya dayanma kapasitesi daha yüksek olduğu belirtilmiştir.



Şekil 10.15 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin basınç dayanımları

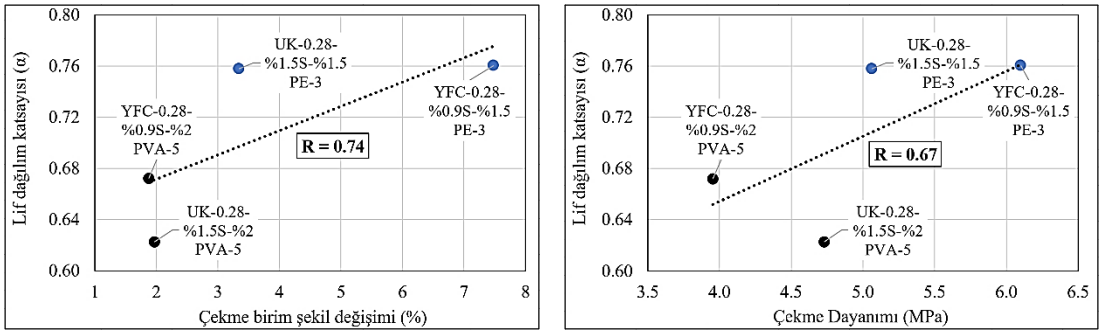
Hacimce eşit oranda PE ve PVA lifi ile yapılan başka bir çalışmada, PVA-ECC'nin basınç dayanımının, PE-ECC'ninkinden biraz daha yüksek olduğu bildirilmiştir (Nematollahi ve diğer., 2017). Bunun nedeninin, PVA lifinin (çapı 40 µm ve uzunluğu 8 mm) PE lifinden (çapı 12 µm ve uzunluğu 12 mm) daha yüksek narinlik (çap/boy) oranı olabileceği belirtilmiştir. Bu durumun da, PVA liflerinin PE liflerine kıyasla kompozitte daha az sıkışık hava oluşturması ilişkili olabileceği vurgulanmıştır.

10.3 Sonuçlar Arası İlişkilerin Tartışılması

Bu bölümde elde edilen sonuçlar arası ilişkilerin korelasyon katsayıları (R) belirlenmiştir. R>0,8 olması durumunda iki değişken arasında "iyi", R=0,8-0,5 durumında "orta" ve R<0,5 durumunda "zayıf" ilişkilerin olduğu belirtilmiştir (Anonim, 2021).

Lif dağılım katsayıları ile çekme birim şekil değişimleri ve çekme dayanımları arasındaki ilişki Şekil 10.16'da verilmiştir. Lif dağılım katsayısının her ikisi üzerinde etkin olduğu ve korelasyon katsayılarının R=0,70 mertebesinde olduğu belirlenmiştir.

Diğer bir ifade ile lif dağılımındaki homojenleşmenin, genel olarak çekme birim şekil değişimi ve çekme dayanımına pozitif etki ettiği belirlenmiştir.

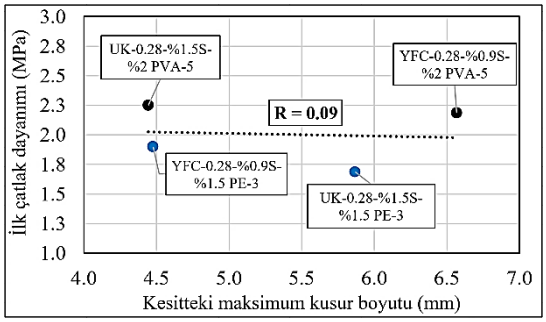


(a) (b)

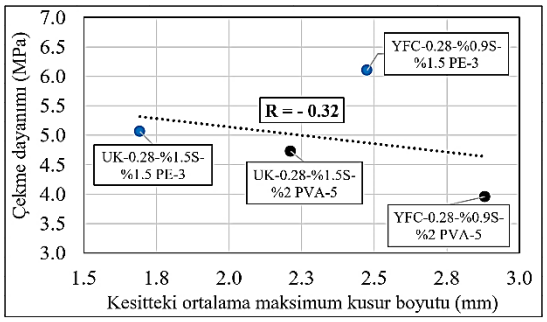
Şekil 10.16 (a) Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerde lif dağılım katsayısı ile çekme birim şekil değişimi arasındaki ilişki (b) Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerde lif dağılım katsayısı ile çekme dayanımı arasındaki ilişki

Kusur boyutu incelenen PE-ECC ile PVA-ECC numuneleri için kesitteki ortalama maksimum kusur boyutu ile ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve çekme birim şekil değişimleri arasındaki ilişkiler Şekil 10.17'de verilmiştir. Literatürde ilk çatlağın maksimum kusurdan başladığı belirtilmiştir (Lei ve diğer., 2019). Buna göre maksimum kusur boyutu arttıkça, ilk çatlak dayanımının düşmesi beklenmektedir. Ancak Şekil 10.17(a)'deki sonuçlar birlikte değerlendirildiğinde, maksimum kusur boyutu artışı ile ilk çatlak dayanımı arasında bir ilişki olmadığı tespit edilmiştir. Lif türüne göre Şekil 10.17(a), hem PE hem de PVA lifli ECC serileri kendi arasında değerlendirildiğinde, maksimum kusur boyutunun artması ile ilk çatlak dayanımının düştüğü belirlenmiştir.

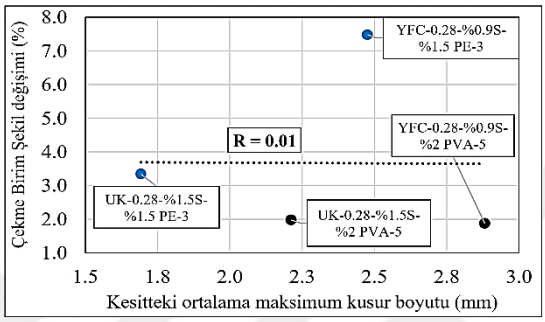
ECC'nin çoklu çatlak davranışı nedeniyle kusur boyutu ile çekme dayanımı ve çekme birim şekil değişim kapasitelerinin ilişkilendirilmesinde, numunelerin maksimum kusur boyutu yerine ortalama kusur boyutu değerleri dikkate alınmıştır (Şekil 10.17b ve 10.23c). Şekil 10.17b'de, ortalama maksimum kusur boyutu ile çekme dayanımları arasında ters orantılı ve R katsayın düşük seviyede olduğu (0,32) bir ilişki tespit edilmiştir. Son olarak Şekil 10.17c'de, ortalama maksimum kusur boyutu ile çekme birim şekil değişimi arasında herhangi bir ilişki olmadığı tespit edilmiştir (R= -0,01).



(a)



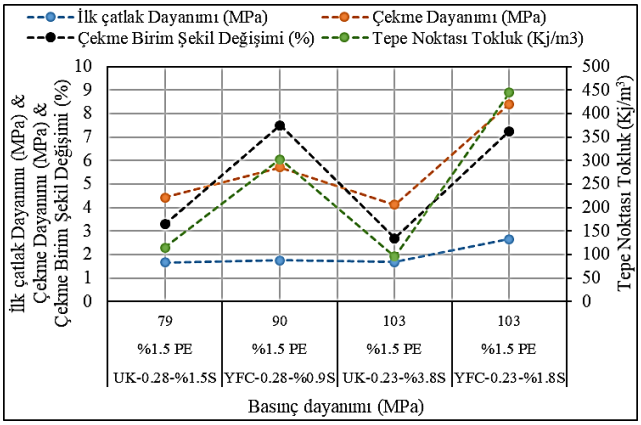
(b)



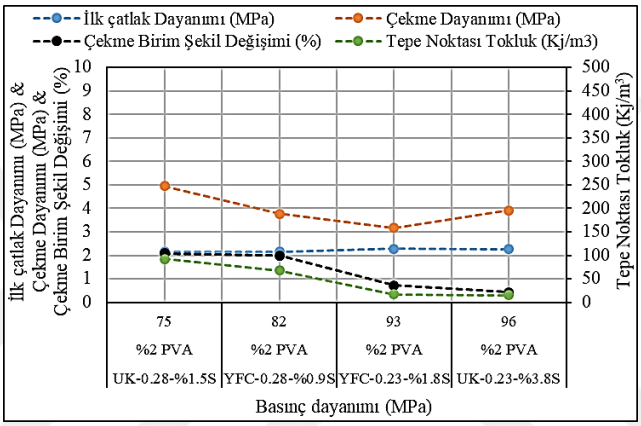
(c)

Şekil 10.17 (a) İlk çatlak dayanımı ile maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki (b) Çekme dayanımı ile ortalama maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki (c) Çekme birim şekil değişimi ile ortalama maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki

PE-ECC ve PVA-ECC'nin kıyaslandığı kompozitlere ait, basınç dayanımı ile çekme dayanımı, ilk çatlak dayanımı ve çekme birim şekil değişim kapasitesileri arasındaki ilişkiler Şekil 10.18'de verilmiştir. PE-ECC karışımlarında basınç dayanımları artışı ile çekme dayanımı, çekme birim şekil değişimi ve tepe noktası tokluk değerlerinde dalgalı bir değişim olduğu belirlenmiştir. PVA-ECC'de ise, basınç dayanımı artışı ile çekme birim şekil değişimi ve tepe noktası tokluk değerlerinde kademeli düşüş görülürken, çekme dayanımı değerlerinde dalgalı bir değişim tespit edilmiştir. Hem PE-ECC hem de PVA-ECC'lerde basınç dayanımı artışı ile ilk çatlak dayanımlarında kademeli olarak artışların olduğu görülmüştür. Basınç dayanımı ile çekme özellikleri arasında net bir ilişki olmadığı tespit edilmiştir. Basınç etkisinde kusurlar kapandığı için göçme mekanizmasının life bağlı olmadığı söylenebilir.



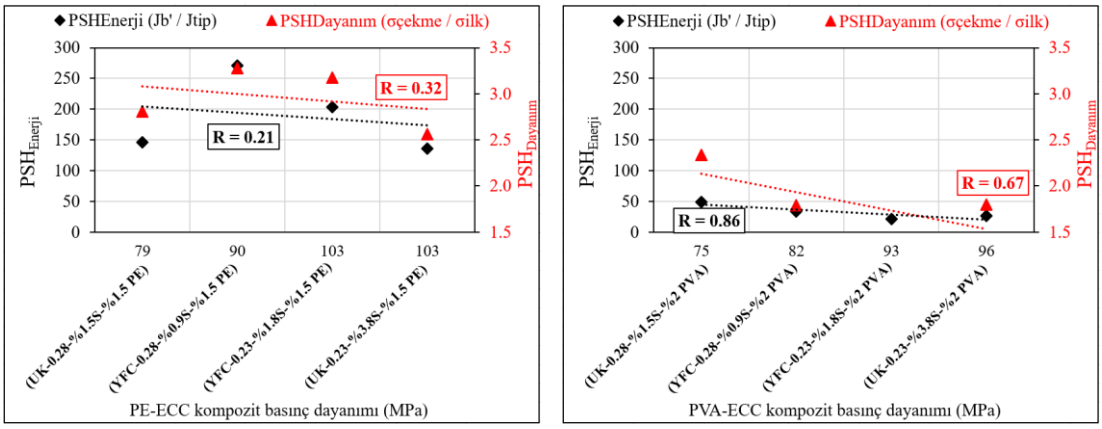
(a)



(b)

Şekil 10.18 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerde basınç dayanımı ile çekme dayanımı, ilk çatlak dayanımı, çekme birim şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluk değerleri arasındaki ilişkiler (a) PE-ECC, (b) PVA-ECC

PE-ECC ve PVA-ECC'lerin basınç dayanımları ile PSH kriterleri arasındaki ilişkiler sırasıyla Şekil 10.19 (a) ve (b)'de sunulmuştur. Sonuçlara göre, PE-ECC'de basınç dayanımları ile PSH kriterleri arasında önemli bir korelasyon olmadığı görülmüştür. PE-ECC'de hem PSH_{Enerji} hem de $PSH_{Dayanım}$ değerlerin en yüksek olduğu basınç dayanımı değeri 90 MPa'dır (Şekil 10.19 (a)'daki "YFC-0.23-%0.9S-%1.5 PE" karışımı). Ancak PVA-ECC'lerde basınç dayanımları ile PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ değerleri arasında ters orantılı ilişki vardır ve korelasyon katsayıları sırasıyla 0,86 ve 0,67 olduğu tespit edilmiştir. PVA-ECC'de hem PSH_{Enerji} hem de $PSH_{Dayanım}$ değerlerin en yüksek değerlerin, basınç dayanımının en düşük olduğu (75 MPa) seriden elde edildiği belirlenmiştir (Şekil 10.25 (b)'daki "UK-0.28-%1.5S-%2 PVA" karışımı).



(a) (b)

Şekil 10.19 Kıyaslanan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin basınç dayanımı ile PSH indeksleri arasındaki ilişki (a) PE-ECC, (b) PVA-ECC

10.4 Sonuçlar

Bu bölümde benzer matris özellikleri ile üretilen PE-ECC ve PVA-ECC'lerin taze hal davranışları, çekme etkisi altında mekanik performansları, çatlak oluşum mekanizmaları ve basınç dayanımı özellikleri kıyaslanmıştır. Bu kapsamda 2 farklı lif türü, 2 farklı S/B oranı ve 2 farklı mineral katkı türü ile 8 farklı ECC karışımı incelenmiştir. Böylece lif türünün (PE ve PVA), S/B oranı ve mineral katkı türü değişimleri ile kompozitte meydana getirdiği birleşik etkileri belirlenmiştir. Buna göre;

1) PE-ECC'ye ait taze Bha sonuçları, PVA-ECC göre %1,0-3,5 mertebesinde daha yüksektir. Ayrıca lif türü, S/B oranı ve mineral katkıların birleşik etkilerinin, taze Bha değerlerinde %12'ye ulaşan farklılıklara neden olduğu tespit edilmiştir.

2) PE-ECC'ler, PVA-ECC'lerden daha yüksek çekme şekil değişim kapasitesi, çekme dayanımı ve tepe noktası tokluk değerlerine (4-26 kat) sahiptir. Ancak S/B oranın artması ve mineral katkı olarak YFC yerine UK kullanılması durumunda, kompozitler arasındaki söz konusu farkların azaldığı tespit edilmiştir. Ayrıca mineral katkı türü değişimi PE-ECC'nin çekme performansı üzerinde oldukça etkiliyken, PVA-ECC'de aynı derecede etkili olmadığı belirlenmiştir.

3) Bu bölümde incelenen hem PE-ECC hem de PVA-ECC'ler, doygun çoklu çatlak davranışı için minimum PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ değerlerini sağlamıştır. PE-ECC'ye ait bu değerlerin PVA-ECC'den $PSH_{Dayanım}$ için 1,2-2,3 kat ve PSH_{Enerji} için 3-7 kat daha büyük olduğu belirlenmiştir. Matriste YFC kullanılması durumunda PE-ECC'ye ait PSH_{Enerji} kriteri değerleri, PVA-ECC'den 7-8 kat daha yüksek iken, matriste UK kullanıldığında bu değerler 3-5 kat mertebesindedir. Hem PE-ECC hem de PVA-ECC'lerde, yüksek S/B oranına (0,28) kıyasla düşük S/B oranındaki (0,23) PSH kriterleri arasındaki farklar daha yüksektir.

4) PSH kriterleri PE-ECC ve PVA-ECC'deki çekme performansındaki farkılıkları açıklamada yeterlidir. Ancak, doygun çatlak davranışı için minimum PSH kriterleri tüm karışımlarda sağlanmasına rağmen, çoğu karışımda doygun çoklu çatlak davranışı elde edilememiştir. Bu nedenle PSH kriterleri doygun çoklu çatlak davranışını garanti edecek şekilde yeniden revize edilmelidir.

5) Çatlak analizlerinde çekme tepe noktası noktası için çatlak genişlikleri iki farklı yöntemle incelenmiştir. Birinci yöntem; ortalama çatlak genişliği ve ikinci yöntem; çatlak genişlik dağılımıdır. Birinci yöntem çatlak karakterizasyonu sonuçlarına göre, PVA-ECC'ye kıyasla PE-ECC'nin çatlak sayıları ve genişlikleri daha fazladır. S/B oranı artışı bu etkiyi arttırırken, mineral katkı olarak YFC yerine UK kullanılması bu etkiyi azalttığı tespit edilmiştir. İkinci yöntemde büyük genişliğe sahip çatlaklar ve yoğunlukları daha net görülebildiği için birinci yönteme kıyasla daha gerçekçi olduğu tespit edilmiştir. Bu nedenle ECC'nin çatlak genişliği değerlendirmesinde, çatlak yoğunluk dağılımlarının kullanılması yararlı olacaktır.

6) PE-ECC serisine ait tüm lif dağılım katsayıları PVA-ECC serisine ait değerlerden daha yüksektir. PE-ECC'de mineral katkı türünün lif dağılım katsayısına etkisi olmazken, PVA-ECC'de UK'ya kıyasla YFC içeren matrisin lif dağılım katsayısının daha yüksek olduğu tespit edilmiştir. Kusur boyut dağılımı sonuçlarına göre, PVA-ECC'ye ait kusur boyutları, PE-ECC'den genelde daha yüksektir. Ayrıca hem PE-ECC hem de PVA-ECC'nin kusur boyutu büyüklüğüne mineral katkı türünün etkisi olmadığı belirlenmiştir.

7) PE-ECC'lerin basınç dayanımları 79-103 MPa aralığında iken, PVA-ECC'lerin 75-96 MPa aralığındadır. Aynı matris özelliklerine sahip PE-ECC'ye ait basınç dayanımı değerleri, PVA-ECC'den %5,1-%9,5 mertebesinde daha yüksektir. Düşük S/B oranlarında (0,23) mineral katkı türünün belirgin bir etkisi görülmezken, daha yüksek S/B oranında (0,28), YFC içeren ECC'lerin basınç dayanımları, UK içeren ECC'lerden %9-14 mertebesinde daha yüksektir.

8) Lif dağılım katsayısı ile çekme birim şekil değişimi ve çekme dayanımı özellikleri arasında orta düzeyli bir ilişki olduğu belirlenirken, ortalama kusur boyutu ile bu özellikler arasında önemli bir ilişki olmadığı görülmüştür. Basınç dayanımı artışı ile ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı, çekme birim şekil değişimi ve tepe noktası tokluk değerleri arasında PE-ECC'de belirgin bir ilişki görülmemiştir. Ancak PVA-ECC'de basınç dayanımı artışı ile genel olarak söz konusu çekme özelliklerinde düşüşler olduğu belirlenmiştir. Benzer bir sonucun basınç dayanımı artışıyla PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ kriterleri arasında olduğu tespit edilmiştir.

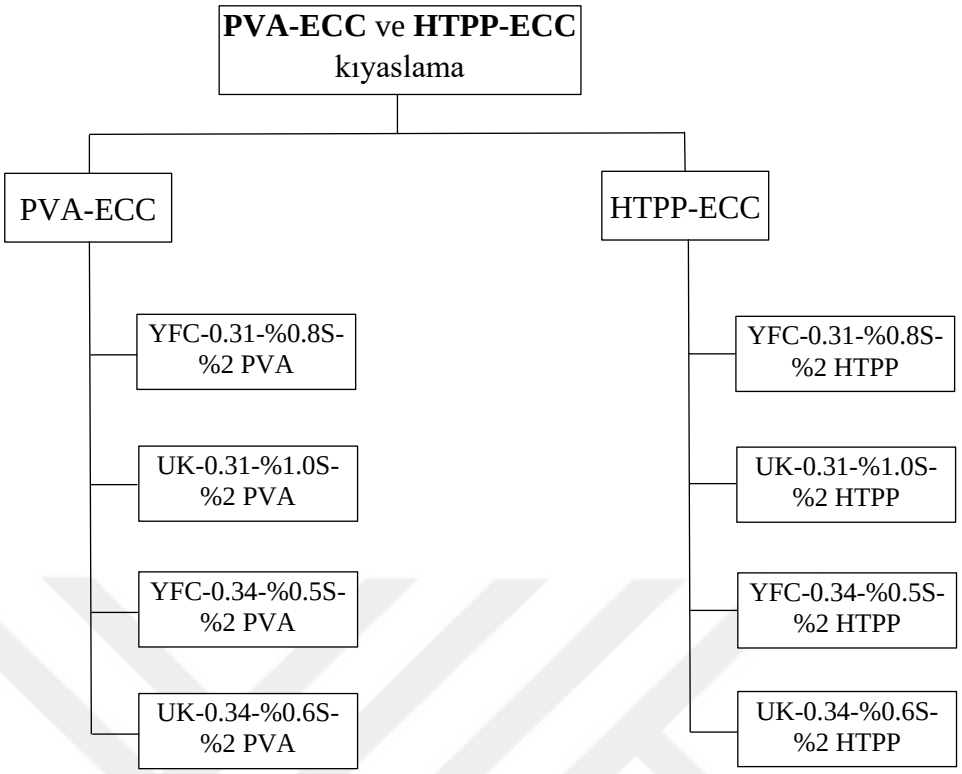
BÖLÜM ON BİR

PVA VE HTPP LİFLİ ECC'LERİN KIYASLANMASI

11.1 Amaç Ve Kapsam

Bölüm 4.2'de PVA liflerin hidrofilik, HTPP liflerin ise hidrofobik özellikte olduğu ve PVA lifler ile çimentolu matris arasında kimyasal bağın oluştuğundan bahsedilmişti. Bölüm 4.6'da PVA liflerinin HTPP liflerden daha yüksek maliyetli olduğu da (sırasıyla 6,6 $/kg ve 3 $/kg) belirtilmişti (Yang, 2008). Ayrıca Tablo 6.2'de PVA ve HTPP lifler farklı fiziksel ve mekanik özelliklere (lif çapları sırasıyla 39 ve 12 μm, çekme dayanımları sırasıyla 1620 ve 850 MPa, elastisite modülleri sırasıyla 42,8 ve 6 GPa) sahiptir. İki lif türü arasındaki bu farklılıklar nedeniyle, aynı matrislerle hacimce aynı oranlarda kullanılması durumundaki kompozit davranışlarının araştırılması amaçlanmıştır. Bu bölümde açıklanan deneysel çalışmalar kapsamında aynı karışım oranlarına sahip matrislere hacimce %2 oranında lifler eklenerek PVA-ECC ve HTPP-ECC'ler üretilmiş ve birbirleri ile kıyaslanmıştır.

Kompozitlerin hazırlanmasında 2 farklı S/B oranı ve 2 farklı mineral katkı maddesi kullanılarak oluşturulan 4 matrise, hacimce %2 oranında PVA ve HTPP lifler eklenerek 8 farklı kompozit oluşturulmuştur (4 karışım PVA-ECC ve 4 karışım HTPP-ECC). Bu karışımlar Şekil 11.1'de gösterilmiştir. PVA-ECC ve HTPP-ECC'ler; taze birim hacim ağırlıkları, çentiksiz ve çentikli çekme deneyi performansları, mikro mekanik PSH kriterleri, çatlak analizleri, lif dağılım katsayısı, kusur boyut dağılımları ve basınç dayanımları açısından kıyaslanmıştır. Ayrıca, elde edilen sonuçlar arası ilişkiler araştırılmıştır.



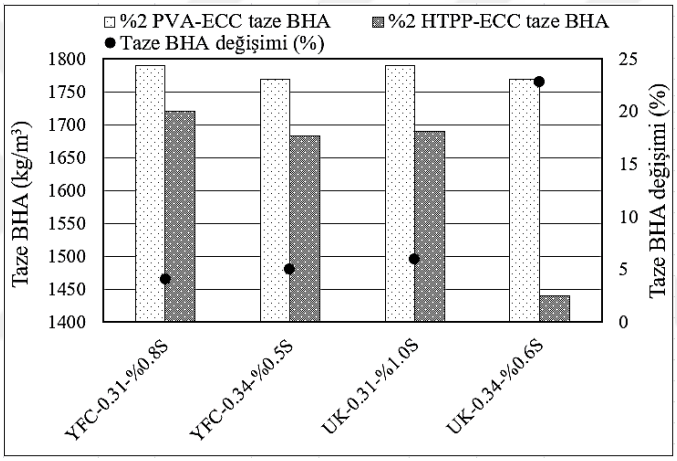
Şekil 11.1 PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin kıyaslanan karışımları

11.2 Bulgular Ve Tartışma

11.2.1 Karışımların Taze Birim Hacim Ağırlık (Bha) Sonuçları

PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin taze Bha'ları ve farkları Şekil 11.2'de gösterilmiştir. S/B oranı ve mineral katkı türünden bağımsız olarak PVA-ECC'lere ait değerler daha yüksektir. Bunun nedeni şu şekilde açıklanabilir: Eşdeğer lif dozajda (%2) ECC'nin metreküp başına HTPP liflerinin sayısı (12 μm çap, 10 mm uzunluk), PVA-ECC'deki PVA liflerinin (39 μm çap, 12 mm uzunluk) sayısından yaklaşık 12,7 kat daha fazladır. Daha fazla sayıdaki lif, hava sürüklemeyi/hapsetmeyi daha fazla tetikleyeceğinden, HTPP-ECC'ye ait taze Bha değerleri daha düşüktür. Bu durum, S/B oranın artması ve mineral katkı türü olarak UK kullanılması durumlarının birleşik etkisinin görüldüğü UK-0.34 karışımda daha belirgin olup, PVA-ECC ile HTPP-ECC arasındaki taze Bha farklılıkları %23 mertebesine ulaşmıştır (Şekil 11.2). Öte yandan Şekil 11.2'deki tüm kompozitlere ait taze Bha değerleri 1440-1800 kg/m^3 aralığında

olup, 2400 kg/m^3 olan normal ağırlıklı betondan %25 daha azdır ve hafif beton için yoğunluk gereksinimini karşılamaktadır (geleneksel hafif betonda 1850 kg/m^3'ün altında) (ACI 213-14, 2014). Geliştirilen ECC'lerin taze Bha değerlerinin, tipik ECC M45'ten (2077 kg/m^3) (Yang ve diğer., 2007) %13-31 daha az olduğu tespit edilmiştir. Elde edilen sonuç, bu çalışmadaki karışımlarda hacimce yüksek oranda UK (2,30) ve YFC (2,87) kullanılmasına (çimentonun ağırlıkça 2,5 katı) ve bu malzemelerin çimentodan (3,09) daha düşük özgül ağırlığa sahip olmasına bağlanabilir. Ayrıca PVA-ECC karışımlarına ait taze Bha değerleri 1760-1790 kg/m^3 arasında olup, S/B oranı ve mineral katkı türü değişiminden etkilenmezken, HTPP-ECC karışımlarında büyük farklılıkların olduğu görülmüştür (1440-1720 kg/m^3).



Şekil 11.2 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin taze Bha değerleri

Literatürde, Gencel ve diğer., (2011), %0,1'den daha yüksek bir hacim oranına sahip makro PP liflerinin (çapı 1 mm, uzunluğu 45 mm ve dalgalı şekilli) dahil edilmesinin, geleneksel beton karışımında önemli miktarda hava içeriği ile sonuçlandığını rapor etmişlerdir. Hacimce %0,6 ve %1,2 oranlarında lif içeren bir karışımın hava içeriğinin, lifsiz karışımdan sırasıyla %27,7 ve %66,6 daha yüksek olduğu belirtilmiştir.

11.2.2 Çentiksiz Çekme Deneyi Sonuçları

PVA-ECC ve HTPP-ECC'nin kıyaslandığı kompozitlere ait çekme gerilmesi - birim şekil değişimi ilişkileri ve sonuçları sırasıyla Şekil 11.3 ve Tablo 11.3'de gösterilmiştir (Sol sütundaki grafikler PVA-ECC, sağ sütundaki grafikler HTPP-ECC numunelerine aittir). Tüm kompozitler çekme şekil değişim sertleşmesi davranışı sergilemiştir. Şekil 11.4'de tüm PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin çekme gerilmesi-birim şekil değişimi ilişkileri temsili olarak gösterilmiştir. Buradaki her bir çizgi, Şekil 11.3'deki numunelere ait belirli değerlerin (ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve çekme birim şekil değişimi) ortalaması alınarak noktalar işaretlenmiştir. Söz konusu noktalar doğru parçaları ile birleştirilerek kompozitler arasındaki farklar görselleştirilmiştir.

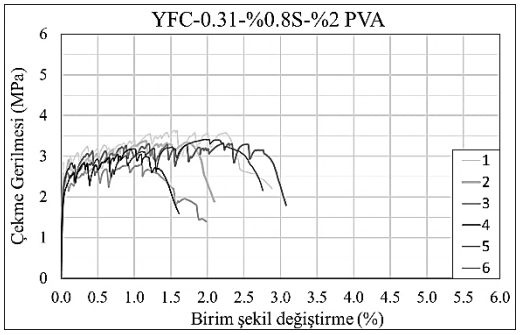
Düşük S/B oranı (0,31) ile üretilen kompozitler incelendiğinde (Şekil 11.3 a, b, c ve d), PVA-ECC'nin çekme dayanımları HTPP-ECC'den daha yüksektir. Bu durum PVA lifinin HTPP'den daha yüksek çekme dayanımlı olması (sırasıyla 1620 MPa ve 850 MPa) ve çekme yükü altında HTPP liflerinin daha erken çekme dayanımı kapasitesine ulaşmasıyla açıklanabilir. Ayrıca geçmişteki çalışmalar da, PVA liflerinin yüksek lif çekme dayanımı ve çimentolu matris ile güçlü bağlanma (örneğin polipropilen liflere kıyasla) ile karakterize edildiğini göstermiştir (Kanda ve Li, 2006). PVA-ECC ile HTPP-ECC serileri arasındaki çekme dayanımı farkları, matris fazında UK olması durumunda daha belirgindir (Şekil 11.3 c ve d için sırasıyla 4,73 MPa ve 2,03 MPa). Bu sonucun nedeni şu şekilde açıklanabilir: UK'nın küresel tane yapısı nedeniyle PVA lifi ile matris arasındaki temas alanının azalması nedeniyle sürtünme kaynaklı bağın azalmasına neden olur. Sürtünme kaynaklı bağın azalması, PVA lifinin çekme kapasitesine ulaşmasını geciktirir ve lifin matristen sıyrılmasını kolaylaştırır. Böylece kompozitin ardışık PSH davranışı (çoklu çatlak davranışı) etkisiyle daha yüksek çekme dayanımlarına ulaşmasına neden olur (Li ve diğer., 2001).

Birim şekil değişim kapasiteleri ise mineral katkı türüne göre farklılık göstermektedir. Genel olarak, YFC içeren HTPP-ECC ve UK içeren PVA-ECC'ye ait birim şekil değişimi değerleri daha yüksektir. Diğer bir ifadeyle, matriste UK yerine

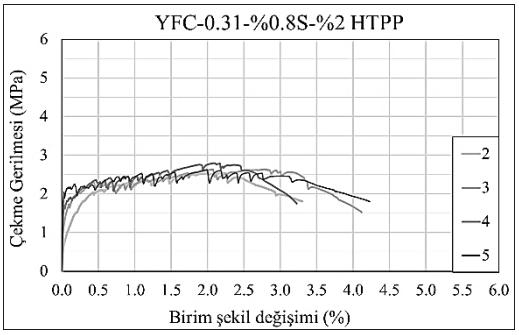
YFC'nin kullanılması durumunda, HTPP-ECC'nin çekme birim şekil değişim kapasitesi daha yüksek olmaktadır. PVA-ECC'de ise matriste YFC'ye kıyasla UK'nın kullanılması durumunda, çekme birim şekil değişim kapasitesi daha yüksek olduğu bulunmuştur. Bu sonuçlar, matris fazında UK'ya kıyasla YFC kullanıldığında daha yoğun bir lif-matris ara yüzey oluşumu ile açıklanabilir. Bu yoğun ara yüzey matris ile sadece sürtünme bağına sahip (kimyasl bağ oluşturmayan) HTPP lifinin sıyrılmasını zorlaştırarak, çoklu çatlak davranışına katkı sağlar. Ancak UK ise daha az yoğun arayüzey yapısı meydana getirdiğinden, HTPP lifin kolayca sıyrılmasına neden olur. HTPP lifin daha kolay sıyrılması, ardışık çoklu çatlak oluşumuna negatif etkisi nedeniyle PVA-ECC'ye kıyasla HTPP-ECC'nin birim şekil değişimi kapasitesi daha düşük olmaktadır. Öte yandan matriste UK kullanımı sürtünme bağının azalmasına neden olduğundan, matrisle kimyasal bağ yapan PVA lifinin matristen sıyrılmasını kolaylaştırmaktadır. Önceki bir çalışmada, ECC matrisindeki uçucu kül içeriğindeki artışla, lif-matris ara yüzeyindeki hidratasyon derecesinin azaldığı ve böylece lif-matris ara yüzeyindeki kimyasal bağın düştüğü rapor edilmiştir (Yang ve diğer., 2007).

S/B oranın 0,31'den 0,34'e artması, kompozitlerin çekme performansında önemli bir etki yaratmamıştır. S/B oranı 0,34 olan PVA-ECC ile HTPP-ECC'ler arasındaki çekme davranışındaki (çekme dayanımı ve çekme birim şekil değişim kapasitesi) farklılıklar (Şekil 11.3 e, f, g ve h), yukarıda bahsedilen S/B oranı 0,31 olan kompozitler (Şekil 11.3 a, b, c ve d) ile benzerdir. Matris bileşiminde YFC bulunması durumunda HTPP-ECC karışımları, PVA-ECC karışımlarından daha yüksek çekme şekil değişim kapasitesine sahiptir (Şekil 11.3 e ve f). Ancak, matris bileşiminde UK bulunması durumunda PVA-ECC karışımı HTPP-ECC karışımına kıyasla, daha yüksek değere sahiptir (Şekil 11.3 g ve h). Bu sonuçlar Şekil 11.2, Şekil 11.4 ve Tablo 11.3'den de görülebilir.

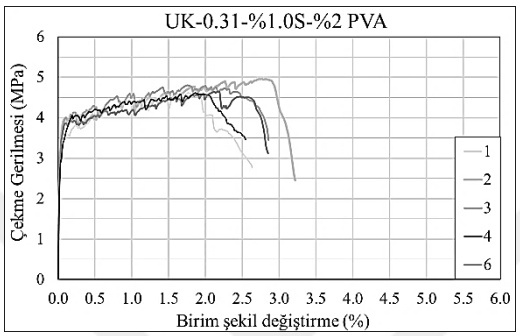
Daha düşük S/B bağlayıcı oranı ile (<0,31), diğer bir değişle daha güçlü bir matris ile PVA-ECC ve HTPP-ECC kıyaslaması çalışma kapsamında yapılmamıştır. Bunun nedeni şu şekilde açıklanabilir: PVA-ECC'de daha yüksek çekme dayanımı ve şekil değişim kapasitesi elde etmek için, lifin-matris arasında genellikle güçlü arayüzey bağı tercih edilse de, lifin kopması nedeniyle durum böyle değildir.



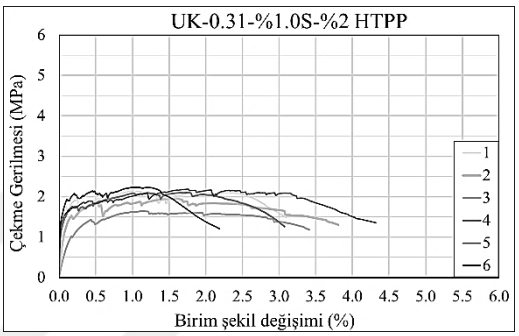
(a)



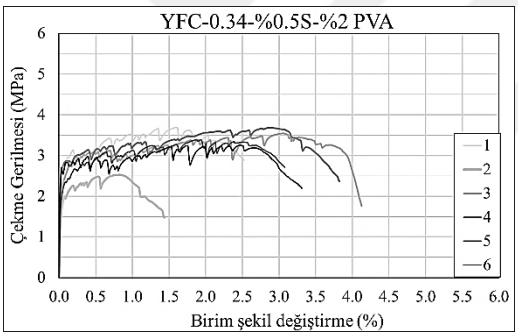
(b)



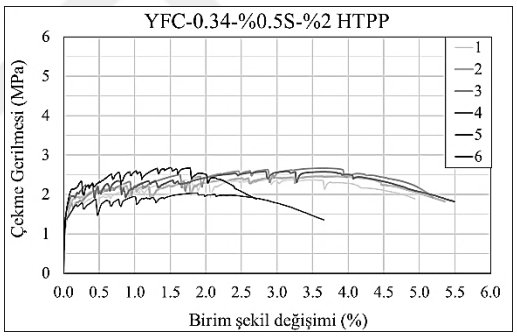
(c)



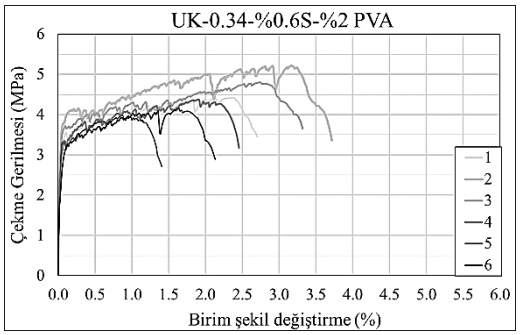
(d)



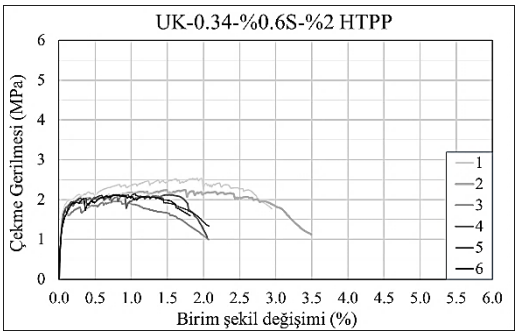
(e)



(f)

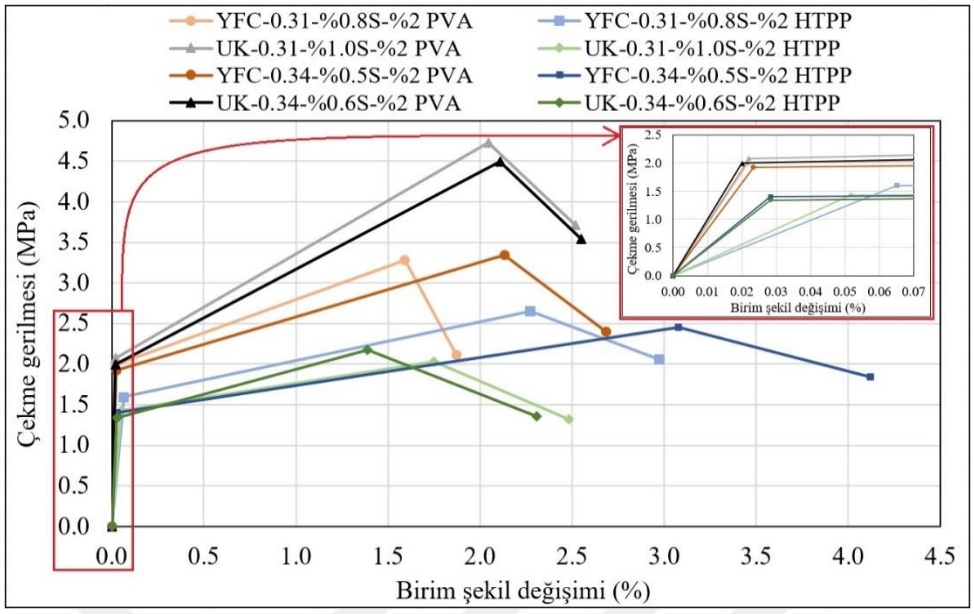


(g)



(h)

Şekil 11.3 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin çekme gerilmesi - birim şekil değişimi grafikleri: (a) YFC-0.31-%0.8S-%2 PVA, (b) YFC-0.31-%0.8S-%2 HTPP, (c) UK-0.31-%1.0S-%2 PVA, (d) UK-0.31-%1.0S-%2 HTPP, (e) YFC-0.34-%0.5S-%2 PVA, (f) YFC-0.34-%0.5S-%2 HTPP, (g) UK-0.34-%0.6S-%2 PVA, (h) UK-0.34-%0.6S-%2 HTPP (Not: UK-0.31-%1.0S-%2 PVA karışımın bir numunesi kalıpdan çıkarma aşamasında kırılmıştır)



Şekil 11.4 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin PVA-ECC ve HTPP-ECC kompozitlerin çekme gerilmesi-birim şekil değişimi ilişkilerinin ortalama değerler ile gösterimi

Aşırı güçlü lif-matris arayüzey bağının, çatlak köprüleme eylemi sırasında ani lif kopması nedeniyle PVA lifli kompozitlerinin çekme şekil değişim kapasitesini ciddi şekilde azalttığı ve daha düşük J_b' ve J_b'/J_{tip} ile sonuçlandığı literatürde bildirilmiştir (Kanda ve Li, 1999b). Ayrıca daha güçlü bir matris, PVA lifine kıyasla daha düşük çekme dayanımına sahip HTPP lifinin de matristen sıyrılmasından ziyade, kopma eğilimini arttıracağı için PVA-ECC'ye benzer şekilde daha düşük J'_b/J_{tip} oluşmasına neden olacaktır.

Yang, (2008), HTPP lifleri kullanarak geliştirilen HTPP-ECC'lerin çekme şekil değişim kapasitesinin yaklaşık %5,0 olduğunu ve PVA-ECC ile karşılaştırıldığında, daha düşük çekme dayanım özellikleri sergilediğini bildirmiştir. Felekoğlu ve diğer., (2014), HTPP liflerini %2 oranında kullanarak yaklaşık 4 MPa'lık bir çekme dayanımına sahip HTPP-ECC'yi üretmişlerdir.

Tepe noktası tokluk değerleri Tablo 11.3 ve Şekil 11.5'de gösterilmiştir. Aynı matris özelliklerine sahip PVA-ECC ve HTPP-ECC kompozitleri incelendiğinde, YFC içeren HTPP-ECC'ler, PVA-ECC'lerden %4-12 aralığında daha yüksek tepe noktası tokluk değerlerine sahiptir.

Tablo 11.1 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin çentiksiz çekme deneyi verileri

Karışım kodu		İlk çatlak dayanımı (MPa)	İlk çatlak BŞD (%)	Çekme Dayanımı (MPa)	Çekme Dayanımı BŞD (%)	Elastisite Modülü, Et (GPa)	Tepe noktası tokluk (kJ/m^3)	$PSH_{Dayanım}$ indeksi	Çatlak sayısı	Çatlak genişliği (μm)	Çatlaklar arası mesafe (mm)
YFC-0.31-%0.8S-%2 PVA	1	2,31	0,02	3,64	1,55	18	50	1,58	17	94	6
	2	2,08	0,02	3,34	1,73	20	53	1,61	13	119	8
	3	2,03	0,02	2,79	1,09	15	28	1,38	9	139	11
	4	1,80	0,03	3,32	2,21	10	67	1,84	18	108	6
	5	2,05	0,02	3,42	1,97	15	59	1,67	16	115	6
	6	1,71	0,02	3,19	1,00	12	28	1,86	9	99	11
	Ort.	**2,00**	**0,02**	**3,28**	**1,59**	**14,9**	**47,3**	**1,66**	**14**	**112**	**8**
	Std	0,20	0,004	0,26	0,44	3,3	15	0,17	3,5	14	2
YFC-0.31-%0.8S-%2 HTPP	1	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*
	2	1,49	0,18	2,54	2,21	2,9	48	1,71	11	192	8,8
	3	1,20	0,03	2,64	2,79	8,5	65	2,19	14	183	7,1
	4	1,68	0,03	2,80	2,10	9,8	50	1,67	14	161	7,3
	5	2,01	0,02	2,62	1,99	13,3	47	1,31	11	168	9,4
	6	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*
	Ort.	**1,60**	**0,07**	**2,65**	**2,27**	**8,7**	**53**	**1,72**	**12**	**176**	**8,2**
	Std	0,29	0,07	0,09	0,31	3,8	7	0,31	1	12	1,0
UK-0.31-%1.0S-%2 PVA	1	1,92	0,02	4,63	1,67	20	69	2,41	22	79	5
	2	2,35	0,02	4,97	2,77	27	123	2,11	28	108	4
	3	2,13	0,02	4,80	1,76	18	77	2,25	22	87	5
	4	1,90	0,02	4,65	2,17	20	91	2,44	30	75	3
	5	*	*	*	*		*	*	*	*	*
	6	2,09	0,03	4,62	1,86	16	79	2,21	31	74	3
	Ort.	**2,08**	**0,02**	**4,73**	**2,05**	**20,1**	**88,0**	**2,29**	**26**	**84**	**4**
	Std	0,16	0,004	0,13	0,40	3,6	19	0,12	3,9	13	0,6
UK-0.31-%1.0S-%2 HTPP	1	1,77	0,02	2,10	2,32	14,5	46	1,19	8	81	12,0
	2	1,50	0,07	1,95	1,61	2,1	28	1,30	6	172	15,8
	3	1,00	0,17	1,60	1,95	0,8	28	1,60	7	103	13,6
	4	1,47	0,02	2,11	1,78	11,6	34	1,43	8	135	12,0
	5	1,41	0,01	2,19	1,75	14,5	34	1,55	10	155	10,0
	6	1,45	0,02	2,23	1,10	12,9	23	1,54	8	95	13,0
	Ort.	**1,43**	**0,05**	**2,03**	**1,75**	**9,4**	**32**	**1,43**	**8**	**123**	**12,7**
	Std	0,23	0,06	0,21	0,37	5,7	7	0,15	1	33	1,8
YFC-0.34-%0.5S-%2 PVA	1	1,86	0,03	3,69	1,60	10	52	1,99	10	86	10
	2	1,37	0,02	2,53	0,83	11	19	1,85	6	149	17
	3	1,75	0,02	3,55	3,05	12	97	2,02	23	139	4
	4	2,26	0,02	3,68	2,91	15	97	1,63	22	143	5
	5	1,60	0,02	3,39	1,94	16	58	2,13	16	102	6
	6	2,70	0,03	3,25	2,47	17	74	1,20	21	125	5
	Ort.	**1,92**	**0,02**	**3,35**	**2,13**	**13,6**	**66,1**	**1,80**	**16**	**124**	**8**
	Std *	**0,44**	**0,005**	**0,40**	**0,77**	2,7	27	**0,31**	**6,4**	**23**	5
YFC-0.34-%0.5S-%2 HTPP	1	1,63	0,03	2,32	3,75	7,5	82	1,42	14	183	7,1
	2	1,33	0,03	2,46	3,64	8,6	81	1,85	18	197	5,6
	3	1,23	0,03	2,67	3,66	7,0	86	2,17	15	223	6,7
	4	1,46	0,03	2,57	3,75	10,2	88	1,76	14	206	7,0
	5	1,41	0,02	2,04	1,88	14,0	35	1,44	9	165	11,5
	6	1,34	0,03	2,68	1,77	10,2	43	2,00	11	130	9,1
	Ort.	**1,40**	**0,03**	**2,46**	**3,08**	**9,6**	**69**	**1,78**	**14**	**184**	**7,8**
	Std	0,12	0,00	0,23	0,88	2,3	22	0,27	3	30	2,0

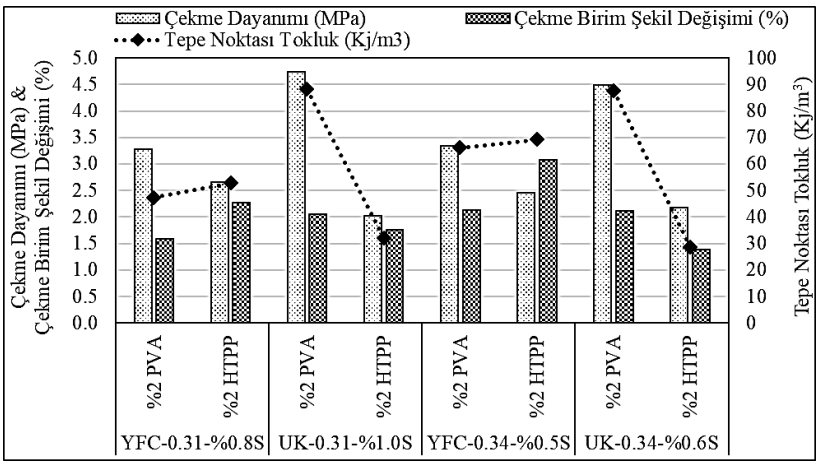
* Renk ile vurgulanan numuneler lif ve kusur boyutu incelenen numunelerdir.

** Std: standart sapma

Tablo 11.1 Devamı

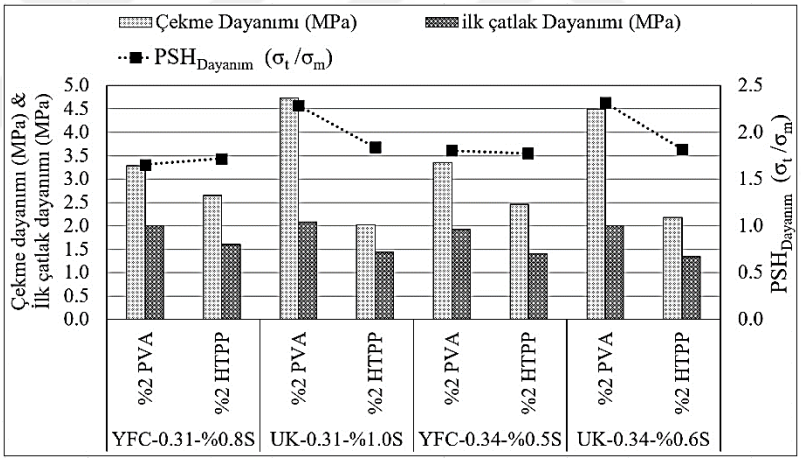
Karışım kodu		İlk çatlak dayanımı (MPa)	İlk çatlak BŞD (%)	Çekme Dayanımı (MPa)	Çekme Dayanımı BŞD (%)	Elastisite Modülü, Et (GPa)	Tepe noktası tokluk (kJ/m^3)	PSH$_{Dayanım}$ indeksi	Çatlak sayısı	Çatlak genişliği (μm)	Çatlaklar arası mesafe (mm)
UK-0.34-%0.6S-%2 PVA	1	1,53	0,02	4,42	2,33	25	94	2,88	30	76	3
	2	2,44	0,02	5,22	3,18	23	147	2,14	38	92	3
	3	2,67	0,02	4,81	2,73	27	117	1,80	34	78	3
	4	1,68	0,02	4,37	1,91	16	75	2,60	26	64	4
	5	1,78	0,02	3,99	0,86	18	31	2,24	13	49	8
	6	1,87	0,02	4,15	1,64	18	61	2,22	21	75	5
	Ort.	**2,00**	**0,02**	**4,49**	**2,11**	**21,0**	**87,5**	**2,31**	**27**	**72**	**4**
	Std	**0,41**	**0,000**	**0,41**	**0,75**	4,0	38	**0,35**	**8,4**	**13**	2
UK-0.34-%0.6S-%2 HTPP	1	1,42	0,02	2,54	1,97	10,0	46	1,79	16	111	6,4
	2	1,32	0,03	2,19	2,16	7,3	45	1,66	13	77	7,5
	3	1,48	0,02	1,96	0,83	7,3	15	1,32	7	77	13,6
	4	1,37	0,04	2,12	1,48	6,1	29	1,55	12	96	8,3
	5	1,22	0,03	2,14	1,06	6,1	21	1,76	10	93	10,3
	6	1,23	0,03	2,12	0,83	6,5	16	1,72	8	99	12,5
	Ort.	**1,34**	**0,03**	**2,18**	**1,39**	**7,2**	**29**	**1,63**	**11**	**92**	**9,8**
	Std	0,09	0,01	0,18	0,53	1,3	13	0,16	3	12	2,6

Ancak UK içeren PVA-ECC'ler, HTPP-ECC'lerden %175-200 seviyelerinde daha yüksek tepe noktası tokluk değerlerine sahiptir. S/B oranı artışının da sözü edilen farklara bir miktar katkısı olduğu Şekil 11.5'den görülebilmektedir. Daha açık bir ifadeyle, S/B oranı artışıyla, YFC içeren hem PVA-ECC hem de HTPP-ECC'lerin tepe noktası tokluk değeri artarken, UK içeren PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerde önemli bir farklılık tespit edilmemiştir. Genel olarak, HTPP lifi ile 70 kJ/m^3 ve PVA lifi ile 90 kJ/m^3 tepe noktası tokluk değerine sahip ECC'ler üretilebilmiştir.



Şekil 11.5 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin çekme dayanımı, çekme şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluğu değerleri

PVA-ECC'ye ait çekme dayanımı değerlerinin HTPP-ECC'den daha yüksek olduğu yukarıda belirtilmişti. İlk çatlak dayanımı değerleri Tablo 11.3 ve Şekil 11.6'den incelendiğinde çekme dayanımına benzer bir durum olduğu görülmektedir. Literatürde ilk çatlak dayanımlarının lif türünden bağımsız olarak matris kırılma tokluğu ile ilişkili olduğu belirtilmiştir (Gödek ve diğer., 2017). Ancak aynı matris özellikleri ile üretilen PVA-ECC ve HTPP-ECC kompozitlerin aynı olması beklenen ilk çatlak dayanımlarında, PVA-ECC'ye ait değerler daha yüksektir. Bunun nedeninin literatürde belirtilenin aksine, lif türü ile ilişkili olduğu düşünülmektedir. Bölüm 11.2.1'de belirtildiği gibi, eşit lif dozajında bile birim alandaki HTPP lif sayısı, PVA lif sayısının 12,7 katıdır. Daha yüksek lif sayısı hava sürüklemeyi tetikleyerek matriste daha fazla süreksizliğe neden olmaktadır. Bu nedenle, HTPP-ECC serileri aynı matris özelliklerine sahip PVA-ECC serilerinden daha düşük ilk çatlak dayanımlarına sahiptir.



Şekil 11.6 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve $PSH_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) indeksi değerleri

Tablo 11.3'deki elastisite modülü değerleri incelendiğinde, PVA-ECC ile HTPP-ECC arasında ilk çatlak dayanımına benzer bir durum olduğu görülmektedir. Birim alanda daha fazla sayıda lif olan HTPP-ECC kompozitleri, aynı matris özelliklerine sahip PVA-ECC kompozitlerinden %30-65 aralığında daha düşük elastisite modülü değerlerine sahiptir. HTPP-ECC kompozitlerinde elastisite modülü, diğer bir ifade ile rijitlikteki düşüşe, birim alandaki lif sayısının fazla olmasının neden olduğu düşünülmektedir. Ayrıca, literatürde belirtilen; "elastisite modülü belirleme

yöntemlerine göre sonuçlar arasında %50'ye varan farklılıklar olabileceği" düşünülürse, yukarıdaki farkların elastisite belirleme yöntemlerine göre (başlangıç modülü, teğet modülü ve sekant elastisite modülü) bir miktar daha az olacağı düşünülebilir.

11.2.3 Çentikli Çekme Deneyi Sonuçları

Matris özellikleri aynı olan PVA ve HTPP lifli kompozitlerin köprüleme gerilmesi (σ) - çatlak açıklığı (δ) ilişkileri Şekil 11.7'de sunulmuştur. Bu ilişkilerden elde edilen maksimum köprüleme gerilmesi, buna karşılık gelen çatlak açıklığı değerleri ve Bölüm 3'de açıklanan tamamlayıcı enerji (J_b') değerleri Tablo 11.2'de verilmiştir.

Aynı matris özelliklerine sahip PVA ve HTPP lifli kompozitlerle yapılan kıyaslama sonuçlarına göre (Şekil 11.7 a-b, c-d, e-f, g-h), PVA lifli kompozitler daha yüksek maksimum köprüleme gerilmesi değerine sahiptir. Tablo 11.2'de maksimum köprüleme gerilmesi değerleri incelendiğinde, PVA-ECC ait değerler 4,7-5,3 MPa aralığında iken, HTPP-ECC'ye ait dğerler 3,0-3,4 MPa aralığındadır. PVA ve HTPP liflerin çekme dayanımları sırasıyla 1620 MPa ve 850 MPa olduğu dikkate alınırsa, maksimum köprüleme gerilmesi değerleri ile liflerin çekme dayanımları arasında doğrusal ilişkili olduğu görülmektedir. PVA ve HTPP liflerinin çekme dayanımı oranı 1,9 (1620/850) iken, bu liflerle elde edilen maksimum köprüleme gerilmesi oranı 1,6 mertebesindedir (4,7/3 veya 5,3/3,4). Diğer bir ifade ile, HTPP lifin düşük çekme dayanımı (850 MPa) nedeniyle HTPP-ECC'nin maksimum köprüleme gerilmesi 3,4 MPa'ın üzerine çıkamazken, PVA lifinin daha yüksek çekme dayanımı nedeniyle (1620 MPa) PVA-ECC'nin maksimum köprüleme gerilmesi 5,3 MPa'a kadar ulaşmıştır.

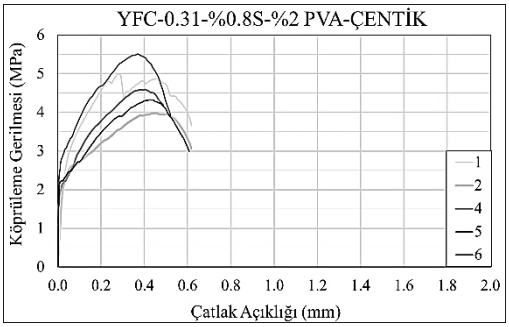
Tablo 11.2'den çatlak açıklığı değerleri incelendiğinde, S/B oranın 0,31 olan HTPP-ECC'ye ait çatlak açıklığı değerlerinin, PVA-ECC'den daha yüksek olduğu görülmektedir. Ancak S/B oranı 0,34 olan kompozitlerde, matrisinde YFC içeren PVA-ECC'ye ait değerler HTPP-ECC'den daha yüksek iken, UK içeren

kompozitlerde çatlak açıklığı değerlerinin birbirine yakın olduğu söylenebilir. S/B oranından kaynaklı bu farkın nedeni şu şekilde açıklanabilir: Düşük S/B oranında PVA lifinin matris ile oluşturduğu kimyasal bağın yanı sıra oluşan yüksek arayüzey sürtünme gerilmeleri, çatlak açıklığının sınırlı seviyeye kadar artmasına izin vermekte ve sonrasında lifin kopmasına neden olmaktadır. Ancak S/B oranı 0,31'den 0.34'e arttığında, matris dayanımının düşmesi, sürtünme bağının zayıflamasına neden olur. Böylece PVA liflerin matristen sıyrılması daha kolay olmakta (lifin çekme dayanımına ulaşma süresi uzamakta) ve böylece PVA-ECC'ye ait kompozitlerin maksimum köprüleme gerilmesindeki çatlak açıklığı değerleri artış göstermektedir.

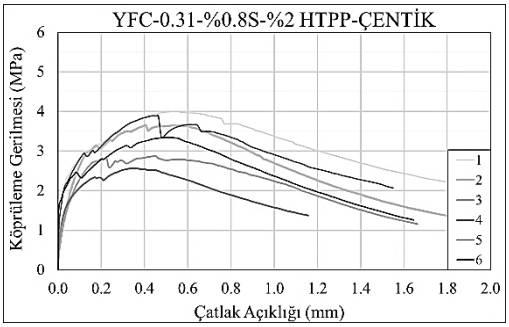
Bir çalışmada, PVA lifinin çimento matrisi ile olan bağ dayanımının, tipik bir hidrofobik polipropilen (PP) liften 10-15 kat daha yüksek olduğu (yaklaşık 4-5,5 MPa) (Pakravan, Jamshidi ve Latifi, 2013) ve tüm lifin sıyrılması için gerekli olan sıyrılma enerjisinin de, tipik bir PP liften 30 kat daha fazla olduğu bildirilmiştir.

S/B oranı 0,34 olan PVA lifli kompozitlerin çatlak açıklığı değerleri dikkate alındığında; YFC içeren kompozitin tepe noktası çatlak açıklığı değeri (0,55 mm), UK içeren kompozite ait değerden (0,31 mm) daha yüksektir. Bu sonuç, Tablo 11.1'deki çentiksiz çekme deneyi sonuçlarındaki ortalama çatlak açıklığı değerleri ile paralellik göstermektedir (YFC ve UK kompozitlerinin ortlama çatlak genişliği değerleri sırasıyla 124 μm ve 72 μm).

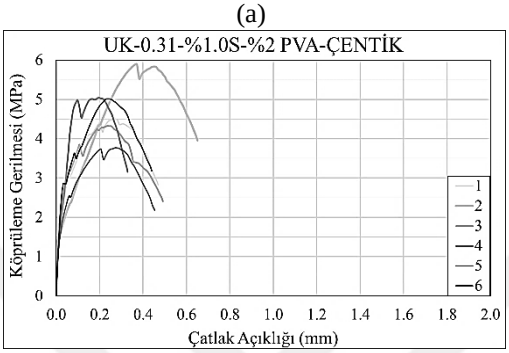
Köprüleme gerilmesi (σ_0) - çatlak açıklığı (δ_0) değerinin bir fonksiyonu olan tamamlayıcı enerji (J_b') değerinin, çoklu çatlak davranışı gelişmesinin bir ifadesi olduğundan Bölüm 3'de bahsedilmişti. Tablo 11.2'de sunulan J_b' değerleri, maksimum köprüleme gerilmesi sonuçları ile paralellik göstermektedir. Aynı matris özelliklerine sahip PVA ve HTPP lifli kompozitlerle yapılan tüm kıyaslamalarda, (Şekil 11.7 a-b, c-d, e-f, g-h), PVA lifli kompozitler, daha yüksek J_b' değerlerine sahiptir. PVA-ECC ile HTPP-ECC arasındaki J_b' farkları, S/B oranı ve mineral katkı türüne göre belirgin bir eğilim göstermemektedir. Genel olarak, PVA-ECC ait J_b' değerlerinin, aynı matris özelliklerine sahip HTPP-ECC ait değerlerden %45 ila %130 daha yüksek olduğu tespit edilmiştir.



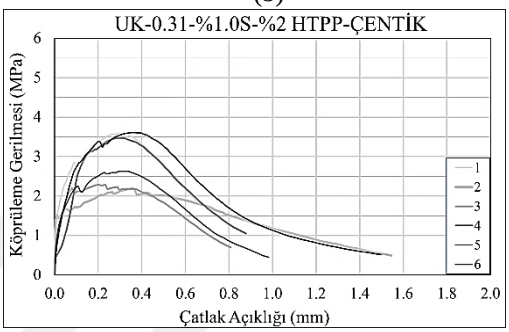
(a)



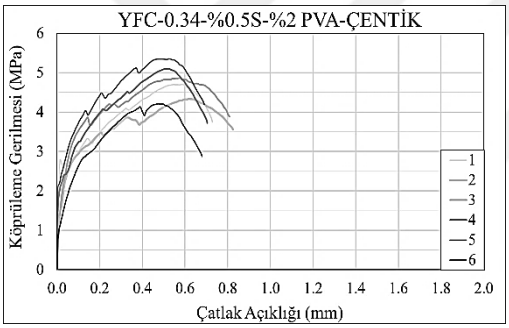
(b)



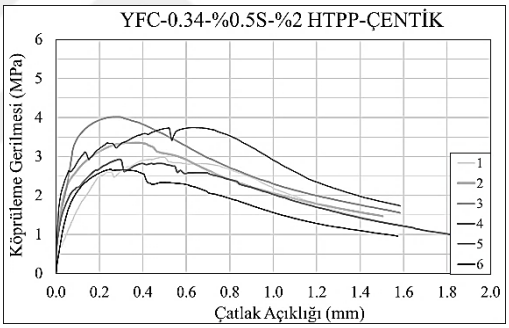
(c)



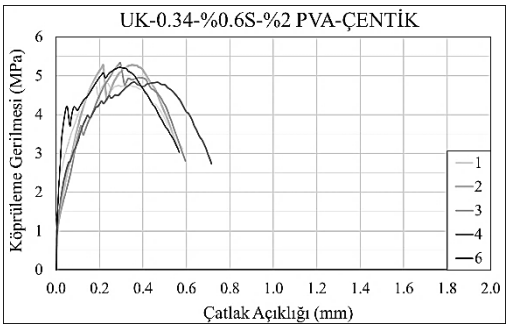
(d)



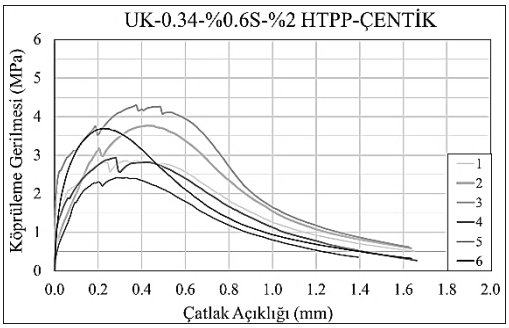
(e)



(f)



(g)



(h)

Şekil 11.7 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin köprüleme gerilmesi – çatlak açıklığı grafikleri: (a) YFC-0.31-%0.8S-%2 PVA, (b) YFC-0.31-%0.8S-%2 HTPP, (c) UK-0.31-%1.0S-%2 PVA, (d) UK-0.31-%1.0S-%2 HTPP, (e) YFC-0.34-%0.5S-%2 PVA, (f) YFC-0.34-%0.5S-%2 HTPP, (g) UK-0.34-%0.6S-%2 PVA, (h) UK-0.34-%0.6S-%2 HTPP (Not: UK-0.31-%1.0S-%2 PVA karışımın bir numunesi kalıpdan çıkarma aşamasında kırılmıştır)

Tablo 11.2 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin çentikli çekme deneyi verileri

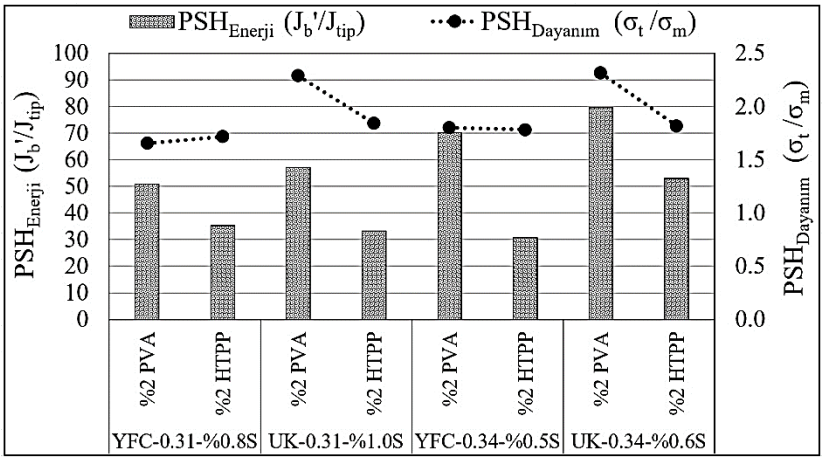
Karışım kodu		σ_0 (MPa)	Ort. σ_0 (MPa)	δ_0 (mm)	Ort. δ_0 (mm)	J_b' (J/m^2)	Ort. J_b' (J/m^2)
YFC-0.31-%0.8S-%2 PVA-ÇENTİK	1	5,0	4,7 ± 0,5	0,28	0,39 ± 0,06	303	345 ± 24
	2	4,0		0,46		332	
	3	*		*		*	
	4	4,6		0,41		365	
	5	5,5		0,37		366	
	6	4,3		0,43		358	
YFC-0.31-%0.8S-%2 HTPP	1	4,0	3,4 ± 0,5	0,54	0,45 ± 0,06	341	239 ± 73
	2	3,6		0,41		273	
	3	2,9		0,45		163	
	4	2,6		0,34		127	
	5	3,9		0,46		290	
	6	3,3		0,51		239	
UK-0.31-%1.0S-%2 PVA-ÇENTİK	1	4,5	4,8 ± 0,7	0,27	0,27 ± 0,05	213	268 ± 173
	2	5,9		0,37		646	
	3	4,3		0,24		162	
	4	5,0		0,20		154	
	5	3,8		0,27		175	
	6	5,0		0,25		260	
UK-0.31-%1.0S-%2 HTPP	1	3,6	3,0 ± 0,6	0,29	0,31 ± 0,05	174	156 ± 74
	2	2,2		0,36		91	
	3	2,3		0,20		60	
	4	3,5		0,29		263	
	5	2,6		0,33		115	
	6	3,6		0,36		234	
YFC-0.34-%0.5S-%2 PVA-ÇENTİK	1	4,7	4,8 ± 0,4	0,58	0,55 ± 0,05	496	470 ± 37
	2	4,3		0,62		468	
	3	4,9		0,57		447	
	4	5,1		0,51		534	
	5	5,4		0,52		451	
	6	4,2		0,47		422	
YFC-0.34-%0.5S-%2 HTPP	1	3,0	3,3 ± 0,5	0,49	0,39 ± 0,13	331	205 ± 71
	2	3,4		0,37		160	
	3	4,0		0,29		172	
	4	2,9		0,29		155	
	5	3,7		0,62		274	
	6	2,7		0,25		140	
UK-0.34-%0.6S-%2 PVA-ÇENTİK	1	4,8	5,3 ± 0,6	0,24	0,31 ± 0,04	176	309 ± 102
	2	5,3		0,35		369	
	3	5,3		0,29		443	
	4	4,8		0,36		350	
	5	*		*		*	
	6	5,2		0,29		206	
UK-0.34-%0.6S-%2 HTPP	1	2,9	3,3 ± 0,6	0,37	0,33 ± 0,07	137	205 ± 95
	2	3,8		0,43		398	
	3	4,3		0,38		251	
	4	2,9		0,28		146	
	5	2,4		0,29		153	
	6	3,7		0,22		146	

* Kalıptan çıkarılma aşamasında numune kırılmıştır.

** ±: standart sapma

11.2.4 PSH_{Enerji} Ve $PSH_{Dayanım}$ Kriterleri Sonuçları

PVA-ECC ve HTPP-ECC serilerine ait PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ kriterleri değerleri Şekil 11.8'de gösterilmiştir. Tüm PSH değerleri 1'den büyük olduğu için, çoklu çatlak kriterinin sağlandığı gözlemlenmiştir. PVA-ECC'ye ait hem PSH_{Enerji} ve hem de $PSH_{Dayanım}$ kriteri değerleri, HTPP-ECC'ye ait değerlerden daha yüksektir (Şekil 11.8). Bu sonuçlara göre, PVA-ECC'nin HTPP-ECC numunelerine kıyasla doygun çoklu çatlak davranışını sağlamaya daha yakın olduğu söylenebilir. Ancak Bölüm 3.4'de doygun çoklu çatlak davranışı için önerilen koşulların; PSH_{Enerji} kriteri açısından hem PVA hem de HTPP lifler için PSH_{Enerji} >3 iken, $PSH_{Dayanım}$ kriteri için PVA liflerde >1,45 ve HTPP liflerde >2 olduğu belirtilmişti. Şekil 11.8'deki tüm PVA lifli kompozitler bu şartları sağlarken, HTPP lifli kompozitlere ait $PSH_{Dayanım}$ değerleri 2'den küçük olduğu için doygun çoklu çatlak davranışı şartı sağlanamamıştır. Kompozitlere ait çatlak davranışı bir sonraki bölümde incelenecektir. Ancak PVA lifli kompozitler PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ kriterlerini sağlamalarına rağmen, doygun çoklu çatlak davranışı sergilememişlerdir. Bu nedenle, PVA-ECC için söz konusu PSH kriterleri doygun çoklu çatlak davranışı garanti edecek şekilde revize edilmesi gerektiği düşünülmektedir.



Şekil 11.8 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ (σ_t/σ_m) indisleri

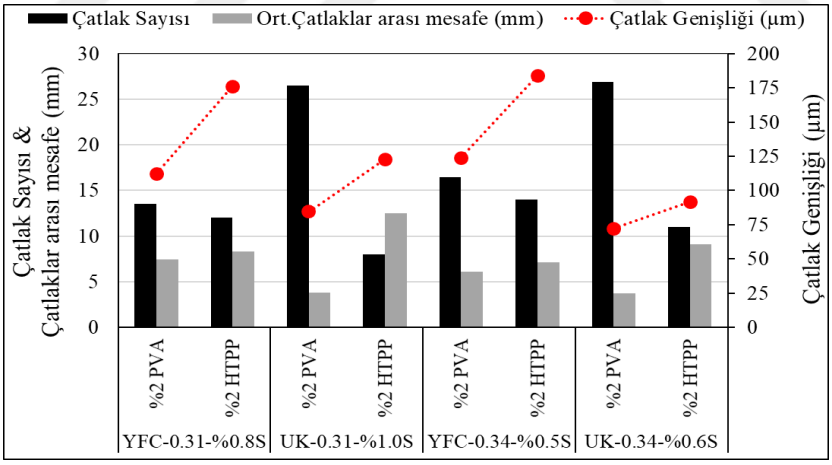
11.2.5 DIC İle Çatlak Analizi

DIC tekniği ile PVA-ECC ve HTPP-ECC serilerinin maksimum çekme gerilmesi noktası için çatlak analizleri gerçekleştirilmiş ve Şekil 11.9'da sunulmuştur. Buradaki her bir seri için verilen değerler, 6 numune verisinin ortalamasını ifade etmektedir. Şekil 11.9'da PVA-ECC'ye ait çatlak sayıları, aynı matris ile üretilen HTPP-ECC'ye ait değerlerden daha yüksektir. Diğer taraftan, HTPP-ECC karışımlarına ait çatlaklar arası mesafe değerleri, PVA-ECC karışımlarından daha yüksektir. Ancak HTPP-ECC karışımlarına ait çatlak genişlikleri de, PVA-ECC'ye ait değerlerden daha yüksektir. PVA liflerinin HTPP liflerinden daha yüksek çekme dayanımı nedeniyle (sırasıyla 1620 MPa ve 850 MPa), çatlakları köprüleme kabiliyetinin daha yüksek olması önceden açılmış çatlaklar fazla genişlemeden yeni çatlakların oluşmasını kolaylaştırmaktadır. Bu nedenle çatlak sayıları PVA-ECC kompozitlerde daha yüksektir. Ancak, PVA lifi ile matris arasında oluşan kimyasal bağ nedeniyle (HTPP lifi ile matris arasında bu bağ oluşmaz), lifin matristen sıyrılmasını sınırlandırır. Bu nedenle, PVA-ECC'de çatlak genişlikleri, HTPP-ECC'ye kıyasla düşük mertebede kalmaktadır.

Şekil 11.9'daki maksimum çekme gerilmesi noktasındaki ortalama çatlak genişliği değerleri, PVA-ECC'ler için 100 μm ve altında iken, HTPP-ECC'lerde 100-200 μm aralığındadır. Literatürde, yüksüz durumdaki bir çatlağın genişliği, yüklü durumdaki genişliğinin yaklaşık yarısı kadar olacağı belirtilmiştir (Yang ve diğer., 2007). Bu durumda yük kalktıktan sonraki ortalama çatlak genişliği değerleri 100 μm'nin altında olacağı için dayanılılık açısından olumsuz bir durumun oluşmayacağı söylenebilir.

Ortalama çatlaklar arası mesafe değerleri PVA-ECC'lerde 25-50 mm aralığında iken, HTPP-ECC'lerde 50-90 mm aralıklarında olduğu Şekil 11.9'dan görülmektedir. Bu sonuçlar, literatürde doygun çoklu çatlak davranışı için kabul edilen 2-3 mm'nin oldukça üzerinde olduğu için, Şekil 11.9'daki tüm ECC kompozitlerin doygun çoklu çatlak davranışına sahip olmadığı tespit edilmiştir.

Araştırma kapsamındaki S/B oranının çatlak parametresi (sayısı ve genişliği) üzerine belirgin bir etkisi olmadığı Şekil 11.9'dan görülürken, bu oran mineral katkı türü ve lif türüne göre kompozitleri farklı şekilde etki etmiştir. PVA-ECC serisinde, YFC'ye kıyasla, UK çatlak sayısının artmasına katkı sağlamıştır. Ancak HTPP-ECC serisinde, UK'ya kıyasla, YFC çatlak sayısının artmasınnda pozitif etki etmiştir. Bu sonucun yukarıda açıklandığı gibi, UK'nın yuvarlak tane yapısından kaynaklandığı, lif-matris arayüzeyini daha az yoğun hale getirdiği düşünülmektedir. Daha az yoğun ara yüzey, lif-matris arasındaki sürtünme gerilmesinin düşmesini sağlamaktadır. Lif-matris arasındaki kimyasal bağ nedeniyle sıyrılmakta zorluk çeken PVA lifi için sürtünme gerilmelerindeki düşüş, PVA lifinin sıyrılmasının kısmen kolaylaşmasını sağlamaktadır. Bu sonuç, çoklu çatlak davranışına gelişimini kolaylaştırır. Ancak, kimyasal bağ olmadığı için zaten kolay bir şekilde matristen sıyrılan HTPP lifli kompozitin matrisinde UK'nın kullanılmasının, YFC kullanılmasına kıyasla HTPP lifin sıyrılmasını daha da kolaylaştırdığı söylenebilir. Lifin matristen optimum seviyeden daha kolay sıyrılması, çatlağı köprüleyen liflerdeki köprüleme gerilmesinin yeterince yükselmesini (yaklaşık olarak lif çekme dayanımı seviyesi) engellemektedir.



Şekil 11.9 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin maksimum çekme gerilmesindeki çatlak sayıları, genişlikleri ve çatlaklar arası mesafe değerleri

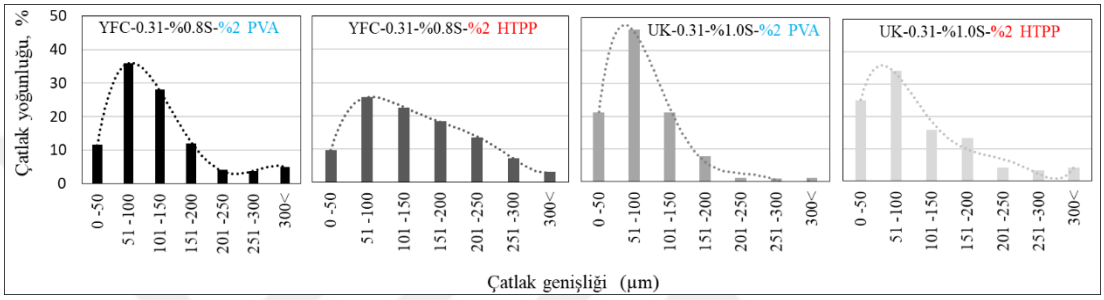
Köprüleme gerilmesinin yeterince yüksek olmaması, kompozitin çatlamamış bölgelerinde çatlak oluşması için gerekli olan gerilme seviyesini ulaşamamasına neden olmaktadır. Bu nedenle, UK içeren HTPP-ECC'de düşük lif-matris arayüzey sürtünme gerilmeleri, çoklu çatlak gelişmine engel olmaktadır. Sonuç olarak matris bileşiminde

YFC'ye kıyasla UK kullanımı, PVA-ECC'nin çoklu çatlak gelişimine pozitif etki ederken, HTPP-ECC'de negatif etki etkisi ortaya konulmuştur. Aynı bakış açısıyla matris yapısında YFC kullanılması durumunda, köşeli tane yapısı nedeniyle, lifin matristen sıyrılmasını bir derece zorlaşmasını sağlayarak, HTPP-ECC'nin çoklu çatlak davranışını pozitif olarak etki ederken, PVA-ECC'de negatif etki etmektedir.

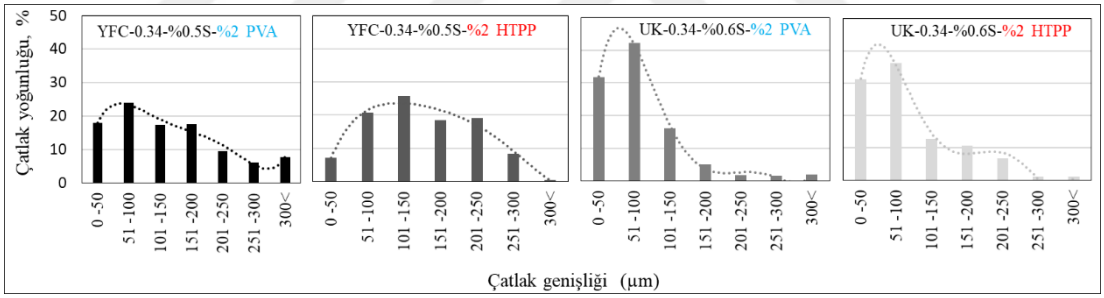
Tablo 11.3'deki çekme şekil değişim kapasiteleri ile Şekil 11.8'deki PSH kriterleri arasında beklenenin aksine ters bir orantı vardır. Bu durum HTPP-ECC'ye ait çatlak genişliği değerlerinin PVA-ECC'den daha yüksek olması ile doğrudan ilişkilidir. HTPP-ECC'ye ait kompozitlerin çatlak sayısının daha az olmasına rağmen, çatlak genişlikleri daha fazla olduğundan, daha yüksek çekme şekil değişim kapasitelerine sahiptir. HTPP lifler ile matris arasında kimyasal bağ olmadığı için, düşük arayüzey bağları nedeniyle matristen kolayca sıyrılabilmektedir. Öte yandan, PVA liflerin çekme dayanımı ile çatlak köprüleme yeteneği daha yüksek iken, yüksek lif-matris arayüzey bağları nedeniyle (sürtünme bağı + kimyasal bağ) sınırlı seviyede sıyrılabilmekte ve bu nedenle çatlak genişlikleri küçük seviyede (dar) kalmaktadır. Sonuç olarak, PVA-ECC'nin HTPP-ECC'ye kıyasla, çatlak sayısı fazla olmasına rağmen, çatlak genişlikleri sınırlı seviyede kaldığı için çekme şekil değişim kapasiteleri daha düşük mertebelerde kalmaktadır. Bu durum, PSH kriterleri ile çekme şekil değişim kapasiteleri arasında beklenenin aksine ters orantı ortaya çıkmıştır.

Önceki bölümlerde de belirtildiği üzere, ECC'nin çatlak genişliklerini dayanıklılık açısından değerlendirmede, ortalama çatlak genişliği yetersiz kalabilir. Çünkü ortalama çatlak genişliğinden daha büyük genişliğe sahip çatlaklar da bulunmaktadır. Dayanıklılık açısından daha gerçekçi bir değerlerdirme için, söz konusu çatlakların dikkate alınması gerekmektedir. Böylece ortalama değerden daha büyük genişliğe sahip çatlakların dayanıklılık açısından değerlendirilmesi mümkün olabilecektir. Bu nedenle, PVA ve HTPP lifli kompozitlerin, maksimum çekme gerilmesi noktası için çatlak genişliği dağılım histogramları Şekil 11.10'da sunulmuştur. Görüleceği üzere tüm kompozitlerde 200 μm'nin üzerinde genişliğe sahip çatlaklar bulunmaktadır. Bu çatlak genişliklerinin yüksüz durumda %50 oranında azalması durumunda bile, 100 μm üzerinde olacağı için dayanıklılık anlamında bu çatlaklar dikkate alınmalıdır.

Sonuç olarak, hem ortalama çatlak genişliği hem de çatlak yoğunluk dağılımı açısından yapılan incelemede, ilki açısından yapılan dayanıklılık değerlendirmesinin yetersiz olduğu tespit edilmiştir. Tabi burada numunelerin servis sırasında karşılaşma ihtimalinin düşük olduğu maksimum gerilme noktasındaki çatlak durumunun dikkate alındığını belirtmek gerekir. HPFRCC japon şartnamesinde (Yokota, Rokugo ve Sakata, 2008) ise servis sırasındaki birim uzama hedef kriteri %1 olup, bu değer içinde değerlendirme yapmakta fayda vardır.



(a)



(b)

Şekil 11.10 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin maksimum çekme gerilmesindeki çatlak genişliği dağılım histogramları; (a) S/B=0,31 olan kompozitler, (b) S/B=0,34 olan kompozitler

Şekil 11.10'a göre genel olarak, PVA-ECC'ye ait çatlakların, HTPP-ECC'ye göre daha küçük genişliklerde yoğunlaştığı söylenebilir. Ancak burada yapılan değerlendirmenin, eşit çekme şekil değişim değerleri için değildir. Diğer bir ifade ile bu çatlak yoğuluk dağılımlarının, her bir ECC serisinin kendi çekme şekil değişim kapasitesi için olduğu dikkat edilmedir.

Yüksek çekme şekil değişim kapasitesi ve küçük çatlak genişliği, ECC'nin dayanıklılığını iyileştirmesi beklenmektedir. Çelik korozyon modeline (Lepech, 2006)

göre, şekil değişim kapasitesi %3,0 olan ECC'nin hizmet ömrü 60 yıl iken, şekil değişim kapasitesi %6,0 olan ECC'de bu süre 120 yıldan daha uzun bir hizmet ömrü anlamına gelir. Bu nedenle ECC tasarımında hem şekil değişim kapasitesi hemde çatlak genişliği birlikte ele alınmalıdır.

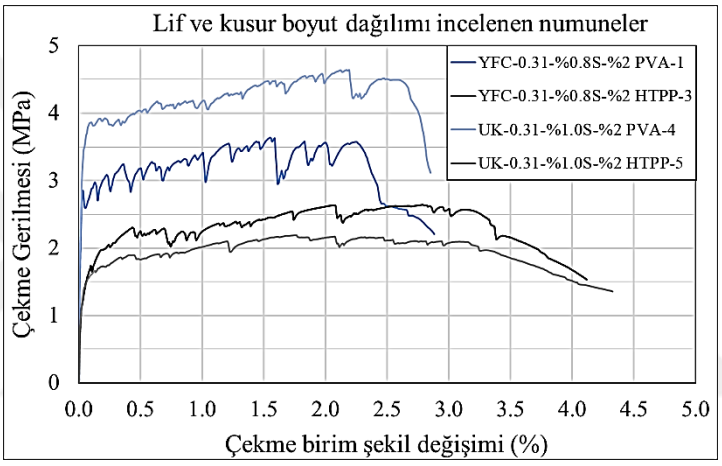
11.2.6 Lif Ve Maksimum Kusur Boyutu Dağılımı Sonuçları

Bu bölümde seçilen numunelerin lif ve kusur boyut dağılımları belirlenmiştir. Numune seçiminde, S/B oranı 0,31 olan, matris bileşeninde YFC ve UK içeren, PVA-ECC ve HTPP-ECC serilerinin ortalama çekme şekil değişim kapasitesine en yakın değerlere sahip seriyi en iyi temsil eden numuneler (bkz. Tablo 11.1) seçilmiştir. Buradaki PVA ve HTPP lifli kompozitlerin matrisleri aynı olup, tek farklılıkları lif türüdür. Bu numunelere ait çekme gerilmesi-birim şekil değişimi eğrileri Şekil 11.11'de gösterilmiştir.

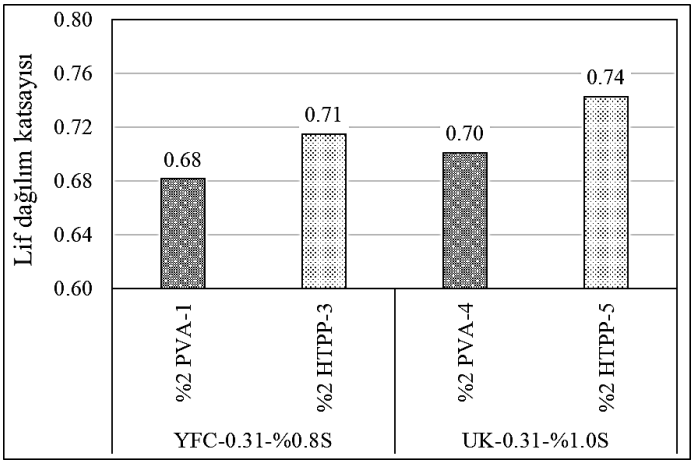
Seçilen numunelerin lif dağılım katsayıları Şekil 11.12'de gösterilmiştir. Aynı matris karışıma sahip PVA ve HTPP lif dağılım katsayıları incelendiğinde, HTPP liflere ait değerlerin daha yüksek olduğu belirlenmiştir. Ancak Bölüm 11.1'de eşdeğer lif dozajında (%2) HTPP-ECC'nin birim alandaki HTPP liflerinin sayısı, PVA-ECC'deki PVA liflerinin sayısından yaklaşık 12,7 kat daha fazla olduğu belirtilmişti. Bu nedenle, eşit lif dozajlarında bile HTPP liflerinin çimentolu matris içinde uygun şekilde karıştırılarak homojen bir dağılım sağlanmasının, PVA liflere kıyasla daha zor olduğu numune hazırlık aşamasında gözlemlenmiştir. Lif dağılımına etki eden başka bir faktör ise, liflerin hidrofilik veya hidrofobik olma durumudur. Literatürde (Pakravan ve diğer., 2016) hidrofilik özellikteki liflerin, ECC karışım reolojisi üzerinde olumsuz bir etki ederek, matris ile karıştırma sırasında lif topaklaşmasına ve homojen olmayan dağılıma neden olabileceği bildirilmiştir. Ayrıca uygulamada, daha düşük hacim içeriğinde bile, daha yüksek hidrofilik özelliklere sahip liflerin eklenmesiyle, çimentolu karışımın reolojik işlenebilirliğinin önemli ölçüde azaldığı bildirilmiştir. Bu literatür bilgileri ışığında, PVA lifinin hidrofilik ve HTPP lifinin hidrofobik olduğu dikkate alınarak; HTPP-ECC'nin birim alandaki lif sayısının daha

yüksek olmasına rağmen, Şekil 11.11'deki HTPP-ECC'deki lif dağılım katsayılarının PVA-ECC'dekilerden daha yüksek olması açıklanabilir.

Mineral katkı türünün lif dağılım katsayısına etkisi incelendiğinde, UK içeren matrisin lif dağılım katsayıları, YFC içeren matrislere kıyasla bir miktar daha yüksektir (Şekil 11.12). Elde edilen deneysel bulgu, UK içeren matrisdeki süperakışkanlaştırıcı dozajının bir miktar daha yüksek olması nedeniyle, UK matrisinin daha yüksek işlenebilirliği ile lif dağılımı üzerindeki pozitif etkisine bağlanabilir (UK ve YFC matrislerindeki süperakışkanlaştırcı dozajları sırasıyla %1,0 ve %0,8).

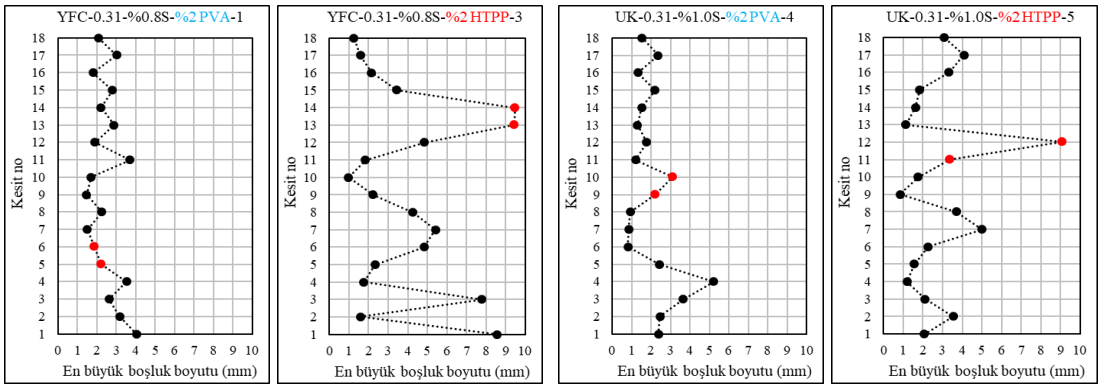


Şekil 11.11 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerde lif ve kusur dağılımı incelenen numunelerin çekme gerilmesi-çekme birim şekil değişimi ilişkileri



Şekil 11.12 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerde seçilen numunelerin göçme kesiti lif dağılım katsayıları

PVA-ECC ve HTPP-ECC için seçilen numunelerin yükleme eksenine dik doğrultuda dilimlenmesiyle, her bir kesitte ölçülen maksimum kusur boyutları Şekil 11.13'de ve belirli boyut aralığı kusurların kesitlerdeki yüzdeleri Şekil 11.14'de gösterilmiştir. HTPP-ECC numunelerine ait kusur boyutları PVA-ECC numunelerinden daha büyüktür. Bu durum yukarıda bahsedildiği gibi, birim alanda HTPP liflerin sayısının daha yüksek olması nedeniyle, HTPP-ECC daha fazla hava sürüklenmesine neden olmuştur (Şekil 11.2). Bu sonuç Şekil 11.2'deki YFC-0.31-%0.8S ve UK-031-%1.0S karışımlarındaki taze Bha değerlerinde net bir şekilde görülebilmektedir. HTPP-ECC'deki hava sürüklenmesi, büyük boyutlu kusurların daha çok sayıda olmasını açıklamaktadır. ECC çatlak gelişimi mekanizmasına göre, kusur boyutlarının büyük olması çatlak oluşumunu kolaylaştırdığı Bölüm 3'de belirtilmişti. Buna göre, büyük boyutlu kusur sayısının artması, çatlak sayısının artmasına ve dolasıyla çekme şekil değişim kapasitesinin artmasına neden olacaktır. Şekil 11.12, 11.13 ve 11.14'de elde edilen bulgular (HTPP-ECC'nin PVA-ECC'den daha yüksek lif dağılım katsayısı ve daha büyük boyutlu kusurlara sahip olması), Şekil 11.11'deki HTPP-ECC numunelerinin, PVA-ECC numunelere göre daha yüksek şekil değişim kapsitelerini sahip olması durumunu açıklayıcı bir bulgu olarak değerlendirilmiştir.

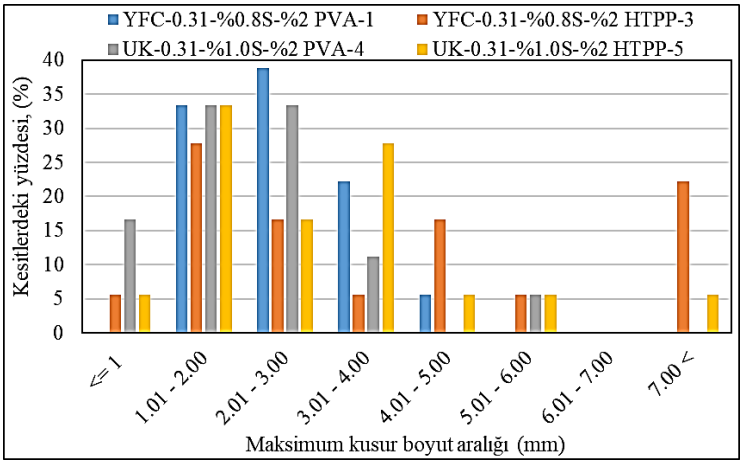


(a) (b) (c) (d)

Şekil 11.13 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerde seçilen PVA-ECC ve HTPP-ECC numunelerin yükleme ekseni boyunca maksimum kusur boyut dağılımları; (a) YFC-0.31-%0.8S-%2 PVA-1, (b) YFC-0.31-%0.8S-%2 HTPP-2, (c) UK-0.31-%1.0S-%2 PVA-4, (d) UK-0.31-%1.0S-%2 HTPP-5

* YFC-0.31-%0.8S-%2 PVA-1 kodunun açıklaması; YFC: Mineral katkı tipi, 0.31: S/B oranı, %0.8S: Çimento ağırlığının yüzdesi olarak kullanılan süper akışkanlaştırıcı miktarı, %2 PVA: Karışımda hacimce %2 oranında PVA lif kullanıldığını,1: Karışımdaki numune numarasını ifade etmektedir.

** Kırmızı noktalar, göçme çatlağı bölgesindeki maksimum kusur boyutlarını gösterir.



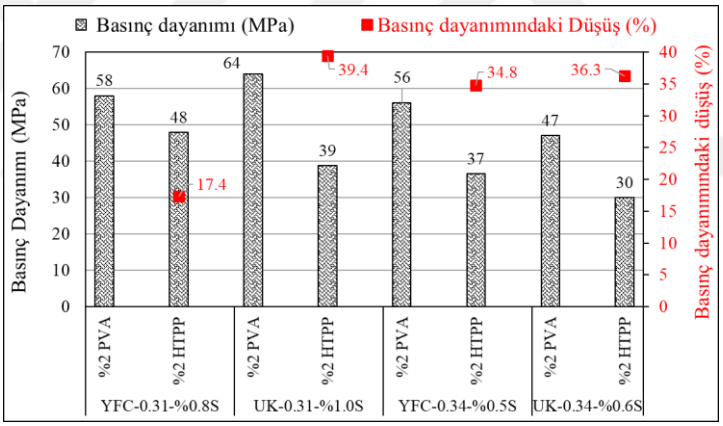
Şekil 11.14 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerde seçilen numunelerin maksimum kusur boyut dağılımları

Sonuç olarak, PVA-ECC'ye kıyasla, HTPP-ECC'nin hem lif dağılım katsayıları daha yüksektir, hem de kusur boyutlarının daha büyük olduğu tespit edilmiştir. Böylece, PVA-ECC ve HTPP-ECC kıyaslamasında, hem lif dağılım katsayısı hem de kusur boyut dağılımı birleşik etkisinin, HTPP-ECC'nin çekme şekil değişim kapasitesinde arttırıcı etkiye neden olduğu tespit edilmiştir.

11.2.7 Matris Ve Kompozit Basınç Dayanımı Sonuçları

PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin basınç dayanımları Şekil 11.15'de gösterilmiştir. Beklendiği üzere S/B oranın 0,31'den 0,34'e artışıyla, basınç dayanımında düşüşler görülmüştür. Ayrıca mineral katkı türünün basınç dayanımı sonuçları üzerine etkili olduğu belirlenmiştir. Şekil 11.15'deki "YFC-0.31-%0.8S-%2 PVA" ve "UK-0.31-%1.0S-%2 PVA" kompozitleri haricinde, matris bileşeninde UK yerine YFC kullanıldığında daha yüksek basınç dayanımı değerleri elde edilmiştir. Bunun nedeninin; basınç yükleri altında kompozit numunenin göçmesine neden olan enine şekil değişimi sırasında, UK'nın yuvarlak tane yapısının YFC'nin köşeli tane yapısına kıyasla, lifin matristen sıyrılmasını kolaylaştırıcı etkisi olduğu düşünülmektedir. Lifin matristen daha kolay sıyrılmasıyla, basınç numunesinde enine şekil değişimi daha kolay olmakta ve sonuç olarak daha düşük basınç yüklerinde göçme meydana gelerek basınç dayanımı daha düşük olmaktadır.

Aynı matris ile üretilen PVA-ECC ve HTPP-ECC'ler kıyaslandığında, PVA-ECC'ler %17-40 aralığında daha yüksek basınç dayanımına sahiptir. Bu sonuç üç nedene bağlanabilir: **1)** Bölüm 11.2.1'de HTPP-ECC'deki birim alandaki lif sayısı PVA-ECC'den 12,7 kat daha fazla olduğu belirtilmişti. Daha fazla sayıda lifin daha fazla oranda hava sürüklenmeyi tetiklediği (Bkz. Şekil 11.2) ve bunun da basınç dayanımın düşmesine neden olduğu bilinmektedir. **2)** HTPP lifinden farklı olarak, PVA lifi ile matris arasında oluşan kimyasal bağ nedeniyle, basınç yükü altında oluşan enine şekil değişimini sınırlandırmaktadır. Enine şekil değişimi kısıtlanınca gerilme seviyesi artmakta HTPP-ECC'ye kıyasla PVA-ECC'nin basınç dayanımı daha yüksek çıkmaktadır. **3)** PVA lifinin HTPP'den daha yüksek çekme dayanımı nedeniyle (sırasıyla 1620 ve 850 MPa), basınç yükü altında numunenin göçmesine neden olan enine şekil değişimi daha sınırlı seviyede tutabilir. Bu durumda da, PVA-ECC'nin basınç dayanımı, HTPP-ECC'den daha yüksek olmasını açıklayabilmektedir.



Şekil 11.15 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin basınç dayanımları

Şekil 11.15'deki ECC kompozitlerden en düşük basınç dayanımı 30 MPa olduğundan, yapısal beton için gerekli şartı (30 MPa) sağlamaktadır. Ayrıca HTPP-ECC'ler için geçerli olmasa da, PVA-ECC'ler, yaygın olarak bilinen ECC-M45 karışımı (52,6 MPa) (Yang ve diğer., 2007) ile karşılaştırılabilir basınç dayanımları sergilemişlerdir.

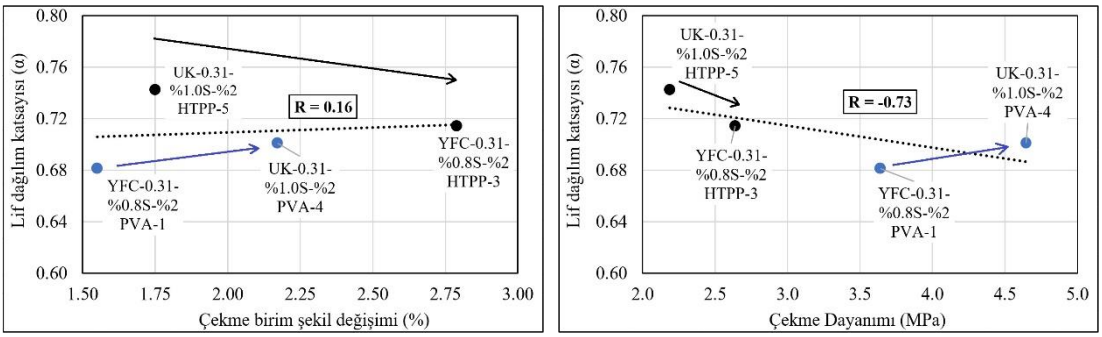
11.3 Sonuçlar Arası İlişkilerin Tartışılması

Bu bölümde elde edilen sonuçlar arası ilişkilerin korelasyon katsayıları (R) belirlenmiştir. R>0,8 olması durumunda iki değişken arasında "iyi", R=0,8-0,5 durumında "orta" ve R<0,5 durumunda "zayıf" ilişkilerin olduğu belirtilmiştir (Anonim, 2021).

PVA-ECC ve HTPP-ECC'nin lif dağılım katsayıları ile çekme birim şekil değişimi ve çekme dayanımları arasındaki ilişki Şekil 11.16'da gösterilmiştir. Lif dağılım katsayısı ile çekme birim şekil değişimi arasında belirgin bir ilişkinin olmadığı görülmüştür (Şekil 11.16a). Literatürde, ara yüzey bağ dayanımı ve lif dağılım derecesi birlikte çekme dayanımına karar verdiği belirtilmiştir (Lei ve diğer., 2019). Ancak, beklenin aksine lif dağılım katsayısı ile çekme dayanımı arasında orta seviyede ters orantılı bir ilişkinin olduğu tespit edilmiştir (Şekil 11.16b). Şekil 11.16b dikkatle incelendiğinde, lif ve mineral katkı türlerinin etkisi dikkate alınmamıştır. Lif ve mineral katkı türleri dikkate alınıp, daha detaylı bir inceleme yapıldığında lif dağılım katsayısı-çekme dayanımı ilişkisini etkileyen faktörler daha sağlıklı izlenebilmektedir. Benzer bir durum Şekil 11.16a'daki ilişki içinde geçerlidir.

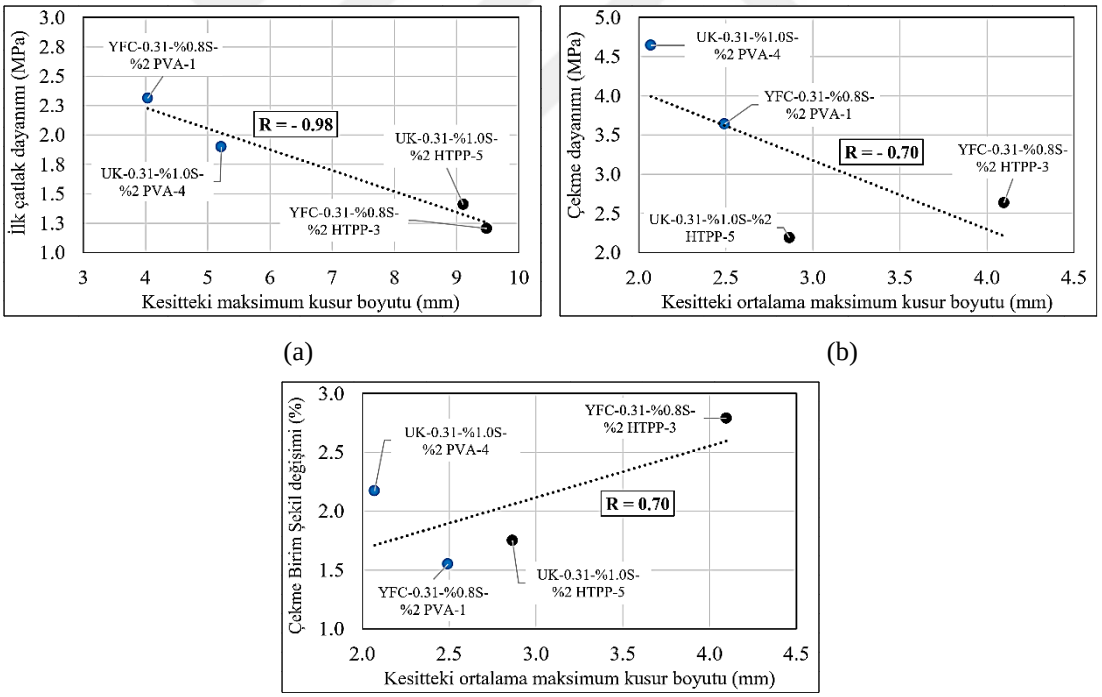
Kusur boyut dağılımları incelenen çentiksiz çekme deneyi numunelerinin, kesitlerdeki kusur boyutu ile ilk çatlak dayanımı, çekme dayanımı ve çekme birim şekil değişimi arasındaki ilişkiler sırasıyla Şekil 11.17 (a), (b) ve (c)'de gösterilmiştir. Çekme numunesindeki ilk çatlak, maksimum kusurun bulunduğu yerden başladığından (Lei ve diğer., 2019), maksimum kusur boyutunun (çekme numunesinin dilimlenmesi ile elde edilen 18 kesitteki en büyük boyutlu kusur) artması, ilk çatlak dayanımın düşmesine neden olmaktadır. Bu durum Şekil 11.17 (a)'da güçlü bir korelasyon katsayısı ile tespit edilmiştir (R=0,98). Benzer şekilde, kesitteki ortalama kusur boyutunun (çekme numunesinin dilimlenmesi ile elde edilen 18 kesitte belirlenen maksimum kusur boyutlarının ortalama değeri) artmasıyla çekme dayanımın azaldığı belirlenmiştir. Ancak kesitteki ortalama kusur boyutu ile çekme birim şekil değişimi arasında doğrusal bir ilişki olduğu tespit edilmiştir. Kesitlerdeki kusur boyutunun artması yeni çatlakların açılmasını tetiklemekte ve dolayısıyla artan

çatlak sayısı da çekme birim şekil değişiminin artmasına katkıda bulunmaktadır. Şekil 11.17(a), (b) ve (c)'de elde edilen ilişkilerin korelasyon katsayısı (R), 0,70'nin üzerinde olduğu belirlenmiştir.



(a) (b)

Şekil 11.16 (a) Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin lif dağılım katsayısı ile çekme birim şekil değişimi arasındaki ilişki (b) Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin lif dağılım katsayısı ile çekme dayanımı arasındaki ilişki

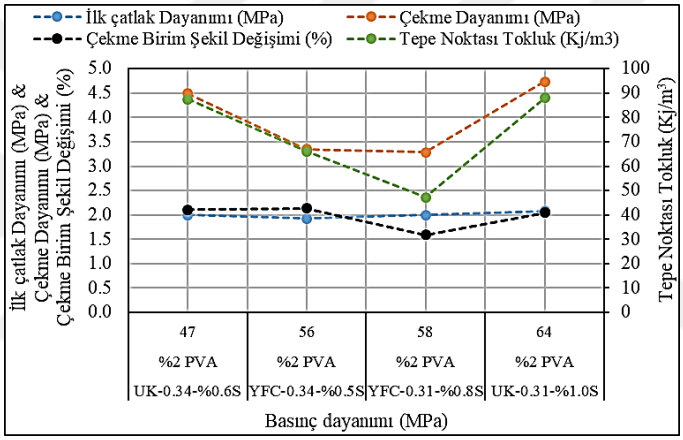


(a) (b)

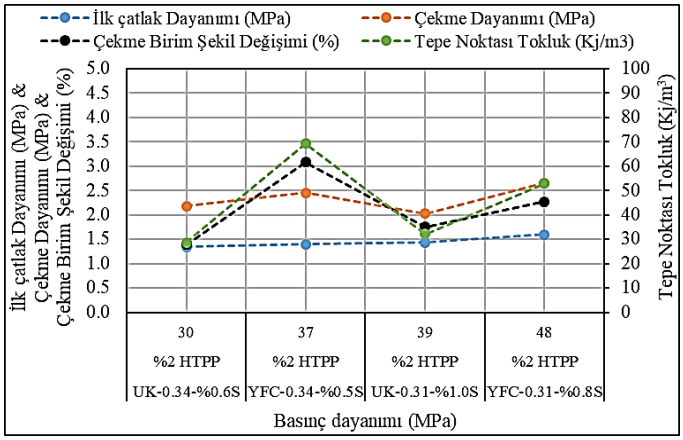
(c)

Şekil 11.17 (a) Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin ilk çatlak dayanımı ile ortalama maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki, (b) Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin çekme dayanımı ile ortalama maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki, (c) Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin çekme birim şekil değişimi ile ortalama maksimum kusur boyutu arasındaki ilişki

Basınç dayanımı-ilk çatlak dayanımı, basınç dayanımı-çekme dayanımı, basınç dayanımı-çekme birim şekil değişimi ve basınç dayanımı-tepe noktası tokluk arasındaki ilişkileri araştırmak amacıyla PVA-ECC ve HTPP-ECC serileri için sırasıyla Şekil 11.18 a ve b hazırlanmıştır. Basınç dayanımı ile söz konusu özellikler arasında düzenli bir değişim olmadığı görülmüştür. Şekil 11.18 a'da "UK-0.31-%1.0S-%2 PVA" kodlu kompozit, diğer kompozitlere kıyasla yüksek basınç dayanımı ve yüksek çekme özeliklerine sahiptir. Ancak Şekil 11.18b'deki HTPP-ECC'ler benzer durum söz konusu değildir. Basınç dayanımı 37 MPa olan ECC kompoziti (YFC-0.34-%0.5S-%2 HTPP), basınç dayanımı 48 MPa olan kompozitten (YFC-0.31-%0.6S-%2 HTPP) daha yüksek çekme özelliklerine sahiptir.



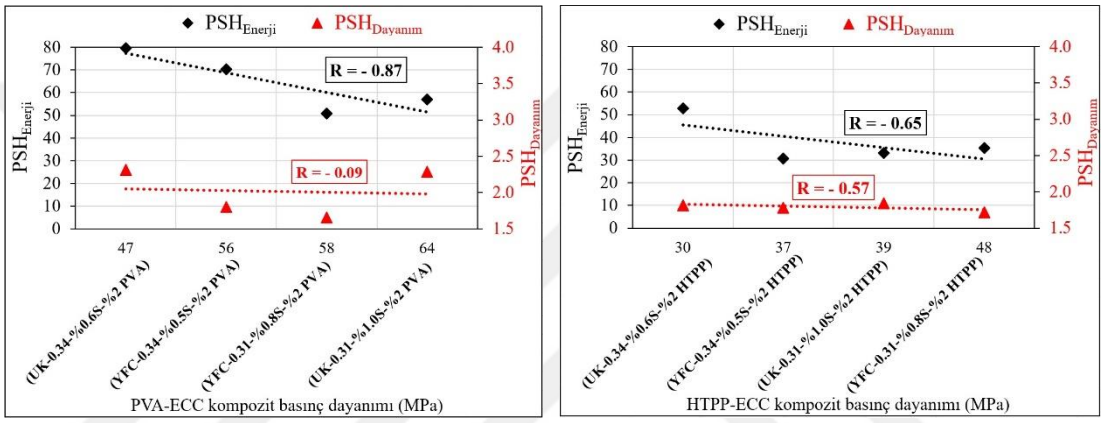
(a)



(b)

Şekil 11.18 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin basınç dayanımı ile çekme dayanımı, ilk çatlak dayanımı ve çekme birim şekil değişim kapasitesi arasındaki ilişki (a) PVA-ECC, (b) HTPP-ECC

PVA-ECC ve HTPP-ECC kompozitlerinin basınç dayanımları ile PSH kriterleri arasındaki ilişkiler sırasıyla Şekil 11.19 (a) ve (b)'de verilmiştir. Buna göre, basınç dayanımı artışı ile PSH_{Enerji} kriterlerinde düşüşler meydana geldiği görülmüştür. Söz konusu ilişki PVA-ECC'de, HTPP-ECC'ye kıyasla daha kuvvetlidir (R değerleri sırasıyla 0,87 ve 0,65). Basınç dayanımı ile HTPP-ECC kompozitlerinin $PSH_{Dayanım}$ değerleri arasında orta seviyeli negatif korelasyon (R=0,57) olduğu tespit edilirken (Şekil 11.19 (b)), PVA-ECC kompozitlerinde (Şekil 11.19 (a)) söz konusu ilişkinin olmadığı tespit edilmiştir.



(a) (b)

Şekil 11.19 Kıyaslanan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin basınç dayanımı ile PSH indeksleri arasındaki ilişki, (a) PVA-ECC, (b) HTPP-ECC

11.4 Sonuçlar

PVA ve HTPP liflerinin kıyaslanmasının amaçlandığı bu bölümde matris özellikleri aynı olup tek farklılık lif türüdür. Bu amaçla 2 farklı S/B oranında, 2 farklı mineral katkı türüyle oluşturulan 4 matrise PVA ve HTPP lifleri eşit hacimde (%2) eklenerek 4 farklı PVA-ECC ve 4 farklı HTPP-ECC olmak üzere 8 ECC karışımı incelenmiştir. Bu ECC'ler üzerinde gerçekleştirilen deney ve analiz sonuçları aşağıdaki gibidir.

1) İncelenen karışımların tamamının taze birim hacim ağırlıkları 1800 kg/m^3'ün altında olduğundan, hafif beton sınıfında (<1850 kg/m^3) olduğu tespit edilmiştir.

Ayrıca PVA-ECC'ye ait değerler HTPP-ECC'den daha yüksektir. Bu farkın %23'e kadar ulaştığı belirlenmiştir. Söz konusu farklılıklara, S/B oranın artması ve matris yapısında mineral katkı olarak YFC yerine UK kullanılması pozitif olarak etki etmiştir.

2) Aynı matrislere sahip PVA-ECC'lerin çekme dayanımı, HTPP-ECC'lerinkinden daha yüksektir. Ancak çekme birim şekil değişimi için genel olarak tersi bir durum söz konusudur. Ayrıca YFC içeren matrislerin HTPP-ECC'lere ve UK içeren matrislerin de PVA-ECC'lerin çekme performansına pozitif etki ettiği söylenebilir. Diğer bir ifadeyle, YFC içeren serilerde HTPP-ECC'ler, UK içeren serilerde PVA-ECC'lere ait tepe noktası tokluk değerleri daha yüksektir. S/B oranın 0,31'den 0,34'e artışı PVA-ECC serilerinde çekme numuneleri arasındaki farkların (standart sapmaların) artmasına neden olurken, HTPP-ECC serilerinde belirgin bir eğilim yoktur.

3) Tüm ECC karışımları doygun çoklu çatlak davranışı için PSH_{Enerji}>3 şartı ve PVA-ECC'ler için $PSH_{Dayanım}$>1,45 şartını sağlarken, HTPP-ECC'lerde $PSH_{Dayanım}$>2 şartı sağlanamamıştır. PVA-ECC'lere ait PSH_{Enerji} değerleri, HTPP-ECC'den daha yüksektir. $PSH_{Dayanım}$ için YFC içeren ECC'ler benzer değerlere sahip iken, UK içerenlerde PVA-ECC'lerin değerleri daha yüksektir. S/B oranı artışının, $PSH_{Dayanım}$ üzerinde etkili olmadığı, ancak PSH_{Enerji}'yi arttırıcı etkiye sahip olduğu belirlenmiştir. Doygun çoklu çatlak davranışı için PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ şartlarını sağlamasına rağmen, PVA-ECC'lerin doygun çoklu çatlak davranışı sergilemediği gözlemlenmiştir. Bu nedenle söz konusu şartların yeniden değerlendirilmesi ve güncellenmesi gerektiği düşünülmektedir.

4) DIC yöntemi ile çekme gerilmesi - birim şekil değişimi eğrilerinin tepe noklarına göre analizler gerçekleştirilmiştir. Ortalama çatlak analizi sonuçlarına göre; aynı matrise sahip PVA ve HTPP lifli kompozitlerde, HTPP-ECC'ye kıyasla PVA-ECC'ye ait çatlak sayıları daha yüksek ve çatlak genişlikleri daha düşüktür. PVA-ECC'nin çatlak genişlikleri 100 µm ve altında iken, HTPP-ECC'nin 100-175 µm aralığındadır. S/B oranı artışı genel olarak çatlak sayısı ve genişliğini arttırma eğilimindedir. PVA-ECC'de matris yapısında YFC yerine UK kullanıldığında çatlak sayısının arttığı ve çatlak genişliğinin azaldığı görülmüştür. Ancak, HTPP-ECC'de tam tersi bir durum

olduğu tespit edilmiştir. Çatlak genişliği yoğunluk dağılımı sonuçlarına göre; tüm kompozitlerin 300 μm civarında genişliklerine sahip çatlaklara sahip olduğu görülmüştür. Bu nedenle ECC'de çatlak genişliği değerlendirmesinin, ortalama çatlak genişliğinden ziyade, çatlak genişliği yoğunluk dağılımlarına göre yapılması, daha gerçekçi yaklaşım olacağı sonucuna varılmıştır.

5) PVA-ECC'ye kıyasla, HTPP-ECC'ye ait lif dağılım katsayılarının ve kusur boyutlarının daha yüksek olduğu belirlenmiştir. Bu sonuç HTPP-ECC'lerin daha yüksek birim şekil değişim kapasitesini sahip olmasını açıklamaktadır.

6) Basınç dayanımı sonuçlarına göre, PVA-ECC'ler 47-64 MPa ve HTPP-ECC'ler 30-48 MPa arağında değerlere sahiptir. HTPP-ECC'ler aynı matrise sahip PVA-ECC'lerden %17-40 mertebesinde daha düşük değerlere sahiptir. HTPP-ECC'lerde, matris yapısında YFC yerine UK kullanılması, basınç dayanımını %19 düşürürken, PVA-ECC'de belirgin bir değişim görülmemiştir (S/B=0,31'de UK içeren, S/B=0,34'de YFC içeren PVA-ECC'ler daha yüksek basınç dayanımına sahiptir). S/B oranın 0,31'den 0,34'e artışı, PVA-ECC serisindeki YFC ve UK içeren kompozitlerin basınç dayanımlarını sırasıyla %4 ve %27 oranlarında düşüşlere neden olmuştur. HTPP-ECC serilerinde ise, benzer S/B oranındaki artış, hem YFC hem de UK içeren kompozitlerde basınç dayanımlarını %23 oranında düşürmüştür.

7) Elde edilen sonuçlar arası ilişkilere göre; lif dağılım katsayısının artmasıyla çekme birim şekil değişimi arasında belirgin bir eğilim görülmezken, çekme dayanımı ile lif dağılım katsayısı arasında orta düzeyde ters orantılı bir ilişki tespit edilmiştir. Kesitteki kusur boyutu ile birim şekil değişimi arasında doğru orantılı ve çekme dayanımı arasında ters orantılı orta düzeyli ilişkiler belirlenmiştir. Bu sonuçlara göre birim şekil değişim kapasitesi üzerinde lif dağılımından ziyade kusur boyutunun daha etkili olduğu görülmüştür. Ayrıca kesitteki maksimum kusur boyutu ile ilk çatlak dayanımları arasında yüksek seviyeli ters orantılı ilişki tespit edilmiştir (R=0,98). Hem PVA-ECC hem de HTPP-ECC serilerinde, basınç dayanımı artışı ile ilk çatlak dayanımlarının arttığı, ancak çekme dayanımı, çekme birim şekil değişimi ve çekme tepe noktası tokluk değerleri arasında belirgin bir ilişkinin olmadığı sonucuna

ulaşılmıştır. Ayrıca basınç dayanımı artışıyla PVA-ECC'de PSH_{Enerji} değerlerinin düşerken (R=0,87), $PSH_{Dayanım}$ değerleri üzerinde bir etkisi olmamıştır. HTPP-ECC serisinde ise, basınç dayanımı artışıyla PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ değerlerinin düştüğü belirlenmiştir (sırasıyla R=0,65 ve R=0,57)

BÖLÜM ON İKİ

İSTATİSTİKSEL ANALİZ

12.1 Giriş

Mikro mekanik tasarımdaki teorik yaklaşımdan farklı olarak, pratikteki uygulamalar matrisin işlenebilirliği ve reolojik özelliklerinin lif dağılımını etkileyebileceğini ve bunun da kompozit mekanik özelliklerini etkileyebileceğini göstermektedir. Bu nedenle bu bölümde, ECC performansını yüksek oranda etkileyen S/B oranı, mineral katkı ve lif türlerinin, reolojik ve mekanik özelliklere (çekme özellikleri ve basınç dayanımı) birleşik etkilerini değerlendirmek için istatistiksel analiz yöntemlerinden yararlanılmıştır. S/B oranı, mineral katkı türü, süperakışkanlaştırıcı/çimento oranı ve lif türlerinin istatistiksel önem düzeyini belirlemek için her bir faktörün katkı dereceleri belirlenmiştir. Analiz sonuçları, bu söz konusu parametrelerin hangisinin sonuçlar üzerinde daha etkili olduğunun tanımlanmasını sağlar. Bunun sonucunda gelecekteki ECC karışımların optimizasyonu için en ideal parametreler ve oranlar tahmin edebilir. Ek olarak, bu çalışma aracılığıyla, deneme karışımlarının seçimiyle ilgili maliyet ve çaba azaltılabilir.

Bölüm 7, 8 ve 9'da açıklanan PE, PVA ve HTPP lifli kompozitlerin tasarımından elde edilen taze ve sertleşmiş haldeki sonuçlar Tablo 12.1'de listelenmiştir. Lif türü, S/B oranı ve mineral katkıların istatistiksel olarak sonuçlar üzerindeki katkı derecelerin hesaplanmasında bu değerler kullanılmıştır.

12.2 Kapsam

ECC matrislerinin reolojik özellikleri ve ECC'nin çekme özellikleri varyans analizi (analysis of variance (ANOVA)) ile değerlendirilmiştir. Bu analiz, seçilen

değişkenlerin (Su/Bağlayıcı oranı, Mineral katkı türü, Süperakışkanlaştırıcı/Çimento oranı ve Lif türü) ECC'nin reolojik özellikleri ve mekanik özellikleri üzerindeki etkilerinin istatistiksel olarak önemini belirlemek amacıyla yapılmıştır. Bu nedenle belirlenen bağımsız parametrelerin, bağımlı parametreler üzerindeki katkıları (yüzde cinsinden) belirlenmiştir.

Bu bölümde dört istatistiksel analiz gerçekleştirilmiştir ve bunlara ait bilgiler Tablo 12.2'de verilmiştir. 1. Analizin, diğer üç analizden farkı süperakışkanlaştırıcı/çimento ve lif türünün etkisinin incelenmesidir. Ancak lif türünün sonuçlar üzerindeki etkisini belirleyebilmek için sadece tek lif türünde kullanılan S/B oranlarına sahip karışımlar analize dahil edilmemiştir. Bunlar Tablo 12.1'deki S/B oranı 0.19 olan 1 ve 4 no'lu PE lifli karışımlar ("YFC-0.19-%7.1S-%1.5 PE" ve "UK-0.19-%12.7S-%1.5 PE") ve S/B oranı 0.37 olan 17 ve 20 no'lu HTPP lifli karışımlardır ("YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP" ve "UK-0.37-%0.4S-%2 HTPP").

ANOVA analizinin gerçekleştirilebilmesi için bağımsız parametreler kendi içerinde belirli düzen içerisinde tekrarlanması gerekir. Aksi halde, analiz sonuçlarında bağımsız parametrenin bağımlı parametreler üzerindeki etkisi belirlenememektedir. Bu nedenle "**1. Analiz**" de bağımsız parametre olan süperakışkanlaştırıcı/çimento oranı üç farklı dozaj aralığında gruplandırılmıştır. %0.5-1 düşük, %1.5-2 orta ve %3.5-4 yüksek dozaj kategorisine dahil edilmiştir. Süperakışkanlaştırıcı/çimento oranlarının istatistiksel analiz için kategorize edildiği gruplandırma Tablo 12.3'de belirtilmiştir. Tablo 12.4'de ise ANOVA analizinde karışımların kodlanması gösterilmiştir.

İstatistiksel analiz, bağımsız parametrelere bağlı olarak bağımlı parametrelerdeki değişimi bulmak için yapılmıştır. Bu bölümdeki tüm ANOVA analizlerinde tüm bağımsız parametreler α=0,05 düzeyinde (p değeri <0,05) anlamlı olma durumu için araştırılmıştır. Diğer bir değişle, bu analizler %5 önem seviyesinde (significance level) ve %95 güven düzeyinde (confidence level) gerçekleştirilmiştir. Bunun anlamı, belirli bir bağımsız parametrenin test edilen bağımlı parametreye katkısının, belirtilen katsayı değerini aşması ihtimalinin %5 altında olduğu veya %95 güven sınırı içerisinde olduğudur (Svermova, Sonebi ve Bartos, 2003).

Tablo 12.1 PE, PVA ve HTPP lifli kompozitlerin tasarımında elde edilen taze ve sertleşmiş haldeki sonuçlar

Karışım no	Karışım kodları	Matris (lifsiz) karışımların sonuçları				ECC kompozit (lifli) karışımların sonuçları									
		Eşik kayma gerilmesi (Pa)	Viskozite (Pa.s)	Km ($MPa*m^{1/2}$)	Matris Basınç Day. (MPa)	İlk çatlak dayanımı (MPa)	Çekme Dayanımı (MPa)	Çekme şekil değişim kapasitesi (%)	Tepe noktası tokluk (Kj/m^3)	$PSH_{Dayanım}$	PSH_{Enerji}	Çatlak sayısı	Çatlak genişliği (µm)	Çatlaklar arası mesafe (mm)	Kompozit Basınç Day. (MPa)
1	YFC-0.19-%7.1S-%1.5 PE	117	154,5	0,53	126	2,74	7,23	3,34	191	2,93	133	27	126	3,9	116
2	YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE	161	98,6	0,40	107	2,66	8,41	7,25	444	3,18	203	31	237	3,2	103
3	YFC-0.28-%0.9S-%1.5 PE	94	27,0	0,35	92	1,75	5,72	7,51	303	3,28	271	44	183	2,4	90
4	UK-0.19-%12.7S-%1.5 PE	-4	98,8	0,48	116	1,89	5,54	5,86	268	3,09	109	23	255	4,3	108
5	UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE	8	26,4	0,37	105	1,70	4,13	2,69	96	2,56	135	16	168	6,3	103
6	UK-0.28-%1.5S-%1.5 PE	42	23,9	0,34	80	1,68	4,43	3,30	115	2,81	147	18	185	5,6	79
7	YFC-0.23-%1.8S-%2 PVA	161	98,6	0,40	107	2,29	3,17	0,71	17	1,40	21,7	7	92	15,4	93
8	YFC-0.28-%0.9S-%2 PVA	94	27,0	0,35	92	2,16	3,78	1,99	68	1,79	33,4	15	124	7,4	82
9	YFC-0.31-%0.8S-%2 PVA	68	19,8	0,34	65	2,00	3,28	1,59	47	1,66	50,8	14	112	8,1	58
10	YFC-0.34-%0.5S-%2 PVA	82	10,6	0,32	62	1,92	3,35	2,13	66	1,80	70,3	16	124	7,8	56
11	UK-0.23-%3.8S-%2 PVA	8	26,4	0,37	105	2,26	3,91	0,44	15	1,80	26,3	6	72	19,3	96
12	UK-0.28-%1.5S-%2 PVA	42	23,9	0,34	80	2,15	4,95	2,08	92	2,34	49,2	17	122	5,9	75
13	UK-0.31-%1.0S-%2 PVA	49	7,9	0,28	68	2,08	4,73	2,05	88	2,29	57,1	26	84	3,9	64
14	UK-0.34-%0.6S-%2 PVA	38	7,0	0,22	50	2,00	4,49	2,11	87	2,31	79,5	27	72	4,3	47
15	YFC-0.31-%0.8S-%2 HTPP	68	19,8	0,34	65	1,60	2,65	2,27	53	1,72	35	12	176	8,2	48
16	YFC-0.34-%0.5S-%2 HTPP	82	10,6	0,32	62	1,40	2,46	3,08	69	1,78	31	14	184	7,8	37
17	YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP	104	9,9	0,27	59	1,30	2,28	3,63	78	1,77	71	13	187	8,2	40
18	UK-0.31-%1.0S-%2 HTPP	49	7,9	0,28	68	1,43	2,03	1,75	32	1,43	33	8	123	12,7	39
19	UK-0.34-%0.6S-%2 HTPP	38	7,0	0,22	50	1,34	2,18	1,39	29	1,63	53	11	92	9,8	30
20	UK-0.37-%0.4S-%2 HTPP	26	4,9	0,16	48	1,25	1,91	0,60	11	1,56	39	5	89	21,1	19

* S/B oranı 0,19 olan 1 ve 4 no'lu PE lifli karışımlar ve S/B oranı 0,37 olan 17 ve 20 no'lu HTPP lifli karışımlar 1. Analize dahil edimeyen karışımlardır.

Tablo 12.2 İstatistiksel değerlendirmeye ait bilgiler

İstatistiksel analizler	Bağımsız değişkenler	Bağımlı değişkenler
1. Analiz: PE, PVA ve HTPP lifli karışımların verilerini içeren inceleme (Tablo 12.1'deki 1, 4, 17 ve 20 no'lu hariç tüm karışımlar). Analiz sonucu Tablo 12.5'dedir.	- S/B oranı (0,23, 0,28, 0,31, 0,34) - Mineral Katkı türü (YFC, UK) - Süperakış,/Çimento oranı (%3,8, %1,8, %1,0) - Lif türü (PE, PVA, HTPP)	- Matris eşik kayma gerilmesi * - Matris viskozite * - Matris kırılma tokluğu (K_m) - Matris basınç dayanımı - İlk çatlak dayanımı - Çekme dayanımı - Çekme şekil değişim kapasitesi - Tepe noktası tokluk - $PSH_{Dayanım}$ - PSH_{Enerji} - Çatlak sayısı - Çatlak genişliği - Çatlaklar arası mesafe - Kompozit Basınç dayanımı
2. Analiz: PE lifli karışımların verilerini içeren inceleme (Tablo 12.1'deki 1, 2, 3, 4, 5 ve 6 no'lu karışımlar). Analiz sonucu Tablo 12.6'dadir.	- S/B oranı (0,19, 0,23, 0,28) - Mineral katkı türü (YFC, UK)	
3. Analiz: PVA lifli karışımların verilerini içeren inceleme (Tablo 12.1'deki 7, 8, 9, 10, 11, 12, 13 ve 14 no'lu karışımlar). Analiz sonucu Tablo 12.7'dedır.	- S/B oranı (0,23, 0,28, 0,31, 0,34) - Mineral katkı türü (YFC, UK)	
4. Analiz: HTPP lifli karışımların verilerini içeren inceleme (Tablo 12.1'deki 15, 16, 17, 18, 19 ve 20 no'lu karışımlar). Analiz sonucu Tablo 12.8'dedir.	- S/B oranı (0,31, 0,34, 0,37) - Mineral katkı türü (YFC, UK)	

* Bu bağımlı değişkenler 2., 3. ve 4. Analizlerde incelenmemiştir.

Tablo 12.3 Gerçek ve analiz için kabul edilen "(süperakış./çimento)*100" değerleri

Karışım no	Karışım kodları	Gerçek "(süperakış./çimento)*100"	Kategori "(süperakış./çimento)*100"
2	YFC-0.23-**%1.8S**-%1.5 PE	1,8	1,5 – 2,0
3	YFC-0.28-**%0.9S**-%1.5 PE	0,9	0,5 – 1,0
5	UK-0.23-**%3.8S**-%1.5 PE	3,8	3,5 – 4,0
6	UK-0.28-**%1.5S**-%1.5 PE	1,5	1,5 – 2,0
7	YFC-0.23-**%1.8S**-%2 PVA	1,8	1,5 – 2,0
8	YFC-0.28-**%0.9S**-%2 PVA	0,9	0,5 – 1,0
9	YFC-0.31-**%0.8S**-%2 PVA	0,8	0,5 – 1,0
10	YFC-0.34-**%0.5S**-%2 PVA	0,5	0,5 – 1,0
11	UK-0.23-**%3.8S**-%2 PVA	3,8	3,5 – 4,0
12	UK-0.28-**%1.5S**-%2 PVA	1,5	1,5 – 2,0
13	UK-0.31-**%1.0S**-%2 PVA	1,0	0,5 – 1,0
14	UK-0.34-**%0.6S**-%2 PVA	0,6	0,5 – 1,0
15	YFC-0.31-**%0.8S**-%2 HTPP	0,8	0,5 – 1,0
16	YFC-0.34-**%0.5S**-%2 HTPP	0,5	0,5 – 1,0
18	UK-0.31-**%1.0S**-%2 HTPP	1,0	0,5 – 1,0
19	UK-0.34-**%0.6S**-%2 HTPP	0,6	0,5 – 1,0

*Yazı stili kalın olan veriler "(süperakışkanlaştırıcı/çimento)*100" değerlerini ifade eder.

Analizler sonucunda elde edilen p değeri 0,05'e eşit ve daha düşük olan modeller anlamlı model olarak kabul edildiği literatürde belirtilmiştir (Şahmaran ve diğer., 2013). Diğer bir değişle; $p<0,05$ durumu terimin önemli olduğu anlamına gelirken,

p≥0,05 ile terimin istatistiksel olarak önemsiz olduğunu göstermektedir. ANOVA analizleri ticari bir istatistiksel yazılım paketi Minitab-19 kullanılarak gerçekleştirilmiş ve sonuçlar Tablo 12.5, 12.6, 12.7, 12.8 ve 12.9'de sunulmuştur.

Tablo 12.4 ANOVA analizinde karışımların kodlanması

Karışım no	Karışım kodları	Lif türü	Su/Bağlayıcı oranı	Mineral katkı türü	Süperakış. / Çimento (%)
2	YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE	1	0,23	1	1,8
3	YFC-0.28-%0.9S-%1.5 PE	1	0,28	1	1
5	UK-0.23-%3.8S-%1.5 PE	1	0,23	2	3,8
6	UK-0.28-%1.5S-%1.5 PE	1	0,28	2	1,8
7	YFC-0.23-%1.8S-%2 PVA	2	0,23	1	1,8
8	YFC-0.28-%0.9S-%2 PVA	2	0,28	1	1
9	YFC-0.31-%0.8S-%2 PVA	2	0,31	1	1
10	YFC-0.34-%0.5S-%2 PVA	2	0,34	1	1
11	UK-0.23-%3.8S-%2 PVA	2	0,23	2	3,8
12	UK-0.28-%1.5S-%2 PVA	2	0,28	2	1,8
13	UK-0.31-%1.0S-%2 PVA	2	0,31	2	1
14	UK-0.34-%0.6S-%2 PVA	2	0,34	2	1
15	YFC-0.31-%0.8S-%2 HTPP	3	0,31	1	1
16	YFC-0.34-%0.5S-%2 HTPP	3	0,34	1	1
18	UK-0.31-%1.0S-%2 HTPP	3	0,31	2	1
19	UK-0.34-%0.6S-%2 HTPP	3	0,34	2	1

12.3 ANOVA İle Deney Sonuçlarının İstatistiksel Değerlendirilmesi

ANOVA, bağımsız bir değişkenin bağımlı değişken üzerinde bir etkisi olup olmadığını değerlendirmeyi sağlar. Ek olarak, bağımsız değişkenlerin etkileşimlerinin, bağımlı değişkenler üzerinde bir etkisi olup olmadığını belirlemek için de kullanılabilir. Bazen farklı faktörlerin bağımlı değişkenlerin varyasyonu üzerindeki etkisini analiz etmek zor olabilir. ANOVA sonuçları değişkenlerin birbiri üzerindeki etkisini göstermek için yararlı bir araç olmaktadır (Güneyisi, Gesoglu ve Özbay, 2011; Pradhan ve Bhattacharjee, 2009).

ANOVA analizinde, bireysel faktörler için kareler (Tablo 12.5'deki "Seq SS") ve kalan rastgele hata için kareler toplamına bölünen toplam kareler toplamı hesaplanır. Daha sonra faktörlerin ortalama kareleri (Tablo 12.5'deki "Adj MS" sütunu) karşılık

gelen kareler toplamının ilişkili serbestlik derecelerine (DF) bölünmesiyle hesaplanır. Sonraki aşamada, bireysel faktörlerin etkisi, sıfır hipotezinin testi ya da sadece belirli bir olasılık düzeyinde önem testi olan varyansların eşitliği hipotezini test ederek değerlendirilir. Bunun için, faktörlerin ortalama karelerinin artık hatanın ortalama karelerine oranı, yani F-değeri hesaplanır (Tablo 12.5'deki "F-Value") ve Fisher dağılımı ile ilgili tablolanmış F-değerleri ile karşılaştırılır. Fisher dağılımı ile ilgili F değerleri, bireysel faktörlerin serbestlik derecesine, kalan hatanın serbestlik derecesine ve olasılık seviyesine bağlıdır ve ilgili metinlerde tablo şeklinde mevcuttur (Pradhan ve Bhattacharjee, 2009).

F-değeri, deneylerdeki hatalarla faktörler tarafından açıklanan varyansın, açıklanamayan varyansa oranını temsil eder. Hesaplanan F-değerine göre bir önem testi yapılabilir. F-değeri ne kadar büyük olursa, faktörün önemli etkisi o kadar büyük olacaktır. Bu çalışmada, her bir faktörün sonuç üzerindeki etkisini belirtmek için p katkı yüzdesi kullanılmıştır. Her anlamlı faktörün katkı derecesi, F dağılımının hesaplanan değerine göre belirlenmiştir. Her faktörün F-değerini hesapladıktan sonra, her faktörün değerinin hesaplanan F dağılımının toplam değerine oranı, bize her bir önemli faktörün katkı derecesini verir (Tablo 12.5'deki "Katkı payı (%)"). Tablo 12.5'de "Katkı payı (%)" sütunu, bağımsız parametrelerin ölçülen bağımlı parametreye (deney sonuçları) katkı derecesi hakkında bir fikir vermektedir. "Katkı payı (%)" yüksekse, faktörlerin söz konusu bağımlı parametreye katkısı daha fazladır. Benzer şekilde, "Katkı payı (%)" ne kadar düşük olursa, faktörlerin bağımlı parametreye olan katkısı o kadar düşük olur (Srinivasan, Lakshmi Narasimhan ve Ilango, 2003).

12.4 S/B Oranı, Mineral Katkı Türü, Süperakış./Çimento Oranı Ve Lif Türünün Sonuçlar Üzerine İstatistiksel Önemi (1. Analiz)

Matris akma gerilmeleri için ANOVA sonuçları Tablo 12.5'de gösterilmektedir. Çalışmada S/B oranı ve mineral katkı türü ve Süperakış./Çimento (%) oranının eşik kayma gerilmesi üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Bu üç etki için belirlenen p

değerleri 0,05'ten küçük olduğu için istatistiksel olarak anlamlıdır. Süperakış./Çimento oranı eşik kayma gerilmesi üzerinde en yüksek katkıya sahiptir (%57). Mineral katkı türü ve S/B oranı değişimi eşik kayma gerilmesi üzerinde sırasıyla %23 ve %19 ile yaklaşık eşit etkiye sahiptir. Bu sonuç, S/B artışının çimento partiküllerinin flokülasyonunu (topaklaşma) azaltmada etkili olduğunu göstermiştir. Taze ECC matris için eşik kayma gerilmesini S/B oranı artışıyla azaltmaktadır (Şahmaran ve diğer., 2013).

Viskozite deney sonuçları ve bunların analiz sonuçları sırasıyla Tablo 12.1 ve 12.5'de verilmiştir. Analiz sonuçlarına göre etkileri araştırılan parametreler için $p<0,05$ olduğundan istatistiksel olarak anlamlıdır. Tablo 12.5'e göre, Süperakış./Çimento oranı %59 katkı ile en önemli etkiye sahiptir. S/B oranı %36 katkı sağlarken, mineral katkı türünün etkisi olmadığı söylenebilir. Bu istatistiksel sonuçlar ECC üretiminde viskoziteyi kontrol ederek iyi lif dağılımı elde etmek ve ayrışmayı önlemek için yol gösterici niteliktedir. Literatürdeki bir çalışmada yapılan ANOVA analizleri sonuçlarına göre (Yang ve diğer., 2009), reolojik özelliklerden eşik kayma gerilmesi ve viskoziteye üzerinde S/B oranı ve mineral katkının hakim olduğu belirtilmiştir.

Eşik kayma gerilmesi ve viskoziteden elde edilen bilgilere göre; sonuçlar üzerindeki en büyük etkiye sahip parametre süperakış./çimento oranı olsa da, ikinci derece katkı payına sahip olan parametreler farklıdır (sırasıyla mineral katkı türü ve S/B oranı). Bu sonuç gelecekteki karışım tasarımında ECC'nin eşik kayma gerilmesi ve viskozitesini bağımsız olarak kontrol etmenin kolay bir yolunu önermektedir. Bu sonuç literatür ile uyumludur (Yang ve diğer., 2009).

Kırılma tokluğu (K_m) matris (lifsiz) karışımlardan elde edildiği için, analizde bağımsız değişken olarak lif türü dikkate alınmamıştır. Tablo 12.5'den görüleceği üzere mineral katkı türü, süperakış./çimento ve S/B oranlarının K_m üzerindeki katkı payları sırasıyla %80, %12 ve %8'dir. Anlaşılacağı üzere baskın faktör mineral katkı türüdür. Bunun nedeni, K_m sonuçlarının matris (lifsiz) karışımlardan elde edildiğinden rötre'ye daha duyarlı olması ve rötre nedeniyle oluşabilecek çatlakların basınç

deneyinden ziyade eğilme deneyinde daha etkili olmasıyla mineral katkı türünün diğer iki bağımsız değişkenden daha etkili olduğu düşünülmektedir.

Matris basınç dayanımına bağımsız parametrelerin etkileri incelendiğinde, mineral katkı türü ve süperakış./çimento (%) ifadeleri %95 güven düzeyi için $p>0,05$ olduğundan istatistiksel olarak anlamsız iken, S/B oranı için $p<0,05$ olduğundan istatistiksel olarak anlamlıdır. S/B oranın matris basınç dayanımı sonuçlarına etkisi %88 olduğu belirlenmiştir. Görüleceği üzere S/B oranı tek başına basınç dayanımı üzerinde çok yüksek oranda etkilidir ve bu sonuç beton teknolojisin yaygın olarak bilinen gerçekle uyumludur.

ECC kompozitlerin ilk çatlak dayanımını etkileyen faktörler arasında literatürde S/B oranı, mineral katkı türü, süperakış./çimento oranı olduğu belirtilirken, lif türünden bağımsız olduğu ifade edilmektedir. Ancak Tablo 12.1'deki aynı S/B oranlı farklı lif türündeki ilk çatlak dayanımları incelendiğinde farklılıklar olduğu görülmektedir. Sonuç olarak lif türü de, ilk çatlak dayanımı etkilediği tespit edilmiştir. Bunun başlıca nedenleri, karışımlardaki lif dozajı ve/veya liflerin fiziksel özelliklerindeki (lif boyu ve lif çapı) farklılıklar nedeniyle kompozit bünyesinde birim alandaki lif dozajı ve sayısındaki farklılıklar oluşmakta ve bu da farklı oranlarda hava sürükleme meydana getirmektedir. Farklı oranlarda hava sürüklemenin ilk çatlak dayanımlarında farklılıklara neden olduğu düşünülmektedir. Ayrıca kılcal çatlakların lifler tarafından tutması nedeniyle, ilk çatlak dayanımına liflerin etkisi olduğu düşünülmektedir. Bu nedenlerden dolayı, ilk çatlak dayanımını etkileyen bağımsız parametreler içerisinde lif türü de dikkate alınarak analiz gerçekleştirilmiştir. Sonuçlarına göre (Tablo 12.5), ilk çatlak dayanımı üzerinde S/B oranı, mineral katkı türü ve süperakış./çimento oranı sonuçlara etkisi incelendiğinde %95 güven düzeyi için $p>0,05$ olduğundan istatistiksel olarak anlamsız iken, lif türü parametresi için $p<0,05$ olduğundan istatistiksel olarak anlamlıdır. İlk çatlak dayanımı sonuçlarına lif türünün katkı payı %71 olarak belirlenmiştir. İlk çatlak dayanımı literatürde her ne kadar K_m ile paralel olduğu belirtilmiş olsa da, ECC karışımlarda yukarıda bahsedilen lifin hava sürükleme etkisi nedeniyle bağımsız değişken parametrelerin katkı paylarında farklılık göstermektedir.

Çekme dayanımı sonuçlarına tüm bağımsız parametrelerin etkileri %95 güven seviyesi için p>0,05 olduğundan anlamsızdır (Tablo 12.5). Ancak literatürde (Yang ve diğer., 2009) aynı lif türüyle geliştirilen ECC'lerde, S/B ve süperakış./çimento oranlarının çekme dayanımı üzerindeki katkı paylarının sırasıyla %62 ve %10 olduğu bildirilmiştir.

ECC karışımlarının çekme şekil değişim kapasitesi, malzeme düktilitesini gösterir. Deney sonuçlarına göre lif türü harcindeki tüm bağımsız değişkenler (S/B oranı, mineral katkı türü, süperakış./çimento oranı) için hesaplanan p değeri 0,05'ten büyük olduğu için istatistiksel olarak anlamsızdır (Tablo 12.5). Lif türünün çekme şekil değişim kapasitesi sonuçları üzerinde %87 oranında etkili olduğu belirlenmiştir. Buna göre çekme şekil değişim kapasitesini arttırmak için lif türünün doğru seçimi oldukça önemlidir. Yang ve diğer., (2009) aynı lif türüyle geliştirilen ECC için yaptıkları çalışmada S/B ve süperakış./çimento oranlarının çekme şekil değişim kapasitesi üzerindeki katkı paylarının sırasıyla %29 ve %9 olduğu belirtilmiştir. Literatür ile bu çalışma sonucu arasındaki farklılığın arkasındaki sebep, bu araştırmada lif etkisinin dikkate alınması ve bunun sonuçlar üzerinde önemli etkiye sahip olmasıdır. Lif etkisinin dikkate alınmadığı, aynı lif türü ile elde edilen ECC serilerinin kendi içerisindeki istatistiksel analizlerinde S/B oranının etkisi Tablo 12.6, 12.7 ve 12.8'de araştırılmıştır.

Çekme dayanımı ve çekme şekil değişim kapasitesinin ortak etkisini yansıtan tepe noktası tokluk değerine S/B oranı, mineral katkı türü, süperakış./çimento gibi bağımsız değişkenlerin etkisi araştırılmıştır. Lif türü haricindeki bağımsız değişkenlerin p değerleri 0,05'ten büyük olduğu için istatistiksel olarak anlamsızdır (Tablo 12.5). Lif türünün etkisi istatistiksel olarak anlamlı olup (p<0,05), katkı payı %73 olarak tespit edilmiştir.

Mikro mekanik tasarım kriterleri olan $PSH_{Dayanım}$ ve PSH_{Enerji} kriterleri sonuçlarına istatistiksel olarak %95 güven seviyesi için anlamlı (p<0,05) tek bağımsız parametre lif türüdür ve sonuçlara lif türünün katkı payı %93 mertebesinde olduğu belirlenmiştir.

S/B oranı, mineral katkı türü ve süperakış./çimento oranı etkileri istatistiksel olarak anlamsız olduğu belirlenmiştir (Tablo 12.5).

Çatlak analizlerinden elde edilen sonuçlara bağımsız parametrelerin istatistiksel olarak anlamlılık durumları ve katkı payları belirlenmiştir. Buna göre çatlak sayısı, çatlak genişliği ve çatlaklar arası mesafe sonuçları üzerinde istatistiksel olarak %95 güven seviyesi için anlamlı ($p<0,05$) tek bağımsız parametre lif türüdür. Lif türünün çatlak sayısı, çatlak genişliği ve çatlaklar arası mesafe sonuçları üzerinde katkı payları sırasıyla %70, %57 ve %89'dur.

ECC'lerin basınç dayanımına lif türü, S/B oranı ve mineral katkı türünün etkilerinin istatistiksel analiz ile değerlendirilmesi Tablo 12.5'de verilmiştir. Kompozit basınç dayanımı sonuçlarına S/B oranı ve lif türü %95 güven seviyesi için istatistiksel olarak anlamlı ($p<0,05$) bağımsız parametreleridir ve katkı payları sırasıyla %38 ve %52'dir. S/B oranında küçük bir düşüş bile (0,30'dan 0,27'ye) basınç dayanımını önemli ölçüde artırdığı literatürde belirtilmiştir (Şahmaran ve diğer., 2013). Literatürde bilinenin aksine lif türünün daha etkili olmasının nedeni farklı dozaj ve fiziksel özelliklere sahip liflerin farklı oranlarda hava sürüklemesi nedeniyle basınç dayanımını sonuçlarında etkili olduğu düşünülmektedir. S/B'nin çimento esaslı kompozitlerin mekanik ve dayanıklılık özelliklerine çok sayıda etkisi vardır. Örneğin S/B oranındaki azalma kapiler boşluk oranını azaltır ve beton daha geçirimsiz hale gelir. Ayrıca daha düşük S/B oranı, kompozitlerin dayanımını arttırır, kuruma rötresi kaynaklı çatlama riskini azaltır (Şahmaran ve diğer., 2013). Öte yandan, mineral katkı türü ve süper akış./çimento oranı bağımsız değişkenler için p değeri 0,05'ten büyük oldukları için istatistiksel olarak anlamsız olduğu belirlenmiştir.

12.5 PE-ECC Deney Sonuçlarının ANOVA İle İstatistiksel Değerlendirilmesi (2. Analiz)

PE lifli ECC kompozit ve matris karışımların %95 güven seviyesi için ANOVA sonuçları Tablo 12.6'de verilmiştir. Sonuçlar üzerine S/B oranı ve mineral katkı

türünün istatistiksel olarak anlamlılık durumu ve katkı payları belirlenmiştir. Kırılma tokluğu ve matris basınç dayanımı sonuçlarına S/B oranı istatistiksel olarak anlamlı iken ($p<0,05$), mineral katkı türünün etkisinin anlamsız olduğu bulunmuştur. S/B oranının kırılma tokluğu ve matris basınç dayanımı sonuçlarına katkı payları sırasıyla %91 ve %86 olarak belirlenmiştir. Diğer tüm sonuçlarda S/B oranı ve mineral katkı türü için istatistiksel olarak belirlenen p değerleri 0,05'ten büyük olduğundan istatistiksel olarak anlamsızdır.

12.6 PVA Lifli Serilerde S/B Oranı Ve Mineral Katkı Türünün Sonuçlar Üzerine Etkisi (3. Analiz)

PVA lifli ECC kompozit ve matris karışımların ANOVA sonuçları Tablo 12.7'de verilmiştir. Sonuçlar üzerine S/B oranı ve mineral katkı türünün katkı payları belirlenmiştir. %95 güven seviyesi için gerçekleştirilen ANOVA sonuçlarına göre anlamlılık durumları şu şekilde özetlenebilir: Matris basınç dayanımı, ilk çatlak dayanımı, çekme şekil değişim kapasitesi, tepe noktası tokluk ve kompozit basınç dayanımı sonuçlarında S/B oranı istatistiksel olarak anlamlı ($p<0,05$) iken, mineral katkı türü anlamsızdır ($p>0,05$). Ancak çekme dayanımı sonuçlarına göre mineral katkı türü istatistiksel olarak anlamlı iken, S/B oranı anlamsızdır. $PSH_{Dayanım}$ ve PSH_{Enerji} sonuçlarında ise hem S/B oranı hem de mineral katkı türü istatistiksel olarak anlamlıdır. Sonuçlar üzerinde bağımsız parametrelerin katkı payları Tablo 12.7'de sunulmuştur.

Literatürde PVA lifli ECC kompozitlerin ANOVA analizi sonuçlarına göre, S/B oranın artışı (0,21'den 0,25'e), çekme dayanımı ve şekil değişim kapasitesi sonuçları üzerinde sırasıyla %62 ve %29 etkili olduğu belirtilmiştir (Yang ve diğer., 2009).

12.7 HTPP Lifli Serilerde S/B Oranı Ve Mineral Katkı Türünün Sonuçlar Üzerine Etkisi (4. Analiz)

HTPP lifli ECC kompozit ve matris karışımların ANOVA sonuçları Tablo 12.8'de verilmiştir. Sonuçlar üzerine S/B oranı ve mineral katkı türünün istatistiksel olarak anlamlılık durumu ve katkı payları belirlenmiştir. Kırılma tokluğu, $PSH_{Dayanım}$ ve çatlak genişliği sonuçlarına mineral katkı türü istatistiksel olarak anlamlı iken ($p<0,05$), S/B oranı etkisinin anlamsız olduğu bulunmuştur. Diğer tüm sonuçlarda S/B oranı ve mineral katkı türü için istatistiksel olarak belirlenen p değerleri 0,05'ten büyük olduğundan istatistiksel olarak anlamsızdır. Sonuçlar üzerinde bağımsız parametrelerin katkı payları Tablo 12.8'de sunulmuştur.

Tablo 12.5 PE, PVA ve HTPP lifli ECC'lerin deney sonuçlarının ANOVA ile istatistiksel değerlendirilmesi

Bağımlı Parametreler	Bağımsız Parametreler	DF	**R**	Seq SS	Katkı payı (%)	Adj SS	Adj MS	F-Value	**P-Value**	**Önemlilik**	**Katkı payı (%)**	Regresyon Denklemi
Eşik kayma gerilmesi (Pa)	Su/Bağlayıcı oranı	3	**0,995**	1679,7	6	5155	1718,33	48,69	0,0000069	E	19	**Eşik kayma gerilmesi (Pa)** = 36,35 + 75,29 S/B _0,23 - 12,37 S/B _0,28 - 32,17 S/B_0,31 - 30,76 S/B _0,34 + 16,00 YFC - 16,00 UK + 54,46 SA/Ç (%)_1,0 + 33,63 SA/Ç (%)_1,8 - 88,09 SA/Ç (%)_3,8
	Mineral katkı türü	1		18303,8	60	2049,2	2049,15	58,06	0,0000326	E	23	
	Süperakış./Çimento (%)	2		10168,9	33	10168,9	5084,44	144,07	**0,0000001**	**E**	**57**	
	Hata	9		317,6	1	317,6	35,29					
	Toplam	15		30470	100			250,82			100	
Viskozite (Pa.s)	Su/Bağlayıcı oranı	3	**0,999**	7057,5	57	3033,93	1011,31	272,05	0,000000004	E	36	**Viskozite (Pa.s)** = 15,58 + 56,09 S/B_0,23 - 10,800 S/B_0,28 - 20,13 S/B_0,31 - 25,16 S/B_0,34 + 3,885 YFC - 3,885 UK + 18,38 SA/Ç (%)_1,0 + 23,047 SA/Ç (%)_1,8 - 41,42 SA/Ç (%) 3,8
	Mineral katkı türü	1		2064,8	17	120,75	120,75	32,48	0,000294582	E	4	
	Süperakış./Çimento (%)	2		3284,2	26	3284,18	1642,09	441,74	**0,000000001**	**E**	**59**	
	Hata	9		33,5	0	33,46	3,72					
	Toplam	15		12440	100			746,27			100	
Kırılma tokluğu, K_m (MPa*$m^{1/2}$)	Su/Bağlayıcı oranı	3	**0,990**	0,02917	67	0,004	0,00133	13,86	0,001011	E	8	**K_m (MPa*$m^{1/2}$)** = 0,35755 - 0,0039 S/B_0,23 + 0,01547 S/B_0,28 + 0,01328 S/B_0,31 - 0,02484 S/B_0,34 + 0,03969 YFC - 0,03969 UK - 0,0627 SA/Ç (%)_1,0 + 0,00667 SA/Ç (%)_1,8 + 0,0560 SA/Ç (%)_3,8
	Mineral katkı türü	1		0,00988	23	0,0126	0,0126	130,89	**0,000001**	**E**	**80**	
	Süperakış./Çimento (%)	2		0,00373	9	0,00373	0,00186	19,35	0,000551	E	12	
	Hata	9		0,00087	2	0,00087	9,6E-05					
	Toplam	15		0,04364	100			164,1			100	
Matris Basınç Dayanımı (MPa)	Su/Bağlayıcı oranı	3	**0,991**	5930,55	95	1463,39	487,795	40,5	**0,00001**	**E**	**88**	**Matris Basınç Day. (MPa)** = 76,72 + 31,49 S/B _0,23 + 8,93 S/B_0,28 - 15,03 S/B_0,31 - 25,39 S/B_0,34 + 2,20 YFC - 2,20 UK + 4,45 SA/Ç (%)_1,0 - 3,45 SA/Ç (%)_1,8 - 1,00 SA/Ç (%)_3,8
	Mineral katkı türü	1		133,22	2	38,85	38,849	3,23	0,10606	H	7	
	Süperakış./Çimento (%)	2		61,05	1	61,05	30,524	2,53	0,13395	H	5	
	Hata	9		108,4	2	108,4	12,044					
	Toplam	15		6233,21	100			46,26			100	
İlk çatlak dayanımı (MPa)	Su/Bağlayıcı oranı	3	**0,922**	0,71394	35	22,10%	0,07366	1,7	0,254	H	14	**İlk çatlak dayanımı (MPa)** = 1,725 + 0,448 S/B_0,23 - 0,094 S/B_0,28 - 0,121 S/B_0,31 - 0,232 S/B_0,34 + 0,0085 YFC - 0,0085 UK + 0,176 SA/Ç (%)_1,0 + 0,1534 SA/Ç (%)_1,8 - 0,329 SA/Ç_3,8 + 0,008 PE + 0,2741 PVA - 0,282 HTPP
	Mineral katkı türü	1		0,08192	4	0,06%	0,00057	0,01	0,912	H	0	
	Süperakış./Çimento (%)	2		0,16955	8	16,96%	0,08478	1,95	0,212	H	16	
	Lif türü	2		0,76019	37	76,02%	0,3801	8,75	**0,012**	**E**	**71**	
	Hata	7		0,30404	15	30,40%	0,04344					
	Toplam	15		2,02964	100			12,41			100	
Çekme Dayanımı (MPa)	Su/Bağlayıcı oranı	3	**0,835**	11,1784	30	1,5692	0,5231	0,32	0,811	H	6	**Çekme Dayanımı (MPa)** = 3,388 + 1,21 S/B_0,23 - 0,313 S/B_0,28 - 0,421 S/B_0,31 - 0,477 S/B_0,34 - 0,212 YFC + 0,212 UK + 1,05 SA/Ç (%)_1,0 + 0,571 SA/Ç (%)_1,8 - 1,62 SA/Ç (%)_3,8 + 1,692 PE - 0,028 PVA - 1,664 HTPP
	Mineral katkı türü	1		0,242	1	0,3582	0,3582	0,22	0,654	H	4	
	Süperakış./Çimento (%)	2		3,2601	9	3,2601	1,6301	1	0,416	H	20	
	Lif türü	2		11,2715	30	11,2715	5,6357	3,44	**0,091**	**H**	**69**	
	Hata	7		11,4526	31	11,4526	1,6361					
	Toplam	15		37,4046	100			4,98			100	

Tablo 12.5 Devamı

Bağımlı Parametreler	Bağımsız Parametreler	DF	**R**	Seq SS	Katkı payı (%)	Adj SS	Adj MS	F-Value	**P-Value**	**Önemlilik**	**Katkı payı (%)**	Regresyon Denklemi
Çekme Şekil değişim kapasitesi (%)	Su/Bağlayıcı oranı	3	**0,902**	7,71	13	0,8467	0,2822	0,18	0,907	H	2	**Çekme şekil değişim kapasitesi (%)** = 2,102 + 0,94 S/B_0,23 + 0,098 S/B_0,28 - 0,650 S/B_0,31 - 0,388 S/B_0,34 + 0,222 YFC - 0,222 UK + 1,73 SA/Ç (%)_1,0 + 0,119 SA/Ç (%)_1,8 - 1,85 SA/Ç (%)_3,8 + 2,537 PE - 1,345 PVA - 1,192 HTPP
	Mineral katkı türü	1		7,186	12	0,3957	0,3957	0,25	0,631	H	2	
	Süperakış./Çimento (%)	2		3,272	6	3,2724	1,6362	1,04	0,402	H	9	
	Lif türü	2		30,193	51	30,1933	15,0967	9,6	**0,010**	**E**	**87**	
	Hata	7		11,012	19	11,0115	1,5731					
	Toplam	15		59,374	100			11,07			100	
Tepe noktası tokluk (kJ/m^3)	Su/Bağlayıcı oranı	3	**0,857**	28899	15	10930,5	3643,5	0,5	0,695	H	7	**Tepe noktası tokluk (kJ/m^3)** = 54,7 + 104,2 S/B_0,23 - 23,1 S/B_0,28 - 44,5 S/B_0,31 - 36,7 S/B_0,34 - 0,1 YFC + 0,1 UK + 113,2 SA/Ç (%)_1,0 + 31,0 SA/Ç (%)_1,8 - 144,2 SA/Ç (%)_3,8 + 136,6 PE - 55,1 PVA - 81,6 HTPP
	Mineral katkı türü	1		16475	9	0,1	0,1	0	0,998	H	0	
	Süperakış./Çimento (%)	2		20899	11	20899	10449,5	1,43	0,301	H	20	
	Lif türü	2		74922	39	74921,7	37460,9	5,13	**0,042**	**E**	**73**	
	Hata	7		51115	27	51114,5	7302,1					
	Toplam	15		192309	100			7,06			100	
$PSH_{Dayanım}$	Su/Bağlayıcı oranı	3	**0,914**	1,51458	29	0,03465	0,01155	0,09	0,962	H	1	**$PSH_{Dayanım}$**= 2,072 - 0,052 S/B_0,23 + 0,050 S/B_0,28 - 0,053 S/B_0,31 + 0,054 S/B_0,34 - 0,090 YFC + 0,090 UK + 0,192 SA/Ç (%)_1,0 + 0,047 SA/Ç (%)_1,8 - 0,239 SA/Ç (%)_3,8 + 0,874 PE - 0,250 PVA - 0,625 HTPP
	Mineral katkı türü	1		0,0205	0	0,0643	0,0643	0,52	0,496	H	4	
	Süperakış./Çimento (%)	2		0,05633	1	0,05633	0,02817	0,23	0,803	H	2	
	Lif türü	2		2,80795	53	2,80795	1,40398	11,28	**0,006**	**E**	**93**	
	Hata	7		0,87148	17	0,87148	0,1245					
	Toplam	15		5,27084	100			12,12			100	
PSH_{Enerji}	Su/Bağlayıcı oranı	3	**0,956**	16262	21	872,7	290,9	0,3	0,822	H	1	**PSH_{Enerji}** = 65,0 + 24,4 S/B_0,23 + 1,2 S/B_0,28 - 19,9 S/B_0,31 - 5,7 S/B_0,34 - 4,4 YFC + 4,4 UK + 55,5 SA/Ç (%)_1,0 - 7,5 SA/Ç (%)_1,8 - 48,1 SA/Ç (%)_3,8 + 113,0 PE - 43,3 PVA - 69,7 HTPP
	Mineral katkı türü	1		1157	2	157,9	157,9	0,16	0,697	H	1	
	Süperakış./Çimento (%)	2		2933	4	2932,7	1466,4	1,53	0,281	H	5	
	Lif türü	2		50286	65	50285,7	25142,8	26,26	**0,001**	**E**	**93**	
	Hata	7		6701	9	6701,4	957,3					
	Toplam	15		77339	100			28,25			100	
Çatlak sayısı	Su/Bağlayıcı oranı	3	**0,869**	189,96	13	32,83	10,94	0,21	0,887	H	2	**Çatlak sayısı** = 11,00 + 5,52 S/B_0,23 - 0,15 S/B_0,28 - 3,73 S/B_0,31 - 1,64 S/B_0,34 - 2,05 YFC + 2,05 UK + 14,66 SA/Ç (%)_1,0 - 1,23 SA/Ç (%)_1,8 - 13,43 SA/Ç (%)_3,8 + 13,88 PE - 2,15 PVA - 11,73 HTPP
	Mineral katkı türü	1		34,13	2	33,67	33,67	0,64	0,449	H	7	
	Süperakış./Çimento (%)	2		204,15	14	204,15	102,07	1,95	0,212	H	21	
	Lif türü	2		697,14	47	697,14	348,57	6,66	**0,024**	**E**	**70**	
	Hata	7		366,31	25	366,31	52,33					
	Toplam	15		1491,68	100			9,46			100	

Tablo 12.5 Devamı

Bağımlı Parametreler	Bağımsız Parametreler	DF	**R**	Seq SS	Katkı payı (%)	Adj SS	Adj MS	F-Value	**P-Value**	**Önemlilik**	**Katkı payı (%)**	Regresyon Denklemi
Çatlak genişliği (µm)	Su/Bağlayıcı oranı	3		3212	9	1528	509,5	1,02	0,439	H	3	**Çatlak genişliği (µm)** = 164,5 - 42,7 S/B_0,23 + 2,0 S/B_0,28 + 23,3 S/B_0,31 + 17,4 S/B_0,34 + 28,07 YFC - 28,07 UK - 41,2 SA/Ç (%)_1,0 + 14,9 SA/Ç (%)_1,8 + 26,3 SA/Ç (%)_3,8 + 45,4 PE - 45,48 PVA + 0,1 HTPP
	Mineral katkı türü	1		6168	17	6303	6302,9	12,65	0,009	H	35	
	Süperakış./Çimento (%)	2	**0,950**	2141	6	2141	1070,3	2,15	0,187	H	6	
	Lif türü	2		20667	58	20667	10333,6	20,74	**0,001**	**E**	**57**	
	Hata	7		3488	10	3488	498,3					
	Toplam	15		35676	100			36,56			100	
Çatlaklar arası mesafe (mm)	Su/Bağlayıcı oranı	3		66,837	22	12,2	4,0666	0,34	0,796	H	5	**Çatlaklar arası mesafe (mm)** = 8,81 + 3,66 S/B_0,23 + 0,46 S/B_0,28 - 1,66 S/B_0,31 - 2,46 S/B_0,34 + 0,16 YFC - 0,16 UK - 2,06 SA/Ç (%)_1,0 - 0,87 SA/Ç (%)_1,8 + 2,94 SA/Ç (%)_3,8 - 6,27 PE + 1,33 PVA + 4,94 HTPP
	Mineral katkı türü	1		3,523	1	0,194	0,1935	0,02	0,902	H	0	
	Süperakış./Çimento (%)	2	**0,853**	9,684	3	9,684	4,8421	0,41	0,68	H	6	
	Lif türü	2		141,561	46	141,561	70,7805	5,96	**0,031**	**E**	**89**	
	Hata	7		83,08	27	83,08	11,8686					
	Toplam	15		304,685	100			6,73			100	
Kompozit basınç dayanımı (MPa)	Su/Bağlayıcı oranı	3		8104,78	89	820,76	273,59	21,61	0,0006	E	38	**Kompozit Basınç Day. (MPa)** = 67,85 + 24,06 S/B_0,23 + 7,72 S/B_0,28 - 11,05 S/B_0,31 - 20,73 S/B_0,34 + 2,37 YFC - 2,37 UK + 0,81 SA/Ç (%)_1,0 - 3,44 SA/Ç (%)_1,8 + 2,63 SA/Ç (%)_3,8 + 10,86 PE + 3,62 PVA - 14,48 HTPP
	Mineral katkı türü	1		73,58	1	45,03	45,03	3,56	0,1013	H	6	
	Süperakış./Çimento (%)	2	**0,995**	54,22	1	54,22	27,11	2,14	0,1881	H	4	
	Lif türü	2		760,15	8	760,15	380,07	30,02	**0,0004**	**E**	**52**	
	Hata	7		88,63	1	88,63	12,66					
	Toplam	15		9081,37	100			57,33			100	

* DF: serbestlik derecesi (degree of freedom); R: Korelasyon katsayısı; SS: karelerin toplamı (sum of squares); MS: Ortalama kare (Mean square).

** Yazı stili kalın olan değerler en etkili faktörü gösterir. Kırmızı renk vurgulu değerler, %95 güven seviyesi için değerlerin istatistiksel olarak anlamsız olduğunu (p>0,05) belirtmektedirler.

*** S/B: Su/Bağlayıcı oranı, YFC: Yüksek fırın cürufu, UK, Uçucu kül, SA/Ç: Süperakış./Çimento, Lif türleri: PE (Polietilen lifi), PVA (Polivinil alkol lifi) ve HTPP (Yüksek dayanımlı polipropilen lifi)

**** Regresyon denkleminin çalıştırılmasında karışımla ilgili parametrelerin katsayıları "1", ilgisiz parametrelerin katsayılarına "0" girilmelidir. Örneğin PSH_{Enerji} için verilen regresyon denkleminde "YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE" karışımı katsayılar şu şekilde girilmelidir: S/B_0.23= 1, S/B_0.28= 0, S/B_0.31= 0, S/B_0.34= 0, YFC= 1, UK= 0, SA/Ç (%)_1.0= 0, SA/Ç (%)_1.8=1, SA/Ç (%)_3.8=0, PE=1, PVA=0, HTPP=0. Böylece regresyon denklemi şu şekilde yazılabilir: "PSH_{Enerji} = 65,0 + 24,4 *1 + 1,2 *0 - 19,9 *0 - 5,7 *0 - 4,4 *1 + 4,4 *0 + 55,5 *0 - 7,5 *1 - 48,1 *0 + 113,0 *1 - 43,3 *0 - 69,7 *0"

Tablo 12.6 PE lifli serinin ANOVA ile deney sonuçlarının istatistiksel değerlendirmesi

Bağımlı Parametreler	Bağımsız Parametreler	DF	**R**	Seq SS	Katkı payı (%)	Adj SS	Adj MS	F-Value	**P-Value**	**Önemlilik**	**Katkı payı (%)**	Regresyon Denklemi
Kırılma tokluğu, K_m (MPa*$m^{1/2}$)	S/B oranı	2		0,02773	94,1	0,0277	0,01387	69,33	**0,014**	E	**91**	**K_m (MPa*$m^{1/2}$)** = 0,41167 + 0,09333 S/B_0,19 - 0,02667 S/B_0,23 - 0,06667 S/B_0,28 + 0,01500 YFC - 0,01500 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,99**	0,00135	4,6	0,0014	0,00135	6,75	0,122	H	9	
	Hata	2		0,0004	1,4	0,0004	0,0002					
	Toplam	5		0,02948	100			76,08			100	
Matris Basınç Dayanımı (MPa)	S/B oranı	2		1230,15	90,7	1230,2	615,08	42,18	**0,023**	E	**86**	**Matris Basınç Day. (MPa)** = 104,42 + 16,70 S/B_0,19 + 1,56 S/B_0,23 - 18,27 S/B_0,28 + 4,01 YFC - 4,01 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,99**	96,5	7,1	96,5	96,5	6,62	0,124	H	14	
	Hata	2		29,16	2,2	29,16	14,58					
	Toplam	5		1355,82	100			48,8			100	
İlk çatlak dayanımı (MPa)	S/B oranı	2		0,3943	32,1	0,3943	0,1972	1,67	0,374	H	25	**İlk çatlak dayanımı (MPa)** = 2,070 + 0,245 S/B_0,19 + 0,109 S/B_0,23 - 0,354 S/B_0,28 + 0,316 YFC - 0,316 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,90**	0,5988	48,7	0,5988	0,5988	5,08	**0,153**	H	**75**	
	Hata	2		0,2357	19,2	0,2357	0,1179					
	Toplam	5		1,2288	100			6,75			100	
Çekme Dayanımı (MPa)	S/B oranı	2		2,115	15,6	2,115	1,058	0,81	0,554	H	11	**Çekme Dayanımı (MPa)** = 5,910 + 0,476 S/B_0,19 + 0,361 S/B_0,23 - 0,837 S/B_0,28 + 1,212 YFC - 1,212 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,90**	8,81	65,0	8,81	8,81	6,71	**0,122**	H	**89**	
	Hata	2		2,627	19,4	2,627	1,314					
	Toplam	5		13,552	100			7,52			100	
Çekme Şekil değişim kapasitesi (%)	S/B oranı	2		0,6534	2,8	0,6534	0,3267	0,04	0,961	H	5	**Çekme şekil değişim kapasitesi (%)** = 4,99 - 0,39 S/B_0,19 - 0,02 S/B_0,23 + 0,42 S/B_0,28 + 1,04 YFC - 1,04 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,56**	6,4872	28,1	6,4872	6,4872	0,81	**0,462**	H	**95**	
	Hata	2		15,944	69,1	15,944	7,972					
	Toplam	5		23,0847	100			0,85			100	
Tepe noktası tokluk (kJ/m^3)	S/B oranı	2		3884	4,6	3884	1942	0,08	0,923	H	5	**Tepe noktası tokluk (kJ/m^3)** = 236,3 - 6,8 S/B_0,19 + 34,0 S/B_0,23 - 27,2 S/B_0,28 + 76,4 YFC - 76,4 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,68**	35007	41,1	35007	35007	1,51	**0,344**	H	**95**	
	Hata	2		46255	54,3	46255	23127					
	Toplam	5		85146	100			1,59			100	
$PSH_{Dayanım}$	S/B oranı	2		0,03433	9,9	0,0343	0,01717	0,20	0,833	H	11	**$PSH_{Dayanım}$** = 2,976 + 0,036 S/B_0,19 - 0,105 S/B_0,23 + 0,069 S/B_0,28 + 0,153 YFC - 0,153 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,71**	0,14104	40,7	0,141	0,14104	1,64	**0,328**	H	**89**	
	Hata	2		0,17148	49,4	0,1715	0,08574					
	Toplam	5		0,34686	100			1,84			100	
PSH_{Enerji}	S/B oranı	2		7765	43,0	7765	3883	3,09	0,244	H	33	**PSH_{Enerji}** = 166,3 - 45,3 S/B_0,19 + 2,7 S/B_0,23 + 42,7 S/B_0,28 + 36,0 YFC - 36,0 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,93**	7776	43,1	7776	7776	6,19	**0,131**	H	**67**	
	Hata	2		2512	13,9	2512	1256					
	Toplam	5		18053	100			9,28			100	

Tablo 12.6 Devamı

Bağımlı Parametreler	Bağımsız Parametreler	DF	**R**	Seq SS	Katkı payı (%)	Adj SS	Adj MS	F-Value	**P-Value**	**Önemlilik**	**Katkı payı (%)**	Regresyon Denklemi
Çatlak sayısı	S/B oranı	2		58,82	11,4	58,82	29,41	0,50	0,664	H	8	**Çatlak sayısı** = 26,53 - 1,44 S/B_0,19 - 2,90 S/B_0,23 + 4,35 S/B_0,28 + 7,53 YFC - 7,53 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,88**	340	66,0	340	340	5,84	**0,137**	H	**92**	
	Hata	2		116,49	22,6	116,49	58,24					
	Toplam	5		515,31	100			6,34			100	
Çatlak genişliği (µm)	S/B oranı	2		359,1	3,2	359,1	179,6	0,04	0,966	H	24	**Çatlak genişliği (µm)** = 192,4 - 1,9 S/B_0,19 + 10,3 S/B_0,23 - 8,4 S/B_0,28 - 10,3 YFC + 10,3 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,30**	637,2	5,7	637,2	637,2	0,13	**0,756**	H	**76**	
	Hata	2		10104,6	91,0	10105	5052,3					
	Toplam	5		11100,9	100			0,17			100	
Çatlaklar arası mesafe (mm)	S/B oranı	2		0,6613	6,2	0,6613	0,3307	0,26	0,794	H	4	**Çatlaklar arası mesafe (mm)** = 4,288 - 0,177 S/B_0,19 + 0,465 S/B_0,23 - 0,288 S/B_0,28 - 1,112 YFC + 1,112 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,87**	7,4231	69,8	7,4231	7,4231	5,81	**0,138**	H	**96**	
	Hata	2		2,556	24,0	2,556	1,278					
	Toplam	5		10,6405	100			6,07			100	
Kompozit basınç dayanımı (MPa)	S/B oranı	2		785,07	89,5	785,07	392,53	24,35	**0,039**	H	**87**	**Kompozit Basınç Day. (MPa)** = 99,82 + 12,15 S/B_0,19 + 3,18 S/B_0,23 - 15,32 S/B_0,28 + 3,16 YFC - 3,16 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,98**	59,84	6,8	59,84	59,84	3,71	0,194	H	13	
	Hata	2		32,25	3,7	32,25	16,12					
	Toplam	5		877,15	100			28,06			100	

* DF: serbestlik derecesi (degree of freedom); R: Korelasyon katsayısı; SS: karelerin toplamı (sum of squares); MS: Ortalama kare (Mean square).

** Yazı stili kalın olan değerler en etkili faktörü gösterir. Kırmızı renk vurgulu değerler, %95 güven seviyesi için değerlerin istatistiksel olarak anlamsız olduğunu (p>0,05) belirtmektedirler.

*** S/B: Su/Bağlayıcı oranı, YFC: Yüksek fırın cürufu, UK, Uçucu kül, SA/Ç: Süperakış./Çimento, Lif türleri: PE (Polietilen lifi), PVA (Polivinil alkol lifi) ve HTPP (Yüksek dayanımlı polipropilen lifi)

Tablo 12.7 PVA-ECC deney sonuçlarının ANOVA ile istatistiksel değerlendirilmesi

Bağımlı Parametreler	Bağımsız Parametreler	DF	**R**	Seq SS	Katkı payı (%)	Adj SS	Adj MS	F-Value	**P-Value**	**Önemlilik**	**Katkı payı (%)**	Regresyon Denklemi
Kırılma tokluğu, K_m ($MPa*m^{1/2}$)	S/B oranı	3		0,01445	66,4	0,01445	0,00482	6,28	0,083	H	49	**K_m ($MPa*m^{1/2}$)** = 0,32750 + 0,0575 S/B_0,23 + 0,0175 S/B_0,28 - 0,0175 S/B_0,31 - 0,0575 S/B_0,34 + 0,02500 YFC - 0,02500 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,95**	0,005	23,0	0,005	0,005	6,52	0,084	H	**51**	
	Hata	3		0,0023	10,6	0,0023	0,00077					
	Toplam	7		0,02175	100			12,8			100	
Matris Basınç Dayanımı (MPa)	S/B oranı	3		2965,27	95,1	2965,27	988,42	35	**0,008**	E	**94**	**Matris Basınç Day. (MPa)** = 78,52 + 27,47 S/B_0,23 + 7,64 S/B_0,28 - 12,37 S/B_0,31 - 22,73 S/B_0,34 + 2,89 YFC - 2,89 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,99**	66,61	2,1	66,61	66,61	2,36	0,222	H	6	
	Hata	3		84,72	2,7	84,72	28,24					
	Toplam	7		3116,6	100			37,36			100	
İlk çatlak dayanımı (MPa)	S/B oranı	3		0,11312	94,6	0,11312	0,03771	24,64	**0,013**	E	**95**	**İlk çatlak dayanımı (MPa)** = 2,1059 + 0,1663 S/B_0,23 + 0,0498 S/B_0,28 - 0,0689 S/B_0,31 - 0,1472 S/B_0,34 - 0,0151 YFC + 0,0151 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,98**	0,00181	1,5	0,00181	0,00181	1,19	0,356	H	5	
	Hata	3		0,00459	3,8	0,00459	0,00153					
	Toplam	7		0,11952	100			25,83			100	
Çekme Dayanımı (MPa)	S/B oranı	3		0,6919	20,6	0,6919	0,23062	5,34	0,101	H	8	**Çekme Dayanımı (MPa)** = 3,9582 - 0,420 S/B_0,23 + 0,407 S/B_0,28 + 0,050 S/B_0,31 - 0,038 S/B_0,34 - 0,5635 YFC + 0,5635 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,98**	2,5402	75,6	2,5402	2,54022	58,81	**0,005**	E	**92**	
	Hata	3		0,1296	3,9	0,1296	0,04319					
	Toplam	7		3,3617	100			64,15			100	
Çekme Şekil değişim kapasitesi (%)	S/B oranı	3		3,10085	95,5	3,10085	1,03362	22,38	**0,015**	E	**99**	**Çekme şekil değişim kapasitesi (%)** = 1,6377 - 1,061 S/B_0,23 + 0,397 S/B_0,28 + 0,181 S/B_0,31 + 0,483 S/B_0,34 - 0,0317 YFC + 0,0317 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,98**	0,00803	0,3	0,00803	0,00803	0,17	0,705	H	1	
	Hata	3		0,13856	4,3	0,13856	0,04619					
	Toplam	7		3,24744	100			22,55			100	
Tepe noktası tokluk (kJ/m^3)	S/B oranı	3		5376	80,0	5376	1792	11,63	**0,037**	E	**67**	**Tepe noktası tokluk (kJ/m^3)** = 60,07 - 44,21 S/B_0,23 + 19,92 S/B_0,28 + 7,57 S/B_0,31 + 16,72 S/B_0,34 - 10,49 YFC + 10,49 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,96**	879,9	13,1	879,9	879,9	5,71	0,097	H	33	
	Hata	3		462,3	6,9	462,3	154,1					
	Toplam	7		6718,2	100			17,34			100	
$PSH_{Dayanım}$	S/B oranı	3		0,28588	33,9	0,28588	0,09529	20,46	0,017	E	15	**$PSH_{Dayanım}$** = 1,9243 - 0,3212 S/B_0,23 + 0,1396 S/B_0,28 + 0,0472 S/B_0,31 + 0,1344 S/B_0,34 - 0,2605 YFC + 0,2605 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,99**	0,54305	64,4	0,54305	0,54305	116,58	**0,002**	E	**85**	
	Hata	3		0,01397	1,7	0,01397	0,00466					
	Toplam	7		0,8429	100			137,04			100	
PSH_{Enerji}	S/B oranı	3		2757,36	93,3	2757,36	919,12	75,55	**0,003**	E	**85**	**PSH_{Enerji}** = 48,54 - 24,54 S/B_0,23 - 7,24 S/B_0,28 + 5,41 S/B_0,31 + 26,36 S/B_0,34 - 4,49 YFC + 4,49 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,99**	160,99	5,5	160,99	160,99	13,23	0,036	E	15	
	Hata	3		36,5	1,2	36,5	12,17					
	Toplam	7		2954,84	100			88,78			100	

Tablo 12.7 Devamı

Bağımlı Parametreler	Bağımsız Parametreler	DF	**R**	Seq SS	Katkı payı (%)	Adj SS	Adj MS	F-Value	**P-Value**	**Önemlilik**	**Katkı payı (%)**	Regresyon Denklemi
Çatlak sayısı	S/B oranı	3		277,51	66,3	277,51	92,5	4,23	**0,133**	H	**55**	**Çatlak sayısı** = 16,02 - 9,55 S/B_0,23 - 0,05 S/B_0,28 + 3,96 S/B_0,31 + 5,64 S/B_0,34 - 3,08 YFC + 3,08 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,92**	75,85	18,1	75,85	75,85	3,47	0,159	H	45	
	Hata	3		65,55	15,7	65,55	21,85					
	Toplam	7		418,91	100			7,7			100	
Çatlak genişliği (µm)	S/B oranı	3		1693,6	46,7	1693,6	564,5	2,66	0,221	H	30	**Çatlak genişliği (µm)** = 100,32 - 18,22 S/B_0,23 + 22,48 S/B_0,28 - 1,96 S/B_0,31 - 2,30 S/B_0,34 + 12,73 YFC - 12,73 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,91**	1296,4	35,8	1296,4	1296,4	6,12	**0,09**	H	**70**	
	Hata	3		635,8	17,5	635,8	211,9					
	Toplam	7		3625,8	100			8,78			100	
Çatlaklar arası mesafe (mm)	S/B oranı	3		184,534	88,6	184,534	61,511	9,1	**0,051**	H	**95**	**Çatlaklar arası mesafe (mm)** = 8,998 + 8,31 S/B_0,23 - 2,35 S/B_0,28 - 3,01 S/B_0,31 - 2,95 S/B_0,34 + 0,661 YFC - 0,661 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,95**	3,494	1,7	3,494	3,494	0,52	0,524	H	5	
	Hata	3		20,28	9,7	20,28	6,76					
	Toplam	7		208,308	100			9,62			100	
Kompozit basınç dayanımı (MPa)	S/B oranı	3		2154,55	96,0	2154,55	718,185	26,28	**0,012**	E	**99**	**Kompozit Basınç Day. (MPa)** = 71,45 + 23,06 S/B_0,23 + 7,05 S/B_0,28 - 10,45 S/B_0,31 - 19,67 S/B_0,34 + 0,95 YFC - 0,95 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,98**	7,28	0,3	7,28	7,276	0,27	0,642	H	1	
	Hata	3		82	3,7	82	27,332					
	Toplam	7		2243,82	100			26,55			100	

* DF: serbestlik derecesi (degree of freedom); R: Korelasyon katsayısı; SS: karelerin toplamı (sum of squares); MS: Ortalama kare (Mean square).

** Yazı stili kalın olan değerler en etkili faktörü gösterir. Kırmızı renk vurgulu değerler, %95 güven seviyesi için değerlerin istatistiksel olarak anlamsız olduğunu (p>0,05) belirtmektedirler.

*** S/B: Su/Bağlayıcı oranı, YFC: Yüksek fırın cürufu, UK, Uçucu kül, SA/Ç: Süperakış./Çimento, Lif türleri: PE (Polietilen lifi), PVA (Polivinil alkol lifi) ve HTPP (Yüksek dayanımlı polipropilen lifi)

Tablo 12.8 HTPP-ECC deney sonuçlarının ANOVA ile istatistiksel değerlendirilmesi

Bağımlı Parametreler	Bağımsız Parametreler	DF	**R**	Seq SS	Katkı payı (%)	Adj SS	Adj MS	F-Value	**P-Value**	**Önemlilik**	**Katkı payı (%)**	Regresyon Denklemi
Kırılma tokluğu, K_m ($MPa*m^{1/2}$)	S/B oranı	2	**0,98**	0,00833	39,5	0,00833	0,00417	10,6	0,086	H	26	**K_m ($MPa*m^{1/2}$)** = 0,26394 + 0,0423 S/B_0,31 + 0,0061 S/B_0,34 - 0,0484 S/B_0,37 + 0,04466 YFC - 0,04466 UK
	Mineral katkı türü	1		0,01197	56,8	0,01197	0,01197	30,43	**0,031**	E	**74**	
	Hata	2		0,00079	3,7	0,00079	0,00039					
	Toplam	5		0,02109	100			41,03			100	
Matris Basınç Dayanımı (MPa)	S/B oranı	2	**0,88**	176,79	57,8	176,79	88,4	2,65	0,274	H	**59**	**Matris Basınç Day. (MPa)** = 58,56 + 7,59 S/B_0,31 - 2,77 S/B_0,34 - 4,81 S/B_0,37 + 3,22 YFC - 3,22 UK
	Mineral katkı türü	1		62,4	20,4	62,4	62,4	1,87	0,305	H	41	
	Hata	2		66,71	21,8	66,71	33,36					
	Toplam	5		305,9	100			4,52			100	
İlk çatlak dayanımı (MPa)	S/B oranı	2	**0,98**	0,05859	78,0	0,05859	0,0293	15,94	0,059	H	**70**	**İlk çatlak dayanımı (MPa)** = 1,3859 + 0,1284 S/B_0,31 - 0,0164 S/B_0,34 - 0,1120 S/B_0,37 + 0,0463 YFC - 0,0463 UK
	Mineral katkı türü	1		0,01286	17,1	0,01286	0,01286	6,99	0,118	H	30	
	Hata	2		0,00368	4,9	0,00368	0,00184					
	Toplam	5		0,07512	100			22,93			100	
Çekme Dayanımı (MPa)	S/B oranı	2	**0,96**	0,07061	19,0	0,07061	0,0353	2,20	0,313	H	12	**Çekme Dayanımı (MPa)** = 2,2517 + 0,0880 S/B_0,31 + 0,0648 S/B_0,34 - 0,1528 S/B_0,37 + 0,2119 YFC - 0,2119 UK
	Mineral katkı türü	1		0,26941	72,4	0,26941	0,26941	16,77	0,055	H	**88**	
	Hata	2		0,03213	8,6	0,03213	0,01606					
	Toplam	5		0,37214	100			18,97			100	
Çekme Şekil değişim kapasitesi (%)	S/B oranı	2	**0,86**	0,04912	0,8	0,04912	0,02456	0,03	0,970	H	1	**Çekme şekil değişim kapasitesi (%)** = 2,119 - 0,108 S/B_0,31 + 0,114 S/B_0,34 - 0,006 S/B_0,37 + 0,874 YFC - 0,874 UK
	Mineral katkı türü	1		4,58341	73,8	4,58341	4,58341	5,8	0,138	H	**99**	
	Hata	2		1,57982	25,4	1,57982	0,78991					
	Toplam	5		6,21235	100			5,83			100	
Tepe noktası tokluk (kJ/m^3)	S/B oranı	2	**0,91**	44,5	1,3	44,5	22,25	0,08	0,925	H	1	**Tepe noktası tokluk (kJ/m^3)** = 45,25 - 2,75 S/B_0,31 + 3,71 S/B_0,34 - 0,96 S/B_0,37 + 21,48 YFC - 21,48 UK
	Mineral katkı türü	1		2767,55	82,3	2767,55	2767,55	10,01	0,087	H	**99**	
	Hata	2		552,79	16,4	552,79	276,39					
	Toplam	5		3364,84	100			10,09			100	
$PSH_{Dayanım}$	S/B oranı	2	**0,97**	0,01715	19,0	0,01715	0,00857	3,45	0,225	H	11	**$PSH_{Dayanım}$** = 1,6486 - 0,0723 S/B_0,31 + 0,0553 S/B_0,34 + 0,0170 S/B_0,37 + 0,1066 YFC - 0,1066 UK
	Mineral katkı türü	1		0,06813	75,5	0,06813	0,06813	27,44	**0,035**	E	**89**	
	Hata	2		0,00497	5,5	0,00497	0,00248					
	Toplam	5		0,09025	100			30,89			100	
PSH_{Enerji}	S/B oranı	2	**0,62**	448,76	37,1	448,76	224,38	0,61	0,622	H	**90**	**PSH_{Enerji}** = 43,72 - 9,5 S/B_0,31 - 1,9 S/B_0,34 + 11,4 S/B_0,37 + 2,01 YFC - 2,01 UK
	Mineral katkı türü	1		24,21	2,0	24,21	24,21	0,07	0,822	E	10	
	Hata	2		737,95	60,9	737,95	368,98					
	Toplam	5		1210,93	100			0,68			100	

Tablo 12.8 Devamı

Bağımlı Parametreler	Bağımsız Parametreler	DF	**R**	Seq SS	Katkı payı (%)	Adj SS	Adj MS	F-Value	**P-Value**	**Önemlilik**	**Katkı payı (%)**	Regresyon Denklemi
Çatlak sayısı	S/B oranı	2		13	22,6	13	6,5	1,86	0,350	H	15	**Çatlak sayısı** = 10,500 - 0,50 S/B_0,31 + 2,00 S/B_0,34 - 1,50 S/B_0,37 + 2,500 YFC - 2,500 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,94**	37,5	65,2	37,5	37,5	10,71	**0,082**	H	**85**	
	Hata	2		7	12,2	7	3,5					
	Toplam	5		57,5	100			12,57			100	
Çatlak genişliği (µm)	S/B oranı	2		176,3	1,7	176,3	88,17	0,3	0,772	H	1	**Çatlak genişliği (µm)** = 141,83 + 7,67 S/B_0,31 - 3,83 S/B_0,34 - 3,83 S/B_0,37 + 40,50 YFC - 40,50 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,97**	9841,5	92,7	9841,5	9841,5	32,97	**0,029**	E	**99**	
	Hata	2		597	5,6	597	298,5					
	Toplam	5		10614,8	100			33,27			100	
Çatlaklar arası mesafe (mm)	S/B oranı	2		36,39	27,6	36,39	18,19	1,12	0,473	H	23	**Çatlaklar arası mesafe (mm)** = 11,30 - 0,85 S/B_0,31 - 2,50 S/B_0,34 + 3,35 S/B_0,37 - 3,23 YFC + 3,23 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,87**	62,73	47,6	62,73	62,73	3,85	**0,189**	H	**77**	
	Hata	2		32,6	24,8	32,6	16,3					
	Toplam	5		131,72	100			4,97			100	
Kompozit basınç dayanımı (MPa)	S/B oranı	2		207,21	42,4	207,21	103,6	3,54	0,220	H	32	**Kompozit Basınç Day. (MPa)** = 35,34 + 8,02 S/B_0,31 - 2,12 S/B_0,34 - 5,90 S/B_0,37 + 6,10 YFC - 6,10 UK
	Mineral katkı türü	1	**0,94**	223,11	45,6	223,11	223,11	7,62	**0,110**	H	**68**	
	Hata	2		58,53	12,0	58,53	29,26					
	Toplam	5		488,85	100			11,16			100	

* DF: serbestlik derecesi (degree of freedom); R: Korelasyon katsayısı; SS: karelerin toplamı (sum of squares); MS: Ortalama kare (Mean square).

** Yazı stili kalın olan değerler en etkili faktörü gösterir. Kırmızı renk vurgulu değerler, %95 güven seviyesi için değerlerin istatistiksel olarak anlamsız olduğunu (p>0,05) belirtmektedirler.

*** S/B: Su/Bağlayıcı oranı, YFC: Yüksek fırın cürufu, UK, Uçucu kül, SA/Ç: Süperakış./Çimento, Lif türleri: PE (Polietilen lifi), PVA (Polivinil alkol lifi) ve HTPP (Yüksek dayanımlı polipropilen lifi)

12.8 ANOVA Sonuçları Genel Değerlendirme

Tablo 12.5'deki veriler lif etkisinin de dikkate alındığı sonuçlardır ve PE, PVA ve HTPP lifli kompozit/matris karışımları için genel ANOVA sonuçlarını gösterir. Her lif türü için ayrı ayrı elde edilen ANOVA sonuçları sırasıyla Tablo 12.6, 12.7 ve 12.8'de verilmiştir. Tüm sonuçlara ait katkı payları Tablo 12.9'da özetlenmiştir.

1. Analiz sonuçlarına göre; eşik kayma gerilmesi ve viskozite için süperakış./çimento oranları %60 oranında en etkili parametredir. S/B oranı her ikisi için en etkili ikinci parametre iken, mineral katkı türünün viskozite için istatistiksel olarak anlamsız olduğu söylenebilir. Kırılma tokluğu (K_m) sonuçları üzerinde baskın bağımsız parametre genel olarak mineral katkı türüdür. Ancak 2. Analiz'de S/B oranı en baskın parametredir. Matris basınç dayanımında bütün analizlerde en yüksek katkı payı S/B oranına aittir. İlk çatlak dayanımı için lif türünün de dikkate alındığı 1. Analizde en yüksek katkı lif türü iken, PE lifli karışım için yapılan analizde (2. Analiz) mineral katkı türü, PVA ve HTPP lifli karışımlar (3. ve 4. Analiz) için yapılan analizde S/B oranının baskın parametre olduğu tespit edilmiştir. Anlaşılacağı üzere ilk çatlak dayanımına etki eden parametre değişkenlik göstermektedir.

Çekme deneyinden elde edilen özelliklerin istatistiksel değerlendirmesinde, lif türünün dikkate alınması durumunda (1. Analiz) baskın faktör lif türüdür. Ancak lif türünün etkinliği dikkate alınmazsa (2. 3. ve 4. Analiz), diğer bir değişle her bir lif türüne ait ECC'ler için kendi içerisinde gerçekleştirilen analiz sonuçlarında belirgin eğilim görülmemekte ve lif türüne göre farklı faktör daha etkili olabilmektedir. Örneğin 3 farklı lif türünde mineral katkı türü, S/B oranına kıyasla çekme dayanımı sonuçlarında daha etkilidir. Ancak çekme şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluk sonuçları üzerinde PE ve HTPP lifli kompozitlerde mineral katkı türü daha etkili iken, PVA lifli kompozitlerde S/B oranının katkısı daha yüksektir. $PSH_{Dayanım}$ sonuçlarına 3 farklı lifli ECC'lerde de mineral katkı türü daha etkili olurken, PSH_{Enerji} için S/B oranı daha baskın faktördür. Çatlak sayısı ve çatlaklar arası mesafe sonuçlarında PE ve HTPP lifli ECC'lerde mineral katkı türü baskın faktör olurken, PVA lifli ECC'de S/B oranı baskın faktördür.

Tablo 12.9 ANOVA ile deney sonuçlarının genel değerlendirmesi

Bağımlı Parametreler	Bağımsız Parametreler	**1. Analiz : 16 karışımlı analiz**			**2. Analiz : PE lifli karışımların analizi**			**3. Analiz : PVA lifli karışımların analizi**			**4. Analiz : HTPP lifli karışımların analizi**		
		R	P-Value	Katkı payı (%)	R	P-Value	Katkı payı (%)	R	P-Value	Katkı payı (%)	R	P-Value	Katkı payı (%)
Eşik kayma gerilmesi (Pa)	Su/Bağlayıcı oranı	0.995	0.0000069	19	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Mineral katkı türü		0.0000326	23	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Süperakış./Çimento (%)		**0.0000001**	**57**	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Toplam			100	-	-	-	-	-	-	-	-	-
Viskozite (Pa.s)	Su/Bağlayıcı oranı	0.999	0.000000004	36	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Mineral katkı türü		0.000294582	4	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Süperakış./Çimento (%)		**0.000000001**	**59**	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Toplam			100	-	-	-	-	-	-	-	-	-
Kırılma tokluğu, K_m (MPa*$m^{1/2}$)	Su/Bağlayıcı oranı	0.990	0.001011	8	0.993	**0.014**	**91**	0.946	0.083	49	0.981	0.086	26
	Mineral katkı türü		**0.000001**	**80**		0.122	9		**0.084**	**51**		**0.031**	**74**
	Süperakış./Çimento (%)		0.000551	12	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Toplam			100			100			100			100
Matris Basınç Dayanımı (MPa)	Su/Bağlayıcı oranı	0.991	**0.00001**	**88**	0.989	**0.023**	**86**	0.986	**0.008**	**94**	0.884	0.274	**59**
	Mineral katkı türü		0.10606	7		0.124	14		0.222	6		0.305	41
	Süperakış./Çimento (%)		0.13395	5	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Toplam			100			100			100			100
İlk çatlak dayanımı (MPa)	Su/Bağlayıcı oranı	0.922	0.254	14	0.899	0.374	25	0.981	**0.013**	**95**	0.975	0.059	**70**
	Mineral katkı türü		0.912	0		**0.153**	**75**		0.356	5		0.118	30
	Süperakış./Çimento (%)		0.212	16	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Lif türü		**0.012**	**71**	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Toplam			100			100			100			100
Çekme Dayanımı (MPa)	Su/Bağlayıcı oranı	0.835	0.811	6	0.898	0.554	11	0.981	0.101	8	0.956	0.313	12
	Mineral katkı türü		0.654	4		**0.122**	**89**		**0.005**	**92**		**0.055**	**88**
	Süperakış./Çimento (%)		0.416	20	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Lif türü		**0.091**	**69**	-	-	-	-	-	-	-		
	Toplam			100			100			100			100

Tablo 12.9 Devamı

Bağımlı Parametreler	Bağımsız Parametreler	1. Analiz : 16 karışımlı analiz			2. Analiz : PE lifli karışımların analizi			3. Analiz : PVA lifli karışımların analizi			4. Analiz : HTPP lifli karışımların analizi		
		R	P-Value	Katkı payı (%)	R	P-Value	Katkı payı (%)	R	P-Value	Katkı payı (%)	R	P-Value	Katkı payı (%)
Çekme Şekil değişim kapasitesi (%)	Su/Bağlayıcı oranı	0.902	0.907	2	0.556	0.961	5	0.978	**0.015**	**99**	0.864	0.97	1
	Mineral katkı türü		0.631	2		**0.462**	**95**		0.705	1		**0.138**	**99**
	Süperakış./Çimento (%)		0.402	9	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Lif türü		**0.010**	**87**	-	-	-	-	-	-	-		
	Toplam			100			100			100			100
Tepe noktası tokluk (kJ/m^3)	Su/Bağlayıcı oranı	0.857	0.695	7	0.676	0.923	5	0.965	**0.037**	**67**	0.914	0.925	1
	Mineral katkı türü		0.998	0		**0.344**	**95**		0.097	33		**0.087**	**99**
	Süperakış./Çimento (%)		0.301	20	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Lif türü		**0.042**	**73**	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Toplam			100			100			100			100
$PSH_{Dayanım}$	Su/Bağlayıcı oranı	0.914	0.962	1	0.711	0.833	11	0.992	0.017	15	0.972	0.225	11
	Mineral katkı türü		0.496	4		**0.328**	**89**		**0.002**	**85**		**0.035**	**89**
	Süperakış./Çimento (%)		0.803	2	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Lif türü		**0.006**	**93**	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Toplam			100			100			100			100
PSH_{Enerji}	Su/Bağlayıcı oranı	0.956	0.822	1	0.928	0.244	33	0.994	**0.003**	**85**	0.625	0.622	**90**
	Mineral katkı türü		0.697	1		**0.131**	**67**		0.036	15		0.822	10
	Süperakış./Çimento (%)		0.281	5	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Lif türü		**0.001**	**93**	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Toplam			100			100			100			100
Çatlak sayısı	Su/Bağlayıcı oranı	0.869	0.887	2	0.880	0.664	8	0.918	**0.133**	**55**	0.937	0.35	15
	Mineral katkı türü		0.449	7		**0.137**	**92**		0.159	45		**0.082**	**85**
	Süperakış./Çimento (%)		0.212	21	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Lif türü		**0.024**	**70**	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Toplam			100			100			100			100

Tablo 12.9 Devamı

Bağımlı Parametreler	Bağımsız Parametreler	1. Analiz : 16 karışımlı analiz			2. Analiz : PE lifli karışımların analizi			3. Analiz : PVA lifli karışımların analizi			4. Analiz : HTPP lifli karışımların analizi		
		R	P-Value	Katkı payı (%)	R	P-Value	Katkı payı (%)	R	P-Value	Katkı payı (%)	R	P-Value	Katkı payı (%)
Çatlak genişliği (µm)	Su/Bağlayıcı oranı	0.950	0.439	3	0.299	0.966	24	0.908	0.221	30	0.971	0.772	1
	Mineral katkı türü		0.009	35		**0.756**	**76**		**0.09**	**70**		**0.029**	**99**
	Süperakış./Çimento (%)		0.187	6	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Lif türü		**0.001**	**57**	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Toplam			100			100			100			100
Çatlaklar arası mesafe (mm)	Su/Bağlayıcı oranı	0.853	0.796	5	0.872	0.794	4	0.950	**0.051**	**95**	0.867	0.473	23
	Mineral katkı türü		0.902	0		**0.138**	**96**		0.524	5		**0.189**	**77**
	Süperakış./Çimento (%)		0.68	6	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Lif türü		**0.031**	**89**	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Toplam			100			100			100			100
Kompozit basınç dayanımı (MPa)	Su/Bağlayıcı oranı	0.995	0.001	38	0.981	**0.039**	**87**	0.982	**0.012**	**99**	0.938	0.22	32
	Mineral katkı türü		0.101	6		0.194	13		0.642	1		**0.11**	**68**
	Süperakış./Çimento (%)		0.188	4	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Lif türü		**0.000**	**52**	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Toplam			100			100			100			100

* Yazı stili kalın olan değerler en etkili faktörü gösterir. Kırmızı renk vurgulu değerler, %95 güven seviyesi için değerlerin istatistiksel olarak anlamsız olduğunu (p>0.05) belirtmektedirler.

Tüm lifli kompozitlerde çatlak genişliği üzerinde baskın faktörün mineral katkı türü olduğu belirlenmiştir. Kompozit basınç dayanımı açısından baskın faktör HTPP lifli ECC'de mineral katkı türü iken, PE ve PVA lifli ECC'lerde S/B oranı olarak tespit edilmiştir.

Tablo 12.5, 12.6, 12.7 ve 12.8'deki korelasyon katsayıları (R) 0,80'den büyüktür (Tablo 12.5, 12.6 ve 12.7'deki bazı istisna durumlar hariç). Çoğu bağımlı ve bağımsız parametrelerin yüksek korelasyon katsayısı göstermiştir. Bunun anlamı, burada ölçülen değerlerin en az %95'inin önerilen modeller için açıklanabileceğidir (Svermova ve diğer., 2003).

12.9 Sonuçlar

Bu bölümde ECC matrislerinin reolojik özellikleri ve ECC'nin çekme etkisinde elde edilen özellikleri ANOVA ile analiz edilmiştir. Bu analiz, bağımsız parametrelerin (Su/Bağlayıcı oranı, Mineral katkı türü, Süperakışkanlaştırıcı/Çimento oranı ve Lif türü) ECC'nin reolojik özellikleri ve mekanik özellikleri (bağımlı parametreler) üzerindeki etkilerinin istatistiksel olarak önemini belirlemek amacıyla yapılmıştır. Bu bölümdeki tüm ANOVA analizleriyle tüm bağımsız parametreler α=0,05 düzeyinde (p değeri <0,05) anlamlı olma koşulu ile bağımsız parametrelerin, bağımlı parametreler üzerindeki katkıları (yüzde cinsinden) belirlenmiştir.

Sonuçlarda %95 güven seviyesinde (p değeri <0,05) bağımsız parametrelerin bağımlı parametreler üzerindeki etkilerinin hangi durumlarda anlamlı olduğu tespit edilmiştir. Bağımsız parametrelerin bağımlı parametrelere katkı payları sonuçları aşağıdaki gibi özetlenebilir:

1) ANOVA sonuçları taze halde en büyük katkı payına sahip parametrenin süperakış./çimento oranı iken, ikinci etkili parametrenin S/B oranı olduğunu göstermiştir.

2) Matris basınç dayanımı için katkı payı en yüksek faktör bütün analizlerde (lif türünün etkisi olsa da olmasa da) S/B oranıdır. Ayrıca lif türü etkisinin dikkate alınmadığı kompozit basınç dayanımı sonuçlarında da katkı payı en yüksek parametre S/B oranıdır.

3) İlk çatlak dayanımının, bilinenin aksine S/B oranı ve mineral katkı türünden ziyade lif türünden daha yüksek oranda etkilendiği tespit edilmiştir. Bunun olası nedenlerinin, liflerin fiziksel özellikleri ve kullanım dozajlarındaki farklılıklardan kaynaklandığı düşünülmektedir.

4) Farklı lif türlerinin sonuçlar üzerinndeki katkı paylarının incelendiği analizde, çekme deneyi sonuçlarının tümünde en etkili parametre lif türü olarak belirlenmiştir.

5) Her bir lif türünün kendi içerisinde yapılan analizlerde, çekme deneyi sonuçlarına göre bağımlı parametreler üzerindeki en etkili bağımsız parametre türü değişkenlik göstermektedir. Ancak genel olarak PE ve HTPP lifli kompozitlerin daha çok mineral katkı türü baskın parametre iken, PVA lifli kompozitler de S/B oranı daha baskındır.

6) S/B oranı, mineral katkı türü, süperakış./çimento ve lif türünün bağımsız parametre kabul edilerek yapılan ANOVA sonuçlarına göre, korelasyon katsayıları (R), 0,84 ve üzeri gibi yüksek değerlere sahiptir. Bu sonuç, bağımlı parametrelerin en az %95'inin önerilen modeller için açıklanabileceğini ifade etmektedir.

7) Her bir lif türünün kendi içerisindeki sonuçlar için gerçekleştirilen ANOVA sonuçlarına göre elde edilen korelasyon katsayıları büyükten küçüğe göre sırasıyla PVA ($R > 92$), HTPP ($R=0,63$ hariç, $R > 86$) ve PE ($R=0,30$ hariç, $R > 55$)'dir. İstatistiksel olarak en anlamlı sonuçlar PVA lifli kompozitlerde olduğu belirlenmiştir.

BÖLÜM ON ÜÇ

MALİYET, KARBON AYAK İZİ VE ENERJİ BAKIMINDAN GENEL DEĞERLENDİRME

ECC'lerin yüksek çekme şekil değişim kapasitesi ve üstün dayanıklılık özelliklerinin yanısıra geniş bir uygulanabilirlik alanı kazanması adına, sürdürülebilirlik ve çevresel etki özelliklerinin araştırılması gerekmektedir.

Çevresel etkiyi ölçmek için Öncelikli Sürdürülebilirlik Göstergeleri (Material Sustainability Indicators (MSIs)) kullanılır. MSI'ler, üretim sürecindeki enerji ve malzeme akışına göre hesaplanır ve enerji tüketimi, atık ve kirletici salınımları olarak ifade edilir (Li, Lepech ve Wang, 2004). Bu tez kapsamında iki ana MSI olan Gömülü Enerji (embodied energy) ve Karbon Dioksit (CO_2) Emisyonu (karbon ayak izi) göstergelerinin kullanımı benimsenmiştir.

ECC'de kaba agrega kullanılmaması yüksek çimento içeriğine ihtiyaç duyulmasına ve bu da maliyet artışına, yüksek çevre kirliliğine ve sürdürülemezlik sorunlarına neden olmaktadır (Yang ve diğer., 2007). Bu sorunları çözmek için çalışma kapsamındaki kompozitlerin matris fazlarında en yaygın kullanılan mineral katkılardan UK ve YFC yüksek oranda kullanılmıştır (ağırlıkça çimentonun 2.5 katı). Ayrıca, farklı S/B oranlarında ve farklı lif türleri ile kompozitler üretilerek bu parametrelerin maliyet, karbon ayak izi ve gömülü enerji değerleri üzerindeki etkileri de incelenmiştir. Elde edilen sonuçlardan; maliyet/performans, karbon ayak izi/performans ve gömülü enerji/performans analizleri gerçekleştirilmiştir. Kompozitler için hesaplanan maliyet, karbon ayak izi ve gömülü enerji değerleri modern inşaat sektöründe en çok kullanılan C30/37 geleneksel beton sınıfı ve ECC literatüründe yaygın olarak bilinen PVA-ECC (M45) ile karşılaştırılmıştır. Hesaplamalarda kullanılan sayısal veriler her bir malzeme için Tablo 13.1'de verilmiştir.

Tablo 13.1 ECC bileşenlerinin malzeme maliyeti, karbon ayak izi ve gömülü enerji

Karışım Malzemeleri	Maliyet ($/Kg)	CO_2 salınımı (Kg/Kg)	Gömülü enerji (MJ/Kg)
Portland çimentosu	0,044	0,93 [a]	5,50 [e]
YFC	0,026	0,04 [b]	0,29 [f]
UK	0,012	0,027 [b]	0,10 [a]
Su	0,001	0,001 [a]	0,01 [a]
Süper akışkanlaştırıcı*	1,770	0,60 [c]	11,47 [a]
PE *	47,650	10,60 [d]	45,00 [d]
PVA *	13,306	1,71 [c]	101,00 [e]
HTPP *	5,000	3,10 [e]	77,24 [e]

*İthal ürünler

[a] Jing Yu, Lu, Leung ve Li (2017)

[b] Zhang ve diğer., (2021)

[c] Jing Yu, Yao, ve diğer., (2018)

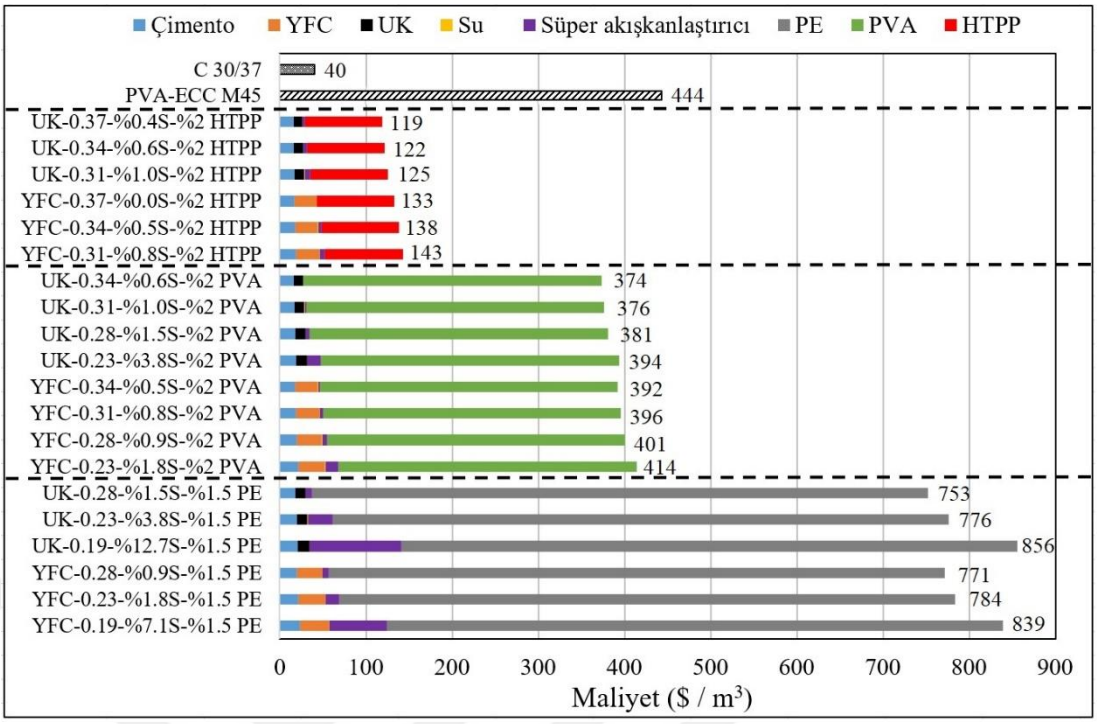
[d] Dyneema (2021)

[e] Zhu ve diğer., (2020)

[f] Zhao, Qiu, Xing ve Sun (2020)

13.1 Kompozitlerin Üretim Maliyetleri Ve Maliyet/Performans Analizlerinin Değerlendirilmesi

Bu çalışmada incelenen ECC karışımları, literatürde ECC sınıfında yaygın olarak bilinen PVA-ECC M45 karışımı ve geleneksel inşaat teknolojisinde yaygın olarak kullanılan C30/37 beton karışımlarının 1 m^3 için maliyetleri Şekil 13.1'de sunulmuştur. Maliyet hesaplamalarında, yerli üretim için yapı marketlerinden alınan Tablo 13.1'deki birim fiyatlar kullanılmıştır. Söz konusu fiyatlara KDV dahil olup, nakliye/kargo ücretleri dahil edilmemiştir. Ayrıca bu fiyatlar 2022 yılı şubat ayı için geçerlidir.



Şekil 13.1 ECC'lerin maliyetleri

Şekil 13.1'den görüleceği üzere, ECC karışımları geleneksel C 30/37 betonundan çok daha yüksek maliyetlere sahiptir. C30/37 betona kıyasla çalışma kapsamında üretilen HTPP-ECC'ler 3,0-3,5, PVA-ECC'ler 9,2-10,2 ve PE-ECC'ler 18,6-20,7 kat daha maliyetli olabileceği tespit edilmiştir. ECC'leri geleneksel betondan bu kadar maliyetli yapan ana etmenin lif maliyeti olduğu Şekil 13.1'den açıkça görülebilmektedir. Toplam ECC maliyetlerine lif maliyetlerinin katkısı; HTPP lifi için %63-75, PVA lifi için %84-93 (PVA-ECC M45 karışımın maliyetinin %80'i PVA liflerin oluşturduğu bildirilmiştir (Jing Yu ve Leung, 2017)) ve PE için %84-95 mertebelerindedir. Bu sonuç ECC'de lif maliyetlerinin etkisini açıkça ortaya koyması bakımından oldukça önemlidir. Ayrıca PE-ECC'lerin maliyet artışında etkili olan ikinci faktör, düşük S/B oranlarında ihtiyaç nedeniyle yüksek oranda kullanılan süperakışkanlaştırıcıdır. Örneğin Şekil 13.1'deki "UK-0.19-%12.7S-%1.5 PE" kodlu kompozitin toplam maliyetinin %12,4'ünü süperakışkanlaştırıcı katkı maddesi oluşturmaktadır.

Çalışma kapsamında incelenen PVA-ECC'ler, literatürdeki PVA-ECC M45'den daha düşük maliyete sahiptir (Şekil 13.1). Lif oranları aynı olmasına rağmen bu farkın

temel nedeni, mineral katkı/çimento oranı PVA-ECC M45'de 1,2 iken, bu çalışmadaki PVA-ECC'ler 2,5 olmasıdır. Mineral katkıların çimentodan daha düşük maliyete sahip olduğu Tablo 13.1'den açıkça görülmektedir. Ayrıca mineral katkılardan UK, YFC'ye kıyasla daha düşük maliyete sahip olduğundan (sırasıyla 0,012 ve 0,026 $/Kg), UK içeren ECC'ler, YFC içeren ECC'lere kıyasla daha düşük maliyete sahiptir.

Üretilen ECC'lerin 1 m^3 maliyetleri dikkate alındığında, HTPP-ECC, PVA-ECC ve PE-ECC'ler arasında sırasıyla 1, 2,6-3,5 ve 5,3-7,0 oranların olduğu belirlenmiştir. Tosun-Felekoğlu ve diğer., (2017) tarafından gerçekleştirilen çalışmada, PVA lifi yerine HTPP lif kullanılmasının ECC maliyetini neredeyse yarıya indirdiği rapor edilmiştir. Şekil 13.1'deki aynı matris karışımlara sahip PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin maliyetleri kıyaslandığında, söz konusu azalma oranının bir miktar daha yüksek olduğu görülmektedir (2,6-3,3 aralığında). Bu durumun temel nedeni PVA ve HTPP liflerinin güncel fiyat oranları (Türkiye'deki) arasındaki 2,6 katlık maliyet farkıdır (sırasıyla 13,3 ve 5,0 $/Kg).

Bazı uygulamalarda ihtiyaç duyulan performans (örneğin gerekli şekil değişim kapasitesi) belirlidir. Bu nedenle, gereksinimi en düşük maliyetle karşılayabilen en uygun maliyetli ECC (veya lif kombinasyonu) seçilmelidir (Yu, Yao, ve diğer., 2018). Bu açıdan düşünüldüğünde, ihtiyaç duyulan performası sağlaması şartıyla en uygun maliyetli ECC'nin seçilmesine olanak vermesi açısından Şekil 13.1 oldukça önemlidir.

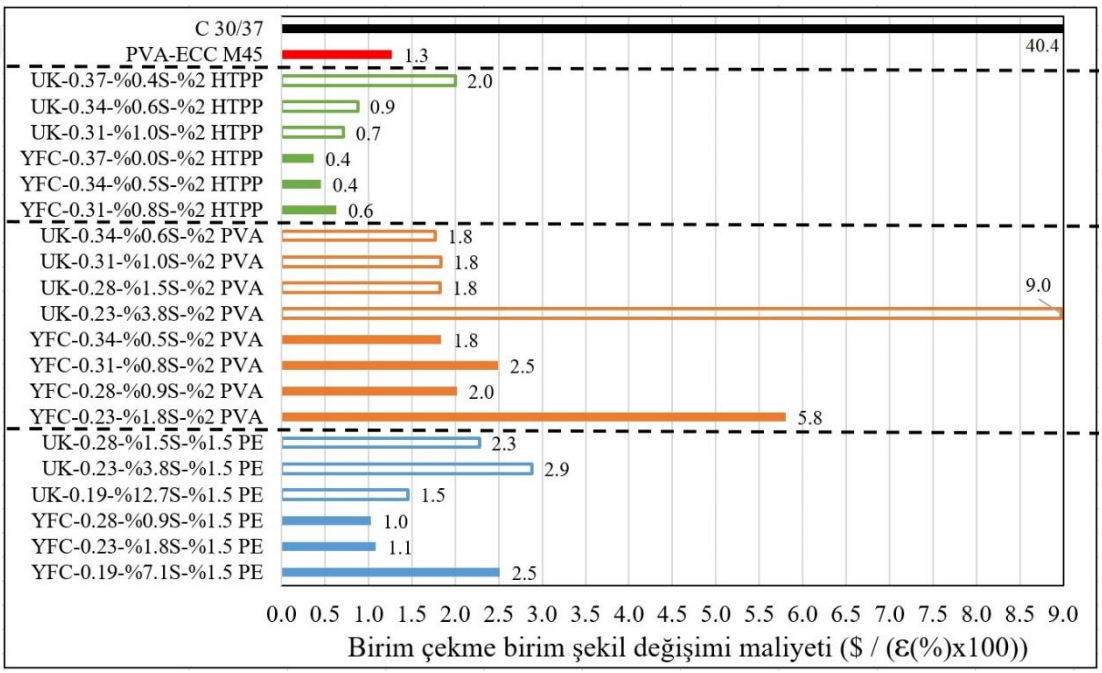
Onarım yönteminde kullanılan malzemeler sıradan harç veya betondan çok daha yüksek maliyetlidir. PE lifleri, ECC malzemelerinin maliyetinin üçte ikisinden fazlasını oluşturabilmektedir. Ayrıca düşük S/B oranı ve kaba agreganın kullanılmaması yüksek oranda çimento kullanımına yol açmaktadır. Ancak pratikte, geleneksel betondan çok daha yüksek maliyetli özel tamir harcı kullanımı da yaygındır. Özellikle gelişmiş ülkelerde, onarımın toplam maliyetini yöneten, malzeme maliyetinden çok işçilik maliyetidir. Geleneksel onarım yöntemi, donatı eklemeyi içerir ve bu nedenle, işçinin çevredeki betonu (uzunlamasına yönde) aşınmış parçanın ötesinde inşaat demiri çapının yaklaşık 30 katına kadar çıkarması gerekmektedir. Bazı durumlarda kaynak bile gerekli olabilmektedir (Chen ve diğer., 2018). Chen ve diğer.,

(2018) tarafından yapılan deneysel çalışmada geleneksel onarım yöntemiyle yapılan tamirde, inşaat demiri boyunca kaldırılan toplam beton uzunluğu 1400 mm iken, PE-ECC ile onarımda bu değerin 420 mm olacağı bildirilmiştir. Çalışmanın sonucuna göre; PE-ECC için birim malzeme maliyeti geleneksel bir tamir harcının neredeyse 3 katı iken, işçilik maliyetini azaltacağı bildirilmiştir. Geleneksel onarım yönteminde toplam maliyetin %30'unun malzemeden kaynaklandığı düşünülürse, toplam onarım maliyeti üzerindeki PE-ECC'nin maliyeti arttırıcı etkisi daha düşük olacaktır. Gelişmiş ülkelerde onarım maliyetinin %30'u malzemeden ve %70'i işçilik maliyetlerinden kaynaklandığı dikkate alınırsa, tasarrufun işçilik maliyetlerinden daha fazla yapılabileceği açıktır. Ayrıca onarım işi için gereken süre, kaldırılacak ve yamalanacak beton miktarı ile orantılı olduğundan, ECC ile onarım uygulandığında, zamandan yapılan tasarruf ve onarım verimliliğindeki iyileşme de avantaj sağlayacaktır. Ayrıca bu çalışmada kullanılan ECC'de kullanılan lifler şu anda küçük hacimli olarak üretilmektedir. Arz talep dengesi bir pazar oluşturacak derecede genişleyememiştir. Gelecekte bu malzeme için bir pazar (örneğin yapısal onarımlar) geliştirilirse, liflerin maliyeti ve dolayısıyla ECC'nin maliyeti düşürülebilecektir.

ECC'lerin çekme şekil değişim sertleşmesinin sağlanmasında farklı liflerin maliyet etkinliğini değerlendirmek için, birim çekme şekil değişim kapasitesi başına lif maliyetine bakmak düşünülebilir. Bununla birlikte, ECC'lerin çekme şekil değişim kapasitesinin, lif içeriği (veya maliyeti) ile orantılı olmadığı literatürde belirtilmiştir (Leung, 1996; Li ve Leung, 1992; Li, 1993). Kıyaslamak amacıyla; birim çekme şekil değişim kapasitesi, birim çekme dayanımı, birim çekme tepe noktası tokluk ve birim basınç dayanımları başına ECC maliyetleri sırasıyla Şekil 13.2, 13.3, 13.4 ve 13.5'de sunulmuştur.

ECC'lerin birim çekme şekil değişim maliyetleri incelendiğinde (1 m^3 maliyeti ($) / (çekme birim çekme şekil değişimi ε(%)x100)) (Şekil 13.2), geleneksel C30/37 betonun birim çekme şekil değişim kapasitesi çok düşük olduğundan (%0,01), en yüksek değer bu betona aittir (40,4). Böyle bir kıyaslama yapmak her ne kadar teorik olarak mantıklı görünse de, esasında normal betondan yüksek şekil değişim kapasitesi beklemek pratikte mümkün değildir. Genel olarak, ECC'ler içerisinde en düşük

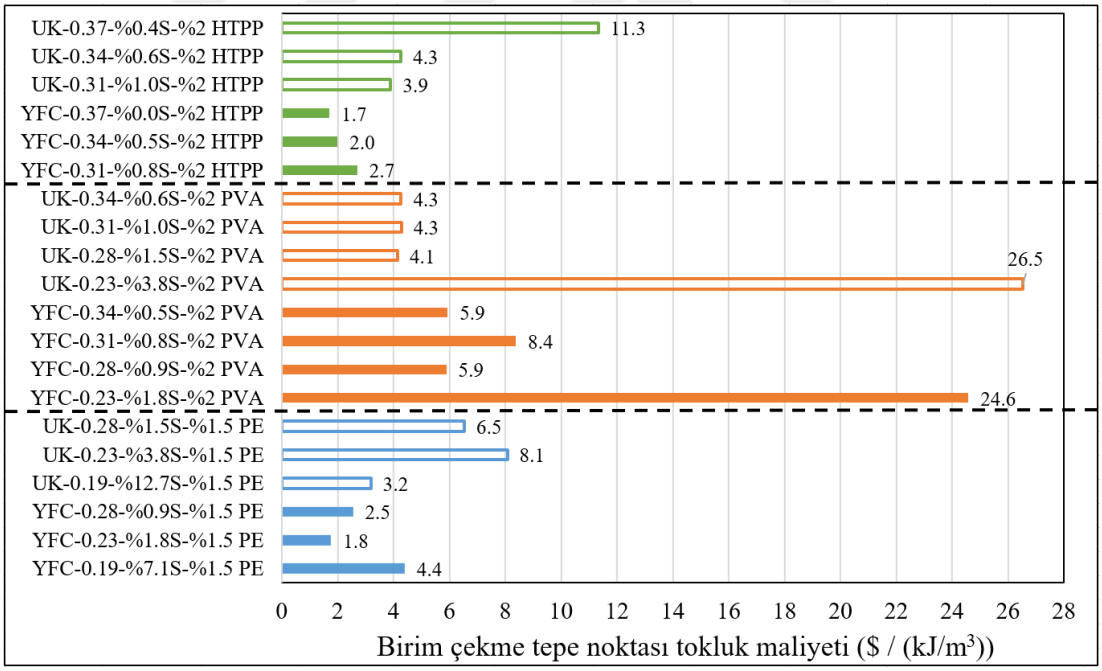
değerler HTPP-ECC grubunda olup, "YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP" kodlu karışımda söz konusu indeksin ($ / ε(%)) 0,4'e kadar düştüğü belirlenmiştir. Bu sonuç, PE-ECC'ler her ne kadar yüksek çekme şekil değişim kapasitesi değerlerine sahip olsada, birim çekme şekil değişim maliyetleri açısından HTPP-ECC'lerin daha avantajlı olduğu görülmektedir. Diğer taraftan Şekil 13.1'deki PE-ECC ile PVA-ECC arasındaki maliyet farklarının, Şekil 13.2'deki birim çekme şekil değişim başına maliyet sonuçlarına göre ortadan kalktığı belirlenmiştir. Hatta bazı PE-ECC'lerin PVA-ECC serilerine kıyasla, daha düşük birim çekme şekil değişim maliyet değerlerine sahip olduğu tespit edilmiştir.



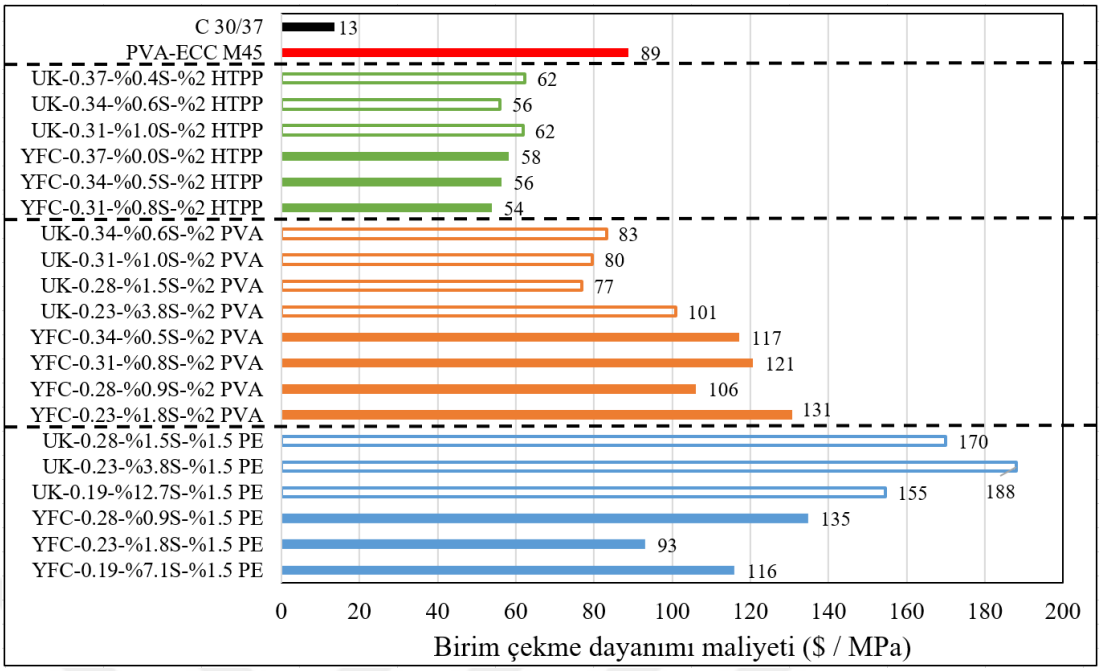
Şekil 13.2 ECC'lerin birim çekme şekil değişim maliyetleri

Birim çekme tepe noktası tokluk maliyetleri (1 m^3 maliyeti ($) / çekme birim çekme tepe noktası tokluk (kJ/m^3)) incelendiğinde (Şekil 13.2), en düşük değere sahip üç kompozit; "YFC-0.37-%0.0S-%2 HTPP", "YFC-0.23-%1.8S-%1.5 PE" ve "YFC-0.34-%0.5S-%2 HTPP" 'dir (sırasıyla 1,7, 1,8 ve 2,0). Anlaşılacağı üzere, Şekil 13.1'de en yüksek maliyetli PE-ECC'ler, maliyet/performans kıyaslamasında (Şekil 13.2) oldukça düşük değerlere sahip olabilmektedir. Öte yandan, maliyet/tepe noktası tokluğu açısından en kötü performans S/B oranı 0,23 olan PVA-ECC serilerine aittir.

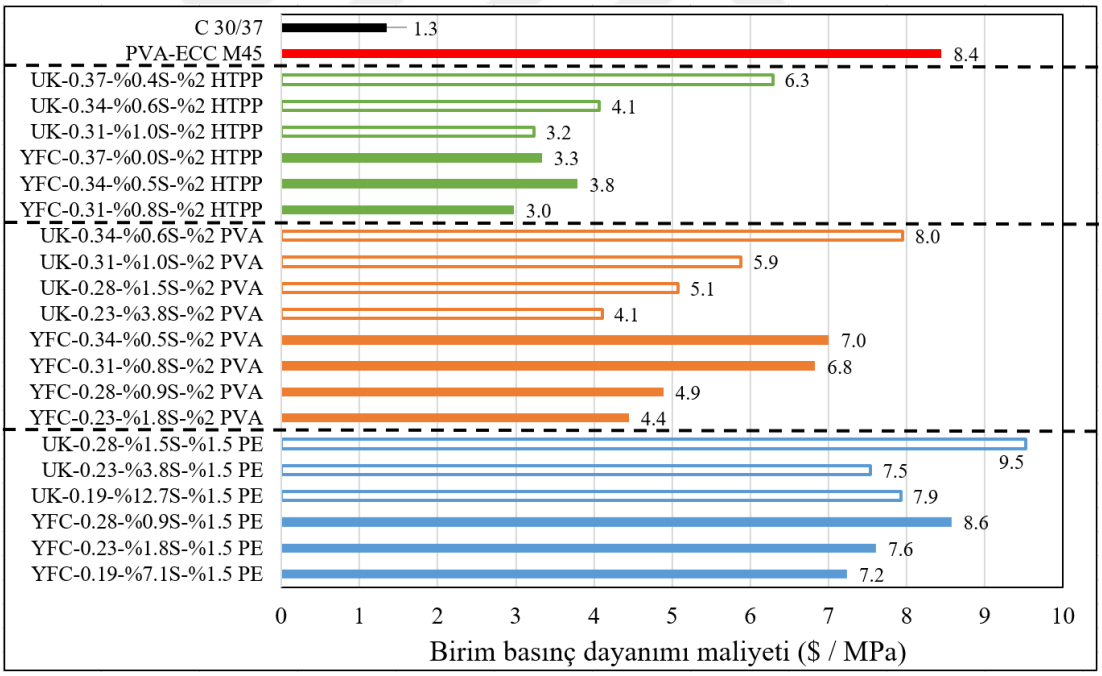
1 m^3 maliyeti ($) /çekme dayanımı (MPa) ve 1 m^3 maliyeti ($) / basınç dayanımı (MPa) açısından yapılan kıyaslamalar sırasıyla Şekil 13.4 ve Şekil 13.5'de gösterilmiştir. Her iki durumda da en düşük değerler geleneksel C30/37 betona aittir. Hesaplamalarda C30/37 betonun basınç ve çekme dayanımları sırasıyla 30 MPa ve 3 MPa olarak dikkate alınmıştır. Maliyet / çekme dayanımı ve Maliyet / basınç dayanımı sonuçları, Şekil 13.1'deki sonuçlarla paralellik göstermektedir. Şekil 13.4 ve Şekil 13.5'deki sayısal değerlere göre küçükten büyüğe doğru sıralama; genel olarak HTPP-ECC, PVA-ECC ve PE-ECC şeklinde olduğu söylenebilir. Çekme ve basınç dayanımları açısından ECC kullanımı (özellikle PE-ECC) ekonomik değildir. Maliyet/çekme dayanım performansı açısından, literatürde yaygın olarak bilinen PVA-ECC M45 ile bu çalışma kapsamında üretilen PVA-ECC'lere ait sayısal değerler birbirine oldukça yakındır (Şekil 13.4). Ancak, maliyet/basınç dayanımı oranı açısından çalışma kapsamında üretilen PVA-ECC'ler, PVA-ECC M45 karışımından %6-47 aralığında daha düşük değerlere sahiptir (Şekil 13.5).



Şekil 13.3 ECC'lerin birim çekme tepe noktası tokluk maliyetleri



Şekil 13.4 ECC'lerin birim çekme dayanımı maliyetleri



Şekil 13.5 ECC'lerin birim basınç dayanımı maliyetleri

13.2 Kompozitlerin Karbon Ayak İzi Analizi Ve Karbon Ayak İzi Analizi/Performans Analizlerinin Değerlendirilmesi

Çimento endüstrisi, dünya çapındaki CO_2 emisyonlarının %5-8'inden sorumludur ve 1 ton çimento üretimi ile yaklaşık 0,94 ton CO_2 atmosfere salınmaktadır. Ayrıca SO_3 ve NO_x gibi diğer bazı sera gazları da atmosfere verilmektedir (Rashad, 2013). ABD - Enerji Bakanlığı, 1990'dan 2015'e dünya CO_2 emisyonunun %54 artacağını açıklamıştır (Altwair ve Kabir, 2010). Bu nedenlerden çimentolu kompozitlerin üretiminde mineral katkıların kullanılması neredeyse kaçınılmaz hale gelmiştir (Sherir ve diğer., 2015). Mineral katkı kullanımı, çimentonun işlenmesinde çevresel avantajlar sunar (enerji yatırımını ve CO_2 salınımını azaltır) (Wang ve Li, 2007). Bu amaçla çalışma kapsamındaki değişkenler olan S/B oranı, mineral katkı türü ve lif türü ile üretilen 20 farklı ECC karışımın karbon ayak izi hesaplamaları yapılmıştır. Söz konusu değişkenlerin karbon ayak izi üzerindeki etkileri de incelenmiştir. Son olarak elde edilen sonuçlardan karbon ayak izi/çekme birim şekil değişimi, karbon ayak izi/çekme tepe noktası tokluk, karbon ayak izi/çekme dayanımı ve karbon ayak izi/basınç dayanımı performans analizleri gerçekleştirilmiştir.

Karbon ayak izi hesaplamalarında her bir malzemenin CO_2 salınımı Tablo 13.1'de verilmiştir. Buna göre birim ağırlık başına en yüksek CO_2 salınımları liflere aittir. (özellikle PE lifi). Liflerden sonra en yüksek değer çimentoya aittir. Ancak ECC karışımların toplam CO_2 salınımları Şekil 13.6'dan incelendiğinde, en yüksek CO_2 salınımının çimento kaynaklı olduğu görülmektedir. Bunun nedeni 1 m^3 ECC, ağırlıkça çimentonun liflerden çok daha yüksek miktarlarda kullanılmasıdır. Öngörüleceği üzere, tüm lifli serilerin kendi içerisinde S/B oranı düştükçe CO_2 salınımları artmıştır. Yine tüm lifli serilerin kendi içerisinde UK yerine YFC'nin kullanılması durumunda, CO_2 salınımlarında artışlar olduğu belirlenmiştir. Çünkü YFC'nin CO_2 salınımı UK'nın yaklaşık 1,5 katıdır (Tablo 13.1). Ayrıca aynı matrise sahip HTPP ve PVA lifli ECC'ler kıyaslandığında, HTPP lifli ECC'lerin CO_2 salınımlarının %3 seviyesinde daha yüksek olduğu hesaplanmıştır. Benzer şekilde aynı matris karışımlara sahip PE ve PVA lifli ECC'ler kıyaslandığında, PE lifli ECC'lerin CO_2 salınımları ortalama %25 mertebelerinde daha yüksek olduğu belirlenmiştir.

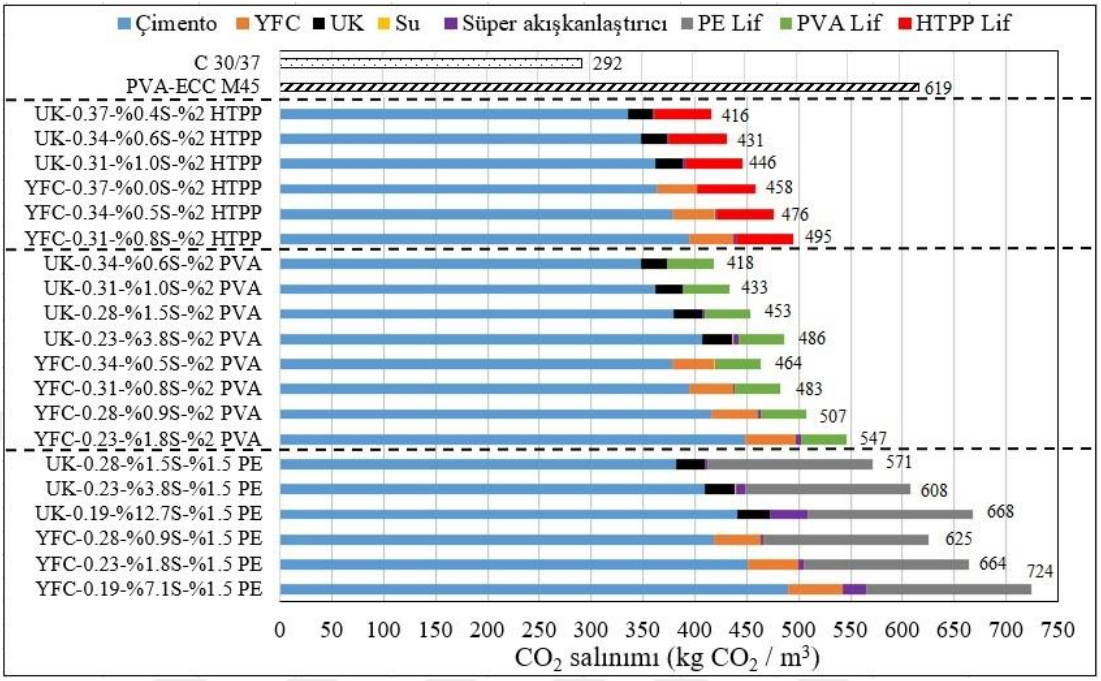
Bu çalışma kapsamında incelenen 20 ECC karışımdan, 16 karışıma ait CO_2 salınımı değerleri, literatürde yaygın olarak bilinen "PVA-ECC M45" karışımına ait değerlerden daha düşüktür. "PVA-ECC M45" karışımı ile aynı S/B oranına sahip (0,23) bu çalışmadaki PVA-ECC karışımları (YFC-0.23-%1.8S-%2 PVA ve UK-0.23-%3.8S-%2 PVA) kıyaslandığında, bu çalışmadaki karışımların %13-27 mertebesinde daha düşük CO_2 salınımı değerleri hesaplanmıştır (Şekil 13.6). Çünkü "PVA-ECC M45" karışımında Mineral katkı/Çimento oranı 1,2 iken, çalışma kapsamındaki hazırlanan serilerde bu değer 2,5'tir. 1 kg çimentonun, 1 kg UK'nın 34,4 katı ve 1 kg YFC'nin 23,2 katı CO_2 salınımına neden olduğu tespit edilmiştir (Tablo 13.1). Mineral katkı oranın artması, çimento dozajını azaltmıştır ve bu da CO_2 salınımları değerlerini düşmesine neden olmuştur.

Geleneksel C30/37 betonun ile bu çalışmadaki ECC karışımlara ait CO_2 salınımları değerleri incelendiğinde (Şekil 13.6), hem ECC karışımlarda agrega kullanılmaması, hem de daha düşük S/B oranları nedeniyle artan çimento dozajı, bu çalışmadaki ECC karışımların CO_2 salınımı değerlerinin daha yüksek olmasına neden olmuştur. Bu artışlar geleneksel C30/37 betonuna kıyasla, HTPP-ECC karışımlarda %43-69, PVA-ECC karışımlarda %43-87 ve PE-ECC karışımlarda %96-148 mertebelerinde olduğu tespit edilmiştir. Ancak yalnız geleneksel betonla düktil bir yapı tasarımı yapılamayacağı da dikkate alınmalıdır.

Tosun-Felekoğlu ve diğer., (2017), HTPP ve PVA lifli ECC'leri kıyasladıkları çalışmada, HTPP-ECC'nin, PVA-ECC'ye kıyasla CO_2 emisyonunu %55 oranında azalttığını ancak geleneksel betondan %23 daha yüksek olduğunu belirtmişlerdir.

Çekme birim şekil değişimi, çekme tepe noktası tokluğu, çekme dayanımı ve basınç dayanımları ile CO_2 salınımları arasında literatürde bir ilişkiye rastlanmamıştır. Ancak CO_2 salınımı değerleri ECC'leri kendi içerisinde kıyaslamak için kullanılabilir. Bu amaçla 1 m^3 ECC karışımı için hesaplanan CO_2 salınımı değerlerinin, bahsedilen bu özelliklere (çekme birim şekil değişimi, çekme tepe noktası tokluğu, çekme dayanımı ve basınç dayanımı) bölünmesi ile elde edilen performans indisleri (1 m^3'deki CO_2 salınımı/Çekme birim şekil değişimi, 1 m^3'deki CO_2 salınımı/Çekme tepe noktası

tokluğu, 1 m^3'deki CO_2 salınımı/Çekme dayanımı ve 1 m^3'deki CO_2 salınımı/Basınç dayanımı) sırasıyla Şekil 13.7, 13.8, 13.9 ve 13.10'da verilmiştir.

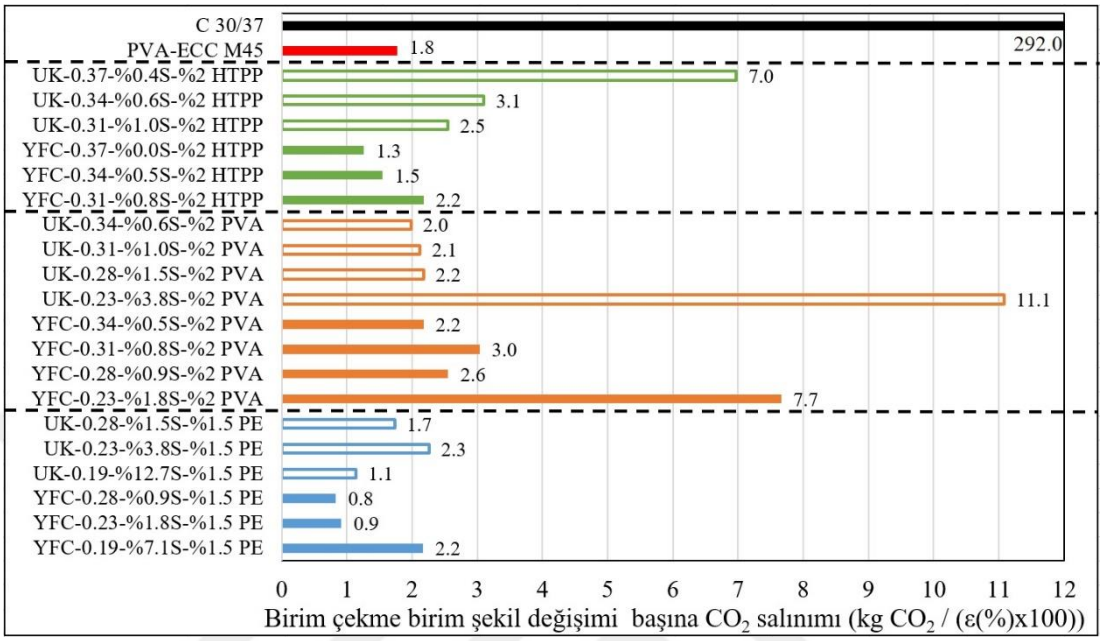


Şekil 13.6 ECC'lerin CO_2 salınımları

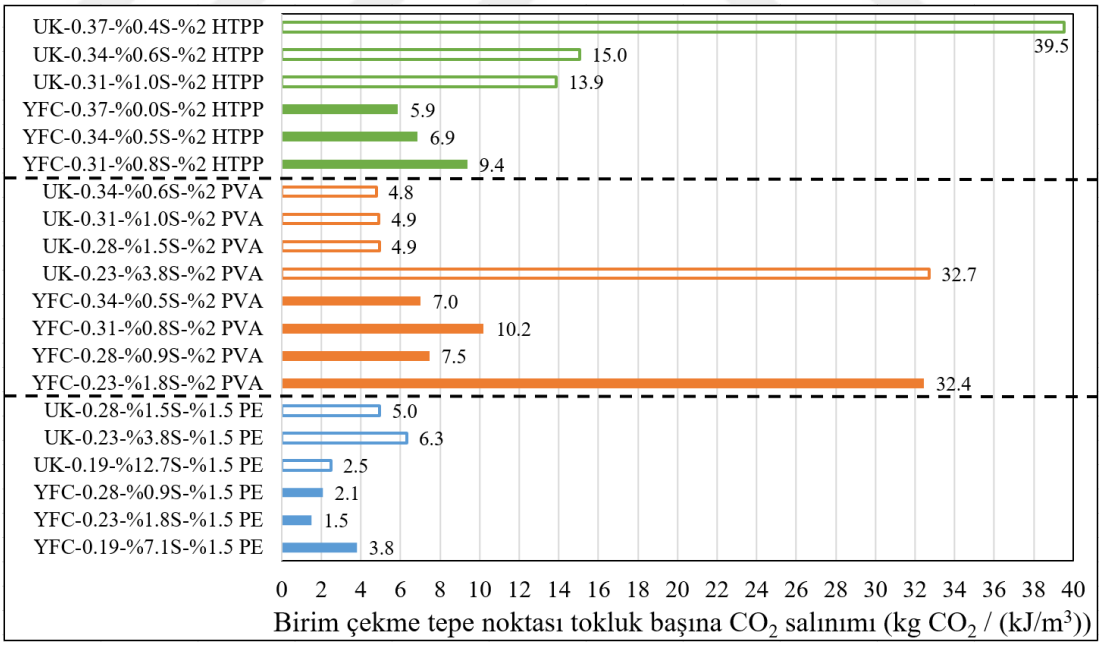
Şekil 13.7'de verilen birim çekme şekil değişim başına CO_2 salınımları incelendiğinde, CO_2 salınımı değerlerinin en düşükten en büyüğe göre sıralaması; PE-ECC, HTPP-ECC ve PVA-ECC şeklindedir. Literatürdeki "PVA-ECC M45" ile bu çalışmadaki PVA-ECC'ler kıyaslandığında, bu çalışmada üretilen serilerin karışımların yarısı daha yüksek değerlere sahip iken, diğer yarısı "PVA-ECC M45" e ait değere yakındır. Şekil 13.7'e göre geleneksel betona ait birim çekme şekil değişim başına CO_2 salınımı değeri, tüm ECC'den 30 ila 300 kat daha yüksek seviyelere ulaştığı belirlenmiştir. Böyle bir kıyaslama yapmak her ne kadar teorik olarak mantıklı görünse de, esasında betondan yüksek şekil değişim kapasitesi beklendiği durumlarda geçerlidir.

1 m^3 ECC için hesaplanan CO_2 salınımı değerlerinin, çekme tepe noktası tokluğu değerlerine bölünmesi ile elde edilen verilere göre (Şekil 13.8), en küçük değerler genel olarak PE-ECC serisinde elde edilmiştir. HTPP-ECC'ye ait değerler ise, PVA-ECC'ye ait değerler benzer olduğu söylenebilir. Bu sonuçlara göre, birim çekme tepe

tokluğu başına CO_2 salınımları açısından PE-ECC'ler, çevre duyarlılığı en iyi kompozitlerdir.



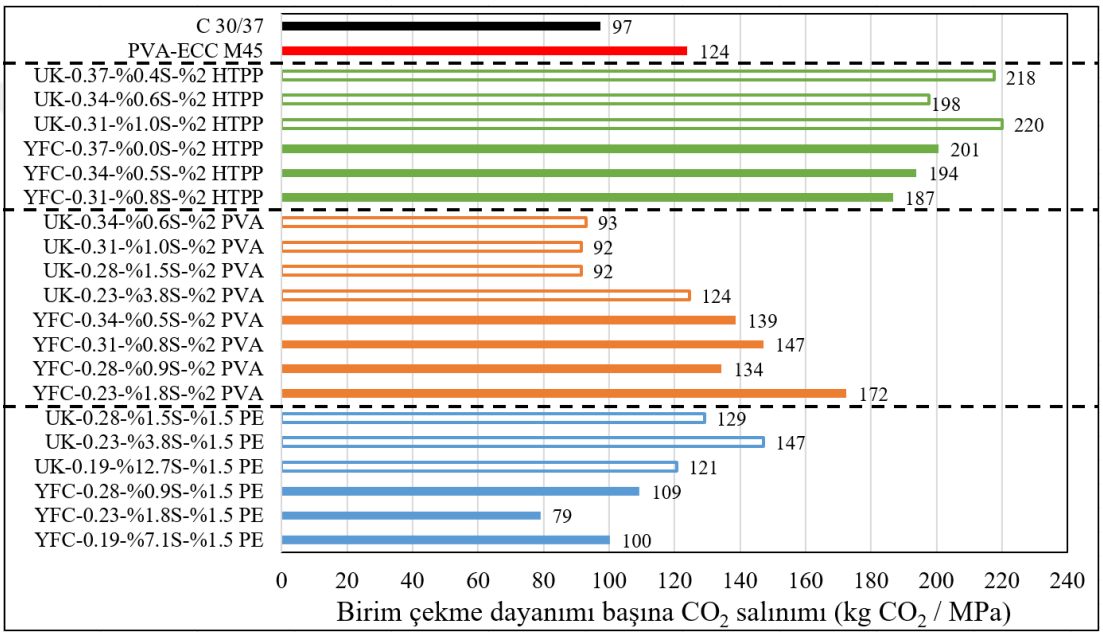
Şekil 13.7 ECC'lerin birim çekme şekil değişim başına CO_2 salınımları



Şekil 13.8 ECC'lerin birim çekme tepe nokluğu başına CO_2 salınımları

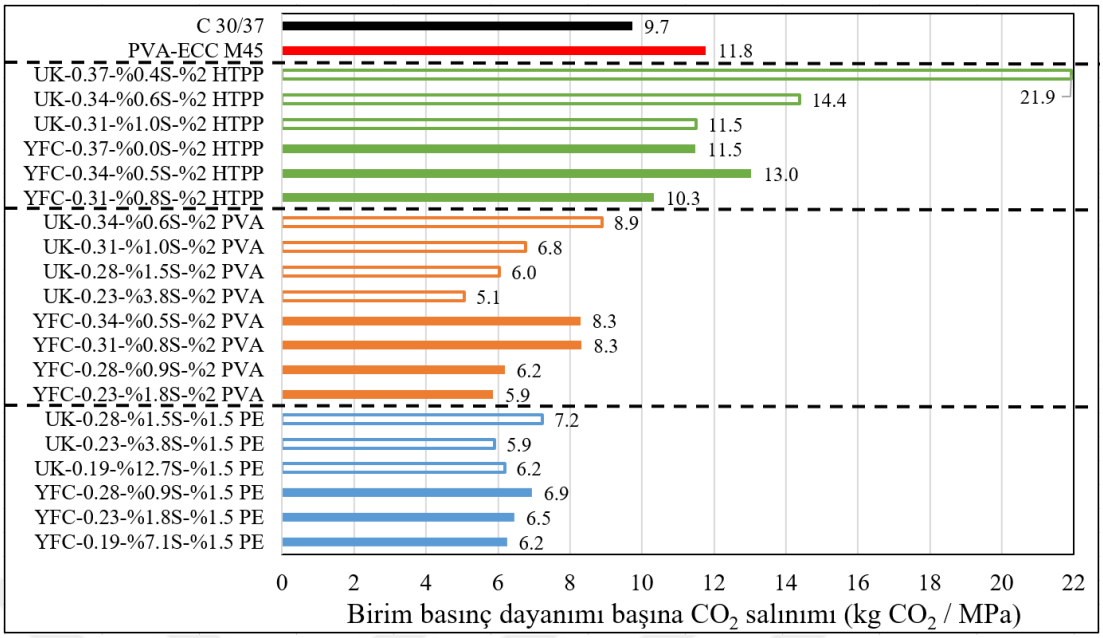
Çekme tepe noktası tokluğu için Şekil 13.8'de yapılan değerlendirmeye benzer bir inceleme, çekme ve basınç dayanımları için sırasıyla Şekil 13.9 ve 13.10'da

yapılmıştır. Buna göre, PE-ECC ve PVA-ECC'ye ait değerler birbirine yakın iken, HTPP-ECC'ye ait değerler daha yüksektir. Birim çekme dayanımı veya birim basınç dayanımı için CO_2 salınımı açısından HTPP-ECC'ye kıyasla, PE-ECC ve PVA-ECC serilerinin daha çevre dostu olduğu söylenebilir. Ayrıca Şekil 13.9'a göre genel olarak, PE-ECC ve PVA-ECC'ye ait değerler, "PVA-ECC M45" karışımı ve geleneksel C30/37 betonu ile benzer değerlere ait olduğu söylenebilir. Ancak Şekil 13.10'daki sonuçlara göre, PE-ECC ve PVA-ECC'ye ait değerler, "PVA-ECC M45" karışımı ve geleneksel C30/37 betonundan daha düşük olduğu tespit edilmiştir.



Şekil 13.9 ECC'lerin birim çekme dayanımı başına CO_2 salınımları

Son olarak, Yang (2008) tarafından gerçekleştirilen bir çalışmada, geleneksel beton üretiminde 0,2 kg/L (200 kg/m^3) katı atık oluşurken, ECC üretiminde UK/Çimento oranı 1,2 ve 3,6 olduğunda sırasıyla, 0,46 kg/L ve 0,84 kg/L katı atığın ortadan kaldırıldığı belirtilmiştir. Bu çalışmada, mineral katkı/çimento oranı 2,5 olduğundan, enterpolasyon hesabına göre 0,67 kg/L (670 kg/m^3) katı atığın azaltıldığı söylenebilir.



Şekil 13.10 ECC'lerin birim basınç dayanımı başına CO_2 salınımları

13.3 Kompozitlerin Üretimi İçin Gereken Gömülü Enerji Analizi Ve Gömülü Enerji/Performans Analizlerinin Değerlendirilmesi

Çalışma kapsamında üretilen ECC'ler, "PVA-ECC M45" ve geleneksel C30/37 betonun 1 m^3 hacminde üretimi için gerekli enerji tüketim değerleri Şekil 13.11'de gösterilmiştir. Bu hesaplamalarda Tablo 13.1'de verilen her malzemenin üretilirken harcanan birim enerji tüketim değerleri kullanılmıştır.

Çalışma kapsamında üretilen PE-ECC, PVA-ECC ve HTPP-ECC serileri kendi içlerinde dikkate alındığında, S/B oranı artışıyla, bağlayıcı oranındaki azalmadan kaynaklı olarak enerji tüketimi düşüş göstermiştir. Şekil 13.11'deki karışımlardaki çimentodan kaynaklı enerji tüketimi ise, %43 ila %73 aralığında olduğu belirlenmiştir. Ayrıca UK üretimi için enerji tüketimi YFC'den daha az olduğundan (Tablo 13.1), aynı lif türüne ait serilerde, UK içeren kompozitlerin enerji tüketimi, YFC içeren kompozitlerden daha düşüktür (Şekil 13.11). Liflerin varlığı nedeniyle, ECC'ler normalde geleneksel betondan daha fazla enerji tüketir (Yu, Yao, ve diğer., 2018). Geleneksel C30/37 betonuna kıyasla, PE-ECC serisindeki karışımların %44-105, HTPP-ECC serisindeki karışımların %62-90 ve PVA-ECC serisindeki karışımların

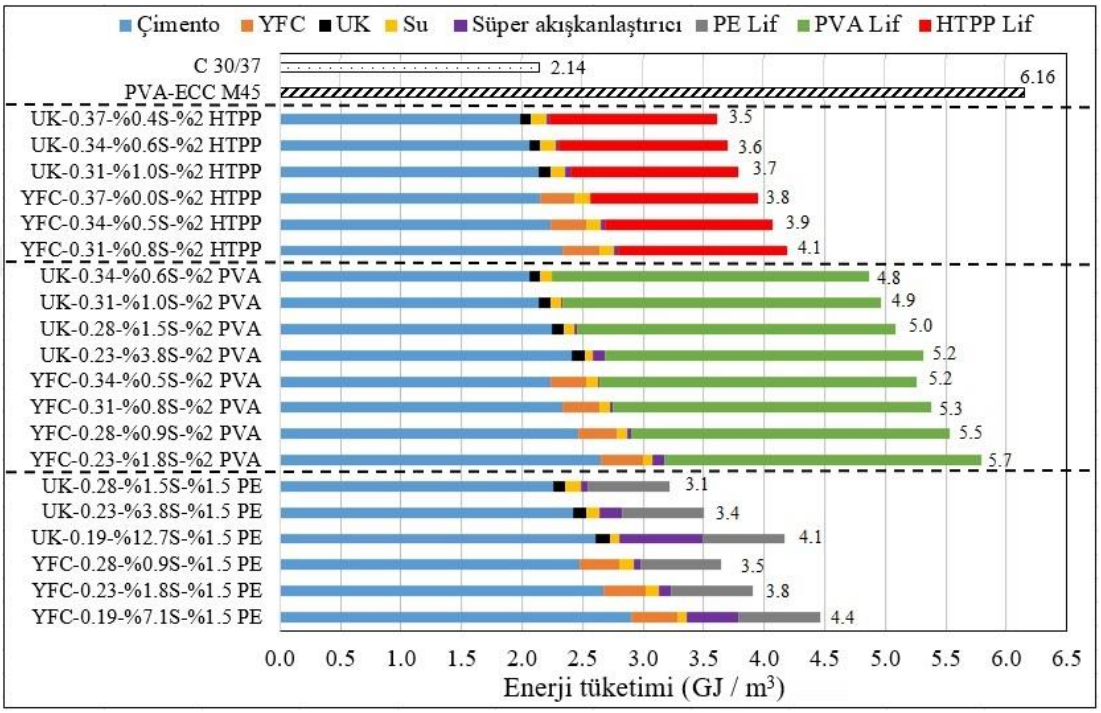
%123-167 daha fazla enerji tüketimine neden oldukları tespit edilmiştir. Anlaşılacağı üzere, çalışma kapsamındaki ECC'ler için enerji tüketimleri küçükten büyüğe doğru sıralaması; PE-ECC, HTPP-ECC ve PVA-ECC şeklindedir (Şekil 13.11). Ayrıca ECC serilerinde toplam enerji tüketimine liflerin katkısı, PE-ECC serisinde PE lifi için %15-22, HTPP-ECC serisinde HTPP lifi için %34-40 ve PVA-ECC serisinde PVA lifi için %46-55 mertebelerindedir.

Bu çalışma kapsamında üretilen tüm ECC'lerin, literatürde yaygın bilinen "PVA-ECC M45" karışımından daha az enerji tüketimine neden oldukları tespit edilmiştir. "PVA-ECC M45" karışımı ile aynı S/B oranına sahip bu çalışmadaki "YFC-0.23-%1.8S-%2 PVA" ve "UK-0.23-%3.8S-%2 PVA" kıyaslandığında (Şekil 13.11), sırasıyla %7 ve %15 daha az enerji tükettiği tespit edilmiştir. "UK-0.34-%0.6S-%2 PVA" için söz konusu enerji tüketimindeki düşüş değeri %22'ye kadar çıkmıştır. Bu çalışmadaki mineral katkı maddesi/çimento oranının "PVA-ECC M45" karışımından daha yüksek olması (sırasıyla 2,5 ve 1,2) enerji tüketimindeki farkı yaratmıştır. Yu, Yao, ve diğer., (2018) tarafından geliştirilen PVA-ECC kompozitlerde bu oranın, "PVA-ECC M45" karışımına kıyasla %30 daha az olduğu bildirilmiştir.

Çekme birim şekil değişimi, çekme tepe noktası tokluğu, çekme dayanımı ve basınç dayanımları ile enerji tüketimleri arasında literatürde bir ilişkiye rastlanmamıştır. Ancak ECC'leri kendi aralarında kıyaslamak için kullanılabilir. Bu amaçla 1 m^3 ECC için hesaplanan enerji tüketimleri değerlerinin, bahsedilen bu özelliklere (çekme birim şekil değişimi, çekme tepe noktası tokluğu, çekme dayanımı ve basınç dayanımı) oranlanmasıyla elde edilen performans indisleri (1 $m^{3'}$deki Enerji tüketimi/Çekme birim şekil değişimi, 1 $m^{3'}$deki "Enerji tüketimi/Çekme tepe noktası tokluğu", 1 $m^{3'}$deki "Enerji tüketimi/Çekme dayanımı" ve 1 $m^{3'}$deki "Enerji tüketimi/Basınç dayanımı") Şekil 13.12, 13.13, 13.14 ve 13.15'de verilmiştir.

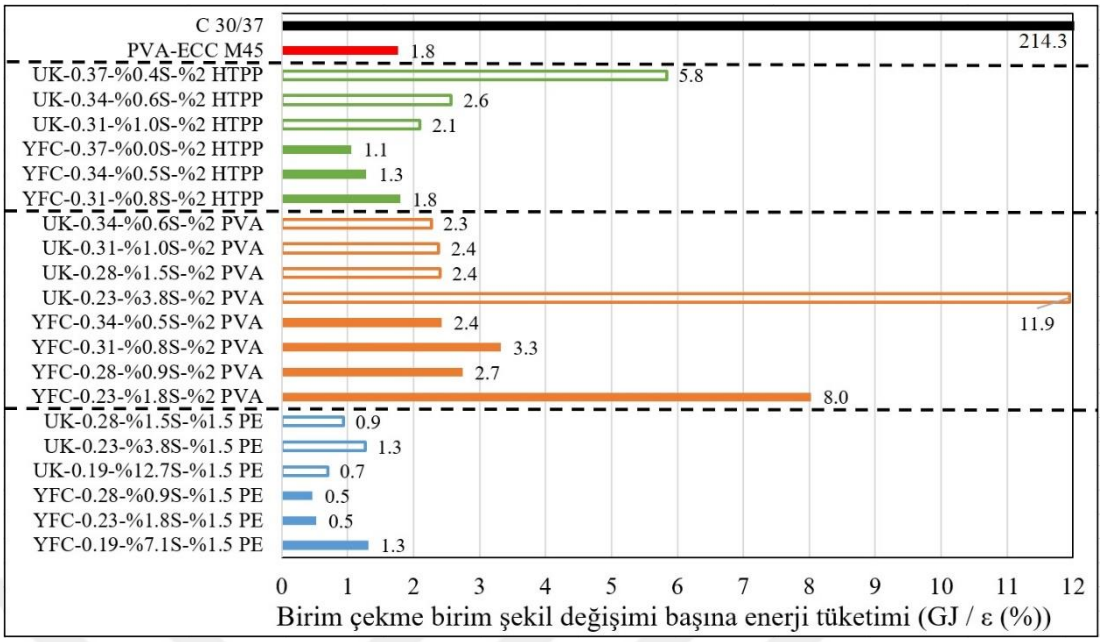
Çekme birim şekil değişimi başına ECC'lerin enerji tüketimi sonuçlarına göre (Şekil 13.12), en düşük değer PE-ECC serisine ait iken, en yüksek değer PVA-ECC serisinden elde edilmiştir. Literatürdeki "PVA-ECC M45" ile kıyaslandığında; çalışma kapsamındaki PVA-ECC'ler daha yüksek, HTPP-ECC'ler benzer ve PE-ECC'ler ise

daha düşük değerlere sahiptir. Benzer bir kıyaslama geleneksel C30/37 betonu ile yapıldığında, C30/37 betonuna ait değer (214 GJ/ε(%)) çalışma kapsamındaki ECC'lerden çok daha yüksektir. Böyle bir kıyaslama yapmak her ne kadar teorik olarak mantıklı görünse de, esasında betondan yüksek şekil değişim kapasitesi beklendiği durumlarda geçerlidir.



Şekil 13.11 ECC'lerin enerji tüketimleri

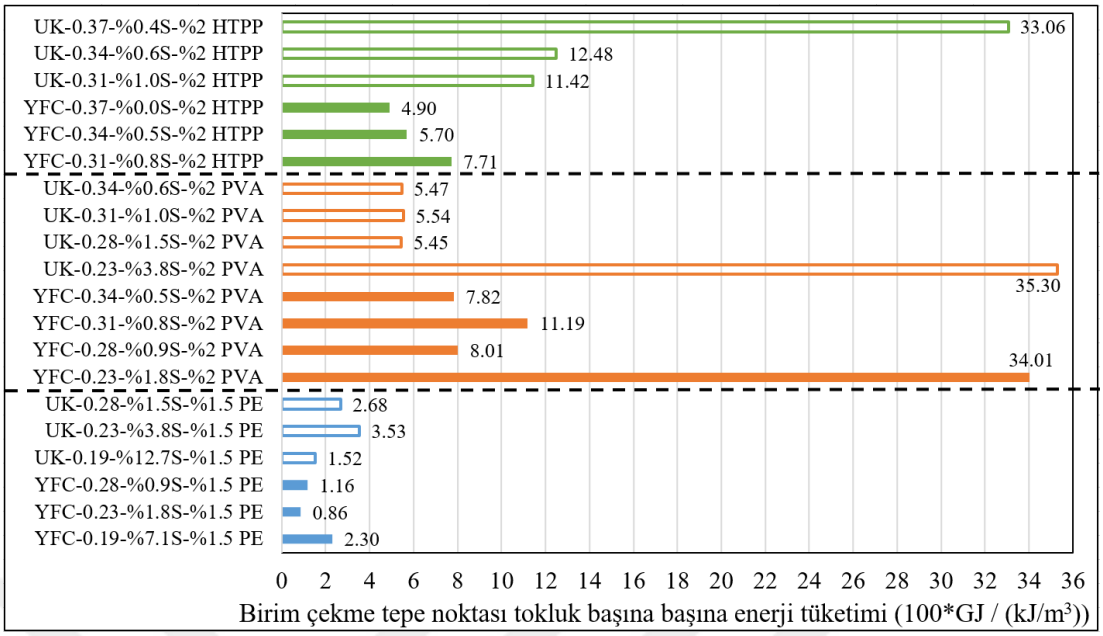
Kompozitlerin çekme tepe noktası tokluğu başına enerji tüketimleri incelendiğinde (Şekil 13.13), Şekil 13.12'ye benzer sonuçlar elde edilmiştir. PE-ECC serisine ait kompozitlerde en düşük değerler elde edilirken, PVA-ECC ve HTPP-ECC serilerine ait kompozitlerde oldukça değişken değerler tespit edilmiştir. PVA-ECC serisinde düşük S/B oranına sahip ait kompozitler yüksek değerler gösterilmiştir ("YFC-0.23-%1.8S-%2 PVA" ve "UK-0.23-%3.8S-%2 PVA"). HTPP-ECC serisinde ise yüksek S/B oranına sahip "UK-0.37-%0.4S-%2 HTPP" kompozitin diğer HTPP-ECC'lere kıyasla oldukça yüksek değere sahip olduğu belirlenmiştir.



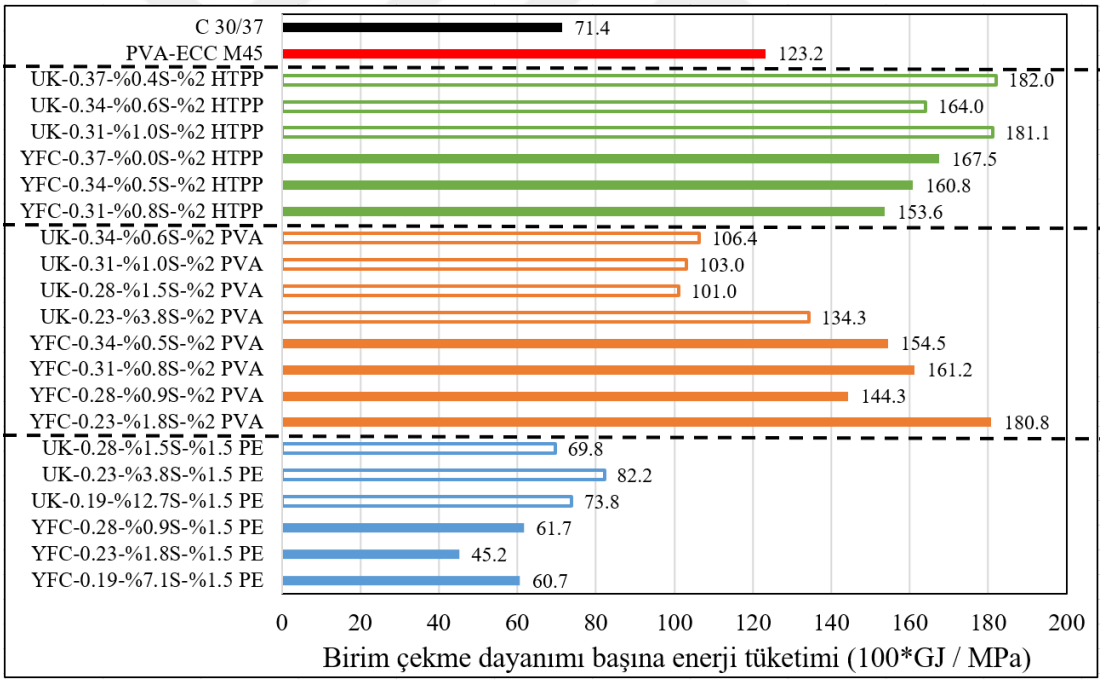
Şekil 13.12 ECC'lerin birim çekme şekil değişim başına enerji tüketimleri

Birim çekme dayanımı başına enerji tüketimi sonuçlarına göre (Şekil 13.14) en düşük değerler, PE-ECC serisine ait olup, geleneksel C30/37 betonundan daha düşük değerlere sahip kompozitler olduğu belirlenmiştir. Ayrıca PE-ECC serisindeki kompozitlere ait söz konusu değerler, PVA-ECC M45'e ait değerden %63-33 mertebesinde daha düşüktür. Çalışma kapasmındaki PVA-ECC serindeki UK içeren kompozitler, PVA-ECC M45'den daha düşük birim çekme dayanımı başına enerji tüketimi değerine sahip iken ("UK-0.23-%3.8S-%2 PVA" hariç), YFC içeren kompozitlere ait söz konusu değerler daha yüksektir.

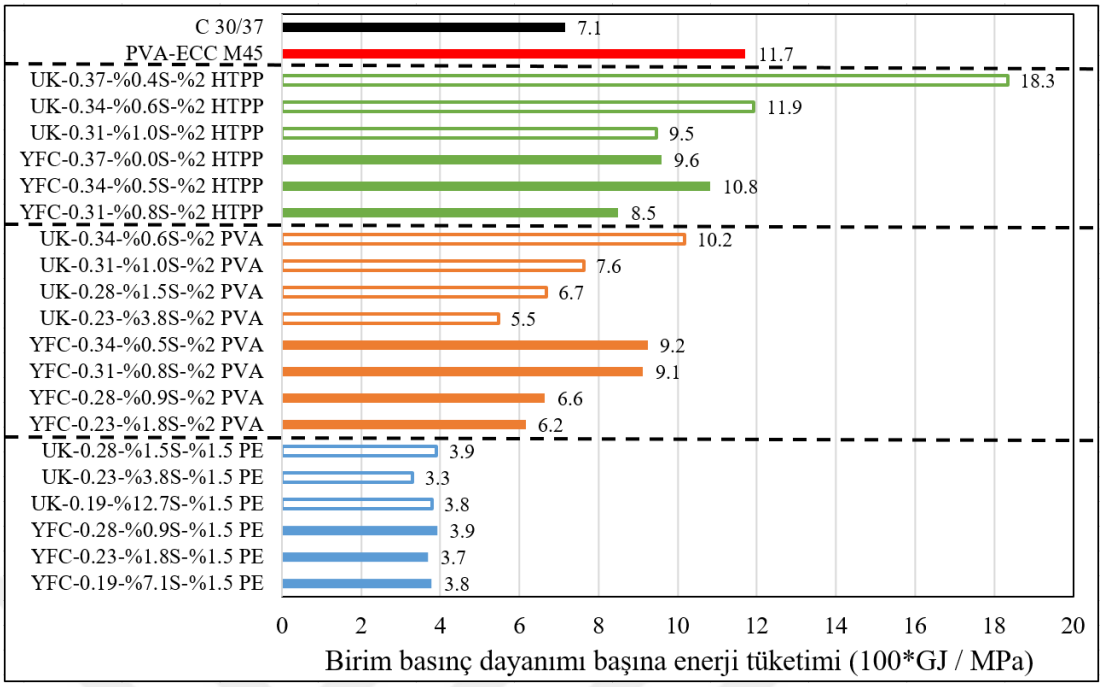
Birim basınç dayanımı başına enerji tüketimi sonuçlarına göre (Şekil 13.15) ECC serilerinin genel olarak küçükten büyüğe doğru sıralaması; PE-ECC, PVA-ECC ve HTPP-ECC şeklindedir. Ayrıca çalışma kapsamındaki bir kompozit hariç (UK-0.37-%0.4S-%2 HTPP) tüm değerler, literatürdeki "PVA-ECC M45"e ait değerden daha düşüktür. Birim basınç dayanımı başına enerji tüketimi değerlerine göre çalışma kapsamındaki ECC'ler, C30/37 betonu ile kıyaslandığında; PE-ECC serilerine ait değerler daha düşük, PVA-ECC serilerine ait değerler ile benzer ve HTPP-ECC serisine ait değerler daha yüksektir.



Şekil 13.13 ECC'lerin birim çekme tepe nokluğu başına enerji tüketimleri



Şekil 13.14 ECC'lerin birim çekme dayanımı başına enerji tüketimleri



Şekil 13.15 ECC'lerin birim basınç dayanımı başına enerji tüketimleri

13.4 Sonuçlar

Üretilen ECC'lerin 1 m^3 malzeme maliyetlerinin; HTPP-ECC'ler için 119-143 $, PVA-ECC'ler için 374-414 $ ve PE-ECC'lerin 753-856 $ aralıklarında olduğu hesaplanmıştır. Çalışma kapsamında üretilen ECC'ler ile "PVA-ECC M45" karışımının maliyeti kıyaslandığında, HTPP-ECC'lerin %68-73 daha düşük, PVA-ECC'lerin %7-16 daha düşük ve PE-ECC'lerin %70-93 daha yüksek maliyetlere sahip olduğu belirlenmiştir. Benzer bir kıyaslama geleneksel C30/37 betonu ile yapıldığında, HTPP-ECC'ler %3,0-3,5 kat, PVA-ECC'lerin %9,2-10,2 kat ve PE-ECC'ler %18,6-21,2 kat daha yüksek malzeme maliyetine sahip olduğu tespit edilmiştir. ECC maliyetlerinde en yüksek kalemin lif maliyetinin olduğu belirtilmelidir (1 m^3 ECC maliyetine liflerin etkileri; HTPP lifi %63-75, PVA lifi %84-93 ve PE lifi %85-95'dir).

ECC'nin ekonomisi maliyet/fayda analizlerine dayanmalıdır. Bir yapının yaşam döngüsü maliyeti, yalnızca ilk malzeme maliyetini değil, aynı zamanda inşaat maliyetini (işçilik ve hız) ve bakım maliyetini de içerir. Kesme donatısını azaltarak veya ortadan kaldırarak, ECC malzemesiyle altyapı inşa etmede, çeliğin azaltılmasının

yanı sıra inşaat sürecinin hızlanması ve işçiliğin azaltılmasıyla ilişkili maliyet avantajları olacaktır. Ayrıca ECC yapılarının kısıtlı çatlak genişliği sayesinde kazanılan dayanıklılığı, bakım maliyetlerini düşürürken altyapının hizmet ömrünü uzatacağı dikkate alınmalıdır (Li, 2003).

Çalışma kapsamında üretilen ECC'ler ile "PVA-ECC M45" karışımın CO_2 salınımları kıyaslandığında, HTPP-ECC'lerin %20-33 daha düşük, PVA-ECC'lerin %12-32 daha düşüktür iken, PE-ECC serinde bazı karışımlar için %8 daha düşük veya %17 daha yüksek olabileceği tespit edilmiştir. Benzer bir kıyaslama geleneksel C30/37 betonu ile yapıldığında, HTPP-ECC'ler %1,4-1,7 kat, PVA-ECC'lerin %1,4-1,9 kat ve PE-ECC'ler %2,0-2,5 kat daha yüksek CO_2 salınımına neden olduğu tespit edilmiştir. Üretilen ECC'lerde toplam CO_2 salınımlarına liflerin katkıları; PVA-ECC serisinde PVA lifi için %9-11 ve HTPP-ECC serisinde HTPP lifi için %11-13 ve PE-ECC serisinde PE lifi için %22-28 mertebelerindedir.

Üretilen ECC'ler ile "PVA-ECC M45" bileşenlerinin üretiminde ihtiyaç duyulan enerji tüketimleri kıyaslandığında, HTPP-ECC'lerin %33-43 daha düşük, PVA-ECC'lerin %7-22 daha düşük ve PE-ECC'lerin %29-50 daha düşük enerji tüketim değerleri elde edilmiştir. Benzer bir kıyaslama geleneksel C30/37 betonu ile yapıldığında, HTPP-ECC'lerin %1,6-1,9 kat, PVA-ECC'lerin %2,2-2,7 kat ve PE-ECC'lerin %1,4-2,1 kat daha yüksek enerji tüketimlerine neden olduğu tespit edilmiştir. Üretilen ECC'lerde toplam enerji tüketimine liflerin katkıları; PE-ECC serisinde PE lifi için %15-22, HTPP-ECC serisinde HTPP lifi için %34-40 ve PVA-ECC serisinde PVA lifi için %46-55 mertebelerindedir.

Çalışma kapsamında üretilen ECC'ler ve "PVA-ECC M45" karışımına ait maliyet, CO_2 salınımı ve enerji tüketimleri Şekil 13.16'da sunulmuştur. Üretilen PVA-ECC ve HTPP-ECC serilerinin, "PVA-ECC M45" karışımından incelenen indisler açısından daha avantajlı olduğu söylenebilir.

Bu bölümde gerçekleştirilen maliyet, CO_2 salınımı ve enerji tüketimi analizleri farklı ECC'lerin sürdürülebilirliğini karşılaştırmak için basit bir platform sağlasa da,

gerçek sürdürülebilirlik değerlendirmesi, belirli bir altyapı türünün yaşam döngüsü analizine dayalı olarak yapılmalıdır (Jing Yu, Yao, ve diğer., 2018; Jing Yu ve diğer., 2017). ABD'de gerçekleştirilen bir çalışmada (Keoleian ve diğer., 2005; Lepech, 2006), ECC bağlantı levhalarını içeren köprülerin daha düşük bakım maliyetleri, yaşam döngüsü acente maliyetlerini (life cycle agency costs) %27 oranında azaltabildiği ve daha az inşaat olayından kaynaklanan daha düşük inşaat tıkanıklığı (Lower construction congestion), kayıp sürücü ücretleri (lost driver wages) gibi kullanıcı maliyetlerini %14 oranında azaltabildiği bildirilmiştir. Daha az inşaat malzemesi ve trafiğe yakalanan daha az araç, yaşam döngüsü çevresel maliyet yüklerini %28 oranında azaltmıştır. Genel olarak bu yaşam döngüsü maliyeti hesaplamalarında geleneksel köprü maliyeti 22 milyon $ belirlenirken, ECC bağlantı döşeme köprüsü için 18,5 milyon $ olduğu bildirilmiştir. Böylece toplam maliyetlerde %16'lık bir düşüş olduğu tespit edilmiştir. Ek olarak, ECC bağlantı levhalarının benimsenmesi, geleneksel köprü imalatına kıyasla tüm hizmet ömrü boyunca CO_2 emisyonlarında %39'lik bir azalmaya neden olduğu rapor edilmiştir.

BÖLÜM ON DÖRT

SONUÇLAR VE ÖNERİLER

14.1 Sonuçlar

14.1.1 PE-ECC, PVA-ECC Ve HTPP-ECC'lerin Birlikte Değerlendirilmesi

ECC tasarımı üzerinde en etkili parametrelerin deneysel çalışmalarla incelenmesi sonucu bu çalışmada elde edilen bulgular, ileriye dönük farklı lifli ECC'lerin tasarımlarında yol gösterici olarak kullanılabilir.

Deneysel çalışmalar kapsamında farklı S/B oranlarında, 3 farklı polimerik lif türü (PE, PVA ve HTPP) ve 2 farklı mineral katkı türü (YFC ve UK) ile ECC'ler tasarlanmıştır. Bu kapsamda; 3 farklı S/B oranı (0,19, 0,23 ve 0,28) ve 2 farklı mineral katkı türü (YFC ve UK) ile PE lifleri kullanılarak 6 farklı PE-ECC tasarlanmıştır. 4 farklı S/B oranı (0,23, 0,28, 0,31 ve 0,34) ve 2 farklı mineral katkı türü (YFC ve UK) ile PVA lifleri kullanılarak 8 farklı PVA-ECC tasarlanmıştır. 3 farklı S/B oranı (0,31, 0,34 ve 0,37) ve 2 farklı mineral katkı türü (YFC ve UK) ile HTPP lifleri kullanılarak 6 farklı HTPP-ECC tasarlanmıştır. Böylece oluşturulan 20 farklı ECC'de (6 farklı PE-ECC, 8 farklı PVA-ECC ve 6 farklı HTPP-ECC) mekanik performans, maliyet, karbon ayak izi, gömülü enerji hususlarında incelemeler ve kıyaslamalar gerçekleştirilmiştir. Elde edilen sonuçlar aşağıdaki bölümlerde sunulmuştur.

PE-ECC ve bazı PVA-ECC matris karışımlarında genel olarak tiksotropik davranış baskındır. Ancak bazı PVA-ECC ve HTPP-ECC matrislerde ise newtonyen ve psödoplastik davranışlar da görülmüştür. PE-ECC, PVA-ECC ve HTPP-ECC matrislerinde, YFC içeren matrislerde UK içerenlere kıyasla, hem eşik kayma gerilmesi hem de viskozite değerleri nispeten daha yüksektir.

Taze Bha değerlerinin; PE-ECC'lerde 1834 - 2066 kg/m^3, PVA-ECC'ler 1780-200 kg/m^3 ve HTPP-ECC'ler 1780-1270 kg/m^3 aralıklarında olduğu belirlenmiştir. S/B oranı artışı ve mineral katkı olarak YFC yerine UK kullanılması durumlarında Bha değerlerinde düşüşler olduğu belirlenmiştir. Taze Bha değerleri, teorik Bha değerlerinden daha düşük olup, bu farklar; %1,5 lif içeren PE-ECC'lerde %1,3-7,9, %2 lif içeren PVA-ECC'lerde %0,8-6,4 ve %2 lif içeren HTPP-ECC'lerde %6,4-27,7 mertebelerindedir. Matris (lifsiz) taze birim hacim ağırlıkları ile kompozitler (lifli) taze birim hacim ağırlıkları arasındaki farklar, lif kaynaklı hava sürüklenmesi ile ilişkilendirilmiştir. Lif kaynaklı hava sürüklenme oranları; hacimce %1,5 oranında PE lifli serilerde %0,3-6,6, %2 oranında PVA lifli serilerde %0,7-6,1 ve %2 oranında HTPP lifli serilerde %6-28 aralığında değişmektedir.

PE-ECC çentiksiz çekme deneylerinde en yüksek çekme dayanımı, çekme şekil değişimi, tepe noktası tokluk değerleri; YFC serisinde S/B=0,23'de sırasıyla 8,4 MPa, %7,3, 444 kJ/m^3, UK serisinde S/B=0,19'da sırasıyla 5,5 MPa, %5,9, 268 kJ/m^3'dür. PVA-ECC çentiksiz çekme deneylerinde en yüksek çekme dayanımı, çekme şekil değişimi, tepe noktası tokluk değerleri; YFC serisinde S/B=0,28'de sırasıyla 3,78 MPa, %2,0-2,1, 68 kJ/m^3, UK serisinde S/B=0,28'da sırasıyla 4,95 MPa, %2,1, 92 kJ/m^3'dür. PVA-ECC'lerde S/B oranı artışı ile çekme şekil değişim kapasitelerinde çekme dayanımına göre daha büyük artışlar gözlenmiş ve bunun sonucunda çekme tepe noktası tokluğu değerleri yükselmiştir. Ortalama çekme tepe noktası tokluğu değerlerine göre düşük S/B oranlarında YFC serisi ve yüksek S/B oranlarında UK serisi avantajlıdır. Bu açıdan en düşük çekme tepe noktası tokluğuna sahip seri bile yüksek dayanımlı betondan tokluk açısından daha avantajlıdır. HTPP-ECC çentiksiz çekme deneylerinde; en yüksek çekme dayanımı, çekme şekil değişimi, tepe noktası tokluk değerleri; YFC serisinde S/B=0,37'de sırasıyla 2,3 MPa, %3,63, 78 kJ/m^3, UK serisinde S/B=0,31'de sırasıyla 2,03 MPa, %1,75, 32 kJ/m^3'dür.

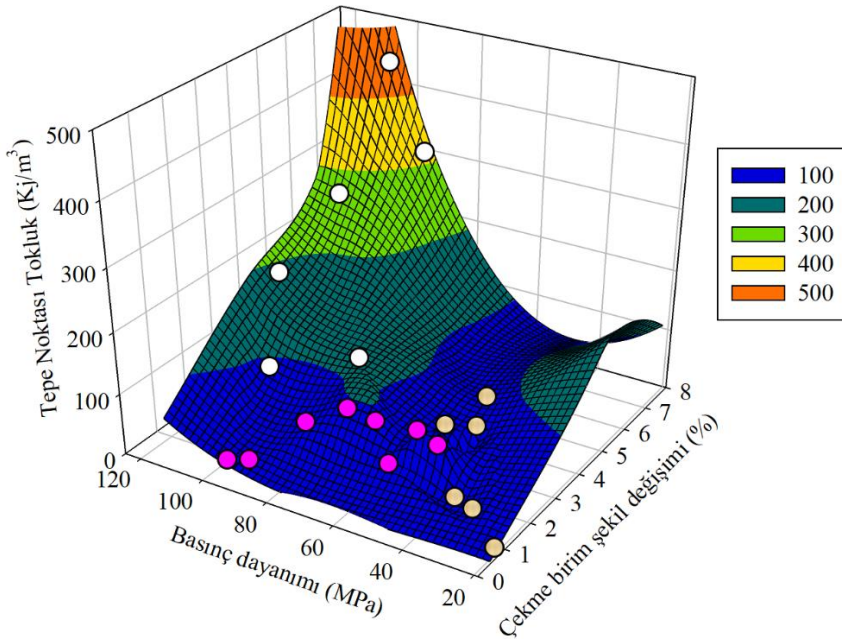
Çatlak analizi sonuçlarına göre; PE-ECC'ler de, YFC serisinde S/B artışıyla, 100 mm'lik ölçüm mesafeleri boyunca oluşan çatlak sayıları artmakta (27-44 aralığında), çatlak genişlikleri dalgalanma göstermekte (126-237 μm aralığında) ve çatlaklar arası mesafe azalmaktadır (2-4 mm aralığında). Ancak UK serisinde, S/B artışıyla çatlak

sayılarında dalgalanmalar olmakta birlikte 16-23, çatlak genişlikleri 168-255 μm ve çatlaklar arası mesafe 4-6 mm aralığındadır. PVA-ECC'ler de, YFC serisinde S/B artışıyla, çatlak sayıları artmakta (7-16 aralığında), çatlak genişlikleri dalgalanma göstermekte (92-124 μm aralığında) ve çatlaklar arası mesafe azalmaktadır (7-15 mm aralığında). Ancak UK serisinde, S/B artışıyla çatlak sayıları artmakta 6-27, çatlak genişlikleri dalgalanmakta (72-122 μm aralığında) ve çatlaklar arası mesafe azalmaktadır (4-19 mm aralığında). PVA-ECC'lerde, S/B oranı arttıkça hem YFC hem de UK serilerinde çatlak sayıları artmıştır (sırasıyla 7-16 ve 6-27). Aynı S/B oranlarında, UK serisi örneklerle YFC'den daha fazla sayıda çatlak meydana gelmiştir. S/B oranı artışı ile UK serisi, YFC serisinden daha dar çatlak genişliği sergilemiştir (sırasıyla 72-122 μm ve 92-124 μm). HTPP-ECC'lerde, çatlak sayıları S/B oranı arttıkça YFC serisinde önemli bir değişiklik olmazken (12-14), UK serilerinde dalgalanmalar olmuştur (5-11 aralığında). Aynı S/B oranlarında, YFC serisi numunelerde UK'dan daha fazla sayıda çatlak oluşmuştur. S/B oranı artışı ile UK serisi, YFC serisinden daha geniş çatlaklar oluşmuştur (sırasıyla 176-187 μm ve 89-123 μm). HTPP-ECC serilerindeki numuneler doygun çatlak davranışından uzak olmakla beraber, çatlaklar arası mesafeler YFC ve UK serileri için sırasıyla, 7,8-8,2 mm ve 9,8-21,1 mm aralığındadır. Lif türünden bağımsız olarak ECC'nin çatlak paterninin değerlendirilmesinde, ortalama çatlak genişliğinden ziyade, çatlak genişlik dağılımının değerlendirilmesinin daha uygun bir yaklaşım olduğu bulunmuştur.

Çalışma kapsamındaki çatlak analizi sonuçları çekme şekil değişim kapasitesi noktasına ait sonuçlardır. Herbir karışıma ait çekme şekil değişim kapasiteleri farklı olduğundan ECC tasarımında hem şekil değişim kapasitesi hem de çatlak analizi sonuçları birlikte değerlendirilmelidir.

S/B oranı arttıkça ve mineral katkı olarak YFC yerine UK kullanılmasıyla basınç dayanımları düşmektedir. PE-ECC'lerin basınç dayanımları; S/B oranın 0,19'dan 0,28'e artışıyla, YFC serisinde 116 MPa'dan 90 MPa'a ve UK serisinde 108 MPa'dan 79 MPa'a düşmüştür. PVA-ECC'lerin basınç dayanımları; S/B oranın 0,23'den 0,34'e artışıyla, YFC serisinde 93 MPa'dan 56 MPa'a ve UK serisinde 96 MPa'dan 47 MPa'a düşmüştür. HTPP-ECC'lerin basınç dayanımları; S/B oranın 0,31'den 0,37'ye

artışıyla, YFC 48 MPa'dan 40 MPa'a ve UK serisinde 39 MPa'dan 19 MPa'a düşmüştür. Matris (lifsiz) ve kompozit (lifli) numunelerin basınç dayanımları arasındaki farklar lif kaynaklı basınç dayanımındaki düşüş olarak ifade edilmiştir. Bu dayanım farkları S/B oranı düştükçe artış göstermiştir. Lif kaynaklı basınç dayanımlarındaki azalmalar; hacimce %1,5 oranında PE lifli serilerde %1,3-8, %2 oranında PVA lifli serilerde %6-13 ve %2 oranında HTPP lifli serilerde %26-61 aralıklarında değişmektedir. PE-ECC, PVA-ECC ve HTPP-ECC serilerin basınç dayanımı, çekme birim şekil değişimi ve tepe noktası tokluk ilişkileri Şekil 14.1'de gösterilmiştir.



Şekil 14.1 ECC'lerin basınç dayanımı, çekme birim şekil değişimi ve tepe noktası tokluk ilişkileri ○ PE-ECC serisi, ● PVA-ECC serisi, ● HTPP-ECC serisi

Matris taze birim hacim ağırlık değerleri ile matris viskoziteleri arasında güçlü bir doğrusal korelasyon tespit edilmiştir. Bu korelasyon katsayıları (R) PE-ECC matrisleri için 0,90, PVA-ECC matrisleri için 0,85 ve HTPP-ECC matrisleri için 0,78 olarak belirlenmiştir (Tablo 14.1). Lif türünden bağımsız olarak YFC'nin viskoziteyi arttırmada UK'dan daha etkili olduğu tespit edilmiştir.

Matris viskozitesi - lif dağılım katsayısı ve eşik kayma gerilmesi - lif dağılım katsayısı aralarında pozitif korelasyon katsayıları belirlenmiştir. Bu korelasyon

katsayıları PE-ECC için 0,76, PVA-ECC için 0,58 ve HTPP-ECC için 0,70 olarak hesaplanmıştır (Tablo 14.1). PVA-ECC matrislerinde, düşük viskozite değerlerinde lif dağılım katsayıları geniş bir aralığa yayılırken (UK içeren PVA-ECC), yüksek viskozite değerlerinde daha dar bir aralıkta dağılımı göstermiştir (YFC içeren PVA-ECC).

PE-ECC matrislerinde, viskozite artışıyla çekme birim şekil değişim kapasitesi UK serisinde artışa neden olurken, YFC serisinde ise düşüşe neden olmuştur. Bu durum yüksek korelasyon katsayıları ile tespit edilmiştir (sırasıyla R=0,98 ve R= -0,86). Viskozite artışıyla çekme dayanımları arasında hem YFC hem de UK serilerinde doğrusal ilişkiler görülmüştür (sırasıyla R=0,62 ve R=0,97) (Tablo 14.1).

PVA-ECC matrislerinde, viskozite katsayısı - çekme dayanımı ve viskozite katsayısı - çekme birim şekil değişim kapasiteleri arasında ters orantılı bir ilişki olup, bu ilişki UK içeren kompozitlerden (sırasıyla R= -0,32 ve R= -0,65) ziyade, YFC içerenlerde (sırasıyla R= -0,45 ve R= -0,94) daha baskındır (Tablo 14.1). PVA-ECC matrislerinde, eşik kayma gerilmesi - çekme dayanımı ve eşik kayma gerilmesi - çekme birim şekil değişimi arasında YFC içeren kompozitlerde ters orantı (sırasıyla R= -0,35 ve R= -0,82), ancak UK içerenlerde doğru orantılı (sırasıyla R= 0,92 ve R= 0,96) ilişkiler belirlenmiştir (Tablo 14.1).

HTPP-ECC matrislerinde, viskozite - çekme birim şekil değişim kapasitesi arasında YFC serisinde R= -0,94, UK serisinde R=1 ve viskozite – çekme dayanımı arasında YFC serisinde R= 0,90, UK serisinde R=0,66 gibi korelasyon katsayıları elde edilmiştir. HTPP-ECC matrislerinde, eşik kayma gerilmesi - çekme birim şekil değişim kapasitesi arasında YFC serisinde R= 0,97, UK serisinde R=0,98 ve eşik kayma gerilmesi – çekme dayanımı arasında YFC serisinde R= -0,99, UK serisinde R=0,49 gibi korelasyon katsayıları elde edilmiştir (Tablo 14.1).

PE-ECC ve PVA-ECC matrislerinde, viskozite ve eşik kayma gerilmesindeki artış, numune kesitlerinde ölçülen kesitteki ortalama maksimum kusur boyutlarının da artmasına neden olmuştur (PE-ECC'de R= 0,99 ve PVA-ECC'de R= 0,52) (Tablo

14.1). Ancak HTPP-ECC'de söz konusu özellikler arasında belirgin bir ilişki tespit edilememiştir (R= -0,17).

Lif dağılım katsayısı - çekme dayanımı ve lif dağılım katsayısı - çekme şekil değişim kapasiteleri arasında pozitif korelasyon katsayıları (R) olduğu belirlenmiştir. Lif dağılım katsayısı- çekme dayanımı arasındaki ilişkilerde R katsayıları; PE-ECC'de 0,83, PVA-ECC'de 0,41 ve HTPP-ECC'de 0,26'dır. Lif dağılım katsayısı- çekme şekil değişim kapasiteleri arasındaki ilişkileri ise R katsayıları; PE-ECC'de 0,92, PVA-ECC'de 0,60 ve HTPP-ECC'de 0,56'dır (Tablo 14.2).

Çekme numunelerin kesitlerinden ölçülen ortalama maksimum kusur boyutlarıyla, çekme dayanımı arasındaki R katsayıları PE-ECC'de 0,95, PVA-ECC'de 0,02 ve HTPP-ECC'de 0,18 olarak belirlenmiştir (Tablo 14.2). Ortalama maksimum kusur boyutlarıyla, çekme birim şekil değişim kapasiteleri arasındaki ilişkiler için R katsayıları PE-ECC'de 0,90, PVA-ECC'de 0,21 ve HTPP-ECC'de -0,07 olarak belirlenmiştir (Tablo 14.2).

Lif ve mineral katkı türünden bağımsız olarak, basınç dayanımı artışıyla çekme deneyindeki ilk çatlak dayanımları arasında güçlü doğrusal ilişkiler belirlenmiştir (R>0,80) (Tablo 14.2). PE-ECC'de, basınç dayanımı - çekme birim şekil değişim kapasitesi ve basınç dayanımı - tepe noktası tokluk değerleri arasında; YFC serisinde ters orantılı, UK serisinde ise doğru orantılı ilişkiler tespit edilmiştir. PE-ECC'de, kompozit basınç dayanımındaki artışla, çekme dayanımları da artış eğilimindedir (YFC içerenlerde R=0,56 ve UK içerenlerde R=0,47) (Tablo 14.2). PVA-ECC'de, basınç dayanımı ile çekme dayanımı, çekme şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluk değerleri arasında mineral katkı türünden bağımsız olarak ters orantılı ilişkiler bulunmuştur (Tablo 14.2). HTPP-ECC'de, basınç dayanımı artışıyla çekme birim şekil değişim kapasitesi ve çekme tepe noktası tokluğu değerleri, YFC katkılı HTPP-ECC'lerde düşüş gösterirken, UK katkılı HTPP-ECC'lerde artış göstermiştir (Tablo 14.2).

$PSH_{Dayanım}$ - çekme birim şekil değişim kapasitesi ilişkileri kapsamında; lif ve mineral katkı türünden bağımsız olarak R>0,96 gibi oldukça yüksek korelasyon katsayıları tespit edilmiştir (Tablo 14.3). PSH_{Enerji} - çekme birim şekil değişim kapasitesi ilişkileri; PE-ECC'de YFC içerenlerde R=0,90, UK içerenlerde R= -0,89, PVA-ECC'de YFC içerenlerde R=0,73, UK içerenlerde R=0,82, HTPP-ECC'de YFC içerenlerde R=0,74, UK içerenlerde R= -0,08 olarak belirlenmiştir (Tablo 14.3).

$PSH_{Dayanım}$ - çatlak sayısı ilişkisi; PE-ECC serisinde YFC içerenlerde R=0,89, UK içerenlerde R= 0,98, PVA-ECC serinde YFC içerenlerde R=0,98, UK içerenlerde R=0,86, HTPP-ECC serinde YFC içerenlerde R=0,65, UK içerenlerde R=0,82 olarak belirlenmiştir (Tablo 14.3). PSH_{Enerji} - çatlak sayısı ilişkisi; PE-ECC serinde YFC içerenlerde R=0,97, UK içerenlerde R= -0,84, PVA-ECC serinde YFC içerenlerde R=0,79, UK içerenlerde R=0,92, HTPP-ECC serinde YFC içerenlerde R= -0,06, UK içerenlerde R=0,68 olarak tespit edilmiştir (Tablo 14.3).

$PSH_{Dayanım}$ - basınç dayanımı ilişkisi; PE-ECC serisinde YFC içerenlerde R= -0,97, UK içerenlerde R= 0,21, PVA-ECC serinde YFC içerenlerde R= -0,62, UK içerenlerde R= -0,81, HTPP-ECC serinde YFC içerenlerde R= -0,78, UK içerenlerde R=0,93 olarak belirlenmiştir (Tablo 14.3). PSH_{Enerji} - basınç dayanımı arasındaki ilişkisi; PE-ECC serinde YFC içerenlerde R= -0,99, UK içerenlerde R= -0,83, PVA-ECC serinde YFC içerenlerde R= -0,94, UK içerenlerde R= -0,99, HTPP-ECC serinde YFC içerenlerde R=0,13, UK içerenlerde R= -0,23 olarak tespit edilmiştir (Tablo 14.3).

Basınç dayanımı – çatlak sayısı ilişkisi; PE-ECC serisinde YFC içerenlerde R= -0,97, UK içerenlerde R= 0,39, PVA-ECC serinde YFC içerenlerde R= -0,75, UK içerenlerde R= -0,95, HTPP-ECC serinde YFC içerenlerde R= -0,98, UK içerenlerde R=0,56 olarak belirlenmiştir (Tablo 14.3). Sonuç olarak, basınç dayanımı ile çatlak sayısı arasındaki ilişkilerde YFC içerenlerde ters orantılı ilişkiler ancak UK içerenlerde doğru orantılı ilişkiler bulunmuştur.

Tablo 14.1 Viskozite ve eşik kayma gerilmesinin taze ve sertleşmiş çekme deneyi sonuçları arasındaki ilişki

	Matris taze birim hacim ağırlık			Lif dağılım katsayısı			Çekme birim şekil değişim kapasitesi						Çekme dayanımı						Ortalama mak. kusur boyutu		
	PE	PVA	HTPP	PE	PVA	HTPP	PE		PVA		HTPP		PE		PVA		HTPP		PE	PVA	HTPP
							YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK			
Viskozite	+ + +	+ + +	+ +	+ +	+ +	+ +	– – –	+ + +	– – –	– –	– – –	+ + +	+ +	+ + +	–	–	+ + +	+ +	+ + +	+ +	–
Eşik kayma gerilmesi	+ +	+ +	+ + +	+ +	+ +	+ +	+	– –	– – –	+ + +	+ + +	+ + +	+ + +	– –	–	+ + +	– – –	+	+ + +	+ +	–

Tablo 14.2 Basınç dayanımı, lif dağılım katsayısı ve ortalama maksimum kusur boyutu değerlerinin çekme deneyi sonuçları ile olan ilişkileri

	İlk çatlak dayanımı						Çekme birim şekil değişim kapasitesi						Çekme dayanımı						Çekme tepe noktası tokluk değeri					
	PE		PVA		HTPP		PE		PVA		HTPP		PE		PVA		HTPP		PE		PVA		HTPP	
	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK
Basınç dayanımı	+ + +	+ + +	+ + +	+ + +	+ + +	+ + +	– – –	+	– –	– – –	– –	+ + +	+ +	+	+	– –	+ +	+ +	–	+ +	– –	– – –	– – –	+ + +
Lif dağılım katsayısı							+ + +		+ +		+ +		+ + +		+		+							
Ortalama mak. kusur boyutu							+ + +		+		–		+ + +		+		+							

Tablo 14.3 $PSH_{Dayanım}$, PSH_{Enerji} ve basınç dayanımı değerlerinin basınç ve çekme deneyi sonuçları ile olan ilişkileri

	Basınç dayanımı						Çekme birim şekil değişim kapasitesi						Çatlak sayısı						Çatlak genişliği					
	PE		PVA		HTPP		PE		PVA		HTPP		PE		PVA		HTPP		PE		PVA		HTPP	
	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK
$PSH_{Dayanım}$	– – –	+	– –	– – –	– –	+ + +	+ + +	+ + +	+ + +	+ + +	+ + +	+ + +	+ + +	+ + +	+ + +	+ + +	+ +	+ + +							
PSH_{Enerji}	– – –	– – –	– – –	– – –	+	–	+ + +	– – –	+ +	+ + +	+ +	–	+ + +	– – –	+ +	+ + +	–	+ +							
Basınç dayanımı							Tablo 14.2'de verilmiştir						– – –	+	– –	– – –	– – –	+ +	– –	+	– –	+	– – –	+ + +

* Tablo 14.1, 14.2 ve 14.3 'de "+" ve "–" işaretleri sırasıyla pozitif ve negatif korelasyon katsayılarını (R) ifade etmektedir.

** Tablo 14.1, 14.2 ve 14.3'de "+ + +" ve "– – –" işaretleri R>0,80, "+ +" ve "– –" işaretleri R=0,80-0,50 ve "+" ve "–" işaretleri R<0,50 durumlarını belirtmektedir.

*** Tablo 14.2 ve 14.3'de boş bırakılan hücrelere ait ilişkiler incelenmemiştir.

Basınç dayanımı – çatlak genişliği ilişkisi; PE-ECC serisinde YFC içerenlerde R= -0,51, UK içerenlerde R=0,48, PVA-ECC serinde YFC içerenlerde R= -0,61, UK içerenlerde R=0,10, HTPP-ECC serinde YFC içerenlerde R= -0,84, UK içerenlerde R=0,88 olarak belirlenmiştir (Tablo 14.3). Basınç dayanımı – çatlak genişliği arasındaki ilişkilerde YFC içerenlerde ters orantılı ilişkiler ancak UK içerenlerde doğru orantılı ilişkiler tespit edilmiştir.

$PSH_{Dayanım}$ ve PSH_{Enerji} kriterlerinin çekme tepe noktası tokluk değerleri ile olan ilişkileri Tablo 14.4'de verilmiştir. Genel olarak çekme tepe noktası tokluğu ile; $PSH_{Dayanım}$ değerleri arasında yüksek pozitif korelasyon katsayıları olduğu, ancak PSH_{Enerji} değerleri arasında belirgin ilişkilerin olmadığı tespit edilmiştir.

Tablo 14.4 $PSH_{Dayanım}$ ve PSH_{Enerji} kriterlerinin çekme tepe noktası tokluk değerleri ile olan ilişkileri

	Çekme tepe noktası tokluk değeri					
	PE		PVA		HTPP	
	YFC	UK	YFC	UK	YFC	UK
$PSH_{Dayanım}$	+ +	+ + +	+ + +	+ + +	+ + +	+ + +
PSH_{Enerji}	+	– – –	+ +	+ +	+ +	–

* "+" ve "–" işaretleri sırasıyla pozitif ve negatif korelasyon katsayılarını (R) ifade etmektedir.

** "+ + +" ve "– – –" işaretleri R>0,80, "+ +" ve "– –" işaretleri R=0,80-0,50 ve "+" ve "–" işaretleri R<0,50 durumlarını belirtmektedir.

14.1.2 Aynı Matris Kullanılarak Üretilen PE-ECC İle PVA-ECC'lerin Kıyaslanması

Aynı özelliklere sahip matrislere (S/B oranları 0,23 ve 0,28) hacimce 1,5 oranında PE ve %2 oranında PVA liflerin eklenmesiyle oluşturulan PE-ECC ve PVA-ECC'lerin kıyaslama sonuçlarına göre: PE-ECC'ye ait taze Bha değerleri, PVA-ECC'den daha yüksektir (%1,0-%3,5) ve bu sonuçlara S/B oranının düşmesinin ve mineral katkı olarak UK yerine YFC kullanımının arttırıcı etki yaptığı belirlenmiştir. PE-ECC'lerin çekme performansları üzerine mineral katkı türü, S/B oranı değişiminden daha fazla etkili olmuştur. PVA-ECC'de ise tersi bir durum söz konusudur. Çekme dayanımı noktasındaki fotoğraflarla yapılan çatlak analizlerinde, PE-ECC'nin çatlak sayılarının ve genişliklerinin PVA-ECC'ye kıyasla daha yüksek olduğu belirlenmiştir. S/B oranı artışının ve mineral katkı olarak UK yerine YFC kullanılmasının, bu sonuçları

tetiklediği tespit edilmiştir. PE-ECC'nin lif dağılım katsayıları PVA-ECC'den daha yüksektir. Mineral katkı türünün PE-ECC'nin lif dağılımı üzerinde etkisi olmazken, PVA-ECC'de etkili olduğu belirlenmiştir. PVA-ECC'ye ait kusur boyutlarının, PE-ECC'den daha yüksek olduğu ancak mineral katkı türünün bu sonuçlar üzerinde etkisi olmadığı görülmüştür. PE-ECC'ye ait basınç dayanımı değerleri (79-103 MPa), PVA-ECC'den (75-95 MPa) %5,1-%9,5 mertebesinde daha yüksektir. Çekme birim şekil değişimi ve çekme dayanımları ile lif dağılım katsayısının kısmen ilişki olduğu ancak ortalama kusur boyutunun önemli etkisi olmadığı belirlenmiştir. Basınç dayanımı ile çekme performansı özellikleri arasında PE-ECC için belirgin bir ilişki olmadığı, ancak PVA-ECC'de ters orantılı ilişki olduğu belirlenmiştir.

14.1.3 Aynı Matris Kullanılarak Üretilen PVA-ECC İle HTPP-ECC'lerin Kıyaslanması

Aynı özelliklere sahip matrislere (S/B oranları 0,31 ve 0,34) hacimce %2 oranlarında PVA ve HTPP liflerin eklenmesiyle oluşturulan PVA-ECC ve HTPP-ECC'lerin kıyaslama sonuçlarına göre: HTPP-ECC'lere kıyasla, PVA-ECC'lerin taze Bha değerleri daha yüksektir. S/B oranının arttırılması ve mineral katkı olarak YFC yerine UK kullanılması bu sonuçları tetikleyici etki göstermiştir. Tüm Bha değerleri 1800 kg/m^3'ün altındadır. HTPP-ECC'nin PVA-ECC'ye kıyasla çekme şekil değişim kapasiteleri daha yüksek ancak çekme dayanımları daha düşüktür. Çekme tepe noktası tokluk değerlerine mineral katkı türü etkili olmuştur. YFC içeren kompozitlerde HTPP-ECC ve UK içerenlerde PVA-ECC'ye ait tepe noktası tokluk değerleri daha yüksektir. S/B oranı artışı (0,31'den 0,34'e); PVA-ECC'nin çekme performası ve numuneler arasındaki değişkenliğin artmasına neden olurken, HTPP-ECC'lerde önemli bir etkisi olmadığı gözlemlenmiştir. Çatlak analizlerine göre, PVA-ECC'ye kıyasla, HTPP-ECC'nin çatlak sayıları daha az ve çatlak genişlikleri daha fazladır. Ayrıca kompozitlerde mineral katkı maddesi olarak YFC yerine UK kullanıldığında, PVA-ECC'de çatlak sayılarının arttığı ve çatlak genişliklerinin azaldığı, ancak HTPP-ECC'de hem çatlak sayısının hem de genişliğinin azaldığı tespit edilmiştir. PVA-ECC'ye kıyasla HTPP-ECC'nin lif dağılım katsayısı ve kusur boyutları daha

yüksektir. UK içeren kompozitlerin, YFC içerenlere kıyasla lif dağılım katsayısını artırdığı ancak kusur boyutu açısından önemli bir etkisi olmadığı görülmüştür. HTPP-ECC'nin basınç dayanımları PVA-ECC'den %17-40 aralığında daha düşük olup, tüm kompozitlerin (S/B oranı) basınç dayanımları 30 MPa'ın üzerindedir. Lif dağılım katsayısı ile çekme birim şekil değişimi arasında belirli bir ilişki görülmezken, lif dağılım katsayısı ile çekme dayanımı arasında ters orantı belirlenmiştir. Kesitteki ortalama kusur boyutu ile çekme birim şekil değişimi arasında doğrusal ilişki olduğu, ancak kesitteki ortalama kusur boyutu ile çekme dayanımı ile ters orantılı bir ilişki görülmüştür. Basınç dayanımı artışıyla hem PVA-ECC hem de HTPP-ECC'de ilk çatlak dayanımı bir miktar artarken, çekme dayanımı, çekme birim şekil değişim kapasitesi ve tepe noktası tokluk değerlerinde belirgin bir değişim olmadığı görülmüştür. PSH_{Enerji} ve $PSH_{Dayanım}$ kriterleri basınç dayanımı ile azalma eğilimindedir ve bu durum HTPP-ECC'ye kıyasla, PVA-ECC'de daha belirgindir.

14.1.4 Maliyet, CO_2 Salınımı Ve Gömülü Enerji Bakımından Değerlendirme

ECC'ler bünyesinde iri agrega bulunmaması nedeniyle çimento oranındaki artışın yanısıra, liflerin yüksek birim fiyatları nedeniyle oldukça maliyetlidir. Toplam ECC maliyetine lif maliyetinin katkısı; HTPP lifi için %63-75, PVA lifi için %84-93 ve PE lifi için %84-95 mertebelerinde olduğu hesaplanmıştır. Üretilen ECC'lerin 1 m^3 malzeme maliyetleri dikkate alındığında, HTPP-ECC, PVA-ECC ve PE-ECC'ler arasında sırasıyla 1, 2,6-3,5 ve 5,3-7,0 oranların olduğu belirlenmiştir. ECC'lerin yüksek çimento içeriği nedeniyle CO_2 salınımları da geleneksel betondan yüksek olmaktadır. Geleneksel C30/37 betonuna kıyasla, HTPP-ECC karışımlar %43-69, PVA-ECC karışımlar %43-87 ve PE-ECC karışımlar %96-148 mertebelerinde daha yüksek CO_2 salınımlarına sahip olduğu hesaplanmıştır. Ancak çalışmada incelenen 20 ECC karışımdan 16'sına ait CO_2 salınımı değerleri, literatürde yaygın olarak bilinen "PVA-ECC M45" karışımına ait değerlerden daha düşüktür. incelenen ECC'lerin gömülü enerji değerleri ise, 3,1-5,7 GJ/m^3 aralığında olup, geleneksel C 30/37 betonun 2,14 ve "PVA-ECC M45" 'in 6,17 GJ/m^3'dür. ECC'lerin gömülü enerji değerlerinin yüksek olmasının nedeni, geleneksel betondan daha fazla çimento içeriğine sahip

olmaları ve lif üretiminden kaynaklanan yüksek enerji tüketimi ile açıklanabilir. ECC'lerin yüksek maliyet, CO_2 salınımı ve gömülü enerji değerleri oldukça yüksek görünmektedir. Ancak birim performans başına maliyet, CO_2 salınımı ve enerji tüketimleri incelendiğinde kullanılabilir seviyelere geldiği, hatta geleneksel C30/37 betona göre çekme düktilitesi amaçlı uygulamalarda oldukça avantajlı olduğu görülmüştür. Özelikle çekme şekil değişim kapasitesi, çekme tepe noktası tokluğu ve basınç dayanımları için birim maliyet ($/m^3), birim CO_2 salınımı (kg CO_2 / m^3) ve birim gömülü enerji (GJ/m^3) değerlerine göre literatürdeki "PVA-ECC M45" karışımından daha düşük değerlere sahip ECC kompozitler üretilebilmiştir.

14.2 Çalışmanın Mevcut Literatüre Katkıları

• ECC'de farklı polimerik lif türleri için uygun matris tasarımlarını seçmeye yönelik metodoloji tanımlanmıştır.

• S/B oranı ve mineral katkı türünün matris reolojik özelliklerine ve taze Bha'ya etkileri belirlenip lifli kompozit performansı ile ilişkisi tartışılmıştır.

• S/B oranı ve mineral katkı türünün çekme performansı üzerindeki birleşik etkisi araştırılmıştır.

• Aynı matrisler kullanılarak üretilen PE-ECC ile PVA-ECC ve PVA-ECC ile HTPP-ECC'lerin mikro mekanik tabanlı çekme performansları ve basınç dayanımları kıyaslanmıştır. Farklılıklara olası nedenleri ve etki mekanizmaları tartışılmıştır.

• Reolojik özellikler ve lif türünün lif ve kusur boyutu dağılımına etkileri irdelenmiş ve çekme performansına birleşik etkileri ortaya konulmuştur.

• ECC'lerin çekme tepe noktası için Dijital Görüntü Korelasyon tekniği ile hem ortalama çatlak genişliği, hem de çatlak genişliği histogramları belirlenmiş ve kıyaslanmıştır.

• HTPP-ECC'lerde birim şekil değişimi artışıyla çatlak sayısı ve genişliği takibi gerçekleştirilmiştir.

• Çekme performansı ile basınç dayanımı arasındaki ilişkiler araştırılmıştır.

• PSH kriterleri-çekme performansı ve PSH kriterleri-basınç dayanımı arasındaki ilişkiler incelenmiştir.

14.3 Öneriler

UK'nın uzun süreli puzolanik reaksiyonu ve YFC'nin yavaş hidrolik aktivitesi nedeniyle, yüksek miktarda UK ve YFC içeren ECC'nin uzun vadeli çekme performansının (90 güne kadar) araştırılması gereklidir. Ayrıca başta HTPP lifli kompozitler olmak üzere PE ve PVA lifli kompozitlerin uzun vadeli dayanıklılık performansı üzerine az sayıda çalışma yapılmıştır.

Bu çalışmada kullanılandan farklı mineral katkılar (pirinç kabuğu külü, diğer puzolanlar ve cam tozları), HTPP lifli ECC'lerin geliştirilmesinde değerlendirilebilir. Bu malzemelerin kullanımı, üretim maliyetini düşürülebilir ve çevresel faydaları arttırılabilir. Ayrıca, mineral katkıların kombinasyonu dayanıklılık üzerinde de olumlu etkilere sahip olabilir.

HTPP-ECC'de dayanım kriterinin ($PSH_{Dayanım}$) yetersizliğini çözmek için lif yüzeyinde bazı mofikasyonlara gerçekleştirilerek lif-matris arayüzey bağı güçlendirilebilir. Böylece HTPP-ECC'nin çekme performansının arttırılacağı düşünülmektedir.

Kusur boyut dağılımının PSH kriterlerine dahil edilmesinin ECC için geliştirilen mikro mekanik analizi daha da güçlendireceği öngörülmektedir.

Aynı karışımdan üretilen ECC numunelerinde oldukça farklı çekme performansları oluşabilmektedir. Bu değişkenliği ortadan kaldırılması için yeni tasarım yöntemleri geliştirilmelidir. Ayrıca ECC'lerin büyük ölçekli üretimi için, farklı karışım hacmi büyüklükleri arasında mekanik özelliklerin tutarlılığını doğrulamak açısından mekanik deneyler yapılmalıdır.

Çalışma kapsamında mikro mekanik teorinin doygun çoklu çatlak davranışı için önerilen $PSH_{Dayanım}$ ve PSH_{Enerji} kriterleri sağlanmasına rağmen, geliştirilen çoğu ECC'de doygun çoklu çatlak davranışının sağlanmadığı görülmüştür. Bu nedenle söz konusu PSH kriterleri revize edilmelidir.

İnşaat sektöründe ECC'ler için onay almak ve ECC uygulamalarının tasarımını, yapımını ve bakımını standart hale getirmek için, uygulayıcı mühendisler için bir tasarım kodu gereklidir. Bugüne kadar, yalnızca Japonya İnşaat Mühendisleri Derneği SHCC'ler (Strain Hardening Cementitious Composites) için böyle bir belge yayınlamıştır (Yokota, Rokugo ve Sakata, 2008). Çeşitli kuruluşlar tarafından kolayca değiştirilebilen ve benimsenebilen bir model kodun (Eurocode'a benzer) geliştirilmesi uygulama açısından oldukça faydalı olacaktır. Bu nedenle, öncelikle literatürdeki araştırma sonuçları daha fazla teyit edilmeli ve sonrasında farklı kuruluşların uzmanları arasında daha fazla iletişim sağlanmalıdır. Özellikle literatürde ECC'nin dayanıklılık üzerine çatlak genişliğinin değerlendirilmesinde oldukça farklı yaklaşımlar bulunmaktadır. Oluşturulacak standartlarda çatlak genişliğinin belirlenme yöntemi net bir şekilde belirtilmelidir. Ancak ECC'lerin malzeme seviyesinden ziyade yapısal seviyedeki performansı (çekme şekil değişim kapasitesi, maksimum çatlak genişliği vb.) nicel olarak belirlenmelidir. ECC yapıları için bir standardın geliştirilmesi açısından önemlidir.

Başta PE lif olmak üzere PVA ve HTPP liflerin üretim maliyetlerinin düşürülmesi ve yüksek oranlarda üretilmesi sağlanmalıdır. Bu bağlamda yerel lif üreticileri lif tasarımı için teşvik edilmelidir. Ayrıca, ECC'lerin mekanik özelliklerini korurken malzeme maliyetini düşürmek için diğer uygun maliyetli lifler araştırılmalıdır. Ancak bu şekilde büyük ölçekli uygulamaları gerçekleştirilebilir.

ECC'lerin yeni yapılarda yaygın olarak kullanılması için zamana bağlı dayanıklılık performansının belirlenmesinde güvenilir sayısal simülasyona ihtiyaç vardır. Bu amaca yönelik mevcut çalışmalar çok sınırlı olduğundan bu konuda daha fazla araştırma yapılabilir.

ECC'lerin üstün dayanıklılık özelliklerini yapılarda tam olarak kullanmak için kapsamlı bir performansa dayalı dayanıklılık tasarım çerçevesi gereklidir. Altmann, Sickert, Mechtcherine ve Kaliske (2012a, 2012b), ECC'lere klorür girişini değerlendirmek için bir yaklaşım önererek böyle bir tasarım konseptine doğru ilk adımı atsa da, henüz bu konudaki çabalar oldukça sınırlıdır.

Bu çalışmadaki maliyet değerlendirmesinde sadece ham madde birim fiyatları dikkate alınmıştır. Maliyet değerlendirmesi, Yaşam Döngüsü Maliyetine (Life-Cycle Costing (LCC)) dayalı olarak yapılmalıdır. LCC çerçevesi, bir ürün sistemiyle ilişkili maliyetleri belirlemek için Yaşam Döngüsü Değerlendirmesi (Life-Cycle Assessment (LCA)) çerçevesinde birçok girdi ve çıktı kullandığından LCC, LCA ile entegre edilebilir.

Bu çalışmadaki Malzeme Sürdürülebilirlik Göstergeleri (Material Sustainability Indicators (MSIs)) karşılaştırması yalnızca ham madde açısından dikkate alınmıştır. Çevresel etkinin gerçek değerlendirmesi, LCA'ye (ISO, 2006) dayalı olarak değerlendirilmelidir. Bugüne kadar, LCA modelleme yaklaşımı yalnızca Keoleian ve diğer., (2005) tarafından bağlantı döşemeli köprü güvertesi için benimsenmiştir; ECC uygulamalarının daha fazla LCA gerçekleştirilebilir.

Ultra yüksek yüksek çekme dayanımlı (>20 MPa) ve ultra yüksek çekme şekil değişim kapasitesine (>%8) sahip uygun maliyetli ECC'lerin geliştirilmesine yönelik daha fazla çalışma, yapısal güçlendirme ve onarım gibi yeni uygulamalar için fırsatlar yaratabilir.

3 boyutlu beton teknolojisinin en büyük zorluklarından birisi donatılandırmadır. Bu nedenle yüksek şekil değişim kapasitesi gösteren ECC'lerin kullanımının 3 boyutlu beton teknolojisi için potansiyel bir çözüm olabileceği düşünülmektedir.

ECC davranışı birçok parametre etkilemektedir ve bu parametrelerin etkilerini değerlendirmek oldukça zor ve zaman alıcı olabilir. Literatürdeki bir çok çalışmanın sonucunu dikkate alan yapay zeka, derin öğrenme vb. yöntemlerin kullanılması, ECC'nin gelişimine katkı sağlayacağı düşünülmektedir.

KAYNAKLAR

ACI 213-14. (2014). *213R-14 Guide for Structural Lightweight-Aggregate Concrete*. *Concrete*.

Ahmad, S. ve Umar, A. (2018). Rheological and mechanical properties of self-compacting concrete with glass and polyvinyl alcohol fibres. *Journal of Building Engineering*, *17*(Şubat), 65–74. doi:10.1016/j.jobe.2018.02.002

Ahmed, S. F.U. ve Maalej, M. (2009). Tensile strain hardening behaviour of hybrid steel-polyethylene fibre reinforced cementitious composites. *Construction and Building Materials, 23*(1), 96-106. doi:10.1016/j.conbuildmat.2008.01.009

Ahmed, S., Maalej, M. ve Paramasivam, P. (2003). Strain-hardening behaviour of hybrid fibre reinforced cement composites. *Journal of Ferrocement , 33*(3), 172-182.

Ahmed, S F U ve Mihashi, H. (2010). Corrosion durability of strain hardening fibre-reinforced cementitious composites. *Australian Journal of Civil Engineering, 8*(1), 13-26. doi:10.1080/14488353.2010.11463959

Ahmed, S., Maalej, M. ve Paramasivam, P. (2007). Flexural responses of hybrid steel-polyethylene fiber reinforced cement composites containing high volume fly ash. *Construction and Building Materials, 21*(5), 1088-1097. doi:10.1016/j.conbuildmat.2006.01.002

Ahmed, S. ve Mihashi, H. (2011). Strain hardening behavior of lightweight hybrid polyvinyl alcohol (PVA) fiber reinforced cement composites. *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, *44*(6), 1179–1191. doi:10.1617/s11527-010-9691-8

Akkaya, Y., Shah, S. P. ve Ankenman, B. (2001). Effect of fiber dispersion on multiple

cracking of cement composites. *Journal of Engineering Mechanics, 127*(4), 311–316.

Akkaya, Y., Peled, A. ve Shah, S. P. (2000). Parameters related to fiber length and processing in cementitious composites. *Materials and Structures/Materiaux et Constructions, 33*(232), 515–524. doi:10.1007/bf02480529

Albostan, U. ve Kurç, Ö. (2016, Eylül). Application of 2D Digital Image Correlation: Three Points Flexure Test of Reinforced Concrete Beam. *12th International Congress on Advances in Civil Engineering. İstanbul.*

Allen, H. G. (1971). Stiffness and Strength of Two Glass-Fiber Reinforced Cement Laminates. *Journal of Composite Materials , 5*(2), 194-207. doi:10.1177/002199837100500205

Altmann, F., Sickert, J. U., Mechtcherine, V. ve Kaliske, M. (2012a). A fuzzy-probabilistic durability concept for strain-hardening cement-based composites (SHCCs) exposed to chlorides: Part 1: Concept development. *Cement and Concrete Composites , 34*(6), 754-762. doi:10.1016/j.cemconcomp.2012.02.014

Altmann, F., Sickert, J. U., Mechtcherine, V. ve Kaliske, M. (2012b). A fuzzy-probabilistic durability concept for strain-hardening cement-based composites (SHCC) exposed to chlorides: Part 2 - Application example. *Cement and Concrete Composites , 34*(6), 763-770. doi:10.1016/j.cemconcomp.2012.02.015

Altwair, N. M. ve Kabir, S. (2010, Haziran). Green concrete structures by replacing cement with pozzolanic materials to reduce greenhouse gas emissions for sustainable environment. *In 6th International Engineering and Construction Conference (IECC'6), Cairo, Mısır* (269-279).

Altwair, N. M., Megat Johari, M. A. ve Saiyid Hashim, S. F. (2012). Flexural performance of green engineered cementitious composites containing high

volume of palm oil fuel ash. *Construction and Building Materials, 37*, 518–525. doi:10.1016/j.conbuildmat.2012.08.003

Anonim (2021). Ankara üniversitesi 4. hafta açık ders notları. *https://acikders.ankara.edu.tr/pluginfile.php/62029/mod_resource/content/0/4. %20hafta.pdf*.

Aprianti S, E. (2017). A huge number of artificial waste material can be supplementary cementitious material (SCM) for concrete production – a review part II. *Journal of Cleaner Production, 142*, 4178-4194. doi:10.1016/j.jclepro.2015.12.115

Arisoy, B. ve Wu, H. C. (2008). Material characteristics of high performance lightweight concrete reinforced with PVA. *Construction and Building Materials, 22*(4), 635-645. doi:10.1016/j.conbuildmat.2006.10.010

Arık, M. T. (2011). *Effect of Aggregate Size and Amount on the Mechanical Properties of Engineered Cementitious Composites Incorporating Fly Ash.* Yüksek Lisans Tezi, Gaziantep Üniversitesi, Gaziantep.

ASCE. (2013). 2013 Report Card for America's Infrastructure. *In American Society of Civil Engineers*.

ASTM (2010). ASTM 618-19: Standard Specification for Coal Fly Ash and Raw or Calcined Natural Pozzolan for Use in Concrete. *Annual Book of ASTM Standards*, (C), 3–6. doi:10.1520/C0618-19.2

ASTM C311/C311M-18. (2018). Standard Test Methods for Sampling and Testing Fly Ash or Natural Pozzolans for Use in Portland Cement Concrete. *Annual Book of ASTM Standards*.

ASTM C494. (2013). ASTM C494 : Standard Specification for Chemical Admixtures for Concrete. *Annual Book of ASTM Standards*.

ASTM C989/C989M-14 (2014). Standard Specification for Slag Cement for Use in Concrete and Mortars. *Annual Book of ASTM Standards.*

ASTM E399-12 (2012). Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness KIc of Metallic Materials. *ASTM International*, 1–33. doi:10.1520/E0399-12.2

Atahan, H. N., Pekmezci, B. Y. ve Tuncel, E. Y. (2013). Behavior of PVA Fiber-Reinforced Cementitious Composites under Static and Impact Flexural Effects. *Journal of Materials in Civil Engineering*, *25*(10), 1438-1445. doi:10.1061/(asce)mt.1943-5533.0000691

Aveston, J., Cooper, G. A., ve Kelly, A. (1971). Single and Multiple Fracture. *Proceedings of Properties of Fiber Composites*, (15–24).

Aveston, J. ve Kelly, A. (1973). Theory of multiple fracture of fibrous composites. *Journal of Materials Science*, *8*(3), 352–362. doi:10.1007/BF00550155

Aveston, J., Mercer, R. A. ve Sillwood, J. M. (1974). Fibre reinforced cements-scientific foundations for specifications. In *National Physical Laboratory Conference Proceedings, Composite-Standards testing and design*, (93-103).

Bagherzadeh, R., Pakravan, H. R., Sadeghi, A. H., Latifi, M. ve Merati, A. A. (2012). An investigation on adding polypropylene fibers to reinforce lightweight cement composites (LWC). *Journal of Engineered Fibers and Fabrics*, *7*(4). doi:10.1177/155892501200700410

Banfill, P. F. G. (2003). The rheology of fresh cement and concrete-a review. In *Proceedings of the 11th International Cement Chemistry Congress, Durban*, *1*, 50-62.

Bang, J. W., Ganesh Prabhu, G., Jang, Y. Il ve Kim, Y. Y. (2015). Development of Ecoefficient Engineered Cementitious Composites Using Supplementary Cementitious Materials as a Binder and Bottom Ash Aggregate as Fine Aggregate. *International Journal of Polymer Science, 2015, 52-63*. doi:10.1155/2015/681051

Banyhussan, Q. S., Yıldırım, G., Bayraktar, E., Demirhan, S. ve Şahmaran, M. (2016). Deflection-hardening hybrid fiber reinforced concrete: The effect of aggregate content. *Construction and Building Materials, 125,* 41-52. doi:10.1016/j.conbuildmat.2016.08.020

Bao, Y., Xu, M., Soltan, D., Xia, T., Shih, A., Clack, H. L. ve Li, V. C. (2018, Eylül). Three-dimensional printing multifunctional engineered cementitious composites (ECC) for structural elements. *In RILEM International Conference on Concrete and Digital Fabrication* (115-128). Springer, Cham. doi:10.1007/978-3-319-99519-9_11

Bapat, J. D. (2012). *Mineral admixtures in cement and concrete*. New York: CRC Press. doi:10.1201/b12673

Bazant, Z. P. ve Planas., J. (1998). *Fracture and size effect in concrete and other quasibrittle structures*. Florida: *CRC press*.

Bentz, D. P. (2000). Fibers, percolation, and spelling of high-performance concrete. *Materials Journal, 97*(3), 351-359. doi:10.14359/9878

Berfield, T. A., Patel, J. K., Shimmin, R. G., Braun, P. V., Lambros, J. ve Sottos, N. R. (2007). Micro-and nanoscale deformation measurement of surface and internal planes via digital image correlation. *Experimental Mechanics, 47*(1), 51-62. doi:10.1007/s11340-006-0531-2

Bilici, Z. (2011). *Rheological Properties of Engineered Cementitious Composites*

Containing Fly Ash. Yüksek Lisans Tezi, Gaziantep Üniversitesi, Gaziantep.

Bjrn, A., La Monja, P. S. de, Karlsson, A., Ejlertsson, J. ve H., B. (2012). Rheological Characterization. *Biogas* (1. Baskı) içinde (63-76). Rijeka: In Tech. doi:10.5772/32596

Bolat, H., Şimşek, O., Çullu, M., Durmuş, G. ve Can, Ö. (2014). The effects of macro synthetic fiber reinforcement use on physical and mechanical properties of concrete. *Composites Part B: Engineering, 61,* 191-198. doi:10.1016/j.compositesb.2014.01.043

Boulekbache, B., Hamrat, M., Chemrouk, M. ve Amziane, S. (2010). Flowability of fibre-reinforced concrete and its effect on the mechanical properties of the material. *Construction and Building Materials, 24*(9), 1664-1671. doi:10.1016/j.conbuildmat.2010.02.025

Brinila Bright, B. N., Beer, M. S., Basith, P. A., Priyadharshan, H. T. (2018). Experimental Investigation on Bendable Concrete Using Natural and Artificial Fibres (Jute and Nylon). *International Research Journal of Engineering and Technology (IRJET), 05*(04).

Buttlar, W. G., Hill, B. C., Kim, Y. R., Kutay, M. E., Millien, A., Montepara, A., ve Wargo, A. (2014). Digital image correlation techniques to investigate strain fields and cracking phenomena in asphalt materials. *Materials and structures, 47*(8), 1373-1390. doi:10.1617/s11527-014-0362-z

Campello, E., Pereira, M. V. ve Darwish, F. (2014). The Effect of Short Metallic and Polymeric Fiber on the Fracture Behavior of Cement Mortar. *Procedia Materials Science, 3,* 1914-1921. doi:10.1016/j.mspro.2014.06.309

Çavdar, A. (2014). Investigation of freeze-thaw effects on mechanical properties of fiber reinforced cement mortars. *Composites Part B: Engineering , 58,* 463-472.

doi:10.1016/j.compositesb.2013.11.013

Chen, P. W., Fu, X. ve Chung, D. D. L. (1997). Microstructural and mechanical effects of latex, methylcellulose, and silica fume on carbon fiber reinforced cement. *ACI Materials Journal , 94*(2), 147-155. doi:10.14359/296

Chen, Y., Yu, J. ve Leung, C. K. Y. (2018). Use of high strength Strain-Hardening Cementitious Composites for flexural repair of concrete structures with significant steel corrosion. *Construction and Building Materials, 167*, 325–337. doi:10.1016/j.conbuildmat.2018.02.009

Chen, Z., Yang, Y. ve Yao, Y. (2013). Quasi-static and dynamic compressive mechanical properties of engineered cementitious composite incorporating ground granulated blast furnace slag. *Materials and Design , 44*, 500-508. doi:10.1016/j.matdes.2012.08.037

Cheyrezy, M., Dugat, J., Boivin, S., Orange, G. ve Froin, L. (2004). U.S. Patent No. 6,723,162. Washington, DC: U.S. Patent and Trademark Office.

Chinese Standard, G. 50011-2010. (2008). Code for seismic design of buildings. *National Standard of the People's Republic of China (NSPRC)*.

Choi, Jeong Il, Jang, S. Y., Kwon, S. J. ve Lee, B. Y. (2017). Tensile Behavior and Cracking Pattern of an Ultra-High Performance Mortar Reinforced by Polyethylene Fiber. *Advances in Materials Science and Engineering, 2017,* 1-10. doi:10.1155/2017/5383982

Choi, Jeong Il, Kim, H. K. ve Lee, B. Y. (2020). Mechanical and fiber-bridging behavior of slag-based composite with high tensile ductility. *Applied Sciences, 10*(12), 4300. doi:10.3390/app10124300

Choi, Jeong Il, Lee, B. Y., Ranade, R., Li, V. C. ve Lee, Y. (2016). Ultra-high-ductile

behavior of a polyethylene fiber-reinforced alkali-activated slag-based composite. *Cement and Concrete Composites, 70,* 153–158. doi:10.1016/j.cemconcomp.2016.04.002

Choi, Jeong Il, Nguyễn, H. H., Cha, S. L., Li, M. ve Lee, B. Y. (2021). Composite properties of calcium-based alkali-activated slag composites reinforced by different types of polyethylene fibers and micromechanical analysis. *Construction and Building Materials, 273,* 121760. doi:10.1016/j.conbuildmat.2020.121760

Choi, Jeong Il, Park, S. E., Nguyen, H. H., Cha, S. L. ve Lee, B. Y. (2019). Strain-Hardening and High-Ductile Behavior of Alkali-Activated Slag-Based Composites with Added Zirconia Silica Fume. *Materials, 12*(21), 3523. doi:10.3390/ma12213523

Choi, Jeong Il, Song, K. Il, Song, J. K. ve Lee, B. Y. (2016). Composite properties of high-strength polyethylene fiber-reinforced cement and cementless composites. *Composite Structures, 138,* 116-121. doi:10.1016/j.compstruct.2015.11.046

Choi, Jisun, Zi, G., Hino, S., Yamaguchi, K. ve Kim, S. (2014). Influence of fiber reinforcement on strength and toughness of all-lightweight concrete. *Construction and Building Materials, 69,* 381-389. doi:10.1016/j.conbuildmat.2014.07.074

Choi, S. J., Choi, J. Il, Song, J. K. ve Lee, B. Y. (2015). Rheological and mechanical properties of fiber-reinforced alkali-activated composite. *Construction and Building Materials, 96,* 112-118. doi:10.1016/j.conbuildmat.2015.07.182

Choi, W. C., Yun, H. Do, Cho, C. G. ve Feo, L. (2014). Attempts to apply high performance fiber-reinforced cement composite (HPFRCC) to infrastructures in South Korea. *Composite Structures, 109,* 211-223. doi:10.1016/j.compstruct.2013.10.027

Christopher K. Y. Leung. (1996). Design criteria for pseudoductile fiber-reinforced composites. *Journal of Engineering Mechanics, 122*(1), 10–18.

Chung, D. D. L. (2002). Improving cement-based materials by using silica fume. *Journal of Materials Science, 37*(4), 673-682. doi:10.1023/A:1013889725971

Chung, D. D. L. (2005). Dispersion of short fibers in cement. *Journal of Materials in Civil Engineering*, *17*(4), 379–383. doi:10.1061/(ASCE)0899-1561(2005)17:4(379)

Curbach, M. ve Jesse, F. (1999). High-Performance Textile-Reinforced Concrete. *Structural Engineering International*, *9*(4), 289-291. doi:10.2749/101686699780481745

Curosu, I., Liebscher, M., Mechtcherine, V., Bellmann, C. ve Michel, S. (2017). Tensile behavior of high-strength strain-hardening cement-based composites (HS-SHCC) made with high-performance polyethylene, aramid and PBO fibers. *Cement and Concrete Research*, *98*, 71–81. doi:10.1016/j.cemconres.2017.04.004

Curosu, I., Mechtcherine, V. ve Millon, O. (2016). Effect of fiber properties and matrix composition on the tensile behavior of strain-hardening cement-based composites (SHCCs) subject to impact loading. *Cement and Concrete Research, 82*, 23-35. doi:10.1016/j.cemconres.2015.12.008

Deitzel, J. M., McDaniel, P. ve Gillespie, J. W. (2017). High performance polyethylene fibers. *Structure and Properties of High-Performance Fibers* içinde (167-185). Sawston: Woodhead Yayıncılık. doi:10.1016/B978-0-08-100550-7.00007-3

Ding, Y., Liu, S., Zhang, Y. ve Thomas, A. (2008). The investigation on the workability of fibre cocktail reinforced self-compacting high performance concrete. *Construction and Building Materials*, *22*(7), 1462-1470.

doi:10.1016/j.conbuildmat.2007.03.034

Ding, Yao, Yu, J. tao, Yu, K. Q. ve Xu, S. lang. (2018a). Basic mechanical properties of ultra-high ductility cementitious composites: From 40 MPa to 120 MPa. *Composite Structures, 185,* 634–645. doi:10.1016/j.compstruct.2017.11.034

Ding, Yao, Yu, K., Mao, W. ve Zhang, S. (2021). Performance-enhancement of high-strength strain-hardening cementitious composite by nano-particles: Mechanism and property characterization. *Structural Concrete,* 1464-4177. doi:10.1002/suco.202000637

Ding, Yao, Yu, K. Q., Yu, J. tao ve Xu, S. lang. (2018b). Structural behaviors of ultra-high performance engineered cementitious composites (UHP-ECC) beams subjected to bending-experimental study. *Construction and Building Materials, 177,* 102–115. doi:10.1016/j.conbuildmat.2018.05.122

Domone, P. J., ve JIN, J. (1999). Properties of mortar for self-compacting concrete. *Proceedings of the 1st International RILEM Symposium on Self-Compacting Concrete* (Stockholm, 13-14 Eylül 1999) içinde (109–120).

Dyneema. (2021). Dyneema Customer Information Sheet. 01 Eylül 2021. *https://www.dsm.com/content/dam/dsm/dyneema/en_GB/Downloads/Case%20Studies/DSM_Dyneema_LP_Customer%20information%20sheet_180113.pdf*.

EFNARC. (2005). The European Guidelines for Self-Compacting Concrete. *BIBM, ve diğer., 22.*

Fallah, S. ve Nematzadeh, M. (2017). Mechanical properties and durability of high-strength concrete containing macro-polymeric and polypropylene fibers with nano-silica and silica fume. *Construction and Building Materials, 132,* 170-187. doi:10.1016/j.conbuildmat.2016.11.100

Fan, W., Zhuge, Y., Ma, X., Chow, C. W. K. ve Gorjian, N. (2020). Strain hardening behaviour of PE fibre reinforced calcium aluminate cement (CAC) – Ground granulated blast furnace (GGBFS) blended mortar. *Construction and Building Materials, 241,* 118100. doi:10.1016/j.conbuildmat.2020.118100

Felekoğlu, B. ve Keskinateş, M. (2016). Multiple cracking analysis of HTPP- ECC by digital image correlation method. *Computers and Concrete, 17*(6), 831-848. doi:10.12989/cac.2016.17.6.831

Felekoglu, B., Tosun-Felekoglu, K. ve Gödek, E. (2015). A novel method for the determination of polymeric micro-fiber distribution of cementitious composites exhibiting multiple cracking behavior under tensile loading. *Construction and Building Materials, 86,* 85-94. doi:10.1016/j.conbuildmat.2015.03.094

Felekoğlu, B., Tosun-Felekoğlu, K., Keskinateş, M. ve Gödek, E. (2016). A comparative study on the compatibility of PVA and HTPP fibers with various cementitious matrices under flexural loads. *Construction and Building Materials, 121,* 423-428. doi:10.1016/j.conbuildmat.2016.06.004

Felekoglu, B., Tosun-Felekoglu, K., Ranade, R., Zhang, Q. ve Li, V. C. (2014). Influence of matrix flowability, fiber mixing procedure, and curing conditions on the mechanical performance of HTPP-ECC. *Composites Part B: Engineering, 60,* 359–370. doi:10.1016/j.compositesb.2013.12.076

Felekoğlu, Burak, Tosun, K. ve Baradan, B. (2009). Effects of fibre type and matrix structure on the mechanical performance of self-compacting micro-concrete composites. *Cement and Concrete Research , 39*(11), 1023-1032. doi:10.1016/j.cemconres.2009.07.007

Feng, N. Q., Shi, Y. X. ve Hao, T. Y. (2000). Influence of ultrafine powder on the fluidity and strength of cement paste. *Advances in Cement Research, 12*(3), 89–95. doi:10.1680/adcr.2000.12.3.89

Ferraris, C. F., Brower, L., Ozyildirim, C., ve Daczko, J. (2000). Workability of self-compacting concrete. *In Proceedings of the PCI/FHWA/FIB International Symposium on High Performance Concrete* içinde (398–407). Precast/Prestressed Concrete Institute, Chicago, Amerika.

Ferraris, C. F. (1999). Measurement of the rheological properties of cement paste: a new approach. *In International RILEM Conference on the Role of Admixtures in High Performance Concrete* (333-342). RILEM Publications SARL.

Ferraris, C. F. (1999). Measurement of the rheological properties of high performance concrete: State of the art report. *Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology, 104*(5), 461. doi:10.6028/jres.104.028

Ferraris, C. F., Obla, K. H. ve Hill, R. (2001). The influence of mineral admixtures on the rheology of cement paste and concrete. *Cement and Concrete Research, 31*(2), 245–255. doi:10.1016/S0008-8846(00)00454-3

Fischer, G. ve Li, V. C. (2003). Effect of Matrix Ductility on Deformation Behavior of Steel- Reinforced ECC Flexural Members under Reversed Cyclic Loading Conditions. *ACI Structural Journal*, *100*(1), 25–35. doi:10.14359/12436

Flansbjer, M. ve Lindqvist, J. E. (2019). Meso Mechanical Study of Cracking Process in Concrete Subjected to Tensile Loading. *Nordic Concrete Research, 59*(1), 13–29. doi:10.2478/ncr-2018-0012

Flores-Johnson, E. A. ve Li, Q. M. (2012). Structural behaviour of composite sandwich panels with plain and fibre-reinforced foamed concrete cores and corrugated steel faces. *Composite Structures, 94*(5), 1555-1563. doi:10.1016/j.compstruct.2011.12.017

Franca, M. S. De. (2018). *Rheological behavior of engineered cementitious composites reinforced with PVA fibers*. Doktora Tezi, São Paulo Üniversitesi, São Paulo.

Frank, H. P. (1979). Fibre cements and fibre concretes, D. J. Hannant, wiley-interscience, New York, 1978, (ss. 219). *Journal of Polymer Science: Polymer Letters Edition, 17*(7), 464-465. doi:10.1002/pol.1979.130170714

Fraternali, F., Ciancia, V., Chechile, R., Rizzano, G., Feo, L. ve Incarnato, L. (2011). Experimental study of the thermo-mechanical properties of recycled PET fiber-reinforced concrete. *Composite Structures*, *93*(9), 2368–2374. doi:10.1016/j.compstruct.2011.03.025

Fu, X. ve Chung, D. D. L. (1998). Improving the bond strength of concrete to reinforcement by adding methylcellulose to concrete. *ACI Materials Journal, 95,* 601-608. doi:10.14359/402

Fukuyama, H., Matzuzaki, Y., Sato, Y., Iso, M., Suwada, H. (2000). Structural performance of engineered cementitious composite elements. *In Proceedings of 6th ASCCS Conference* içinde (ss. 969–976). ASCCS-6 Secretariat.

Gajewski, T. ve Garbowski, T. (2014). Calibration of concrete parameters based on digital image correlation and inverse analysis. *Archives of Civil and Mechanical Engineering, 14*(1), 170-180. doi:10.1016/j.acme.2013.05.012

Gao, S., Tian, W., Wang, L., Chen, P., Wang, X. ve Qiao, J. (2010). Comparison of the mechanics and durability of hybrid fiber reinforced concrete and frost resistant concrete in bridge deck pavement. In ICCTP 2010: Integrated Transportation Systems: Green, Intelligent, Reliable (ss. 2927-2935). doi:10.1061/41127(382)311

Gencel, O., Ozel, C., Brostow, W. ve Martínez-Barrera, G. (2011). Mechanical properties of self-compacting concrete reinforced with polypropylene fibres. *Materials Research Innovations*, *15*(3), 216–225. doi:10.1179/143307511X13018917925900

Gettu, R., Bazant, Z. P. ve Karr, M. E. (1990). Fracture properties and brittleness of high-strength concrete. *ACI Materials Journal , 87*(6), 608-618. doi:10.14359/2513

Gödek, E., Felekoğlu, B., Felekoğlu, K. T., Solmaz, N. (2015). Kalker Katkısı İkame Oranının Çimento Hamuru Reolojik Özelliklerine Etkisi. *Çimento ve Beton Dünyası*, *114*, 69–79.

Gödek, E., Tosun Felekoğlu, K., Keskinateş, M. ve Felekoğlu, B. (2017). Development of flaw tolerant fiber reinforced cementitious composites with calcined kaolin. *Applied Clay Science, 146,* 423-431. doi:10.1016/j.clay.2017.06.029

Gödek, Eren. (2016). *Pratikte Kullanılabilir Polimerik Lif Katkılı Ve Çimento Esaslı Kompozitlerin Geliştirilmesi*. Yüksek Lisans Tezi, Dokuz Eylül Üniversitesi, İzmir.

Gödek, Eren, Tosun Felekoğlu, K. ve Kun, M. (2019). A comparative study on the thermal insulation performance of unloaded and plastically deformed HTPP-ECC. *Journal of Thermal Science and Technology, 39*(1), 59-68.

Griffith;, A. A. ve Eng, M. (1920). VI. The phenomena of rupture and flow in solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character, 221*(582-593), 163-198. doi:10.1098/rsta.1979.0079

Grzybowski, M. ve Shah, S. P. (1990). Shrinkage cracking of fiber reinforced concrete. *ACI Materials Journal, 87*(2), 138-148.

Güneyisi, E., Gesoglu, M. ve Özbay, E. (2011). Permeation properties of self-consolidating concretes with mineral admixtures. *ACI Materials Journal, 108*(2). doi:10.14359/51682308

Guo, L. P. ve Lei, D. Y. (2016). Effect of Fiber Type and Fiber Hybrids on Strain-Hardening and Multiple Cracking Properties of the Ultra-High Performance Cementitious Composites Under Uniaxial Loads. *Key Engineering Materials, 711*, 187–194. doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.711.187

Haach, V. G., Vasconcelos, G. ve Loureno, P. B. (2011). Influence of aggregates grading and water/cement ratio in workability and hardened properties of mortars. *Construction and Building Materials, 25*(6), 2980–2987. doi:10.1016/j.conbuildmat.2010.11.011

Halvaei, M., Jamshidi, M., Latifi, M. (2013). Effect of Polymeric Fibers on Mechanical Properties of Engineered Cementitious Composite (ECC). *In Proceeding of the 12 th Asian Textile conference, 1775*.

Hamrat, M., Boulekbache, B., Chemrouk, M. ve Amziane, S. (2016). Flexural cracking behavior of normal strength, high strength and high strength fiber concrete beams, using Digital Image Correlation technique. *Construction and Building Materials, 106*, 678-692. doi:10.1016/j.conbuildmat.2015.12.166

Han, C. G., Han, M. C. ve Heo, Y. S. (2009). Improvement of residual compressive strength and spalling resistance of high-strength RC columns subjected to fire. *Construction and Building Materials, 23*(1), 107-116. doi:10.1016/j.conbuildmat.2008.01.011

He, S., Qiu, J., Li, J. ve Yang, E. H. (2017). Strain hardening ultra-high performance concrete (SHUHPC) incorporating CNF-coated polyethylene fibers. *Cement and Concrete Research, 98*(April), 50–60. doi:10.1016/j.cemconres.2017.04.003

Heo, Y. S., Sanjayan, J. G., Han, C. G. ve Han, M. C. (2010). Synergistic effect of combined fibers for spalling protection of concrete in fire. *Cement and Concrete Research , 40*(10), 1547-1554. doi:10.1016/j.cemconres.2010.06.011

Hill, J. ve Sharp, J. H. (2002). The mineralogy and microstructure of three composite cements with high replacement levels. *Cement and Concrete Composites*, *24*(2), 191–199. doi:10.1016/S0958-9465(01)00041-5

Hillerborg, A., Modéer, M. ve Petersson, P. E. (1976). Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. *Cement and Concrete Research* , *6*(6), 773-781. doi:10.1016/0008-8846(76)90007-7

Hiroshi, M., Kumilko, S., Noboru, S., Takenori, H. ve Keji, S. (2005). Application of Overlay Reinforcement Method on Steel Deck Utilizing Engineered Cementitious Composites -Mihara Bridge. *Bridge and Foundation Engineering, 39*(8), 88-91.

Hobbs, D. W. ve Helmuth, R. A. (1981). The effect of pulverized-fuel ash upon the workability of cement paste and concrete. *Magazine of Concrete Research, 32*(113), 219-226. doi:10.1680/macr.1981.33.117.227

Ikai, S., Reichert, J. R., Rodrigues, A. V. ve Zampieri, V. A. (2010). Asbestos-free technology with new high toughness polypropylene (PP) fibers in air-cured Hatschek process. *Construction and Building Materials*, *24*(2), 171–180. doi:10.1016/j.conbuildmat.2009.06.019

İnşaat Mühendisleri Odası (İMO). (2012). Beton Sınıfl arı ve Dayanımları (TS500). *https://www.imo.org.tr/resimler/dosya_ekler/e13632cdf2787a0_ek.pdf?tipi=84 &turu=X&sube=0*.

ISO. (2006). 14040: Environmental management–life cycle assessment—Principles and framework. *International organization for standardization*.

Jin, Q. ve Li, V. C. (2019). Development of lightweight engineered cementitious composite for durability enhancement of tall concrete wind towers. *Cement and*

Concrete Composites, 96, 87-94. doi:10.1016/j.cemconcomp.2018.11.016

Jing Yu ve Christopher K Y Leung. (2014). Strength Improvement of SHCC with Ultra-High Volumes of Fly Ash. *Proceedings of the 3rd International Conference on Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC3),* Delft, Hollanda (ss. 97-104).

Kalaycı, E., Avinç, O. O. ve Yavaş, A. (2016). YÜKSEK PERFORMANSLI POLİETİLEN (HPPE) LİFLERİ. *Marmara Fen Bilimleri Dergisi, 28*(1), 13-34. doi:10.7240/mufbed.51868

Kamal, A., Kunieda, M., Ueda, N. ve Nakamura, H. (2008). Evaluation of crack opening performance of a repair material with strain hardening behavior. *Cement and Concrete Composites, 30*(10), 863–871. doi:10.1016/j.cemconcomp.2008.08.003

Kamsuwan, T., Amornsakchai, T. ve Srikhirin, T. (2013). Mechanical behaviors of HDPE fiber reinforced cement mortar. *Advanced Materials Research* (Vol. 671, ss. 1893-1904). Trans Tech Publications Ltd. doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.671-674.1893

Kanda, T., ve Li, V. C. (1999a). A New Micromechanics Design Theory for Pseudo Strain Hardening cementitious composites. *Journal of engineering mechanics, 125*(4), 373-381.

Kanda, T., ve Li, V. C. (1999b). Effect of Apparent Strength and Fiber-Matrix Interface Properties on Crack Bridging in Cementitious Composites. *Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 125*(3), 290–299.

Kanda, T. (1998). *Design of engineered cementitious composites for ductile seismic resistant elements.* Doktora Tezi, Michigan Üniversitesi, Michigan.

Kanda, T. ve Li, V. C. (1998). Interface property and apparent strength of high-strength hydrophilic fiber in cement matrix. *Journal of Materials in Civil Engineering, 10*(1), 5–13. doi:10.1061/(ASCE)0899-1561(1998)10:1(5)

Kanda, T. ve Li, V. C. (1999). Effect of Fiber Strength and Fiber-Matrix Interface on Crack Bridging in Cement Composites. *Journal of Engineering Mechanics, 125*(3), 290-299. doi:10.1061/(asce)0733-9399(1999)125:3(290)

Kanda, T. ve Li, V. C. (2006). Practical design criteria for saturated pseudo strain hardening behavior in ECC. *Journal of Advanced Concrete Technology*, *4*(1), 59–72. doi:10.3151/jact.4.59

Kang, S. T. ve Kim, J. K. (2011). The relation between fiber orientation and tensile behavior in an ultra high performance fiber reinforced cementitious composites (UHPFRCC). *Cement and Concrete Research*, *41*(10), 1001–1014. doi:10.1016/j.cemconres.2011.05.009

Kang, S. T., Lee, B. Y., Kim, J. K. ve Kim, Y. Y. (2011). The effect of fibre distribution characteristics on the flexural strength of steel fibre-reinforced ultra high strength concrete. *Construction and Building Materials, 25*(5), 2450-245. doi:10.1016/j.conbuildmat.2010.11.057

Kang, S. T., Lee, K. S., Choi, J. Il, Lee, Y., Felekoğlu, B. ve Lee, B. Y. (2016). Control of Tensile Behavior of Ultra-High Performance Concrete Through Artificial Flaws and Fiber Hybridization. *International Journal of Concrete Structures and Materials, 10*(3), 33-41. doi:10.1007/s40069-016-0155-6

Kaufmann, J. P., Winnefeld, F., Hesselbarth, D. ve Trindler, W. (2006). Evaluation of the consistency of fiber reinforced cementitious composites. *Materials and Structures, 39*(6), 645-654. doi:10.1617/sl1527-005-9016-5

Keoleian, G. A., Kendall, A., Dettling, J. E., Smith, V. M., Chandler, R. F., Lepech,

M. D. ve Li, V. C. (2005). Life cycle modeling of concrete bridge design: Comparison of engineered cementitious composite link slabs and conventional steel expansion joints. *Journal of Infrastructure Systems , 11*(1), 51-60. doi:10.1061/(ASCE)1076-0342(2005)11:1(51)

Keskinateş, M. ve Felekoğlu, B. (2018). The influence of mineral additive type and water/binder ratio on matrix phase rheology and multiple cracking potential of HTPP-ECC. *Construction and Building Materials, 173,* 508-519. doi:10.1016/j.conbuildmat.2018.04.038

Khan, M. I., Fares, G. ve Mourad, S. (2017). Optimized fresh and hardened properties of strain hardening cementitious composites: Effect of mineral admixtures, cementitious composition, size, and type of aggregates. *Journal of Materials in Civil Engineering*, *29*(10), 1–16. doi:10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0002039

Khoso, A. R., Fahim, M., Lal Mehgwar, S. ve Akhund, M. A. (2018). Experimental Analysis on Tensile Behavior of Engineered Cementitious Composite (ECC) using Polypropylene Fiber. *Civil Engineering Journal*, *4*(8), 1799. doi:10.28991/cej-03091112

Kim, B., Boyd, A. J., Kim, H. S. ve Lee, S. H. (2015). Steel and synthetic types of fibre reinforced concrete exposed to chemical erosion. *Construction and Building Materials, 93,* 720-728. doi:10.1016/j.conbuildmat.2015.06.023

Kim, B., Boyd, A. J. ve Lee, J. Y. (2011). Effect of transport properties of fiber types on steel reinforcement corrosion. *Journal of Composite Materials, 45*(8), 949-959. doi:10.1177/0021998310380286

Kim, D. joo, Naaman, A. E. ve El-Tawil, S. (2008). Comparative flexural behavior of four fiber reinforced cementitious composites. *Cement and Concrete Composites, 30*(10), 917-928. doi:10.1016/j.cemconcomp.2008.08.002

Kim, J. K., Kim, J. S., Ha, G. J. ve Kim, Y. Y. (2007). Tensile and fiber dispersion performance of ECC (engineered cementitious composites) produced with ground granulated blast furnace slag. *Cement and Concrete Research*, *37*(7), 1096–1105. doi:10.1016/j.cemconres.2007.04.006

Kim, J., Kim, Y. ve Kim, J. (2007). Diverse Application of ECC Designed with Ground Granulated Blast Furnace Slag. *International Journal of Concrete Structures and Materials*, *1*(1), 11–18. doi:10.4334/ijcsm.2007.1.1.011

Kim, S. B., Yi, N. H., Kim, H. Y., Kim, J. H. J. ve Song, Y. C. (2010). Material and structural performance evaluation of recycled PET fiber reinforced concrete. *Cement and Concrete Composites*, *32*(3), 232-240. doi:10.1016/j.cemconcomp.2009.11.002

Kim, Y. Y., Kim, J., Ha, G. J. ve Kim, J. (2009). *ECC Produced with Granulated Blast Furnace Slag.* 11 Şubat 2020, http://citeseerx.ist.psu.edu/viewdoc/download?doi=10.1.1.146.5213&rep=rep1&type=pdf.

Kobayashi, K. ve Cho, R. (1981). Flexural behaviour of polyethylene fibre reinforced concrete. *International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete*, *3*(1), 19-25. doi:10.1016/0262-5075(81)90019-1

Kobayashi, Koichi, Le Ahn, D. ve Rokugo, K. (2016). Effects of crack properties and water-cement ratio on the chloride proofing performance of cracked SHCC suffering from chloride attack. *Cement and Concrete Composites*, *69*, 18–27. doi:10.1016/j.cemconcomp.2016.03.002

Koçak, Y., Yılmaz, B., Uçar, A., Dorum, A., Koçak, Y., Yilmaz, B. ve Uçar, A. (2009). Yüksek Fırın Cürufunun Çimento Yüzey Özelliklerine Ve Hidratasyona Etkileri. *Dumlupınar Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi*, (019), 47-58.

Kong, H. J., Bike, S. G. ve Li, V. C. (2003). Constitutive rheological control to develop a self-consolidating engineered cementitious composite reinforced with hydrophilic poly(vinyl alcohol) fibers. *Cement and Concrete Composites*, *25*(3), 333–341. doi:10.1016/S0958-9465(02)00056-2

Kosmatka SH, Panarese WC, Kerkhoff B. (2002). *Design and Control of Concrete Mixtures* (15. Baskı). Skokie: Portland Cement Association.

Kozicki, J. ve Tejchman, J. (2007). Experimental investigations of strain localization in concrete using digital image correlation (DIC) technique. *Archives of Hydroengineering and Environmental Mechanics, 54*(1), 3-24.

Krenchel, H. ve Shah, S. (1985). Applications of polypropylene fibers in Scandinavia. *Concrete International, 7*(3), 32-34.

Krenchel, H. ve Stang, H. (1989). Stable Microcracking in Cementitious Materials. *Brittle Matrix Composites 2*, 20-33.. doi:10.1007/978-94-009-2544-1_2

Kumar, D., Roy, S. ve Sil, A. (2017). Effect of Partial Replacement of Cement by Silica Fume on Hardened Concrete. *International Journal of Emerging Technology and Advanced Engineering, 2*(8), 472-475.

Kunieda, M., Hussein, M., Ueda, N. ve Nakamura, H. (2010). Enhancement of crack distribution of UHP-SHCC under axial tension using steel reinforcement. *Journal of Advanced Concrete Technology*, *8*(1), 49–57. doi:10.3151/jact.8.49

Kunieda, M., Ogura, H., Ueda, N. ve Nakamura, H. (2011). Tensile fracture process of Strain Hardening Cementitious Composites by means of three-dimensional meso-scale analysis. *Cement and Concrete Composites*, *33*(9), 956–965. doi:10.1016/j.cemconcomp.2011.05.010

Kunieda, M. ve Rokugo, K. (2006). Recent progress on HPFRCC in Japan required

performance and applications. *Journal of Advanced Concrete Technology*, *4*(1), 19–33. doi:10.3151/jact.4.19

Lankard, D. R. (1985). Preparation, properties and applications of cement based composites containing 5-20 percent steel fiber reinforcement. *Steel Fiber Concrete*.

Le, T. T., Austin, S. A., Lim, S., Buswell, R. A., Gibb, A. G. F. ve Thorpe, T. (2012). Mix design and fresh properties for high-performance printing concrete. *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, *45*(8), 1221–1232. doi:10.1617/s11527-012-9828-z

Lee, B. Y., Kim, J. K., Kim, J. S. ve Kim, Y. Y. (2009). Quantitative evaluation technique of Polyvinyl Alcohol (PVA) fiber dispersion in engineered cementitious composites. *Cement and Concrete Composites*, *31*(6), 408–417. doi:10.1016/j.cemconcomp.2009.04.002

Lee, B. Y., Kim, J. K. ve Kim, Y. Y. (2010a). Prediction of ECC tensile stress-strain curves based on modified fiber bridging relations considering fiber distribution characteristics. *Computers and Concrete*, *7*(5), 455–468. doi:10.12989/cac.2010.7.5.455

Lee, B. Y., Kim, T. ve Kim, Y. Y. (2010b). Fluorescence characteristic analysis for discriminating fibers in cementitious composites. *Journal of Advanced Concrete Technology*, *8*(3), 337–344. doi:10.3151/jact.8.337

Lee, B. Y., Li, V. C. ve Kim, Y. Y. (2013). Polypropylene Fiber-Based Strain-Hardening Cementitious Composites. In *Proceedings of the 2013 World Congress on Advances in Structural Engineering and Mechanics (ASEM13), Jeju, Kore, Eylül,* 444–457.

Lee, S. J., Choi, T. J., Kang, J. W., Park, W. Y., Jang, I. Y. ve Won, J. P. (2013).

Manufacture and properties of a structural synthetic polymer fiber-containing nanoclay for concrete reinforcement. *Polymer Composites, 34*(10), 1698-1709. doi:10.1002/pc.22571

Lei, D. Y. ve Guo, L. P. (2017, Eylül). Physical and mechanical properties of ultra-high strength and high ductility cementitious composites. In *International Conference on Strain-Hardening Cement-Based Composites* (pp. 211-220). Springer, Dordrecht. doi:10.1007/978-94-024-1194-2_25

Lei, D. Y., Guo, L. P., Chen, B., Curosu, I. ve Mechtcherine, V. (2019). The connection between microscopic and macroscopic properties of ultra-high strength and ultra-high ductility cementitious composites (UHS-UHDCC). *Composites Part B: Engineering, 164*(August 2018), 144–157. doi:10.1016/j.compositesb.2018.11.062

Lepech, M. D. (2006). *A paradigm for integrated structures and materials design for sustainable transportation infrastructure*. Doktora tezi, Michigan Üniversitesi, Michigan.

Lepech, M. ve Li, V. C. (2005). *Water permeability of cracked cementitious composites*. 15 Eylül 2021, https://deepblue.lib.umich.edu/bitstream/handle/2027.42/84690/Lepech_ICF11.pdf?sequence=1.

Lepech, Michael D. ve Li, V. C. (2008). Large-scale processing of engineered cementitious composites. *ACI Materials Journal, 105*(4), 358. doi:10.14359/19897

Lepech, Michael D. ve Li, V. C. (2009). Water permeability of engineered cementitious composites. *Cement and Concrete Composites, 31*(10), 744–753. doi:10.1016/j.cemconcomp.2009.07.002

Leung, C. K. Y. ve Li, V. C. (1990). Applications of a two-way debonding theory to short fibre composites. *Composites , 21*(4), 305-317. doi:10.1016/0010-4361(90)90345-W

Lhoneux, B. de, Kalskopf, R., Kim, P., Li, V. C., Lin, Z., VIDTS, D., … WU, H.-C. (2002). Development of High Tenacity Polypropylene Fibres for Cementitious Composites. *JCI International Workshop on Ductile Fiber Reinforced Cementitious Composites (DFRCC） Application and Evaluation*, 121–131.

Li, V. C., ve Leung, C. K. (1992). Steady-state and multiple cracking of short random fiber composites. *Journal of engineering mechanics, 118*(11), 2246–2264.

Li, V. C., ve Wu, H. C. (1992). Conditions for pseudo strain-hardening in fiber reinforced brittle matrix composites. *Applied Mechanics Reviews, 45*(8), 390.

Li, V. C., Mishra, D. K., ve Wu, H. C. (1995). Matrix design for pseudo-strain-hardening fibre reinforced cementitious composites. *Materials and structures, 28*(10), 586-595.

Li, H., Xu, S. ve Leung, C. K. Y. (2009). Tensile and flexural properties of ultra high toughness cemontious composite. *Journal Wuhan University of Technology, Materials Science Edition*, *24*(4), 677–683. doi:10.1007/s11595-009-4677-5

Li, J., Qiu, J., He, S. ve Yang, E. H. (2018). Micromechanics-based design of strain hardening cementitious composites (SHCC). In *International Conference on Strain-Hardening Cement-Based Composites* (ss. 12-27). Springer, Dordrecht. doi:10.1007/978-94-024-1194-2_2

Li, L., Cai, Z., Yu, K., Zhang, Y. X. ve Ding, Y. (2019). Performance-based design of all-grade strain hardening cementitious composites with compressive strengths from 40 MPa to 120 MPa. *Cement and Concrete Composites*, *97*(January 2018), 202–217. doi:10.1016/j.cemconcomp.2019.01.001

Li, M. (2009). *Multi-scale design for durable repair of concrete structures*. Doktora tezi, Michigan Üniversitesi, Michigan.

Li, M. ve Li, V. C. (2011). High-early-strength engineered cementitious composites for fast, durable concrete repair-material properties. *ACI Materials Journal, 108*(1). doi:10.14359/51664210

Li, M. ve Li, V. C. (2013). Rheology, fiber dispersion, and robust properties of engineered cementitious composites. *Materials and Structures, 46*(3), 405–420. doi:10.1617/s11527-012-9909-z

Li, V. (2002). Advances in ECC Research. *ACI Special Publications, 206*, 373-400.

Li, V. (2006). Bendable Composites. *Structure*, (Temmuz), 45–48.

Li, V. C., Stang, H. ve Krenchel, H. (1993). Micromechanics of crack bridging in fibre-reinforced concrete. *Materials and Structures, 26*(8), 486–494. doi:10.1007/BF02472808

Li, V. C., Wang, Y. ve Backer, S. (1990). Effect of inclining angle, bundling and surface treatment on synthetic fibre pull-out from a cement matrix. *Composites, 21*(2), 132-140. doi:10.1016/0010-4361(90)90005-H

Li, V.C. ve Mishra, D. K. (1992). Micromechanics of fiber effect on the uniaxial compressive strength of cementitious composites. *In Fibre Reinforced Cement And Concrete. Proceedings of the 4th International Symposium Held by Rilem,* Sheffield Üniversitesi, 20-23 temmuz 1992, 400–414.

Li, V. C. (1993). From Micromechanics to Structural Engineering the Design of Cementitious Composites for Civil Engineering Applications. *Doboku Gakkai Ronbunshu, 1993*(471), 1-12. doi:10.2208/jscej.1993.471_1

Li, V. C. (2002). Reflections on the Research and Development of Engineered. *the JCI International Workshop on Ductile Fiber Reinforced Cementitious Composites (DFRCC)–Application and Evaluation*, 1–21.

Li, V. C. (2003). On Engineered Cementitious Composites (ECC). *Journal of Advanced Concrete Technology, 1*(3), 215–230. doi:10.3151/jact.1.215

Li, V. C. (2004). High performance fiber reinforced cementitious composites as durable material for concrete structure repair. *Restoration of Buildings and Monuments*, *10*(2), 163–180.

Li, V. C. (2007). Integrated structures and materials design. *Materials and Structures, 40*(4), 387-396. doi:10.1617/s11527-006-9146-4

Li, V. C. (2008). Engineered cementitious composite (ecc): Material, structural, and durability performance. *Concrete Construction Engineering Handbook, Second Edition*, 1001–1048.

Li, V. C. (2012). Tailoring ECC for Special Attributes: A Review. *International Journal of Concrete Structures and Materials*, *6*(3), 135–144. doi:10.1007/s40069-012-0018-8

Li, V. C., Lepech, M. ve Wang, S. (2004). Development of green engineered cementitious composites for sustainable infrastructure systems. 10 Mart 2021, https://deepblue.lib.umich.edu/bitstream/handle/2027.42/84801/ligreen.pdf?sequence=1.

Li, V. C. ve Leung, C. K. Y. (1992). Steady-state and multiple cracking of short random fiber composites. *Journal of Engineering Mechanics, 118*(11), 2246-2264. doi:10.1061/(ASCE)0733-9399(1992)118:11(2246)

Li, V. C., Mishra, D. K. ve Wu, H. C. (1995). Matrix design for pseudo-strain-

hardening fibre reinforced cementitious composites. *Materials and Structures, 28*(10), 586-595. doi:10.1007/BF02473191

Li, V. C. ve Qian, S. (2005). Suppression of Fracture Failure at Steel/Concrete Interaction Zones by Material Ductility in ECC. *Ann Arbor, 1001,* 48109-2125.

Li, V. C. ve Wang, S. (2006). Microstructure variability and macroscopic composite properties of high performance fiber reinforced cementitious composites. *Probabilistic Engineering Mechanics*, *21*(3), 201–206. doi:10.1016/j.probengmech.2005.10.008

Li, V. C., Wang, S. ve Wu, C. (2001). Tensile strain-hardening behavior or polyvinyl alcohol engineered cementitious composite (PVA-ECC). *ACI Materials Journal*, *98*(6), 483–492. doi:10.14359/10851

Li, V. C., Wu, C., Wang, S., Ogawa, A. ve Saito, T. (2002). Interface tailoring for strain-hardening polyvinyl alcohol-engineered cementitious composite (PVA-ECC). *ACI Materials Journal*, *99*(5), 463–472. doi:10.14359/12325

Li, V. C. ve Wu, H. C. (1992). Conditions for pseudo strain-hardening in fiber reinforced brittle matrix composites. *Applied Mechanics Reviews , 45*(8), 390. doi:10.1115/1.3119767

Li, V. C., Wu, H. C. ve Chan, Y. W. (1996). Effect of plasma treatment of polyethylene fibers on interface and cementitious composite properties. *Journal of the American Ceramic Society*, *79*(3), 700-704. doi:10.1111/j.1151-2916.1996.tb07932.x

Li, V. C. (1997). Engineered Cementitious Composites (ECC) – Tailored Composites through Micromechanical Modeling, Fiber Reinforced Concrete, Present and the Future. *Canadian Society for Civil Engineering*, 64-97.

Li, V. C ve Stang, H. (2004). 12. Elevating FRC material ductility to infrastrucure durability. In *6th RILEM Symposium on Fiber-Reinforced Concretes* (pp. 171-186). RILEM Publications SARL.

Li, Y., Guan, X., Zhang, C. ve Liu, T. (2020). Development of High-Strength and High-Ductility ECC with Saturated Multiple Cracking Based on the Flaw Effect of Coarse River Sand. *Journal of Materials in Civil Engineering, 32*(11), 04020317. doi:10.1061/(asce)mt.1943-5533.0003405

Lim, I., Chern, J. C., Liu, T. ve Chan, Y. W. (2012). Effect of ground granulated blast furnace slag on mechanical behavior of PVA-ECC. *Journal of Marine Science and Technology*, *20*(3), 319-324.

Lin, Z., ve Li, V. C. (1997). Crack Bridging in Fiber Reinforced Cementitious Composites with Slip-hardening Interfaces. *Journal of the Mechanics and Physics of Solid*s, 45(5), 763-787.

Lin, Z., Kanda, T., ve Li, V. C. (1999). On interface property characterization and performance of fiber reinforced cementitious composites. *Concrete Science and Engineering, 1*, 173-184.

Lin, C., Kayali, O., Morozov, E. V. ve Sharp, D. J. (2014). Influence of fibre type on flexural behaviour of self-compacting fibre reinforced cementitious composites. *Cement and Concrete Composites, 51,* 27-37. doi:10.1016/j.cemconcomp.2014.03.007

Lindström, S. B. ve Uesaka, T. (2009). A numerical investigation of the rheology of sheared fiber suspensions. *Physics of Fluids, 21*(8), 083301. doi:10.1063/1.3195456

Lionello, G. ve Cristofolini, L. (2014). A practical approach to optimizing the preparation of speckle patterns for digital-image correlation. *Measurement*

Science and Technology, 25(10), 107001. doi:10.1088/0957-0233/25/10/107001

Liu, H., Zhang, Q., Li, V., Su, H. ve Gu, C. (2017). Durability study on engineered cementitious composites (ECC) under sulfate and chloride environment. *Construction and Building Materials, 133*, 171–181. doi:10.1016/j.conbuildmat.2016.12.074

Liu, Y., Zhou, X., Lv, C., Yang, Y. ve Liu, T. (2018). Use of Silica Fume and GGBS to Improve Frost Resistance of ECC with High-Volume Fly Ash. *Advances in Civil Engineering, 2018*. doi:10.1155/2018/7987589

Löfgren, I. (2005). Fibre-reinforced concrete for industrial construction - A fracture mechanics approach to material testing and structural analysis. Doktora Tezi, Chalmers Teknoloji Üniversitesi, Göteborg/İsviçre.

Lu, C. ve Leung, C. K. Y. (2017). Theoretical evaluation of fiber orientation and its effects on mechanical properties in Engineered Cementitious Composites (ECC) with various thicknesses. *Cement and Concrete Research, 95*, 240–246. doi:10.1016/j.cemconres.2017.02.024

Lu, C., Li, V. C. ve Leung, C. K. Y. (2018). Flaw characterization and correlation with cracking strength in Engineered Cementitious Composites (ECC). *Cement and Concrete Research, 107*(Şubat), 64–74. doi:10.1016/j.cemconres.2018.02.024

Lu, C., Yu, J. ve Leung, C. K. Y. (2016). An improved image processing method for assessing multiple cracking development in Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC). *Cement and Concrete Composites, 74*, 191–200. doi:10.1016/j.cemconcomp.2016.10.005

Lu, G. ve Wang, K. (2010). Investigation into yield behavior of fresh cement paste: Model and experiment. *ACI Materials Journal, 107*(1), 12. doi:10.14359/51663459

Lu, G., Wang, K. ve Rudolphi, T. J. (2008). Modeling rheological behavior of highly flowable mortar using concepts of particle and fluid mechanics. *Cement and Concrete Composites, 30*(1), 1-12. doi:10.1016/j.cemconcomp.2007.06.002

Ma, H., Qian, S., Zhang, Z., Lin, Z. ve Li, V. C. (2015). Tailoring Engineered Cementitious Composites with local ingredients. *Construction and Building Materials, 101*(Part 1), 584–595. doi:10.1016/j.conbuildmat.2015.10.146

Maalej, M., ve Li, V. C. (1995). Introduction of Strain-Hardening Engineered Cementitious Composites in Design of Reinforced Concrete Flexural Members for Improved Durability. *ACI Structural Journal, 92*(2), 167-176. doi:10.14359/1150

Maalej, M., Hashida, T. ve Li, V. C. (1995). Effect of fiber volume fraction on the off-crack-plane fracture energy in strain-hardening engineered cementitious composites. *Journal of the American Ceramic Society, 78*(12), 3369-3375.

Maalej, M., Quek, S. T., Ahmed, S. F. U., Zhang, J., Lin, V. W. J. ve Leong, K. S. (2012). Review of potential structural applications of hybrid fiber Engineered Cementitious Composites. *Construction and Building Materials*, *36*, 216–227. doi:10.1016/j.conbuildmat.2012.04.010

Malhotra, V. M., Ramachandran, V. S., Feldman, R. F. ve A'itcin, P. C. (2018). *Condensed silica fume in concrete*. Raton: CRC Press. doi:10.1201/9781351070843

Marshall, D. B. ve Cox, B. N. (1988). A J-integral method for calculating steady-state matrix cracking stresses in composites. *Mechanics of Materials, 7*(2), 127–133. doi:10.1016/0167-6636(88)90011-7

Marshall, D. B., Cox, B. N. ve Evans, A. G. (1985). The mechanics of matrix cracking in brittle-matrix fiber composites. *Acta Metallurgica, 33*(11), 2013-2021.

doi:10.1016/0001-6160(85)90124-5

Martinie, L., Rossi, P. ve Roussel, N. (2010). Rheology of fiber reinforced cementitious materials: classification and prediction. *Cement and Concrete Research, 40*(2), 226-234. doi:10.1016/j.cemconres.2009.08.032

Mazaheripour, H., Ghanbarpour, S., Mirmoradi, S. H. ve Hosseinpour, I. (2011). The effect of polypropylene fibers on the properties of fresh and hardened lightweight self-compacting concrete. *Construction and Building Materials , 25*(1), 351-358. doi:10.1016/j.conbuildmat.2010.06.018

Mazzoli, A., Monosi, S. ve Plescia, E. S. (2015). Evaluation of the early-age-shrinkage of Fiber Reinforced Concrete (FRC) using image analysis methods. *Construction and Building Materials, 101,* 596-601. doi:10.1016/j.conbuildmat.2015.10.090

McCormick, N. ve Lord, J. (2012). Digital image correlation for structural measurements. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Civil Engineering, 165*(4), 185-190. Thomas Telford Ltd. doi:10.1680/cien.11.00040

Mechtcherine, V. (2012). Towards a durability framework for structural elements and structures made of or strengthened with high-performance fibre-reinforced composites. *Construction and Building Materials, 31,* 94-104.. doi:10.1016/j.conbuildmat.2011.12.072

Mehta, P. K. ve Monteiro, P. J. M. (2006). *Third Edition Prentice- Hall, Inc., Englewood Cliffs, NJ*. *Concrete: microstructure, properties, and materials (Third Edition)*. New York: McGraw-Hill Publishing.

Mihashi, H., de Barros Leite, J. P., Yamakoshi, S. ve Kawamata, A. (2007). Controlling fracture toughness of matrix with mica flake inclusions to design pseudo-ductile fibre reinforced cementitious composites. *Engineering Fracture Mechanics, 74*(1–2), 210–222. doi:10.1016/j.engfracmech.2006.01.016

Mirza, D. (2014). *Damage Tolerant Strengthening based on Engineered Cementitious Composites and Super-Elastic Reinforcement*. Doktora Tezi, Padova Üniversitesi, Padova.

Mobasher, B., Peled, A. ve Pahilajani, J. (2006). Distributed cracking and stiffness degradation in fabric-cement composites. *Materials and Structures, 39*(3), 317-331. doi:10.1617/s11527-005-9005-8

Maalej, M., ve Li, V. C. (1994). Flexural/tensile-strength ratio in engineered cementitious composites. *Journal of Materials in Civil Engineering, 6*(4), 513-528.

Moini, M., ve Lakizadeh, A. (2011). *Concrete workability: an investigation on temperature effects using artificial neural networks* (1. baskı). Birleşik Krallık: AuthorHouse.

Regourd, M. ve Hewlett, P. C. (2001). Cements made from blast furnace slag. *Lea's Chemistry of Cement and Concrete* (4th edition) içinde (637-678). Oxford: .Hewlett PC (ed) Butterworth-Heinemann.

Morton, J. ve Groves, G. W. (1976). The effect of metal wires on the fracture of a brittle-matrix composite. *Journal of Materials Science, 11*(4), 617-622. doi:10.1007/BF01209446

Mullineux, G. (2008). Non-linear least squares fitting of coefficients in the Herschel-Bulkley model. *Applied Mathematical Modelling*, *32*(12), 2538–2551. doi:10.1016/j.apm.2007.09.010

Muzenski, S., Flores-Vivian, I. ve Sobolev, K. (2015). Hydrophobic engineered cementitious composites for highway applications. *Cement and Concrete Composites*, *57*, 68-74. doi:10.1016/j.cemconcomp.2014.12.009

Muzenski, S. W. (2015). *The Design of High Performance and Ultra-High Performance Fiber Reinforced Cementitious Composites with Nano Materials*. Doktora Tezi, Wisconsin-Milwaukee Üniversitesi, Milwaukee.

Naaman, A. E., Argon, A. S. ve Moavenzadeh, F. (1973). A fracture model for fiber reinforced cementitious materials. *Cement and Concrete Research, 3*(4), 397-411. doi:10.1016/0008-8846(73)90078-1

Naaman, A. E. ve Reinhardt, H. W. (2006). Proposed classification of HPFRC composites based on their tensile response. *Materials and Structures*, *39*(289), 547–555. doi:10.1617/s11527-006-9103-2

Naaman, Antoine E. (1985). Fiber reinforcement for concrete. *Concrete International, 7*(3), 21-25.

Naaman, Antoine E. ve Homrich, J. R. (1989). Tensile stress-strain properties of SIFCON. *Materials Journal*, *8*6(3), 244-251. doi:10.14359/2443

Naaman, Antoine E. ve Shah, S. P. (1976). Pull-Out Mechanism in Steel Fiber-Reinforced Concrete. *Journal of the Structural Division, 102*(8), 1537-1548.

Naaman, Antoine E., Wongtanakitcharoen, T. ve Hauser, G. (2005). Influence of different fibers on plastic shrinkage cracking of concrete. *ACI Materials Journal, 102*(1), 49–58. doi:10.14359/14249

Nagabhushanam, M., Ramakrishnan, V. ve Vondran, G. (1989). Fatigue strength of fibrillated polypropylene fiber reinforced concretes. *Transportation Research Record, 1226,* 36-47.

Nematollahi, B., Sanjayan, J., Qiu, J. ve Yang, E. H. (2017). High ductile behavior of a polyethylene fiber-reinforced one-part geopolymer composite: A micromechanics-based investigation. *Archives of Civil and Mechanical*

Engineering, 17(3), 555-563. doi:10.1016/j.acme.2016.12.005

Nematollahi, B., Sanjayan, J. ve Shaikh, F. U. A. (2016). Matrix design of strain hardening fiber reinforced engineered geopolymer composite. *Composites Part B: Engineering, 89,* 253-265. doi:10.1016/j.compositesb.2015.11.039

Neville, A. M. (2011). *Properties of Concrete* (4. baskı). London: Pitman Publishing.

Nghiem, H. L., Al Heib, M. ve Emeriault, F. (2015). Method based on digital image correlation for damage assessment in masonry structures. *Engineering Structures, 86,* 1-15. doi:10.1016/j.engstruct.2014.12.021

Nguyen, H., Carvelli, V., Adesanya, E., Kinnunen, P. ve Illikainen, M. (2018). High performance cementitious composite from alkali-activated ladle slag reinforced with polypropylene fibers. *Cement and Concrete Composites*, *90*, 150-160. doi:10.1016/j.cemconcomp.2018.03.024

Nguyen, H., Kinnunen, P., Carvelli, V., Mastali, M. ve Illikainen, M. (2019). Strain hardening polypropylene fiber reinforced composite from hydrated ladle slag and gypsum. *Composites Part B: Engineering*, *158*(Ocak 2018), 328–338. doi:10.1016/j.compositesb.2018.09.056

Nochaiya, T., Wongkeo, W. ve Chaipanich, A. (2010). Utilization of fly ash with silica fume and properties of Portland cement-fly ash-silica fume concrete. *Fuel, 89*(3), 768-774. doi:10.1016/j.fuel.2009.10.003

Ochi, T., Okubo, S. ve Fukui, K. (2007). Development of recycled PET fiber and its application as concrete-reinforcing fiber. *Cement and Concrete Composites, 29*(6), 448-455. doi:10.1016/j.cemconcomp.2007.02.002

Odian, G. (2004). *Principles of Polymerization* (4. baskı). Hoboken: John Wiley ve Sons. doi:10.1002/047147875x

Ohno, M. ve Li, V. C. (2014). A feasibility study of strain hardening fiber reinforced fly ash-based geopolymer composites. *Construction and Building Materials*, *57*, 163–168. doi:10.1016/j.conbuildmat.2014.02.005

Ozawa, K., Maekawa, K., Kunishima, M. ve Okamura, H. (1989). Development of high performance concrete based on the durability design of concrete structures. *Proceeding of the Second East - Asia and Pacific Conference on Structural Engineering and Construction, 1989.*

Özbay, E., Karahan, O., Lachemi, M., Hossain, K. M. A. ve Atis, C. D. (2013). Dual effectiveness of freezing-thawing and sulfate attack on high-volume slag-incorporated ECC. *Composites Part B: Engineering*, *45*(1), 1384–1390. doi:10.1016/j.compositesb.2012.07.038

Özyurt, N. (2006). *Corraleting Fiber Dispersion, Rheology and Mechanical Performance for Fiber-Reinforced Cement-Based Materials*. Doktora tezi, İstanbul Teknik Üniversitesi, İstanbul.

Ozyurt, N., Mason, T. O. ve Shah, S. P. (2007). Correlation of fiber dispersion, rheology and mechanical performance of FRCs. *Cement and Concrete Composites*, *29*(2), 70–79. doi:10.1016/j.cemconcomp.2006.08.006

Pakravan, H. R., Jamshidi, M. ve Latifi, M. (2013). Polymeric fibers pull-out behavior and microstructure as cementitious composites reinforcement. *Journal of the Textile Institute*, *104*(10), 1056–1064. doi:10.1080/00405000.2013.773124

Pakravan, Hamid Reza, Jamshidi, M. ve Latifi, M. (2016). Study on fiber hybridization effect of engineered cementitious composites with low- and high-modulus polymeric fibers. *Construction and Building Materials, 112,* 739-746. doi:10.1016/j.conbuildmat.2016.02.112

Pakravan, Hamid Reza ve Ozbakkaloglu, T. (2019). Synthetic fibers for cementitious

composites: A critical and in-depth review of recent advances. *Construction and Building Materials*, *207*, 491–518. doi:10.1016/j.conbuildmat.2019.02.078

Pan, Z., Wu, C., Liu, J., Wang, W. ve Liu, J. (2015). Study on mechanical properties of cost-effective polyvinyl alcohol engineered cementitious composites (PVA-ECC). *Construction and Building Materials*, *78*, 397–404. doi:10.1016/j.conbuildmat.2014.12.071

Park, C. K., Noh, M. H. ve Park, T. H. (2005). Rheological properties of cementitious materials containing mineral admixtures. *Cement and Concrete Research*, *35*(5), 842–849. doi:10.1016/j.cemconres.2004.11.002

Peacock, A. (2000). *Handbook of polyethylene: structures: properties, and applications* (1. baskı). New York: CRC press.

Peled, A., Cyr, M. F. ve Shah, S. P. (2000). High content of fly ash (class F) in extruded cementitious composites. *ACI Structural Journal*, *97*(5), 509–517. doi:10.14359/9283

Pereira, E B, Fischer, G., Barros, J. A. O. ve Lepech, M. (2010). Crack formation and tensile stress-crack opening behavior of Fiber Reinforced Cementitious Composites (FRCC). *In 7th International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures*, 1638-1647.

Pereira, Eduardo B., Fischer, G. ve Barros, J. A. O. (2012). Direct assessment of tensile stress-crack opening behavior of Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC). *Cement and Concrete Research*, *42*(6), 834–846. doi:10.1016/j.cemconres.2012.03.006

Peters, W. H. ve Ranson, W. F. (1982). Digital Imaging Techniques In Experimental Stress Analysis. *Optical Engineering*, *21*(3), 213427. doi:10.1117/12.7972925

Prabowo, H. (2009). *Fiber Reinforced Cementitious Composite Tailoring through 3D Lattice Fracture Simulations*. Yüksek Lisans Tezi, Delft Teknoloji Üniversitesi, Hollanda.

Pradhan, B. ve Bhattacharjee, B. (2009). Performance evaluation of rebar in chloride contaminated concrete by corrosion rate. *Construction and Building Materials , 23*(6), 2346-2356. doi:10.1016/j.conbuildmat.2008.11.003

Qian, S., Zhou, J., de Rooij, M. R., Schlangen, E., Ye, G. ve van Breugel, K. (2009). Self-healing behavior of strain hardening cementitious composites incorporating local waste materials. *Cement and Concrete Composites*, *31*(9), 613–621. doi:10.1016/j.cemconcomp.2009.03.003

Qiao, Z., Pan, Z., Xue, W. ve Meng, S. (2019). Experimental study on flexural behavior of ECC/RC composite beams with U-shaped ECC permanent formwork. *Frontiers of Structural and Civil Engineering*, *13*(5), 1271–1287. doi:10.1007/s11709-019-0556-0

Qudah, S. ve Maalej, M. (2014). Application of Engineered Cementitious Composites (ECC) in interior beam-column connections for enhanced seismic resistance. *Engineering Structures, 69*, 235-245. doi:10.1016/j.engstruct.2014.03.026

Ragalwar, K. A., Nguyen, H., Ranade, R., Heard, W. F., ve Williams, B. A. (2017). Influence of Distribution Modulus of Particle Size Distribution on Rheological and Mechanical Properties of Ultra-High-Strength SHCC Matrix. *In International Conference on Strain-Hardening Cement-Based Composites*, 221-229. Springer, Dordrecht.

Ranade, R., Stults, M. D., Lee, B. ve Li, V. C. (2012). Effects of fiber dispersion and flaw size distribution on the composite properties of PVA-ECC. In *High Performance Fiber Reinforced Cement Composites 6*, 107-114. Springer, Dordrecht.

Ranade, Ravi. (2014). *Advanced cementitious composite development for resilient and sustainable infrastructure*. Doktora Tezi, Michigan Üniversitesi, Michigan.

Ranade, Ravi, Li Prof., V. C., Stults, M. D., Heard, W. F. ve Rushing, T. S. (2013). Composite properties of high-Strength, high-Ductility concrete. *ACI Materials Journal*, *110*(4), 413–422. doi:10.14359/51685788

Ranade, Ravi, Li Prof., V. C., Stults, M. D., Rushing, T. S., Roth, J. ve Heard, W. F. (2013). Micromechanics of high-strength, high-ductility concrete. *ACI Materials Journal*, *110*(4), 375. doi:10.14359/51685784

Ranade, Ravi, Stults, M. D., Li, V. C., Rushing, T. S., Roth, J. ve Heard, W. F. (2011). Development of high strength high ductility concrete. *2nd International RILEM Conference on Strain Hardening Cementitious Composites (SHCC2-Rio)*, (Aralık), 1–8. RILEM Publications SARL.

Rashad, A. M. (2013). Alkali-activated metakaolin: A short guide for civil Engineer-An overview. *Construction and Building Materials, 41,* 751-765. doi:10.1016/j.conbuildmat.2012.12.030

Rath, B., Deo, S. ve Ramtekkar, D. G. (2015). A Review on Possibility of Sustainable engineered cement concrete. *UKIERI Concrete Congress - Concrete Research Driving Profit and Sustainability* (2. baskı) içinde 2349-2361.
Congress Collaborating Institutions. Hindistan

Rathod, J. D. ve Patodi, S. C. (2010). Interface tailoring of polyester-Type fiber in engineered cementitious composite matrix against pullout. *ACI Materials Journal*, *107*(2). doi:10.14359/51663574

Redon, C., Li, V. C., Wu, C., Hoshiro, H., Saito, T. ve Ogawa, A. (2001). Measuring and modifying interface properties of PVA fibers in ECC matrix. *Journal of materials in civil engineering*, *13*(6), 399–406.

Reinhardt, H. W., Krüger, M. ve Große, C. U. (2003). Concrete prestressed with textile fabric. *Journal of Advanced Concrete Technology, 1*(3), 231-239. doi:10.3151/jact.1.231

Robins, P., Austin, S. ve Jones, P. (2002). Pull-out behaviour of hooked steel fibres. *Materials and Structures, 35*(7), 434-442. doi:10.1007/bf02483148

Rokugo, K. (2018). Applications of SHCC in Japan – tools and tips for promoting its use. In *International Conference on Strain-Hardening Cement-Based Composites*, 671-680. Springer, Dordrecht. doi:10.1007/978-94-024-1194-2_77

Rokugo, K., Kanda, T., Yokota, H. ve Sakata, N. (2009). Applications and recommendations of high performance fiber reinforced cement composites with multiple fine cracking (HPFRCC) in Japan. *Materials and Structures, 42*(9), 1197-1208. doi:10.1617/s11527-009-9541-8

Rokugo, K., Kunieda, M. ve Lim, S. C. (2005). Patching repair with ECC on cracked concrete surface. *Proceedings of ConMat, 5*, 22-24.

Romeo, E. (2013). Two-dimensional digital image correlation for asphalt mixture characterisation: interest and limitations. *Road Materials and Pavement Design, 14*(4), 747-763. doi:10.1080/14680629.2013.815128

Roy, D. M. (1992). The effect of blast furnace slag and related materials on the hydration and durability of concrete. *American Concrete Institute, ACI Special Publication, 131,* 195-208.

Roy, M. (2011). *Development and Evaluation of High Performance Fiber Reinforced Concrete as a Repairing Material*. Yüksek lisans tezi, West Virginia Üniversitesi, Morgantown.

Şahmaran, M., Yücel, H. E., Demirhan, S., Arýk, M. T., ve Li, V. C. (2012). Combined

Effect of Aggregate and Mineral Admixtures on Tensile Ductility of Engineered Cementitious Composites. *ACI Materials Journal*, *109*(6), 627. doi:10.14359/51684160

Şahmaran, M., Bilici, Z., Ozbay, E., Erdem, T. K., Yucel, H. E. ve Lachemi, M. (2013). Improving the workability and rheological properties of Engineered Cementitious Composites using factorial experimental design. *Composites Part B: Engineering*, *45*(1), 356–368. doi:10.1016/j.compositesb.2012.08.015

Şahmaran, M., Erdem, T. K. ve Yaman, İ. Ö. (2012). *Sürdürülebilir Kalkınma İçin Mikro-Mekanik Olarak Tasarlanmış Şekil Değiştirme Sertleştirmesi Gösteren Yüksek Performanslı Lif Donatılı Çimento Esaslı Kompozitler*. Tübitak Proje No:108M495. Gaziantep

Şahmaran, M. ve Li, V. C. (2007). De-icing salt scaling resistance of mechanically loaded engineered cementitious composites. *Cement and Concrete Research*, *37*(7), 1035–1046. doi:10.1016/j.cemconres.2007.04.001

Şahmaran, M. ve Li, V. C. (2009). Durability properties of micro-cracked ECC containing high volumes fly ash. *Cement and Concrete Research*, *39*(11), 1033–1043. doi:10.1016/j.cemconres.2009.07.009

Şahmaran, M., Özbay, E., Yücel, H. E., Lachemi, M. ve Li, V. C. (2011). Effect of Fly Ash and PVA Fiber on Microstructural Damage and Residual Properties of Engineered Cementitious Composites Exposed to High Temperatures. *Journal of Materials in Civil Engineering*, *23*(12), 1735–1745. doi:10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000335

Said, S. H. ve Razak, H. A. (2015). The effect of synthetic polyethylene fiber on the strain hardening behavior of engineered cementitious composite (ECC). *Materials and Design*, *86*, 447–457. doi:10.1016/j.matdes.2015.07.125

Said, S. H., Razak, H. A. ve Othman, I. (2015). Flexural behavior of engineered cementitious composite (ECC) slabs with polyvinyl alcohol fibers. *Construction and Building Materials*, *75*, 176–188. doi:10.1016/j.conbuildmat.2014.10.036

Sakai, K. (2009). Towards environmental revolution in concrete technologies. *11th Annual International fib Symposium - Concrete: 21st Century Superhero: Building a Sustainable Future* içinde 1-12.

Sasmal, S. ve Avinash, G. (2016). Investigations on mechanical performance of cementitious composites micro-engineered with poly vinyl alcohol fibers. *Construction and Building Materials*, *128*, 136–147. doi:10.1016/j.conbuildmat.2016.10.025

Schatzmann, M., Bezzola, G. R., Fischer, P., Windhab, E. J. ve Minor, H. E. (2004). The ball measuring system—a new rheometric tool to determine the flow curve of large particle material. *In Swiss Group of Rheology Annual Meeting, Poster Session, Lausanne/Switzerland.*

Schatzmann, M., Fischer, P. ve Bezzola, G. R. (2003). Rheological behavior of fine and large particle suspensions. *Journal of Hydraulic Engineering*, *129*(10), 796–803. doi:10.1061/(ASCE)0733-9429(2003)129:10(796)

Schatzmann, M. (2005). Rheometry for large particle fluids and debris flows. Doktora tezi, İsviçre Federal Teknoloji Enstitüsü, Zürih.

Schreier, H., Orteu, J.-J. ve Sutton, M. A. (2009). *Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements*. New York: Springer US. doi:10.1007/978-0-387-78747-3

Secrieru, E., Mechtcherine, V., Schröfl, C. ve Borin, D. (2016). Rheological characterisation and prediction of pumpability of strain-hardening cement-based-composites (SHCC) with and without addition of superabsorbent polymers (SAP)

at various temperatures. *Construction and Building Materials*. doi:10.1016/j.conbuildmat.2016.02.161

Seyrek, Y. (2016). *Soğuk plazma tekniklerinin lifli kompozit performansina etkilerinin araştirilmasi*. Yüksek Lisans Tezi, Dokuz Eylül Üniversitesi, İzmir.

Shah, S. G. ve Kishen, J. M. C. (2011). Fracture Properties of Concrete-Concrete Interfaces Using Digital Image Correlation. *Experimental Mechanics, 51*(3), 303-313. doi:10.1007/s11340-010-9358-y

Shannag, M. J. (2000). High strength concrete containing natural pozzolan and silica fume. *Cement and Concrete Composites, 22*(6), 399-406. doi:10.1016/S0958-9465(00)00037-8

Sherir, M. A. A., Hossain, K. M. A. ve Lachemi, M. (2015). Structural performance of polymer fiber reinforced engineered cementitious composites subjected to static and fatigue flexural loading. *Polymers, 7*(7), 1299-1330. doi:10.3390/polym7071299

Shi, Y. X., Matsui, I. ve Guo, Y. J. (2004). A study on the effect of fine mineral powders with distinct vitreous contents on the fluidity and rheological properties of concrete. *Cement and Concrete Research , 34*(8), 1381-1387. doi:10.1016/j.cemconres.2003.12.031

Shih, M. H. ve Sung, W. P. (2013). Application of digital image correlation method for analysing crack variation of reinforced concrete beams. *Sadhana, 38*(4), 723-741. doi:10.1007/s12046-013-0141-5

Siddique, R. (2004). Properties of concrete incorporating high volumes of class F fly ash and san fibers. *Cement and Concrete Research, 34*(1), 37-42. doi:10.1016/S0008-8846(03)00192-3

Simões, T., Costa, H., Dias-da-Costa, D. ve Júlio, E. (2017). Influence of fibres on the mechanical behaviour of fibre reinforced concrete matrixes. *Construction and Building Materials, 137,* 548-556. doi:10.1016/j.conbuildmat.2017.01.104

Şimşek, S. (1997). *Lifli beton üzerine bir çalışma*. Yüksek Lisans Tezi, Gazi Üniversitesi, Ankara.

Sirijaroonchai, K., El-Tawil, S. ve Parra-Montesinos, G. (2010). Behavior of high performance fiber reinforced cement composites under multi-axial compressive loading. *Cement and Concrete Composites, 32*(1), 62-72. doi:10.1016/j.cemconcomp.2009.09.003

Skaryński, L. ve Tejchman, J. (2010). Calculations of fracture process zones on meso-scale in notched concrete beams subjected to three-point bending. *European Journal of Mechanics, A/Solids, 29*(4), 746-760. doi:10.1016/j.euromechsol.2010.02.008

Skarzyński, Kozicki, J. ve Tejchman, J. (2013). Application of DIC Technique to Concrete-Study on Objectivity of Measured Surface Displacements. *Experimental Mechanics, 53*(9), 1545-1559. doi:10.1007/s11340-013-9781-y

Solmaz, N. (2016). *Polimerik lif katkılı kompozitlerin deformasyon sertleşmesi davranışının incelenmesi*. Yüksek Lisans Tezi, Dokuz Eylül Üniversitesi, İzmir.

Soltan, D. G., das Neves, P., Olvera, A., Savastano Junior, H. ve Li, V. C. (2017). Introducing a curauá fiber reinforced cement-based composite with strain-hardening behavior. *Industrial Crops and Products, 103,* 1-12. doi:10.1016/j.indcrop.2017.03.016

Song, P. S., Hwang, S. ve Sheu, B. C. (2005). Strength properties of nylon- and polypropylene-fiber-reinforced concretes. *Cement and Concrete Research, 35*(8), 1546-1550. doi:10.1016/j.cemconres.2004.06.033

Soroushian, P., Nagi, M. ve Hsu, J. W. (1992). Optimization of the use of lightweight aggregates in carbon fiber reinforced cement. *ACI Materials Journal, 89*(3), 267-276. doi:10.14359/2587

Srinivasan, C. B., Lakshmi Narasimhan, N. ve Ilango, S. V. (2003). Development of rapid-set high-strength cement using statistical experimental design. *Cement and Concrete Research, 33*(9), 1287-1292. doi:10.1016/S0008-8846(03)00041-3

Stähli, P., Custer, R. ve Van Mier, J. G. M. (2008). On flow properties, fibre distribution, fibre orientation and flexural behaviour of FRC. *Materials and Structures, 41*(1), 189-196. doi:10.1617/s11527-007-9229-x

Su, N. ve Miao, B. (2003). A new method for the mix design of medium strength flowing concrete with low cement content. *Cement and Concrete Composites, 25*(2), 215–222. doi:10.1016/S0958-9465(02)00013-6

Sukontasukkul, P., Pomchiengpin, W. ve Songpiriyakij, S. (2010). Post-crack (or post-peak) flexural response and toughness of fiber reinforced concrete after exposure to high temperature. *Construction and Building Materials, 24*(10), 1967-1974. doi:10.1016/j.conbuildmat.2010.04.003

Suthiwarapirak, P., Matsumoto, T. ve Kanda, T. (2002). Flexural fatigue failure characteristics of an engineered cementitious composite and polymer cement mortars. *Doboku Gakkai Ronbunshu, 2002*(718), 121-134. doi:10.2208/jscej.2002.718_121

Svermova, L., Sonebi, M. ve Bartos, P. J. M. (2003). Influence of mix proportions on rheology of cement grouts containing limestone powder. *Cement and Concrete Composites, 25*(7), 737-749.. doi:10.1016/S0958-9465(02)00115-4

Tai, R. K. (Ricky) (2015). *Upscaling of Strain-Hardening Cementitious Composites*. Yüksek Lisans Tezi, Delft Teknoloji Üniversitesi, Delft.

Tangüler, M., Meral, C. ve Aslam, I. (2014). Early-Age Performance of Binary Fly Ash- Portland Cement Blends. *Eurasia 2014 Waste Management Symposium, 28-30 Nisan,* 1-10.

Thong, C. C., Teo, D. C. L. ve Ng, C. K. (2016). Application of polyvinyl alcohol (PVA) in cement-based composite materials: A review of its engineering properties and microstructure behavior. *Construction and Building Materials, 107,* 172-180. doi:10.1016/j.conbuildmat.2015.12.188

Topçu, I. B. ve Canbaz, M. (2007). Effect of different fibers on the mechanical properties of concrete containing fly ash. *Construction and Building Materials, 21*(7), 1486-1491. doi:10.1016/j.conbuildmat.2006.06.026

Torigoe, S., Horikoshi, T., Ogawa, A., Saito, T. ve Hamada, T. (2003). Study on Evaluation Method for PVA Fiber Distribution in Engineered Cementitious Composite. *Journal of Advanced Concrete Technology, 1*(3), 265–268. doi:10.3151/jact.1.265

Tosun-Felekoğlu, K., Felekoğlu, B., Ranade, R., Lee, B. Y. ve Li, V. C. (2014). The role of flaw size and fiber distribution on tensile ductility of PVA-ECC. *Composites Part B: Engineering, 56,* 536–545. doi:10.1016/j.compositesb.2013.08.089

Tosun-Felekoğlu, K., Gödek, E., Keskinateş, M. ve Felekoğlu, B. (2017). Utilization and selection of proper fly ash in cost effective green HTPP-ECC design. *Journal of Cleaner Production, 149,* 557–568. doi:10.1016/j.jclepro.2017.02.117

Tosun Felekoğlu, K. ve Gödek, E. (2019). Role of matrix structure and flaw size distribution modification on deflection hardening behavior of polyvinyl alcohol fiber reinforced engineered cementitious composites (PVA-ECC). *Journal of Central South University, 26*(12), 3279–3294. doi:10.1007/s11771-019-4252-y

Tosun, K., Felekoğlu, B. ve Baradan, B. (2012). Multiple cracking response of plasma treated polyethylene fiber reinforced cementitious composites under flexural loading. *Cement and Concrete Composites*, *34*(4), 508–520. doi:10.1016/j.cemconcomp.2011.12.001

Türker, P., Erdoğan, B., Katnaş, F. ve Yeğinobalı, A. (2009). Türkiye'deki Uçucu Küllerin Sınıflandırılması ve Özellikleri. *Türkiye Çimento Mühtahsilleri Birliği,* 20-34.

Türkiye Hazır Beton Birliği. (2021). 15 Şubat 2021, https://www.thbb.org/sektor/dunyada-sektor/.

Van Zijl, G. P. A. G., Wittmann, F. H., Oh, B. H., Kabele, P., Toledo Filho, R. D., Fairbairn, E. M. R., … Lepech, M. D. (2012). Durability of strain-hardening cement-based composites (SHCC). *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, *45*(10), 1447–1463. doi:10.1617/s11527-012-9845-y

Voigt, T., Bui, V. K. ve Shah, S. P. (2004). Drying shrinkage of concrete reinforced with fibers and welded-wire fabric. *ACI Materials Journal, 101*(3), 233-241. doi:10.14359/13119

Wang, S., ve Li, V. C. (2004). Tailoring of pre-existing flaws in ECC matrix for saturated strain hardening. *Proceedings of FRAMCOS-5, Vail, Colorado, USA* (Nisan 2004), 1005- 1012.

Wang, S. ve Li, V. C. (2007). Engineered cementitious composites with high-volume fly ash. *ACI Materials Journal, 104*(3), 233.

Wang, S. (2005). *Micromechanics based matrix design for engineered cementitious composites*. Doktora Tezi, Michigan Üniversitesi, Michigan.

Wang, S. ve Li, V. C. (2006). Polyvinyl alcohol fiber reinforced engineered

cementitious composites: material design and performances. *In International RILEM Workshop on High Performance Fiber Reinforced Cementitious Composites in Structural Applications* (65-73). RILEM Publications SARL.

Wang, Yichao, Zhang, Z., Yu, J., Xiao, J. ve Xu, Q. (2019). Using green supplementary materials to achieve more ductile ECC. *Materials, 12*(6), 858. doi:10.3390/ma12060858

Wang, Youjiang, Backer, S. ve Li, V. C. (1987). An experimental study of synthetic fibre reinforced cementitious composites. *Journal of Materials Science, 22*(12), 4281-4291. doi:10.1007/BF01132019

Wang, Youjiang, Li, V. C. ve Backer, S. (1987). Analysis of Synthetic Fiber Pull-Out from a Cement Matrix. *MRS Online Proceedings Library, 114*(1), 159-165. doi:10.1557/proc-114-159

Wang, Youjiang, Li, V. C. ve Backer, S. (1990). Tensile properties of synthetic fiber reinforced mortar. *Cement and Concrete Composites, 12*(1), 29–40. doi:10.1016/0958-9465(90)90033-T

Weimann, M B ve Li, V. C. (2003). Hygral Behavior of Engineered Cementitious Composites (ECC). *International Journal for Restoration of Buildings and Monuments, 9*(5), 513-534.

Weimann, Martin B. ve Li, V. C. (2003). Drying Shrinkage and Crack Width of Engineered Cementitious Composites (ECC). *Brittle Matrix Composites 7,* 37-46. Woodhead Publishing. doi:10.1016/B978-1-85573-769-3.50008-3

Wille, K. ve Naaman, A. E. (2010). Bond stress-slip behavior of steel fibers embedded in ultra high performance concrete. *Proceedings of 18th European Conference on Fracture and Damage of Advanced Fiber-Reinforced Cement-Based Materials,* 99-111.

Wong, W. M. (2018). *Compressive strength of rectangular columns made with ECC and confined with rectangular stirrups*. Yüksek Lisans Tezi, Alberta Üniversitesi, Alberta/Kanada.

Wu, H. C., ve Li, V. C. (1999). Fiber/cement interface tailoring with plasma treatment. *Cement and Concrete Composites, 21*(3), 205–212.

Wu, C. (2001). *Micromechanical tailoring of PVA-ECC for structural applications*. Doktora Tezi, Michigan Üniversitesi, Michigan.

Wu, H. C. ve Li, V. C. (1995). Stochastic Process of Multiple Cracking in Discontinuous Random Fiber Reinforced Brittle Matrix Composites. *International Journal of Damage Mechanics, 4*(1), 83-102. doi:10.1177/105678959500400105

Wu, H. C. ve Li, V. C. (1994). Trade-off between strength and ductility of random discontinuous fiber reinforced cementitious composites. *Cement and Concrete Composites, 16*(1), 23-29. doi:10.1016/0958-9465(94)90027-2

Wu, Q. ve An, X. (2014). Development of a mix design method for SCC based on the rheological characteristics of paste. *Construction and Building Materials, 53,* 642-651. doi:10.1016/j.conbuildmat.2013.12.008

Wu, Z. M., Rong, H., Zheng, J. J., Xu, F. ve Dong, W. (2011). An experimental investigation on the FPZ properties in concrete using digital image correlation technique. *Engineering Fracture Mechanics, 78*(17), 2978–2990. doi:10.1016/j.engfracmech.2011.08.016

Wunderlich, B. (2005). *Thermal analysis of polymeric materials* (1. Baskı). Berlin: Springer.

Xu, M. ve Wille, K. (2015). Fracture energy of UHP-FRC under direct tensile loading

applied at low strain rates. *Composites Part B: Engineering*, *80*, 116-125. doi:10.1016/j.compositesb.2015.05.031

Xu, S. L. ve Cai, X. R. (2010). Experimental study and theoretical models on compressive properties of ultrahigh toughness cementitious composites. *Journal of Materials in Civil Engineering* , *22*(10), 1067-1077. doi:10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000109

Yang, E. (2008). *Designing Added Functions in Engineered Cementitious Composites*. Doktora Tezi, Michigan Üniversitesi, Michigan.

Yang, E. H. ve Li, V. C. (2010). Strain-hardening fiber cement optimization and component tailoring by means of a micromechanical model. *Construction and Building Materials*, *24*(2), 130–139. doi:10.1016/j.conbuildmat.2007.05.014

Yang, E. H. ve Li, V. C. (2014). Strain-rate effects on the tensile behavior of strain-hardening cementitious composites. *Construction and Building Materials*, *52*, 96–104. doi:10.1016/j.conbuildmat.2013.11.013

Yang, E. H., Şahmaran, M., Yang, Y. ve Li, V. C. (2009). Rheological control in production of engineered cementitious composites. *ACI Materials Journal*, *106*(4), 357–366. doi:10.14359/56656

Yang, E. H., Wang, S., Yang, Y. ve Li, V. C. (2008). Fiber-bridging constitutive law of engineered cementitious composites. *Journal of Advanced Concrete Technology*, *6*(1), 181–193. doi:10.3151/jact.6.181

Yang, E. H., Yang, Y. ve Li, V. C. (2007). Use of high volumes of fly ash to improve ECC mechanical properties and material greenness. *ACI Materials Journal*, *104*(6), 620–628. doi:10.14359/18966

Yang, E. ve Li, V. C. (2006). A Micromechanical Model for Fiber Cement

Optimization and Component Tailoring. *In Proceedings of the 10th International Inorganic-Bonded Fiber Composites Conference*, San Paulo, Brazil, 15–18 Ekim 2006, 1–13.

Yang, J. ve Fischer, G. (2006). Simulation of the Tensile Stress-Strain Ehavior of Strain Hardening Cementitious Composites. *Measuring, Monitoring and Modeling Concrete Properties*, 25–31. doi:10.1007/978-1-4020-5104-3_3

Yang, Y., Gao, X., Deng, H., Yu, P. ve Yao, Y. (2010). Effects of water/binder ratio on the properties of engineered cementitious composites. *Journal Wuhan University of Technology, Materials Science Edition*, *25*(2), 298–302. doi:10.1007/s11595-010-2298-7

Yao, Y., Zhu, Y. ve Yang, Y. (2012). Incorporation superabsorbent polymer (SAP) particles as controlling pre-existing flaws to improve the performance of engineered cementitious composites (ECC). *Construction and Building Materials*, *28*(1), 139–145. doi:10.1016/j.conbuildmat.2011.08.032

Yap, S. P., Alengaram, U. J. ve Jumaat, M. Z. (2013). Enhancement of mechanical properties in polypropylene- and nylon-fibre reinforced oil palm shell concrete. *Materials and Design*, *49*, 1034-1041. doi:10.1016/j.matdes.2013.02.070

Yasir Alam, S. ve Loukili, A. (2010). Application of Digital Image Correlation to size effect tests of concrete. In *7th international conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures* (*FraMCoS-7*), 191-197.

Ye, B., Zhang, Y., Han, J. ve Pan, P. (2019). Effect of water to binder ratio and sand to binder ratio on shrinkage and mechanical properties of High-strength Engineered Cementitious Composite. *Construction and Building Materials*, *226*, 899–909. doi:10.1016/j.conbuildmat.2019.07.303

Yokota, H., Rokugo, K., ve Sakata, N. (2008). JSCE recommendations for design and

construction of high performance fiber reinforced cement composite with multiple fine cracks. *High Performance Fiber Reinforced Cement Composites; Springer: Tokyo, Japan*.

Yoo, D. Y., Kang, S. T., Lee, J. H. ve Yoon, Y. S. (2013). Effect of shrinkage reducing admixture on tensile and flexural behaviors of UHPFRC considering fiber distribution characteristics. *Cement and Concrete Research, 54*, 180-190. doi:10.1016/j.cemconres.2013.09.006

Yu, J. H. ve Li, V. C. (2009). Research on production, performance and fibre dispersion of PVA engineering cementitious composites. *Materials Science and Technology*, *25*(5), 651–656. doi:10.1179/174328408X327731

Yu, Jiangtao, Dong, F. ve Ye, J. (2020). Experimental study on the size effect of ultra-high ductile cementitious composites. *Construction and Building Materials*, *240*, 117963. doi:10.1016/j.conbuildmat.2019.117963

Yu, Jiangtao, Lin, J., Zhang, Z. ve Li, V. C. (2015). Mechanical performance of ECC with high-volume fly ash after sub-elevated temperatures. *Construction and Building Materials*, *99*, 82–89. doi:10.1016/j.conbuildmat.2015.09.002

Yu, Jing ve Leung, C. K. Y. (2017). Strength Improvement of Strain-Hardening Cementitious Composites with Ultrahigh-Volume Fly Ash. *Journal of Materials in Civil Engineering, 29(9), 05017003*. doi:10.1061/(asce)mt.1943-5533.0001987

Yu, Jing, Lu, C., Chen, Y. ve Leung, C. K. Y. (2018). Experimental determination of crack-bridging constitutive relations of hybrid-fiber Strain-Hardening Cementitious Composites using digital image processing. *Construction and Building Materials*, *173*, 359–367. doi:10.1016/j.conbuildmat.2018.03.185

Yu, Jing, Lu, C., Leung, C. K. Y. ve Li, G. (2017). Mechanical properties of green

structural concrete with ultrahigh-volume fly ash. *Construction and Building Materials*, *147*, 510–518. doi:10.1016/j.conbuildmat.2017.04.188

Yu, Jing, Yao, J., Lin, X., Li, H., Lam, J. Y. K., Leung, C. K. Y. ve Shih, K. (2018). Tensile performance of sustainable Strain-Hardening Cementitious Composites with hybrid PVA and recycled PET fibers. *Cement and Concrete Research*, *107*, 110-123. doi:10.1016/j.cemconres.2018.02.013

Yu, K., Li, L., Yu, J., Wang, Y., Ye, J. ve Xu, Q. F. (2018). Direct tensile properties of engineered cementitious composites: A review. *Construction and Building Materials*, *165*, 346–362. doi:10.1016/j.conbuildmat.2017.12.124

Yu, K., Li, L., Yu, J., Xiao, J., Ye, J. ve Wang, Y. (2018). Feasibility of using ultra-high ductility cementitious composites for concrete structures without steel rebar. *Engineering Structures*, *170*, 11–20. doi:10.1016/j.engstruct.2018.05.037

Yu, K. Q., Dai, J. G., Lu, Z. D. ve Poon, C. S. (2018). Rate-dependent tensile properties of ultra-high performance engineered cementitious composites (UHP-ECC). *Cement and Concrete Composites*, *93*, 218–234. doi:10.1016/j.cemconcomp.2018.07.016

Yu, K. Q., Yu, J. T., Dai, J. G., Lu, Z. D. ve Shah, S. P. (2018). Development of ultra-high performance engineered cementitious composites using polyethylene (PE) fibers. *Construction and Building Materials*, *158*, 217–227. doi:10.1016/j.conbuildmat.2017.10.040

Yu, K., Wang, Y., Yu, J. ve Xu, S. (2017). A strain-hardening cementitious composites with the tensile capacity up to 8%. *Construction and Building Materials*, *137*, 410–419. doi:10.1016/j.conbuildmat.2017.01.060

Yu, K., Yu, J. ve Lu, Z. (2018). Mechanical characteristics of ultra high performance strain hardening cementitious composites. In *International Conference on Strain-*

Hardening Cement-Based Composites (SHCC4), *15*, 230-237. Springer, Dordrecht. doi:10.1007/978-94-024-1194-2_27

Yun, H. Do, Kim, S. W., Lee, Y. O. ve Rokugo, K. (2011). Tensile behavior of synthetic fiber-reinforced strain-hardening cement-based composite (SHCC) after freezing and thawing exposure. *Cold Regions Science and Technology*, *67*(1–2), 49–57. doi:10.1016/j.coldregions.2011.02.002

Yunsheng, Z., Wei, S., Zongjin, L., Xiangming, Z., Eddie ve Chungkong, C. (2008). Impact properties of geopolymer based extrudates incorporated with fly ash and PVA short fiber. *Construction and Building Materials*, *22*(3), 370-383. doi:10.1016/j.conbuildmat.2006.08.006

Zdeb, T. ve Śliwiński, J. (2009). The influence of steel fibre content and curing conditions on mechanical properties and deformability of reactive powder concrete at bending. *In Proceedings of the 9th International Symposium on Brittle Matrix Composites, Warsaw/Polonya, 25–28 Ekim 2009, 33–42*.

Zeiml, M., Leithner, D., Lackner, R. ve Mang, H. A. (2006). How do polypropylene fibers improve the spalling behavior of in-situ concrete? *Cement and Concrete Research, 36*(5), 929-942. doi:10.1016/j.cemconres.2005.12.018

Zhan, K., Yu, J., Wang, Y. ve Yu, K. (2018). Development of cementitious composites with tensile strain capacity up to 10%. In *International Conference on Strain-Hardening Cement-Based Composites*, 147-153. Springer, Dordrecht 147–153.

Zhang, Jing, Maalej, M. ve Quek, S. T. (2007). Performance of Hybrid-Fiber ECC Blast/Shelter Panels Subjected to Drop Weight Impact. *Journal of Materials in Civil Engineering*, *19*(10), 855-863. doi:10.1061/(asce)0899-1561(2007)19:10(855)

Zhang, Jun, Gong, C., Guo, Z. ve Zhang, M. (2009). Engineered cementitious

composite with characteristic of low drying shrinkage. *Cement and Concrete Research, 39*(4), 303-312. doi:10.1016/j.cemconres.2008.11.012

Zhang, Junjie, Tan, H., Bao, M., Liu, X., Luo, Z. ve Wang, P. (2021). Low carbon cementitious materials: Sodium sulfate activated ultra-fine slag/fly ash blends at ambient temperature. *Journal of Cleaner Production, 280*, 124363. doi:10.1016/j.jclepro.2020.124363

Zhang, P. ve Li, Q. F. (2013). Effect of polypropylene fiber on durability of concrete composite containing fly ash and silica fume. *Composites Part B: Engineering, 45*(1), 1587-1594. doi:10.1016/j.compositesb.2012.10.006

Zhang, Q. ve Li, V. C. (2015). Development of durable spray-applied fire-resistive Engineered Cementitious Composites (SFR-ECC). *Cement and Concrete Composites, 60,* 10-16. doi:10.1016/j.cemconcomp.2015.03.012

Zhang, Q. ve Li, V. C. (2018). Micromechanics of an ultra lightweight engineered cementitious composite containing polymeric latex admixture. *In International Conference on Strain-Hardening Cement-Based Composites,* 70-78. Springer, Dordrecht. doi:10.1007/978-94-024-1194-2_8

Zhang, Z., Yuvaraj, A., Di, J. ve Qian, S. (2019). Matrix design of light weight, high strength, high ductility ECC. *Construction and Building Materials, 210,* 188–197. doi:10.1016/j.conbuildmat.2019.03.159

Zhang, Z. ve Zhang, Q. (2018). Matrix tailoring of Engineered Cementitious Composites (ECC) with non-oil-coated, low tensile strength PVA fiber. *Construction and Building Materials, 161,* 420–431. doi:10.1016/j.conbuildmat.2017.11.072

Zhao, Y., Qiu, J., Xing, J. ve Sun, X. (2020). Chemical activation of binary slag cement with low carbon footprint. *Journal of Cleaner Production, 267,* 121455.

doi:10.1016/j.jclepro.2020.121455

Zhou, Jiajia, Pan, J. ve Leung, C. K. Y. (2015). Mechanical Behavior of Fiber-Reinforced Engineered Cementitious Composites in Uniaxial Compression. *Journal of Materials in Civil Engineering, 27*(1), 04014111.. doi:10.1061/(asce)mt.1943-5533.0001034

Zhou, Jian, Qian, S., Beltran, M. G. S., Ye, G., Van Breugel, K. ve Li, V. C. (2010). Development of engineered cementitious composites with limestone powder and blast furnace slag. *Materials and Structures*, *43*(6), 803–814. doi:10.1617/s11527-009-9549-0

Zhou, Jian, Qian, S., Ye, G., Copuroglu, O., Van Breugel, K. ve Li, V. C. (2012). Improved fiber distribution and mechanical properties of engineered cementitious composites by adjusting the mixing sequence. *Cement and Concrete Composites*, *34*(3), 342–348. doi:10.1016/j.cemconcomp.2011.11.019

Zhou, S., Xie, L., Jia, Y. ve Wang, C. (2020). Review review of cementitious composites containing polyethylene fibers as repairing materials. *Polymers*, *12*(11), 2624. doi:10.3390/polym12112624

Zhou, Y., Xi, B., Yu, K., Sui, L. ve Xing, F. (2018). Mechanical properties of hybrid ultra-high performance engineered cementitous composites incorporating steel and polyethylene fibers. *Materials*, *11*(8), 1448. doi:10.3390/ma11081448

Zhu, H., Yu, K. ve Li, V. C. (2021). Sprayable engineered cementitious composites (ECC) using calcined clay limestone cement (LC3) and PP fiber. *Cement and Concrete Composites*, *115*, 103868. doi:10.1016/j.cemconcomp.2020.103868

Zhu, H., Zhang, D., Wang, T., Wu, H. ve Li, V. C. (2020). Mechanical and self-healing behavior of low carbon engineered cementitious composites reinforced with PP-fibers. *Construction and Building Materials*, *259*, 119805.

doi:10.1016/j.conbuildmat.2020.119805

Zhu, Y., Yang, Y. ve Yao, Y. (2012). Use of slag to improve mechanical properties of engineered cementitious composites (ECCs) with high volumes of fly ash. *Construction and Building Materials*, *36*, 1076–1081. doi:10.1016/j.conbuildmat.2012.04.031

Zhu, Y., Zhang, Z., Yang, Y. ve Yao, Y. (2014). Measurement and correlation of ductility and compressive strength for engineered cementitious composites (ECC) produced by binary and ternary systems of binder materials: Fly ash, slag, silica fume and cement. *Construction and Building Materials*, *68*, 192–198. doi:10.1016/j.conbuildmat.2014.06.080

Zijl, G. P. A. G. Van. (2011). *Durability of Strain-Hardening Fibre-Reinforced Cement-Based Composites (SHCC)* (Vol. 4). Springer Science ve Business Media. doi:10.1007/978-94-007-0338-4

Zukowski, B., de Andrade Silva, F. ve Toledo Filho, R. D. (2018). Design of strain hardening cement-based composites with alkali treated natural curauá fiber. *Cement and Concrete Composites*, *89*, 150–159. doi:10.1016/j.cemconcomp.2018.03.006

Zych, T. (2014). New Generation Cementitious Composites with Fibres − Properties and Application. *Technical Transactions, Architecture 15*, 85-102. doi:10.4467/2353737XCT.14.194.3282