

T.C.  
Niğde Üniversitesi  
Mühendislik Fakültesi

# MÜHENDİSLİK BİLİMLERİ DERGİSİ

Mehmet Ali KURT, Ümit YILDIRIM	TÜRKİYE'DE ASBEST YASAĞI VE BAZI İTHAL ÜRÜNLERDE ASBEST MİNERALLERİNİN ARAŞTIRILMASI	90-96 ARAŞTIRMA
Ebru YAZGAN, Doğan EROL	SİVİL PİLOT ADAYLARI İÇİN SEÇİM KRİTERLERİNİN BELİRLENMESİ	97-104 ARAŞTIRMA
Kutalmış GÜMÜŞ	KALİBRASYON BAZINDA FARKLI YÖNTEMLERİN MESAFE ÖLÇME HASSASİYETLERİNİN KARŞILAŞTIRILMASI	105-116 ARAŞTIRMA
Cengiz Duran ATIŞ, Okan KARAHAN, Cahit BİLİM, Fatih ÖZCAN, Umur Korkut SEVİM	SODYUM SÜLFAT İLE AKTİFLEŞTİRİLEN UÇUCU KÜL KATKILI HARÇLARIN ÖZELLİKLERİ	117-123 ARAŞTIRMA
Mustafa SARIDEMİR	ALKALİ İLE AKTİVE EDİLMİŞ ÖĞÜTÜLMÜŞ DIATOMİTLİ HARÇLARIN DAYANIM ÖZELLİKLERİ	124-134 ARAŞTIRMA
Metin Hakan SEVERCAN, İlker Fatih KARA, Kubilay AKÇAÖZOĞLU	DEĞİŞİK YÜKLEMELER ETKİSİ ALTINDA FARKLI DONATI ORANLARINA SAHİP BETONARME KİRİŞLERDE OLUŞAN DEPLASMANLARIN DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ	135-147 ARAŞTIRMA
Hakan ERDEM	BURULMA DÜZENSİZLİĞİNİN BETONARME KİRİŞLER VE KOLONLAR ÜZERİNE ETKİLERİ	148-156 ARAŞTIRMA
İlker Fatih KARA, Fatih CULLAZOĞLU, Metin Hakan SEVERCAN	ENİNE VE BOYUNA FRP DONATILI BETONARME KİRİŞLERİN KESME DAYANIMI	157-167 ARAŞTIRMA
Ahmet Alper ÖNER, Oğuz SORGUCU	HAVUZLU BALIK GEÇİDİ HİDROLİĞİNİN DENEYSEL İNCELENMESİ	168-176 ARAŞTIRMA
Murat ÇOBANER, Emin BABAYİĞİT, Bilal BABAYİĞİT	METEOROLOJİK VERİLER KULLANILARAK YERALTI SU SEVİYESİNİN GENETİK PROGRAMLAMA İLE TAHMİNİ	177-187 ARAŞTIRMA
Onur ARSLAN, Ahmet BİLGİL, Onur VESKE	STANDART YAĞIŞ İNDİSİ YÖNTEMİ İLE KIZILIRMAK HAVZASI'NIN METEOROLOJİK KURAKLIK ANALİZİ	188-194 ARAŞTIRMA
Turhan BİLİR	POMZA AGREGALI BETONLARIN ELASTİSİTE MODÜLLERİNİN TAHMİNİNDE BAZI AMPİRİK VE KOMPOZİT MODELLERİN PERFORMANSLARININ İNCELENMESİ	195-207 ARAŞTIRMA
Mustafa SARIDEMİR, İlker Fatih KARA	FİBERLE GÜÇLENDİRİLMİŞ SİLİS DUMANI İÇEREN BETONLARIN YARMADA ÇEKME DAYANIMININ GEP İLE TAHMİNİ	208-217 ARAŞTIRMA
Semiha AKÇAÖZOĞLU, Kubilay AKÇAÖZOĞLU	ATIK KİL PESTİLİ VE ATIK PET ŞİŞE KIRIKLARININ KOMPOZİT MALZEME ÜRETİMİNDE DEĞERLENDİRİLMESİ	218-226 ARAŞTIRMA
Zihni ZERİN, Zeki KARACA	ÜÇ TABAKALI HOMOJEN OLMAYAN ORTOTROP SİLİNDİRİK KABUKLARIN DOĞRUSAL DİNAMİK STABİLİTESİ	227-243 ARAŞTIRMA
Salih AKPINAR	ALÜMİNYUM OKSİT VE TİTANYUM DİOKSİT PARTİKÜL TAKVİYELİ YAPIŞTIRICILARLA BİRLEŞTİRİLMİŞ BAĞLANTILARIN MEKANİK ÖZELLİKLERİNİN DENEYSEL OLARAK BELİRLENMESİ	244-252 ARAŞTIRMA
Mustafa Merih ARIKAN	BİR LEVHA HADDEHANESİNDEKİ ÜST EĞME SİLİNDİRİ KOVANINDA OLUŞAN HASARIN ANALİZİ	253-259 ARAŞTIRMA

## **TÜRKİYE’DE ASBEST YASAĞI VE BAZI İTHAL ÜRÜNLERDE ASBEST MİNERALLERİNİN ARAŞTIRILMASI**

**Mehmet Ali KURT<sup>\*1</sup>, Ümit YILDIRIM<sup>2</sup>**

<sup>1</sup>Çevre Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, Mersin Üniversitesi, Mersin, Türkiye

<sup>2</sup>Jeoloji Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, Mersin Üniversitesi, Mersin, Türkiye

Geliş / Received: 21.04.2016

Düzeltilmelerin gelişi / Received in revised form: 12.06.2016

Kabul / Accepted: 13.06.2016

### **ÖZ**

Asbest, lifsi yapıda olup elektrik ve ısı yalıtım özelliğinden dolayı birçok teknolojik üründe kullanılan doğal bir silikat mineralidir. 3000’den fazla endüstriyel üründe kullanılan asbestin özellikle basınca dayanıklı su boruları, kaplama malzemeleri, contalar, fren balataları, çeşitli plastik ürünler, boyalar, filtreler, yüksek ısıya dayanıklı giysiler, kâğıt ürünleri ve uzay araçlarındaki kullanımı yaygındır. Başta Avrupa Birliği ülkeleri olmak üzere, gelişmiş birçok ülkede asbest içeren ürünlerin üretimi ve kullanımı insan sağlığına olumsuz etkilerinden dolayı yasaklanmıştır. Ancak asbestli ürünlerin üretiminin yasaklanmadığı bazı ülkelerde asbestli tüketim malları hala üretilmekte ve dünyanın çeşitli ülkelerine ihraç edilmektedir. Bu çalışma, 2011-2014 yılları arasında Çin Halk Cumhuriyeti’nden ülkemize ithalat yoluyla giriş yapan bazı ürünlerin asbest içeriklerinin belirlenmesi amacıyla yapılmıştır. Çalışma kapsamında değişik tür ve ebatta yapay çiçek, seramik vazo ve değişik araçlara ait fren balatalarının asbest içerip içermedikleri polarize ışık mikroskobu ve taramalı elektron mikroskobu teknikleri kullanılarak araştırılmıştır. Çalışma sonucunda yapay çiçek ve seramik vazoların asbest minerali içermediği, buna karşılık bazı araç fren balatalarının yüksek oranda asbest minerali içerdiği belirlenmiştir. Sonuç olarak, asbestli ürünlerin üretiminin ve uluslararası ticaretinin yasaklanması, başta akciğer ve akciğer zarı kanseri olmak üzere, birçok sağlık probleminin engellenmesi açısından büyük önem arz etmektedir.

**Anahtar Kelimeler:** Asbest yasağı, fren balatası, polarize ışık mikroskobu, taramalı elektron mikroskobu

## **ASBESTOS BAN IN TURKEY AND INVESTIGATION OF ASBESTOS MINERALS IN SOME IMPORTED PRODUCTS**

### **ABSTRACT**

Asbestos, a natural silicate mineral having a fibrous structure, is used in a lot of technological products due to its electrical and heat insulation properties. Asbestos is known to be used in more than 3000 industrial products, including pressure-resistant water pipes, coating materials, gaskets, brake pads, various plastic products, paints, filters, heat proof clothing, paper products and space crafts. Use and manufacturing of products containing asbestos have been banned in several developed nations, particularly in the European Union, due to its negative effects on the human health. Nevertheless, in some countries, where manufacturing of asbestos containing products have not been banned, consumer’s goods containing asbestos are still manufactured and exported to various parts of the world. The purpose of this study was to determine the presence of asbestos in some consumer’s goods entering in our country via importation from the People’s Republic of China between the years 2011-2014. Within the scope of this study, various types and sizes of artificial flowers, ceramic vases and brake pads belonging to different vehicles were investigated using polarized light microscope and scanning electron microscope to confirm the presence of asbestos. Results of this study have shown that artificial flowers and ceramic vases did not contain the asbestos minerals, on the contrary brake pads of some vehicles contained

\*Corresponding author / Sorumlu yazar. Tel.: +90 324 361 00 01; e-mail/e-posta: mehmetalikurt@gmail.com

*TÜRKİYE'DE ASBEST YASAĞI VE BAZI İTHAL ÜRÜNLERDE ASBEST MİNERALLERİNİN ARAŞTIRILMASI*

high percentage of asbestos minerals. As a result, ban of the manufacturing of products containing asbestos and their international trade have an utmost importance for prevention of various health-related problems, especially lung cancer and mesothelioma.

**Keywords:** Asbestos ban, brake lining, polarized light microscope, scanning electron microscope

## 1. GİRİŞ

Asbest mineralleri, lifsi bir yapıya sahip, magnezyum silikat, kalsiyum-magnezyum silikat, kompleks sodyum-demir silikat ve demir-magnezyum silikat bileşiminde bir mineral grubudur [1]. Asbest halk dilinde ve piyasada amyant olarak bilinmektedir. Asbest grubu mineralleri oluşum ve kökenlerine göre serpantin grubu (krizotil) ve amfibol grubu olmak üzere ikiye ayrılmakta, krizotil ve lizardit serpantin grubunda, krokidolit, ribekit, amozit, antofillit, tremolit ve aktinolit ise amfibol grubunda yer almaktadır [1, 2].

Ateşe, ısıya ve elektriğe karşı yüksek dayanıklılığı, asbestin ticari olarak kullanımını gerektiren temel özellikler olup bu özelliklerinden dolayı asbest 3000'den fazla endüstriyel ürünün yapımında kullanıldığı bilinmektedir [3]. Basınca dayanıklı borular, her türlü inşaat yalıtım malzemeleri, contalar, özel kâğıt ürünleri, özel filtreler ve fren balataları asbestin özellikle geçmiş dönemlerde sıklıkla kullanıldığı ürünlerin başında gelmektedir. Asbest aynı zamanda savunma ve uzay sanayisinde de yoğun olarak kullanılmaktadır.

Kullanımının milattan önce 500'lü yıllara dayandığı bilinen [1] asbest, 19. yüzyılın sonlarında yalıtkan özelliği, sürtünmeye karşı direnci ve birçok asitte çözünmemesi gibi özellikleriyle "sihirli mineral" olarak tanımlanmış, ancak özellikle 1950'li yıllardan sonra insan sağlığına zarar veren kanserojen bir mineral olduğunun tespitiyle de "öldürücü toz" olarak nitelendirilmiştir [4].

Asbestin birçok ölümcül hastalığa neden olduğu bilinmektedir [2, 5, 6, 7, 8, 9, 10]. Bunlar; benign hastalıkları (parietal plavreda kalsifiye plaklar), paryetel plevrada hyalinize plaklar (kotsal, diafrağmatik ve mediastinal plevrada kronik fibröz plöretis vb.), perikard hastalıkları (perikardiyal kalsifiye plak, perikardiyal fibrosis, pericardial effüzyon), benign akciğer hastalıkları (asbestosis, caplan sendromu, apical akciğer fibrosisi, bronşiolitis) ve malign hastalıklarıdır (malign plevral mezotelyoma, malign peritoneal mezotelyoma ve akciğer kanserleri) [1].

Asbestin önemli kullanım alanlarından biri otomotiv sektörü olup bu alanda fren ve debriyaj balataları belki de asbestin en fazla kullanıldığı otomobil yedek parçalarıdır. Araç frenleme sistemlerinde takviye malzemesi olarak geçmiş yıllarda kullanılan asbestin frenlemenin optimum koşullarını sağladığı, ancak frenleme sırasında aşınmaya bağlı olarak ortaya çıkan tozların içerisindeki asbest minerallerinin hava ortamına girerek insanlarda kansere neden olduğunun belirlenmesinden dolayı üretimi ve kullanımı birçok ülkede yasaklanmıştır [11]. Yapılan bazı çalışmalarda trafik yoğunluğu yüksek olan kavşaklarda (örneğin Kızılay Kavşağı-Ankara) havada asbest minerallerinin varlığı tespit edilmiş ve bu asbest minerallerinin tehlikeli boyutlarda olduğu vurgulanmıştır [12].

Asbestli balataların üretim ve kullanımının birçok ülkede yasaklanması ile asbestin frenleme koşullarını sağlamak için geliştirilen ve insan sağlığına etkisi olmayan polimer esaslı malzemeler veya cam, çelik, seramik ve taş yünleri olarak adlandırılan, iğnemi yapay takviye malzemeleri, günümüzde tercih edilen takviye malzemeleri haline gelmiştir [11]. Fren balatalarında asbeste alternatif olabilecek maddelerin araştırılması ve geliştirilmesine yönelik çok sayıda çalışma günümüzde halen devam etmektedir. Deneysel olarak asbest dışında takviye malzemesi kullanılarak üretilmiş balataların testlerinde olumlu sonuçların alındığını gösteren çok sayıda çalışma mevcuttur [9, 10, 13, 14].

Avrupa Birliği ülkeleri 1980'lerden itibaren bireysel olarak asbest kullanımını yasaklamaya başlamış ve nihayet 1 Ocak 2005 tarihinde ise tüm üye ülkelerde asbest üretim ve kullanımı yasaklanmıştır. 28539 sayılı ve 25.01.2013 tarihli Resmi Gazete'de yayımlanan "Asbestle Çalışmalarda Sağlık ve Güvenlik Önlemleri Hakkında Yönetmelik" [15] gereği ülkemizde de asbest ve asbestli ürün üretimi ve bunların her türlü ticareti yasaklanmıştır. Bu yönetmelikte ikinci bölüm, madde 5'de; "1) Asbestin her türünün çıkarılması, işlenmesi, satılması ve ithalatı, 2) Asbest içeren her türlü ürünün ithalatı ve satılması ve 3) Asbest ürünlerinin veya asbest ilave edilmiş ürünlerin üretimi ve işlenmesi yasaktır" hükümleri yer almaktadır. Şu anda dünyada çoğunluğu Avrupa ülkeleri olmak üzere ve Türkiye de dahil 57 ülkede asbest yasaklanmış durumdadır.

Başta Avrupa Birliği ülkeleri olmak üzere, gelişmiş birçok ülkede asbest içeren ürünlerin üretimi ve kullanımı insan sağlığına olumsuz etkilerinden dolayı yasaklanmış olmasına rağmen, asbestli ürünlerin üretiminin yasaklanmadığı Çin Halk Cumhuriyeti gibi bazı ülkelerde asbestli tüketim malları hala üretilmekte ve dünyanın çeşitli ülkelerine ihraç edilmektedir. Bu çalışma, 2011-2014 yılları arasında Çin Halk Cumhuriyeti'nden ülkemize ithalat yoluyla giriş yapan değişik tür ve ebatta yapay çiçek, seramik vazo ve değişik araçlara ait fren balatalarının asbest içerip içermediklerinin belirlenmesi amacıyla yapılmıştır.

## 2. MATERYAL VE METOT

### 2.1 Materyal

Bu çalışmada 2011-2014 yılları arasında Çin Halk Cumhuriyeti'nden ülkemize ithal edilen değişik tür ve ebatlarda 21 adet yapay çiçek, 14 adet seramik vazo ve değişik araçlara (motosiklet, otomobil, kamyon ve iş makineleri) ait 15 adet fren balatası materyal olarak kullanılmıştır.

### 2.2. Metot

Çalışma kapsamında EPA-600/R-93/116 Metodu [16] kullanılmıştır. Yapay çiçek örnekleri EPA-600/R-93/116 metodunda belirtildiği gibi belirli miktarlarda tartılıp porselen krozelere yerleştirilmiştir. Krozeler kül fırınında 450°C'de (asbest mineralleri 500°C'den daha yüksek sıcaklıklarda bozunmaya başlamaktadır) 6 saat bekletilerek yakılmış ve külde asbest minerallerinin bulunup bulunmadığı, polarize ışık mikroskopunda ve alan emisyonlu taramalı elektron mikroskopunda (FE-SEM) tespit edilmiştir [16]. Seramik vazolar ve fren balataları kırılıp küçük parçalar haline getirilmiş ve bu parçaların boyasız, cilasız iç yüzeyleri polarize ışık mikroskobu ve elektron mikroskopunda incelenmiştir. SEM'de incelenen bir görüntünün istenilen bir noktasından kimyasal karakterizasyon veya elemental analiz yapılmasına olanak veren bir tekniktir. Ayrıca asbest içeren balatalardaki asbest minerallerinin hangi mineral fazında olduğunu belirlemek amacıyla SEM-EDS (Scanning Electron Microscopy-Energy Dispersive X-ray Spectroscopy) spektrum tekniği [17] uygulanmıştır.

## 3. BULGULAR VE TARTIŞMA

Çizelge 1'de asbest ölçümü yapılan ürün, görüntüleme metodu ve asbest bulgusu yer almaktadır. Çalışma kapsamında derlenen çeşitli yapay çiçek, çeşitli ebatlardaki seramik vazo, motosiklet fren balatası ve otomobil fren balatası örneklerinde polarize ışık mikroskobu ve alan emisyonlu taramalı elektron mikroskobu (FE-SEM) ile yapılan analizler sonucunda asbest mineralleri tespit edilmemiştir. Buna karşın kamyon ve iş makinası fren balatalarında asbest mineralleri tespit edilmiştir (Çizelge 1). Çeşitli araçlara ait fren balatalarının makro görüntüleri Şekil 1'de verilmektedir. Şekil 2'de bazı fren balatalarının polarize ışık mikroskopundaki görünümü yer almaktadır. Şekil 2 A ve B'de polarize ışık mikroskopundaki asbestli bir balatadaki asbest minerallerinin çift nikol ve tek nikol görüntüsü, Şekil 2 C ve D'de ise cam yünü kullanılarak imal edilen bir fren balatasının görüntüsü yer almaktadır.

**Çizelge 1.** Asbest ölçümü yapılan ürün, görüntüleme metodu ve asbest bulgusu

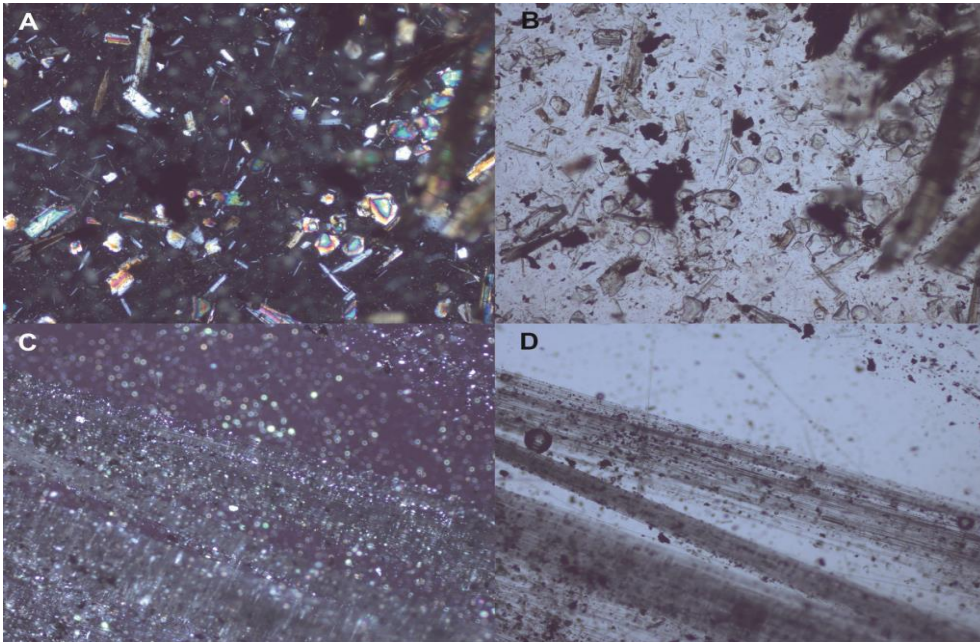
Asbest Ölçümü Yapılan Ürün	Görüntüleme Metodu	Asbest Bulgusu
Yapay Çiçek	Polarize Işık Mikroskobu ve Elektron Mikroskobu	Asbest Tespit Edilmedi
Seramik Vazo	Polarize Işık Mikroskobu ve Elektron Mikroskobu	Asbest Tespit Edilmedi
Motosiklet Fren Balatası	Polarize Işık Mikroskobu ve Elektron Mikroskobu	Asbest Tespit Edilmedi
Otomobil Fren Balatası	Polarize Işık Mikroskobu ve Elektron Mikroskobu	Asbest Tespit Edilmedi
<b>Kamyon ve İş Makinası Fren Balatası</b>	Polarize Işık Mikroskobu ve Elektron Mikroskobu	<b>Asbest Tespit Edildi</b>

*TÜRKİYE'DE ASBEST YASAĞI VE BAZI İTHAL ÜRÜNLERDE ASBEST MİNERALLERİNİN ARAŞTIRILMASI*

Asbest, geçmiş yıllarda fren balatalarında takviye malzemesi olarak kullanılmış, ancak insan sağlığı bakımından tehlike oluşturduğu belirlendiğinden beri takviye malzemesi olarak para-aramid, cam, çelik, seramik ve taş yünleri olarak adlandırılan, iğnemi yapay malzemeler kullanılmaya başlanmıştır [11]. Bu çalışmada incelenen Şekil 2 A ve B'deki fren balatalarında takviye malzemesi olarak kullanımı yasaklanan asbest mineralinin, Şekil 2 C ve D'deki fren balatasında ise cam yünü takviye malzemesinin bulunduğu saptanmıştır. Şekil 3'te takviye malzemesi olarak asbest mineralinin kullanıldığı fren balatası içerisinde yer alan asbest liflerinin FE-SEM görüntüsü yer almaktadır. Bu görüntüde çok sayıda asbest mineralinin demetler halinde ve düzensiz şekilde bir arada olduğu görülmektedir.



**Şekil 1.** Çeşitli araçlara ait değişik ebatlarda fren balataları



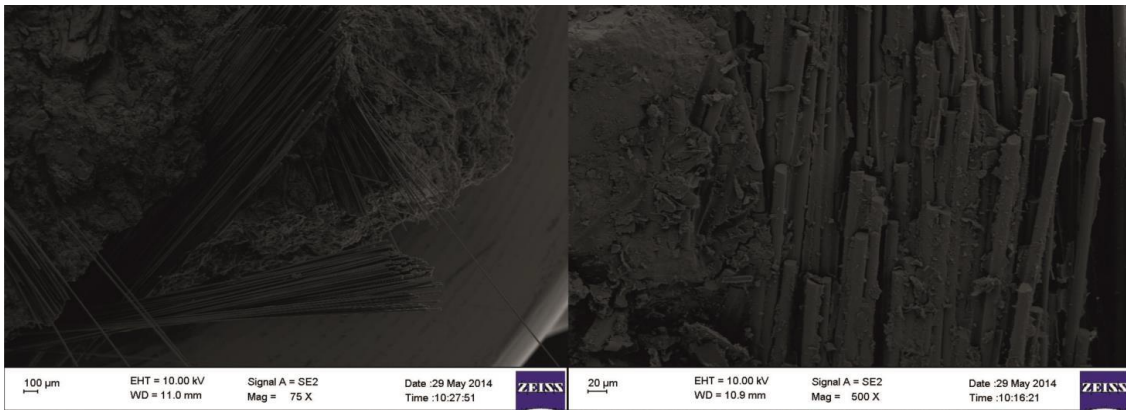
**Şekil 2.** Fren balatalarındaki asbest (A ve B) ve cam yününün (C ve D) polarize ışık mikroskopundaki görünümü (A: Çift nikolde asbest lifleri, B: Tek nikolde asbest lifleri, C: Çift nikolde cam yünü, D: Tek nikolde cam yünü)

M.A. KURT, Ü. YILDIRIM



**Şekil 3.** Fren balatalarındaki asbest liflerinin FE-SEM görüntüleri

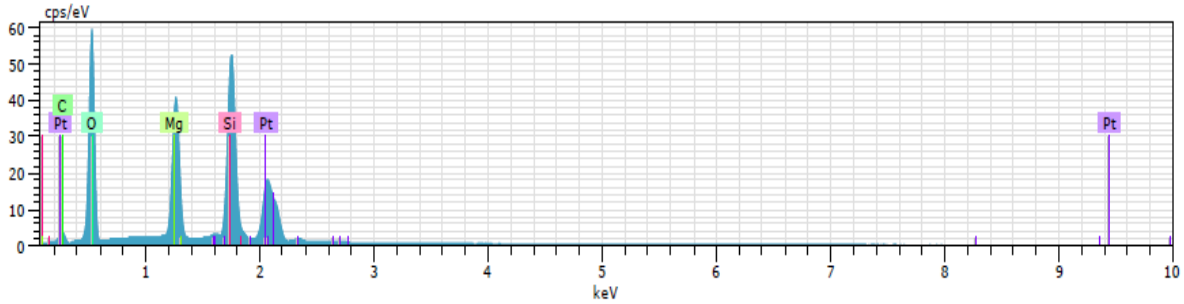
Şekil 4'te ise takviye malzemesi olarak cam yününün kullanıldığı fren balatası içerisinde yer alan cam yünü liflerinin FE-SEM görüntüsü yer almaktadır. Bu görüntüde çok sayıda yapay cam yününün demetler halinde ve düzenli şekilde bir arada olduğu görülmektedir. Şekil 3'teki asbest lifleri ile Şekil 4'teki cam yünü karşılaştırıldığında birbirinden bariz olarak farklı oldukları görülmektedir. Şekil 3'teki asbest lifleri düzgün ve doğrusal bir yapıya sahip değildir. Buna karşın Şekil 4'teki cam yünü, düzgün ve doğrusal bir yapıya sahiptir. Aynı zamanda bir cam yününün çapı, asbest mineraline göre oldukça büyüktür. Boyutlardaki bu durum, balatalarda cam yününün gözle rahatlıkla görülebilir olmasını ve asbest minerallerinin ise gözle görülememesini sağlamaktadır. Cam yünü ile asbest mineralinin farklılıklarından birisi de asbest minerallerinin uçları sivri iken, cam yününün uçları bıçakla kesilmiş gibi düzdür. Sonuç olarak fren balatalarında takviye malzemesi olarak kullanılan asbest lifleri ile cam yünü liflerindeki fiziksel farklılıklar, hem optik mikroskopta hem de elektron mikroskobunda bariz olarak belirlenebilmektedir.



**Şekil 4.** Cam yününün FE-SEM görüntüsü

## TÜRKİYE'DE ASBEST YASAĞI VE BAZI İTHAL ÜRÜNLERDE ASBEST MİNERALLERİNİN ARAŞTIRILMASI

Asbestli olarak üretilen ürünlerdeki asbestin hangi mineral fazında olduğu bilimsel olarak önem taşımaktadır. Asbest mineralleri Serpantin grubu ve amfibol grubu olmak üzere başlıca iki gruba ayrılmaktadır. Serpantin grubu asbestlerin beyaz, lifsi, yumuşak ve ipeksi yapıda olduğu ve kimyasal formülünün ise  $Mg_6(Si_4O_{10})(OH)_8$  (krizotil minerali) olduğu bilinmekte olup kimyasal olarak da Si ve Mg elementlerini içermektedir. Buna karşın Amfibol grubu asbestlerin kimyasal bileşimlerinde Na-Fe-Si (krokidolit minerali), Na-Fe-Mg-Al-Si (ribekit minerali), Ca-Mg-Si (tremolit minerali) ve Ca-Mg-Fe-Si (aktinolit minerali) olduğu bilinmektedir. Krizotil asbest liflerinin Amfibol grubu asbest liflerine oranla daha uzun, esnek ve yün veya pamuk gibi eğri ve fiziksel-kimyasal etkilere karşı daha dayanıklı olmasından dolayı krizotil asbestin ticari değerinin daha yüksek olduğu ve bundan dolayı da ticari kullanımının daha yaygın olduğu belirtilmektedir [1]. Asbest tespit edilen kamyon ve iş makinası fren balatalarındaki asbest mineralinin türünün tespiti için SEM-EDS spektrumu alınmıştır. Şekil 5'te balatalardaki asbest minerallerinin SEM-EDS spektrumu görülmektedir. Bu spektrum irdelendiğinde, asbest minerallerinin Si ve Mg elementlerini içerdiği, Na, Fe ve Ca elementlerini içermediği görülmektedir. Bu da çalışmada tespit edilen asbestli fren balatasının imalatında, krizotil asbest kullanıldığını göstermektedir.



Şekil 5. Fren balatalarındaki asbest liflerinin SEM-EDS spektrumu.

Gelişmiş ülkelerde asbestin üretim ve kullanımının yasaklanmasından beri yüksek sıcaklıklara duyarlı, çevre ve insan sağlığını tehdit eden asbest içeren takviye malzemelerinin yerine toz metalürjisi veya polimer esaslı takviye malzemeleriyle üretilmiş, frenleme sıcaklık koşullarında duraylı olan ve aynı zamanda insan sağlığını tehdit etmeyen sürtünme malzemeleri üretilmeye çalışılmaktadır [11, 14]. Buna yönelik deneysel olarak asbest dışında takviye malzemesi kullanılarak üretilmiş balataların testlerinde olumlu sonuçların alındığını gösteren çok sayıda çalışma mevcuttur [9, 10, 13, 14]. Bu gelişmelere rağmen, yapılan bu çalışma da göstermektedir ki, Çin Halk Cumhuriyeti'nde üretilen bazı balataların üretiminde asbest kullanımı halen devam etmekte ve bu ürünler birçok ülkede pazar payı bulabilmektedir.

#### 4. SONUÇLAR

Türkiye'de asbest yasağının değerlendirilmesi, Çin Halk Cumhuriyeti'nden ithal edilen değişik tür ve ebatla yapay çiçek, seramik vazo ve değişik araçlara ait fren balatalarının asbest içerip içermediklerinin belirlenmesi amacıyla yapılan bu çalışmada aşağıdaki sonuçlar bulunmuştur:

Yapay çiçek, seramik vazo, motosiklet ve otomobil balatalarında asbest mineralleri tespit edilmemiştir.

Buna karşın kamyon ve iş makinası fren balatalarında asbest mineralleri tespit edilmiştir.

Kamyon ve iş makinası fren balatalarında tespit edilen asbestin serpantin türü krizotil asbest olduğu belirlenmiştir.

Literatürde asbest dışında takviye malzemesi kullanılarak üretilmiş balataların testlerinde olumlu sonuçların alındığına yönelik umut verici çok sayıda çalışma vardır. Buna rağmen, Çin Halk Cumhuriyeti'nde asbestli üretimin halen devam ettiği ve bu ürünlerin birçok ülkeye pazarlandığı anlaşılmaktadır.

Çevre ve halk sağlığı bakımından asbest ve asbestli ürünlerden kaynaklanan ve uzun yıllar devam eden ciddi sağlık sorunlarının önlenmesi için, hem asbest içeren tüm ürünlerin üretilmesinin, işlenmesinin, ithalatının, pazarlanmasının ve kullanılmasının yasaklanması, hem de asbest yasağı olmayan ülkelere ithal edilen ürünlerin sıkı denetimler sonucu pazara sokulması çok önemlidir.

Asbest yasağını uygulayan ülkelerin bundan sonraki stratejilerinin ise asbest kullanımının serbest olduğu geçmiş dönemlerden kalma her türlü asbestli ürün ve malzemenin (basınca dayanıklı borular, iplik, inşaat kaplama malzemeleri ve levhaları, çeşitli contalar, özel filtreler, kâğıt ürünleri ve fren balataları) tespit edilip bertaraf edilmesi olmalıdır.

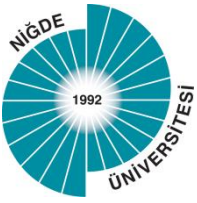
M.A. KURT, Ü. YILDIRIM

Asbestin geçmişte özellikle inşaat sektöründeki yoğun kullanımı düşünüldüğünde, günümüzde asbestin üretiminin ve her türlü pazarının yasak olması çevre sağlığı açısından yeterli bir tedbir olarak gözükmemektedir. Bu durumda çevre sağlığı açısından yapılması gereken, öncelikle kentsel alanlarda kullanılan her türlü asbestli malzemenin tespit edilmesi ve daha sonra bu malzemelerin güvenli bir şekilde bertaraf edilmesi olmalıdır.

## KAYNAKLAR

- [1] ATABEY, E., Tıbbi Jeoloji, TMMOB Jeoloji Mühendisleri Odası Yayınları, Ankara, Türkiye, 2005.
- [2] PAGLIETTI, F., MALINCONICO, S., STAFFA, B.C.D., BELLAGAMBA, S., SIMONE, P.D., “Classification and Management of Asbestos-Containing Waste: European Legislation and the Italian Experience”, *Waste Management*, 50, 130-150, 2016.
- [3] DEVLET PLANLAMA TEŞKİLATI, Madencilik Özel İhtisas Komisyonu Raporu. Devlet Planlama Teşkilatı, Ankara, Türkiye, 2001.
- [4] <https://tr.wikipedia.org/wiki/Asbest> (erişim tarihi 10.02.2016).
- [5] BLAKE, C.L., JOHNSON, G.T., HARBISON, R.D., “Airborne Asbestos Exposure during Light Aircraft Brake Replacement”, *Regulatory Toxicology & Pharmacology*, 54, 242-246, 2009.
- [6] KAKOOEI, H., MARIORYAD, H., “Evaluation of Exposure to the Airborne Asbestos in an Automobile Brake and Clutch Manufacturing Industry in Iran”, *Regulatory Toxicology and Pharmacology*, 56, 143-147, 2010.
- [7] BERNSTEIN, D.M., ROGERS, R.A., SEPULVEDA, R., DONALDSON, K., SCHULER, D., GAERING, S., KUNZENDORF, P., CHEVALIER, J., HOLM, S.E., “The Pathological Response and Fate in the Lung and Pleura of Chrysotile in Combination with Fine Particles Compared to Amosite Asbestos Following Short-Term Inhalation Exposure: Interim Results”, *Inhal. Toxicol.*, 22, 937-962, 2010.
- [8] BERNSTEIN, D.M., ROGERS, R., SEPULVEDA, R., KUNZENDORF, P., BELLMANN, B., ERNST, H., PHILLIPS, J.I., “Evaluation of the Deposition, Translocation and Pathological Response of Brake Dust with and without Added Chrysotile in Comparison to Crocidolite Asbestos Following Short-Term Inhalation: Interim Results”, *Toxicol. Appl. Pharmacol.*, 276, 28-46, 2014.
- [9] YAWAS, D.S., AKU, S.Y., AMAREN, S.G., “Morphology and Properties of Periwinkle Shell Asbestos-Free Brake Pad”, *Journal of King Saud University-Engineering Sciences*, 28,103-109, 2016.
- [10] IKPAMBESE, K., GUNDU, D.T., TULEUN, LT., “Evaluation of Palm Kernel Fibres (PKFs) for Production of Asbestos-Free Automotive Brake Pads”, *Journal of King Saud University-Engineering Sciences*, 28, 110-118, 2016.
- [11] SUGÖZÜ, İ., MUTLU, İ., “Fren Balata Malzemelerinin Sürtünme ve Aşınmaya Etkisinin İncelenmesi”, *Makine Teknolojileri Elektronik Dergisi*, 4, 33-40, 2008.
- [12] GEMALMAYAN, N., “Ankara’da Pilot Bölge Seçilen Kızılay Kavşağında Taşıtların Fren sistemlerinden Atılan Tozlarda Asbest Analizi ve Sonuçları”, *Gazi Üniversitesi Mühendislik Mimarlık Dergisi*, 2, 79-80, 1987.
- [13] KURT, A., BOZ, M., “Wear Behaviour of Organic Asbestos Based and Bronze Based Powder Metal Brake Linings”, *Materials & Design*, 26, 717-721, 2005.
- [14] KURT, A., BOZ, M., “Bronz Esaslı Fren Balata Malzemelerinin Sürtünme-Aşınma Özelliklerine Çinko’nun Etkisi”, *Gazi Üniversitesi Mimarlık-Mühendislik Fakültesi Dergisi*, 21, 115-121, 2006.
- [15] <http://www.mevzuat.gov.tr / Metin.Aspix? Mevzuat Kod=7.5.17050 & MevzuatIliski=0&sourceXmlSearch> (erişim tarihi 14.03.2016).
- [16] US ENVIRONMENTAL PROTECTION AGENCY TEST METHOD, Method for the Determination of Asbestos in Bulk Building Materials, EPA/600/R-93/116, July 1993.
- [17] GOLDSTEIN, J., NEWBURY, D., JOY, D., LYMAN, C., ECHLIN, P., LIFSHIN, E., SAWYER, L., MICHAEL, J., *Scanning Electron Microscopy and X-Ray Microanalysis* (3rd ed.), Springer, New York, USA, 2003.





**Araştırma / Research**

## **SİVİL PİLOT ADAYLARI İÇİN SEÇİM KRİTERLERİNİN BELİRLENMESİ**

**Ebru YAZGAN<sup>1\*</sup>, Doğan EROL<sup>2</sup>**

<sup>1</sup>*Uçak Gövde Motor Bakım Bölümü, Havacılık ve Uzay Bilimleri Fakültesi, Anadolu Üniversitesi, Eskişehir, Türkiye*  
<sup>2</sup>*Endüstri Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Mimarlık Fakültesi, Eskişehir Osmangazi Üniversitesi, Eskişehir, Türkiye*

*Geliş / Received: 07.01.2016*  
*Düzeltilmelerin gelişi / Received in revised form: 18.03.2016*  
*Kabul / Accepted: 30.03.2016*

### **ÖZ**

Havacılık sektörü için pilotlar veya hava trafik kontrolörleri gibi operatörlerin seçimi önemlidir. Pilot eğitiminin maliyetinin yüksek olmasından dolayı, okulu bırakma ve başarısızlıklar organizasyon için büyük bir kayıptır. Bu nedenle hata potansiyeli taşıyan pilot adaylarının seçim esnasında belirlenip elenmesi pilot eğitimindeki başarı oranını artıracaktır. Bu amaçla sivil pilot seçimindeki kriterlerin belirlenmesine yönelik analizlerin yapılması gereklidir. Bu çalışmada pilotaj bölümüne kabul ile ilgili seçim kriterlerinin belirlenmesi ve bu seçim kriterlerinin katkı oranlarının bulunmasına yönelik ikili lojistik regresyon ve çoklu doğrusal regresyon analizleri yapılmıştır. Çalışmada seçim kriterleri olarak; adayın psikomotor, bilişsel ve sayısal yeteneklerini ölçen testlerden aldığı puanlar, üniversite giriş sınavı sayısal puanı, orta öğretim başarı puanı ve sözlü sınavdan aldığı puan dikkate alınmıştır. Analizlerde pilotaj bölümü seçme sınavlarından elde edilen veriler kullanılmıştır. Regresyon analizi sonuçlarına göre; pilotaj bölümü için üniversite giriş sınavı sayısal puanı, görsel hafıza testi, deneme uçuşu ve sözlü sınav önemli seçim kriterleri olarak tespit edilmiştir. Pilotaj bölümüne proaktif bir yaklaşımla, en düşük hata potansiyeline sahip adayların seçilmesinde; bu çalışmadan elde edilen sonuçların kullanılması amaçlanmıştır.

**Anahtar Kelimeler:** Pilot seçimi, ikili lojistik regresyon, çoklu doğrusal regresyon

## **DETERMINATION OF SELECTION CRITERIA FOR CIVIL PILOT CANDIDATES**

### **ABSTRACT**

For aviation sector, selection of operators like pilots or air traffic controllers is crucial. Since the cost for pilot training is high, pilots dropping out of school and failures are great loss for the organization. Therefore; during the selection, the identification and elimination of the pilot candidates that carry the error potential shall increase the success rate in pilot training. For this purpose; it is necessary to make analyses for the determination of criteria in selection of civil pilots. In this study, binary logistic regression and multiple linear regression analyses were performed for determination of selection criteria about the acceptance for department of pilot training and finding the contribution rates of these selection criteria. In the study, as the selection criteria; candidate's scores from psychomotor, cognitive, and quantitative ability tests, the scores from quantitative section of the university entrance exam, secondary education success grade and the score from the oral examination were taken into consideration. In the analyses, the data obtained from the selection examinations for department of pilot training were used. According to the results of the regression analysis; quantitative section scores of the university entrance exam, visual memory test, selection flights and oral examination were determined as important

\*Corresponding author / Sorumlu yazar. Tel.: +90 222 322 20 71/ 6867; e-mail/e-posta: eyazgan@anadolu.edu.tr

E. YAZGAN, D. EROL

selection criteria. With a proactive approach to department of pilot training, while selecting a candidate having the least error; the results obtained from this study are intended to be used.

**Keywords:** Pilot selection, binary logistic regression, multiple linear regression

## 1. GİRİŞ

Pilot eğitimi maliyetinin yüksek olmasından dolayı, okulu bırakma ve başarısızlıklar organizasyon için büyük bir kayıptır. Bu yüzden uygun maliyetli ve zayıfatı az olan bir seçim sistemi gerekir [1]. Literatürde pilot seçimleri ile ilgili çok sayıda araştırma vardır. Hilton ve Dolgin [2], pilot seçim ölçümleri ile ilgili 3 önemli faktör tanımlamıştır: zekâ (intelligence), psikomotor ve kişilik. Bu 3 faktörle ilgili olarak Carretta ve Ree [3]'nin yaptığı literatür çalışması aşağıda verilmiştir.

**Zekâ:** Earles ve Ree [4] çalışmasında, Hava Kuvvetleri Subayı Yeterlilik Testi'nin (Air Force Officer Qualifying Test-AFOQT) yaklaşık 40 yıldır Amerika Birleşik Devletleri Hava Kuvvetleri'nde pilot seçim prosedürlerinin bir parçası olarak kullanıldığını ve bu çoklu yetenek bataryasının genel zekânın en iyi ölçümü olduğunu belirtmiştir. Siem [5], Hava Kuvvetleri Subayı Yeterlilik Testi'nin pilot seçimi için adayların yeteneklerini ölçtüğünden ve Temel Özellikler Testi'nin (Basic Attributes Test) ise adayların psikomotor koordinasyonunun, bilgi işleme yeteneklerinin, zaman paylaşım kabiliyetlerinin ve kişilik özelliklerinin ölçümünde kullanıldığından bahsetmiştir.

**Psikomotor:** Bordelon ve Kantor [6]; AFOQT'nin sonuçlarının biyografik veriler gibi diğer tahmin ediciler (predictors) ile birlikte kullanıldığı durumunda psikomotor skorlarının geçerliliğini araştırmıştır. Araştırmacılar bu skorların pilot eğitim performansını tahmin etmede geçerli olduğunu bulmuştur.

**Kişilik:** Davis [7], Amerika Birleşik Devletleri Hava Kuvvetleri pilot eğitiminde kalma-geçme kriteri için kullanılan "15 kişilik ölçeğinin" tahmin edebilme durumunu araştırmıştır. Çalışmada sadece girişkenlik, algılama/sezgi ve dışadönüklük/içedönüklük kişilik özelliklerinin önemli olduğu belirlenmiştir. Araştırmacılar bilişsel veya psikomotor testlerini kapsayan geçerlilikleri test etmemiştir. Siem [5] çalışmasında; düşmanlık, özgüven ve esneklik gibi 3 kişilik yapısının pilot eğitimi başarısının kestirimcisi olduğunu vurgulamıştır. Carretta, Rodgers ve Hansen [8] çalışmalarında, başarılı bir pilot için kişiliğe ek olarak yetenek gerektiğini vurgulamıştır. Araştırmacılar pilotun kişilik özelliklerinin; başarı güdülemesini, saldırganlığı, stres toleransını, risk almayı, işbirlikçiliği, girişkenliği, liderliği ve kararlılığı içerdiğini belirtmişlerdir. Ek olarak yetenek faktörlerinin ise; durumsal farkındalık, ezberleme, hesaplama, algısal hız, seçici dikkat, bölünmüş dikkat, zaman paylaşımı, tepki adaptasyonu, mekânsal yönelme, psikomotor koordinasyon, kontrol hassasiyeti ve görselleştirme olduğunu ifade etmişlerdir.

Griffin ve Koonce [9] araştırmalarında, Amerika Birleşik Devletleri askeri pilot adaylarının seçimi için psikomotor, algısal-bilişsel kâğıt-kalem ve bilgisayar testlerinin kullanımına ilişkin tarihsel bir inceleme yapmıştır. Kantor ve Carretta [10], askeri pilot adaylarının seçilmesinde psikomotor ve bilişsel testlerin bilgisayar bataryasını geliştirmek ve geçerliliğini denetlemek için bir çalışma yürütmüştür. Bu çalışmada; 1622 Hava Kuvvetleri pilot adaylarına, bataryanın bir kısmı veya tümü uygulanmıştır. Araştırmacılar iki psikomotor testi ile algısal hız, karar verme hızı ve hafıza fonksiyon testlerinin uçuş performansının önemli kestirimcileri olduğunu belirlemiştir. Bu çalışmada, başarılı bir pilotun çok iyi psikomotor yeteneklerine (el-göz koordinasyonu), işleme ve bütünleşik bilgiye dayalı hızlı kararları verebilme kabiliyetine, doğru tutumlara ve kişilik karakteristiklerine sahip olması gerektiğini vurgulamışlardır. Campell ve ark. [11] çalışmalarında askeri havacılık eğitim çıktılarını tahmin etmek için kişilik yapılarını kullanarak meta-analizden elde edilen sonuçları rapor etmişlerdir. Rapor edilen 26 çalışmadan nevroz, dışa dönüklük ve anksiyete yapılarının en sık görüldüğünü vurgulamışlardır. Maraco ve Bartolo-Ribeiro, [12] çalışmalarında kestiri olarak birkaç psikometrik testler kullanılarak bir geçtikaldı kriteri ile bir uçuş tarama programı üzerinde diskriminant analizi, lojistik regresyon ve dört sinir ağı tipolojilerinin kestirimci sınıflandırma doğruluğunu değerlendirmişlerdir. Bu çalışmada lojistik regresyon ve diskriminant analizi için adım adım (stepwise) ve sinir ağıları için duyarlılık seçim prosedürü görsel uzaysal, el-göz-ayak koordinasyonu, ve konsantrasyon kapasitesi önemli kestirimciler olarak tespit edilmiştir. Gomes ve Dias [13] çalışmalarında pilot seçimi üzerindeki 50 çalışmanın temelinde psikomotor ölçümlerin uçuş performansının en iyi kestirimci olarak tespit edildiğini belirtilmişlerdir. Son on yılda yapılan çalışmalarda pilot seçimi ile ilgili çalışmaların öncelikli olarak psikometrik testlerin üzerinde yerleştirilmiş olmasına rağmen, başarılı bir pilot kariyeri için sosyal ve interaktif özelliklerin zihinsel ve psikomotor özellikleri kadar önemli olduğunu vurgulamışlardır.

Literatür çalışmaları incelendiğinde ağırlıklı olarak askeri pilot seçim kriterleri ile ilgili araştırma çalışmalarının olduğu görülmüştür. İlgili araştırma çalışmalarında önemli pilot seçim kriterlerinin adayın kişilik özellikleri, zekâsı, bilişsel ve psikomotor yetenekleri olduğu vurgulanmıştır. Dolayısıyla bu kriterleri ölçmeye

*SİVİL PİLOT ADAYLARI İÇİN SEÇİM KRİTERLERİNİN BELİRLENMESİ*

yarayan testler konusunda çalışmalar yapılması gerektiği belirtilmiştir. Sivil pilotaj eğitimi veren bir kurumun hata yapma riski düşük olan adayları belirlemesi son derece önemlidir. Seçim kriterleri, adayların bilgi düzeylerini ve gerekli duyuşsal, görsel, psikomotor yeteneklerini kabul edilebilir düzeylerde ölçmeyi sağlamalıdır. Bu çalışmada mevcut seçim kriterlerinin doğru pilot adayı seçimine olan etkisi araştırılmıştır. Mevcut seçim kriterleri; adayın psikomotor yetenekleri, bilişsel yetenekleri, sayısal yetenekleri, üniversite giriş sınavı sayısal puanı, orta öğretim başarı puanı ve sözlü sınavdan aldığı puandır. Seçim sisteminin son aşamasını da başarıyla tamamlayan adaylar arasında eleme yapılabilmesi için adayların toplam puanı dikkate alınmaktadır. Bir adayın toplam puanı, her bir seçim kriterinden aldığı puanın, belirli bir katsayı (katkı oranı) ile çarpılması sonucu elde edilir. Bu nedenle pilot seçim sisteminde doğru seçim kriterlerinin belirlenmesi ve buna bağılı olarak ilgili kriterlerin katkı oranlarının doğru tayin edilmesi çok önemlidir. Bu amaçla mevcut seçim kriterleri kullanılarak ikili lojistik regresyon analizi ile önemli seçim kriterleri belirlenmiştir. Elde edilen kriterlerin katkı oranları ise çoklu doğrusal regresyon analiz sonuçlarından yararlanılarak bulunmuştur.

**2. MATERYAL VE METOT**

Çalışmada pilotaj bölümüne kabul ile ilgili seçim kriterlerinin ve bu kriterlerin katkı oranlarının belirlenmesinde ikili lojistik ve çoklu doğrusal regresyon analizleri yapılmıştır.

Araştırmada kullanılan ilk istatistiksel metot, ikili lojistik regresyondur. Lojistik regresyon; bağımlı değişkenin kategorik ve ikili, üçlü ve çoklu kategorilerde gözlemlendiği durumlarda bağımsız değişkenlerle neden-sonuç ilişkisini belirlemede kullanılan bir yöntemdir [14]. İkili lojistik regresyon ise; sadece iki cevap seçeneği (var/yok, geçer/geçmez, sağlar/sağlamaz, kabul-ret) içeren bağımlı değişkenlerle yapılan lojistik regresyon analizidir. Bir ya da daha fazla bağımsız değişken ile ikili bağımlı değişken arasındaki bağıntıyı ortaya koyar [15]. İkili lojistik regresyon analizinde bağımlı değişken (y) 0/1 ile kodlanır. Bu durumda incelenen kategorinin olasılık değerini bağımsız değişkenlerle analiz eden ikili lojistik regresyon modeli şu şekilde ifade edilebilir [16]:

$$P(y_j = 1) = \frac{e^{\beta_0 + \beta_1 x_{j1} + \beta_2 x_{j2} + \beta_3 x_{j3} + \dots + \beta_k x_{jk}}}{1 + e^{\beta_0 + \beta_1 x_{j1} + \beta_2 x_{j2} + \beta_3 x_{j3} + \dots + \beta_k x_{jk}}} \quad (1)$$

n	: Birim sayısı
J	: 1,2, ..., n
P (y <sub>j</sub> =1)	: j. birimin incelenen kategoriye eşit olma olasılığı ya da incelenen olay ile ilgili pozitif cevap verme olasılığı
β <sub>0</sub>	: Bağımsız değişkenler sıfır değerini aldığı anda bağımlı değişkenin değeri (sabit)
β <sub>1</sub> , β <sub>2</sub> , ..., β <sub>k</sub>	: Bağımsız değişkenlerin regresyon katsayıları
x <sub>1</sub> , x <sub>2</sub> , ..., x <sub>k</sub>	: Bağımsız değişkenler
k	: Bağımsız değişken sayısı
e	: 2,71 sayısı

Araştırmada kullanılan diğer istatistiksel metot ise çoklu doğrusal regresyondur. Çoklu doğrusal regresyon modelinde birden fazla bağımsız değişken (x<sub>1</sub>, x<sub>2</sub>, ..., x<sub>k</sub>) ile bir bağımlı değişken (y) arasındaki doğrusal ilişki incelenmektedir. Çoklu doğrusal regresyon modelinin genel ifadesi:

$$y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \beta_3 x_3 \dots + \beta_k x_k + \varepsilon \quad (2)$$

Bu modelde bağımlı değişken (y), k sayıda bağımsız değişkenin (x<sub>1</sub>, x<sub>2</sub>, ... x<sub>k</sub>) bir fonksiyonu olarak ifade edilir. Rassal hata terimi (ε) modeli deterministik yerine olasılıksal yapmak için eklenir. Modelde β'lar bilinmeyen parametrelerdir. β<sub>0</sub> sabit terimdir, şöyle ki; x<sub>1</sub>= x<sub>2</sub>= x<sub>3</sub>...= x<sub>k</sub>= 0 iken y'nin aldığı ortalama değeri gösterir. β<sub>1</sub>, β<sub>2</sub>, β<sub>3</sub>, ..., β<sub>k</sub> ise regresyon katsayılarıdır. β<sub>1</sub> katsayısının değeri; diğer (k-1) bağımsız değişkeni sabit tutulduğunda ve β<sub>0</sub>'ın y eksenini kestiği nokta verildiğinde, bağımsız değişken x<sub>1</sub>'nin katkısını belirler. Bu nedenle kısmi regresyon katsayısı olarak da isimlendirilir.

$$E(y) = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \beta_3 x_3 \dots + \beta_k x_k \quad (3)$$

Denklem 3, modelin deterministik kısmıdır. β<sub>1</sub>, diğer tüm x'ler sabit tutulduğunda doğrunun eğimini gösterir [17].

### 3. BULGULAR VE TARTIŞMA

#### 3.1. Mevcut Pilot Seçim Sistemi

Pilot eğitiminin maliyetli ve zaman almasından dolayı, pilot seçim konusu oldukça önemlidir. Pilot seçim sisteminde istenen pilot adayını profilini seçmek için; seçimde önemli kriterleri doğru belirlemek gerekir. Çalışmada kullanılan sivil pilot seçim kriterlerine ilişkin veriler, eğitim kurumunun mevcut pilot seçim sisteminden alınmıştır. Aşağıda bu sistemin aşamaları açıklanmıştır:

1. **Aşama:** Adayın üniversite giriş sınavındaki sayısal puanı (ÜGS-SAY), belirlenen puanın üzerinde olmalıdır. Belirlenen puandan daha düşük puana sahip adaylar başvuruda bulunamamaktadır. Bununla birlikte adayın ortaöğretim başarı puanı (OÖBP) da dikkate alınmaktadır. Çalışmada üniversite giriş sınavı sayısal puanı 1. seçim kriteri, OÖBP puanı ise 2. seçim kriteri olarak ele alınmıştır.
2. **Aşama:** 1. Aşamadan sonra “Test-1” adı altında, adayın sayısal yeteneğini ölçmek amacıyla matematik ve fizik sorularından oluşan bir sınav yapılmaktadır. “Test-1” sınavının puan sıralamasına göre ilk belli sıradaki adaylar bir sonraki aşamaya devam etmek üzere seçilir. Çalışmada adayın Test 1’den aldığı puan 3. seçim kriteri olarak ele alınmıştır.
3. **Aşama:** “Test 1” sınavını geçen adayın bilişsel yeteneğini ölçmek amacıyla “görsel ve işitsel hafıza testi” yapılmaktadır. Görsel ve işitsel hafıza testinin puan sıralamasına göre ilk belli sıradaki adaylar, bir sonraki “sözlü sınava” katılma hakkını kazanmaktadır. Çalışmada adayın görsel ve işitsel hafıza testlerinden aldığı puanlar sırasıyla 4. ve 5. kriterler olarak ele alınmıştır.
4. **Aşama:** Bu aşamada adaya kişilik testi yapılmaktadır. Kişilik testi, sözlü sınav öncesi yapılan ve sözlü sınavda yararlanmak üzere kullanılan bir testtir. Sözlü sınava alınan adaylar arasından ilk belli sayıdaki aday, deneme uçuşuna katılmaya hak kazanmaktadır. Çalışmada adayın sözlü sınavdan aldığı puan 6. kriter olarak ele alınmıştır.
5. **Aşama:** Aday deneme uçuşlarına başlamadan önce pilotaj sağlık muayenesi için yetkili bir hastaneden sağlık raporu almalıdır. Pilotaj sağlık muayenesi sonucunda gereklilikleri sağlayamayan adaylar bu aşamada elenir.
6. **Aşama:** Bu aşamada aday iki deneme uçuşuna tabi tutulur. Deneme uçuşlarında; adayın genel uçuş hazırlığı, hava hissi becerileri, fizyolojik uyumluluğu, eğitilebilirliği, düz uçuşta, tırmanışta ve alçalışta belirlenen standartlardan sapmaları gibi konular değerlendirilmektedir. Çalışmada adayın deneme uçuşlarından aldığı puan 7. kriter olarak ele alınmıştır.

Mevcut pilot seçim sisteminde adayın her kriterden aldığı puan belirli bir katkı oranı ile çarpılarak adayın toplam puanı elde edilir. Dolayısıyla her bir kriterin katkı oranının doğru belirlenmesi aday seçimindeki hata payını en aza indirmesi açısından çok önemlidir.

#### 3.2. Analiz Sonuçları

Çalışmada iki istatistiksel analiz yapılmıştır. İlk olarak pilotaj bölümüne kabul için mevcut seçim kriterleri arasında önemli kriterlerin belirlenmesi amacıyla ikili lojistik regresyon analizi yapılmıştır. İkinci analizde, ilk analizde belirlenen seçim kriterlerinin katkı oranları çoklu doğrusal regresyon analizi ile tespit edilmiştir. Çalışmada yapılan analizler aşağıda sunulmuştur.

##### 3.2.1. İkili Lojistik Regresyon Analizi

Çalışmada önemli seçim kriterlerinin belirlenmesi amacıyla yapılan ikili lojistik regresyon modelindeki bağımsız değişkenler ve bağımlı değişkenler Tablo 1’de verilmiştir.

**Tablo 1.** İkili lojistik regresyon modeli değişkenleri

y:	Adayın pilotaj bölümüne kabul-ret durumu (0/1)
x <sub>1</sub> :	Üniversite giriş sınavı sayısal puanı (ÜGS-SAY)
x <sub>2</sub> :	Orta öğretim başarı puanı (OÖBP)
x <sub>3</sub> :	Matematik ve fizik testinden alınan puan (Test-1)
x <sub>4</sub> :	Görsel hafıza testinden alınan puan (Görsel)
x <sub>5</sub> :	İşitsel hafıza testinden alınan puan (İşitsel)
x <sub>6</sub> :	Sözlü sınav puanı
x <sub>7</sub> :	Deneme uçuş puanı

*SİVİL PİLOT ADAYLARI İÇİN SEÇİM KRİTERLERİNİN BELİRLENMESİ*

Tablo 1’de görüldüğü gibi pilotaj bölümüne kabul-ret durumu bağımlı değişken olarak ele alınmıştır. Bu modelde, bağımlı değişken ikili bir değişken (0/1) olup; kabul durumu “1”, ret durumu “0” ile gösterilmiştir. Tablo 1’den görüldüğü üzere modelde yer alan bağımsız değişken sayısı 7 olup bunlar seçim kriterlerini belirtmektedir.

İkili lojistik regresyon analizi için SPSS paket programı kullanılmıştır. Veri kümesi olarak, pilotaj bölümü seçim sisteminin son aşamasını tamamlayan toplam 60 adayın seçim kriterlerinden aldığı puanlar dikkate alınmıştır. İkili lojistik regresyon analizinde geriye doğru eleme yöntemi (backward stepwise wald) kullanılmıştır. Analiz sonuçları Tablo 2’de verilmiştir.

**Tablo 2.** İkili lojistik regresyon analiz sonuçları

Regresyon Denklemindeki Faktörler		Katsayı (B)	Standart hata (S.E.)	Wald	Serbestlik derecesi (df)	p
Aşama 1	UGS_SAY	2,264	53,481	0,002	1	0,966
	OOBP	3,174	114,525	0,001	1	0,978
	Test_1	11,396	253,828	0,002	1	0,964
	Görsel	11,928	293,102	0,002	1	0,968
	İşitsel	3,423	91,716	0,001	1	0,970
	Deneme uçuşu	17,718	383,142	0,002	1	0,963
	Sözlü sınav	21,106	466,381	0,002	1	0,964
	Sabit	-4898,275	104875,703	0,002	1	0,963
Aşama 2	UGS_SAY	3,398	736,296	0,000	1	0,996
	Test_1	16,396	3766,798	0,000	1	0,997
	Görsel	22,199	3924,585	0,000	1	0,995
	İşitsel	2,417	2735,110	0,000	1	0,999
	Deneme uçuşu	24,297	1035,057	0,001	1	0,981
	Sözlü sınav	28,366	2350,555	0,000	1	0,990
	Sabit	-6395,003	226734,396	0,001	1	0,977
	Aşama 3	UGS_SAY	18,256	123,739	0,022	1
Test_1		57,378	391,758	0,021	1	0,884
Görsel		112,777	760,164	0,022	1	0,882
Deneme uçuşu		90,819	615,437	0,022	1	0,883
Sözlü sınav		108,623	734,553	0,022	1	0,882
Sabit		-25038,667	169603,713	0,022	1	0,883
Aşama 4	UGS_SAY	0,189	0,097	3,801	1	0,051
	Görsel	1,151	0,591	3,789	1	0,052
	Deneme uçuşu	0,592	0,285	4,323	1	0,038
	Sözlü sınav	0,881	0,484	3,313	1	0,069
	Sabit	-176,842	89,207	3,930	1	0,047

Tablo 2’de görüldüğü üzere 4. aşamada pilotaj bölümüne adayın kabul-ret durumu için ÜGS-SAYISAL, görsel hafıza testi, deneme uçuşu ve sözlü sınav önemli bağımsız değişkenler olarak belirlenmiştir. Bu analizde  $p$  değeri 0,07 olarak kabul edilmiştir. Bu kabul ile  $p$  değeri 0,07’den küçük olan bağımsız değişkenlerin pilot adayının kabul edilip edilmemesinde önemli olduğu sonucuna varılır.

### 3.2.2. Çoklu Doğrusal Regresyon Analizi

Önemli olarak belirlenen seçim kriterlerinin (ÜGS-SAYISAL, görsel hafıza testi, deneme uçuşu ve sözlü sınav) katkı oranları çoklu doğrusal regresyon analizi ile tespit edilmiştir. Bu analizde de bağımlı değişken olarak pilotaj bölümüne kabul-ret durumu ele alınmıştır. Analiz sonuçları Tablo 3’de verilmiştir. Analiz sonuçlarından çoklu doğrusal regresyon denklemi aşağıdaki gibi elde edilmiştir.

$$y = - 2,34 + 0,00500 x_1 + 0,00755 x_7 + 0,00899 x_6 + 0,0218 x_4$$

**Tablo 3.** Çoklu doğrusal regresyon analiz sonuçları

Tahminleyici (Predictor)	Katsayı (Coeff)	Katsayı Std. Hatası (SE Coeff)	T	P	VIF
Sabit	-2,3441	0,5273	-4,45	0,000	
x <sub>1</sub>	0,005001	0,002155	2,32	0,024	1,089
x <sub>7</sub>	0,007547	0,002669	2,83	0,007	1,377
x <sub>6</sub>	0,008990	0,002470	3,64	0,001	1,361
x <sub>4</sub>	0,021777	0,006843	3,18	0,002	1,075
<b>S = 0,343195</b>	<b>R<sup>2</sup> = % 51,4</b>	<b>Düz - R<sup>2</sup> = % 47,9</b>			

**Varyans Analizi Tablosu**

Değişim Kaynağı	Serbestlik Derecesi (SD)	Kareler Toplamı (SS)	Kareler Ortalaması (MS)	F	P
Regresyon	4	6,8553	1,7138	14,55	0,000
Hata	55	6,4781	0,1178		
<b>TOPLAM</b>	<b>59</b>	<b>13,3333</b>			

Değişim Kaynağı	Serbestlik Derecesi (SD)	Ardışık Kareler Toplamı (Seq SS)
x <sub>1</sub>	1	0,807
x <sub>7</sub>	1	3,4655
x <sub>6</sub>	1	1,3901
x <sub>4</sub>	1	1,1927

ÜGS-SAY bağımsız değişkeni için katkı oranının hesaplanması: Çoklu doğrusal regresyon modelinin standart hata değeri 0,343195 olarak elde edilmiştir. Bu sonuçtan modelin yaklaşık  $\pm 0,343195$  hata ile bir pilot adayının pilotaj bölümüne kabul edilip edilmeyeceğini tahmin edebildiği anlaşılmaktadır. Regresyon modelinde belirlilik katsayısı  $R^2$  % 51,4 olarak bulunmuştur.  $R^2$ 'nin bu değeri ile adayın pilotaj bölümüne kabul edilip edilmemesinde modelden elde edilen tahmin değerinin % 51,4 oranında doğru olduğu yorumu yapılır.  $R^2$  değerinin düşük olması, modelde yer alan değişkenlere ek olarak başka değişkenlerin de yer alması gerektiğini göstermektedir.

Analiz sonuçlarındaki varyans artış faktörü (VIF) değerlerinin 10'dan küçük olması, çoklu doğrusal regresyon modelinde yer alan her bir bağımsız değişken ile diğer bağımsız değişkenler arasında yüksek bir doğrusal ilişkinin olmadığını göstermektedir. Modelde yer alan bağımsız değişkenlerin katkı oranları çoklu doğrusal regresyon analizi sonuçlarından yararlanılarak belirlenmiştir. Bağımsız değişkenlerin (seçim kriterlerinin) katkı oranları Tablo 4'de verilmiştir. Seçim kriterinin katkı oranının belirlenmesinde çoklu doğrusal regresyon analizinden elde edilen "Ardışık Kareler Toplamı (Seq SS)" ve "Toplam Kareler Toplamı (Toplam SS)" kullanılmıştır. Bunun için öncelikle tablonun analiz sütununda yer alan değerler hesaplanmıştır. Bu değerler her bir bağımsız değişkenin "Ardışık Kareler Toplamı" değerinin "Toplam Kareler Toplamı" değerine bölünmesi ile bulunmuştur. Seçim kriterinin katkı oranı ise; tablonun analiz sütununda her bir değişken için elde edilen değerin, toplam analiz değerine bölünmesi ile elde edilmiştir. Aşağıda seçim kriterinin katkı oranının belirlenmesi ile ilgili bir örneğe yer verilmiştir.

ÜGS-SAY değişkeni için çoklu doğrusal regresyon analizinden elde edilen *Ardışık Kareler Toplamının Toplam Kareler Toplamına* bölünmesi ( $0,8070 / 13,3333$ ) ile 0,0605 değeri elde edilmiştir. Elde edilen bu değer (0,0605) tüm değişkenler için bulunan değerlerin toplamına (0,5141) bölünerek 0,12 değeri yani ÜGS-SAY değişkeninin katkı oranı bulunmuştur. Diğer bağımsız değişkenler için aynı işlemler yapılarak tabloda yer alan seçim kriterlerinin katkı oranları hesaplanmıştır. Sonuç olarak adayın toplam puanı, seçim kriterlerinden aldığı puanların Tablo 4'de yer alan seçim kriterlerine ait katkı oranları ile çarpılması ve çarpım sonuçlarının

*SİVİL PİLOT ADAYLARI İÇİN SEÇİM KRİTERLERİNİN BELİRLENMESİ*

toplanması ile elde edilir. Örneğin ÜGS-SAY puanı 200, görsel hafıza test puanı 70, sözlü sınav puanı 60 ve deneme uçuş puanı 80 olan bir adayın toplam puanı Tablo 4’de yer alan katkı oranlarına göre aşağıdaki gibi hesaplanır:

$$\begin{aligned} \text{Toplam Puan} &= 0,12 \cdot 200 + 0,14 \cdot 70 + 0,23 \cdot 60 + 0,51 \cdot 80 \\ \text{Toplam Puan} &= 88,4 \end{aligned}$$

Bu çalışmanın analiz sonuçları, pilotaj bölümü seçim sisteminde mevcut kriterlerin ve bu kriterlerin katkı oranları ile ilgili düzenlemelerin yapılması gerekliliğini ortaya koymuştur.

**Tablo 4.** Seçim Kriterlerinin Katkı Oranları

Seçim Kriterleri	Ardışık Kareler Toplamı	Analiz	Seçim Kriterinin Katkı Oranı
ÜGS-SAY ( $x_1$ )	0,8070	0,0605	0,12
Görsel ( $x_4$ )	0,9904	0,0743	0,14
Sözlü sınav ( $x_6$ )	1,5599	0,1170	0,23
Deneme uçuşu ( $x_7$ )	3,4980	0,2624	0,51
<b>TOPLAM</b>	<b>6,8553</b>	<b>0,5141</b>	<b>1,00</b>

#### 4. SONUÇLAR

Pilot adayı seçimi ile ilgili literatür incelendiğinde pilot eğitimi maliyetinin yüksek olmasından dolayı, okulu bırakmanın ve başarısızlıkların organizasyon için büyük bir kayba sebep olduğu belirtilmiştir. Bu nedenle uygun seçim kriterleri ile zayıf az olan bir seçim sisteminin gerekli olduğu açıktır. Bununla birlikte literatür çalışmalarında zekâ, psikomotor yetenekleri ve kişilik özelliklerinin pilot seçiminde önemli kriterler olduğu vurgulanmıştır. Bu çalışmada pilotaj bölümüne kabul ile ilgili seçim kriterlerinin belirlenmesi ve bu seçim kriterlerinin katkı oranlarının bulunması amacıyla ikili lojistik regresyon ve çoklu doğrusal regresyon analizleri yapılmıştır. Çalışmada veri kümesi olarak pilotaj bölümüne kabul için seçim sisteminin son aşamasını tamamlayan adayların seçim kriterlerinden aldığı puanlar kullanılmıştır. Analiz sonuçlarından, sivil pilot adayının seçiminde önemli kriterlerin ÜGS-SAY, görsel hafıza testi, deneme uçuşu ve sözlü sınav olduğu belirlenmiştir. İşitsel hafıza testi, matematik ve fizik testi ile OÖBP bu kriterler içinde yer almadığı görülmüştür. Böylece, pilotaj bölümüne aday seçiminde önemli olmadığı ortaya çıkan seçim kriterlerinin katkı oranlarının azaltılması veya bu kriterlere ait testlerin yapılmaması ile doğru bir pilot adayı seçimi sağlanabilir. Böylece maliyeti ve zayıf az olan bir seçim sistemi elde edilebilir. Bu çalışmada, doğrusal regresyon analizi yardımı ile seçim sırasında önemli olduğu belirlenen kriterlerin katkı oranları belirlenmiştir. Bu analiz sonuçlarına göre; mevcut pilot seçim sisteminde yer alan kriterlerin katkı oranları üzerinde bazı düzenlemelerin yapılmasının zorunlu olduğu belirlenmiştir. Çoklu doğrusal regresyon analizi sonuçlarına göre  $R^2$  değerinin düşük çıkması, modelde yer alan değişkenlere ek olarak başka değişkenlerin de olması gerekliliğini göstermektedir. Kişilik özelliklerinin, uçuş eğitiminin başarısında önemli olduğu gerçeği göz önüne alındığında ayrı bir seçim kriteri olarak ele alınabilir. Sivil pilotaj eğitimi veren kurumların düşük hata potansiyeline sahip adayları seçebilmek için, bu çalışmanın sonuçlarından yararlanabileceği öngörülmektedir.

Çalışmadan edinilen bilgi ve ulaşılan sonuçlara göre; daha sonraki benzer çalışmalarda aday sayısı artırılarak seçim kriterlerinin (bağımsız değişkenlerin) birbirleriyle olan ikili, üçlü, vb. ilişkilerini içeren doğrusal olmayan bir tahmin modeli oluşturulması yönünde çalışma yapılabilir.

#### TEŞEKKÜR

Bu çalışma Ebru YAZGAN’ın “Pilot Hatasına Etki Eden Faktörlerin İncelenmesi” başlıklı doktora tezinin bir parçasıdır. Katkılarından dolayı, Prof. Dr. Canan ÇİLİNGİR’e, Prof. Dr. A. Sermet ANAGÜN’e ve M. Önder ÖZLER’e teşekkür ederiz.

**KAYNAKLAR**

- [1] GANESH, A., JOSEPH, C., “Personality Studies In Aircrew: An Overview”, *Indian Journal Aerospace Med.*, 49, 54-62, 2005.
- [2] HILTON, T.F., DOLGIN, D.L., Pilot Selection in the Military of the Free World. In R. GAL, A.D. MANGELSDORFF (Eds.), *Handbook of Military Psychology* (pp. 81-101), Wiley, New York, USA, 1991.
- [3] CARRETTA, T.R., REE, M.J., “Pilot-candidate Selection Method: Sources of Validity”, *The International Journal of Aviation Psychology*, 4, 103-117, 1994.
- [4] EARLES, J.A., REE, M.J., Air Force Officer Qualifying Test (AFOQT): Estimating The General Ability Component (AL-TP-1991-0039), Armstrong Laboratory, Human Resources Directorate, Manpower and Personnel Division: Brooks AFB, TX, USA, 1991.
- [5] SIEM, F.M., “Predictive Validity of an Automated Personality Inventory for Air Force Pilot Selection”, *The International Journal of Aviation Psychology*, 2, 261-270, 1992.
- [6] BORDELON, V.P., KANTOR, J.E., Utilization of Psychomotor Screening for USAF Pilot Candidates: Independent and Integrated Selection Methodologies (AFHRL-TR-86-4), US Air Force Human Resources Laboratory, Brooks AFB TX, USA, 1986.
- [7] DAVIS, R.A., Personality: Its Use In Selecting Candidates For US Air Force Undergraduate Pilot Training, (Research Rep. No. AU-ARI-88-8), Air University Press, Maxwell AFB, AL, USA, 1989.
- [8] CARRETTA, T.R., RODGERS, M.N., HANSEN, I., The Identification of Ability Requirements and Selection Instruments for Fast Jet Pilot Training, Euro-NATO ACHFWG Technical Report-2, 1996.
- [9] GRIFFIN, G.R., KOONCE, J.M., “Review of Psychomotor Skills in Pilot Selection Research of the U.S. Military Services”, *International Journal of Aviation Psychology*, 6, 125-147, 1996.
- [10] KANTOR, J.E., CARRETTA, T.R., “Aircrew Selection Systems”, *Aviation, Space, and Environmental Medicine*, 59, A32-A38, 1988.
- [11] CAMPBELL, J.S., CASTANEDA, M., PULOS, S., “Meta-analysis of Personality Assessments as Predictors of Military Aviation Training Success”, *The International Journal of Aviation Psychology*, 20, 92-109, 2009.
- [12] MAROCO, J., BARTOLO-RIBEIRO, R., “Selection of Air Force Pilot Candidates: A Case Study on the Predictive Accuracy of Discriminant Analysis, Logistic Regression, and Four Neural Network Types”, *International Journal of Aviation Psychology*, 23, 130–152, 2013.
- [13] GOMES, A., DIAS, J.G., “Improving the Selection of Air Force Pilot Candidates Using Latent Trajectories: An Application of Latent Growth Mixture Modeling”, *The International Journal of Aviation Psychology*, 25, 108–121, 2015.
- [14] EGE, İ., BAYRAKDAROĞLU, A., “İMKB Şirketlerinin Hisse Senedi Getiri Başarılarının Lojistik Regresyon Tekniği ile Analiz”, *ZKÜ Sosyal Bilimler Dergisi*, 5, 139-158, 2009.
- [15] CANKURT, M., GÜNDEN, C., MIRAN, B., “Türkiye'nin AB Sürecinde Üyelik Potansiyelinin Tarımsal ve Diğer Bazı Önemli Kriterler Açısından Belirlenmesi”, *Finans Politik & Ekonomik Yorumlar*, 44, 35-45, 2007.
- [16] TOKOĞLU, S., İkili Tepki Verileri için Lojistik Regresyon Analizi ve Bir Uygulama, Yüksek Lisans Tezi, Anadolu Üniversitesi, 2003.
- [17] MENDENHALL, W., SINCICH, T., *A Second Course in Statistics: Regression Analysis* (6<sup>th</sup> ed.), Prentice Hall, Upper Saddle River, NJ, USA, 2003.



## **KALİBRASYON BAZINDA FARKLI YÖNTEMLERİN MESAFE ÖLÇME HASSASİYETLERİNİN KARŞILAŞTIRILMASI**

**Kutalmış GÜMÜŞ\***

\* Harita Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, Niğde Üniversitesi, Niğde, Türkiye

*Geliş / Received: 12.05.2016*

*Düzeltilmelerin gelişi / Received in revised form: 24.06.2016*

*Kabul / Accepted: 24.06.2016*

### **ÖZ**

Bu makalede, bir EDM Kalibrasyon Bazında Klasik RTK, Network ve Statik GPS yöntemleri ile Uydu bazlı ölçümler ve Total Stationlar ile yersel ölçümler gerçekleştirilmiştir. Network RTK yönteminde FKP, VRS ve MAC düzeltme yöntemleri kullanılmıştır. Bu çalışmada, farklı ölçme yöntemleri ile elde edilen pilyeler arasındaki tüm mesafelerin, istatistiksel bir karşılaştırması yapılmıştır. Bu amaçla Varyans Analizi (ANOVA) kullanılmıştır. Tek yönlü ANOVA testinde kullanılan ölçme yöntemleri arasında istatistiksel olarak anlamlı bir farkın olduğu belirlenmiştir. Farklı ölçme yöntemlerine göre pilyeler arası mesafe karşılaştırmaları ile bulunan farklar ve standart sapmalar mm'den cm'ye değişmektedir. Statik GNSS ölçme yönteminden elde edilen standart sapmalar diğer ölçme yöntem ve donanımlarına göre bulunan sonuçlara göre daha iyidir. Mesafe ölçme hassasiyetlerine göre yöntemler Statik GNSS, Yersel ölçmeler, Klasik RTK, FKP, VRS ve MAC şeklinde sıralanmıştır. Yersel yöntemlerin mesafe ölçme hassasiyeti, Klasik RTK ve NRTK ölçme yöntemlerine göre, Klasik RTK yönteminin mesafe ölçme hassasiyeti ise farklı düzeltme yöntemleri ile elde edilen NRTK yöntemlerine göre daha iyidir. NRTK düzeltme yöntemlerinde en iyi mesafe ölçme hassasiyetini FKP düzeltme yöntemi vermiştir.

**Anahtar Kelimeler:** GNSS, NRTK, MAC, FKP, VRS, Total Station, hassasiyet

## **COMPARISON OF PRECISIONS OF THE DISTANCE MEASUREMENTS BY DIFFERENT METHODS ON CALIBRATION BASE**

### **ABSTRACT**

Satellite-based measurements have been performed on EDM Calibration Base by Classic GPS, Network RTK and Static GPS methods and terrestrial measurements have been conducted with Total Stations in this study. FKP, VRS and MAC correction methods were used in the Network RTK method. The objective of this study was to make statistical comparisons of distances obtained by using all combinations between different measurement methods. Analysis of Variance (ANOVA) was utilized for this purpose. It was determined that there was a statistically significant difference between the measuring methods used in the one-way ANOVA test. The differences and standard deviations obtained by the comparison of distances based on different measurement methods between benchmarks have been varied from mm to cm. The results obtained by the static GNSS surveying method are better than the standard deviations obtained by other methods of measurement and equipments when compared. The methods according to the distance measurement precision have been listed from the highest precision to low as Static GNSS, terrestrial surveying, classical RTK, FKP, VRS and MAC respectively. The distance measurement precision of Terrestrial measurement was found to be better than the

\*Corresponding author / Sorumlu yazar. Tel.: +90 388 225 22 26; e-mail/e-posta: kgumus@nigde.edu.tr

## K. GÜMÜŞ

classical RTK and NRTK measurement methods. The distance measurement precision of the classic RTK method was better than NRTK methods obtained by the different correction methods. In comparison, of NRTK correction methods in itself, the best results were obtained by FKP method.

**Keywords:** GNSS, NRTK, MAC, FKP, VRS, Total Station, precision

## 1. GİRİŞ

Modern teknolojideki gelişmeler sayesinde GNSS, klasik jeodezik ölçme yöntemlerine göre avantajlar sağlamıştır. Noktalar arası görüş ve yer seçiminde noktaların en yüksek yerlerde olması gibi zorunluluğu ortadan kalkmıştır. Hava şartlarından bağımsız olarak 24 saat ölçüm yapılabilmektedir. GNSS Sistemleri, GNSS alıcıları ile bağıl ve mutlak konum belirleyebilen uydu sistemlerinden oluşmaktadır. Statik GNSS ölçme yöntemi, yüksek duyarlılık gerektiren uzun bazlar söz konusu olduğunda ve sistematik etkilerin dikkate alınması durumunda en uygun ve en iyi yöntem olarak kullanılmaktadır. Bu ölçme yönteminde, ölçüm noktaları arasındaki mesafeye ve istenilen doğruluğa göre iki veya daha fazla GNSS alıcısı ile eş zamanlı olarak belirli bir süre ölçüm yapmak gerekmektedir. Sadece bir GNSS alıcısı ile en az dört uyduya gözlem (faz ve kod) yapılarak alıcının konumu belirlenmektedir. Kinematik GPS ölçme yönteminde ise bir GNSS alıcısı bilinen bir noktaya sabit olarak kurulur. Gezici GNSS alıcısı ile tam sayı faz başlangıç belirsizliği çözümlene kadar, bilinen veya herhangi bir noktadan statik ölçüme devam edilir. Daha sonra diğer noktalarda veya gezicinin izlediği yol boyunca ölçüme devam edilerek noktaların konumu belirlenir. Bu yöntemde, GNSS gezici alıcısının en az 4 uydu bağlantısının ölçüm süresince kesilmemesi gerekir. Real Time Kinematik GNSS uygulamalarında, GNSS Sistemlerine etki eden hata kaynaklarının modellenmesi ile önemli gelişmeler sağlanmıştır. Klasik RTK uygulamaları ile yeni noktaların koordinatları anlık olarak hesaplanmaktadır. Burada, mesafeye bağıl artan bu hatalar nedeniyle referans alıcı ile gezici alıcı arasındaki mesafe 10 ile 15 km arasında olmaktadır [1, 2, 3]. Mesafeye bağıl sınırlamaları kaldırmak ve konum doğruluğunu artırmak için, sürekli statik ve gerçek zamanlı gözlem yapan GNSS Referans istasyonları faaliyete geçirilmiştir. Özellikle veri işleme algoritmaları ve Network-RTK tasarımları ile GNSS referans istasyonları, GNSS kullanıcılarına maliyet ve hız açısından önemli katkılar sağlamıştır. Bu Network RTK yaklaşımı ile VRS, FKP, MAC gibi düzeltme teknikleri kullanılarak çoklu referans istasyonlarından alınan bilgilere dayalı düzeltmeler hesaplanmakta ve gezici alıcıya gönderilmektedir [4-8]. Bu şekilde GNSS alıcılarının konumları, referans istasyonlarının gözlemleri ve düzeltme teknikleri kullanılarak bağıl konumlama tekniği ile cm mertebesinde belirlenmektedir [8, 9].

Özellikle Network RTK uygulamaları ile farklı düzeltme teknikleri kullanılarak gerçek zamanlı konum elde etmek harita uygulamalarında önemli yer tutmaktadır. Rizos [10], NRTK uygulamalarının jeodezik açıdan teorik ve pratik sorunlarını değerlendirmiştir. Grejner-Brzezinska ve ark. [11] tarafından yapılan çalışmada farklı stratejilerde NRTK düzeltme tekniklerinin doğruluğu araştırılmış ve yatayda 2 cm düşeyde ise 4 cm civarında doğruluğa ulaşılmıştır. Kun ve Yong [12], CORS uygulamalarından ve gelişmelerinden bahsetmiştir. Brown ve ark.[13] tarafından yapılan çalışmada farklı yönlerden MAC, VRS, FKP yöntemleri karşılaştırılmıştır. Eren ve ark.[14] Türkiye’de kurulan Tusaga Aktif (CORS-TR) projesini detaylı bir şekilde anlatmışlardır. Janssen ve ark. [15] tarafından, RTK GPS gözlemlerine dayalı kadastro çalışmalarındaki ölçme ve kontrol altyapısı için bir metodoloji sunulmuştur. Martin ve McGovern [16] tarafından İrlanda da yapılan Network RTK Ağının performansı test edilmiştir. Garrido ve ark. [17], İspanya’da bulunan iki aktif GNSS ağına NRTK yaklaşımında kullanılan VRS ve MAC düzeltme yöntemlerinden elde edilen sonuçları doğruluk ve duyarlılık açısından incelemişlerdir.

Ayrıca, uydu bazlı ölçme yöntemlerinin yansıra, daha fazla insan gücü gerektiren ve daha az maliyetli olan yersel ölçüm yöntemleri de arazi ölçümlerinde sıklıkla tercih edilmektedir. Günümüzde de yersel ölçümlerde Total Stationlar sıkça kullanılmaktadır. Bu ölçme aletleri ile günden güne daha duyarlı ölçümler yapılabilmektedir. Günümüzde, teknolojinin gelişmesiyle prizmalara ihtiyaç duymadan belli bir mesafeye kadar ölçüm yapabilen reflektörsüz Total Stationlar üretilmektedir. Jeodezik uygulamalarda, kullanıcıların karşılaştıkları problemlerin çözümüne yönelik çalışmalar devam etmektedir. Doğru ve duyarlı sonuçlar elde etmek için en uygun ölçme konfigürasyonunun seçilmesi gerekir. Farklı ölçme konfigürasyonlarında elde edilen uydu ve yersel ölçme yöntemlerinin istatistiksel açıdan değerlendirilmesi, elde edilen sonuçların yorumlanmasında önemli katkılar sağlayabilir.

Bu çalışmanın amacı, bir kalibrasyon bazında farklı ölçme konfigürasyonlarında elde edilen uydu ve yersel ölçme yöntemlerinin mesafe ölçme hassasiyetlerinin karşılaştırmasını yapmaktır. Özellikle yersel ve uydu bazlı teknikleri ve kullanılan donanımları karşılaştırabilmek için konum yerine mesafe seçilmiştir. Yıldız Teknik Üniversitesi Davutpaşa Kampüsünde kalibrasyon amacıyla kullanılan 6 adet pilye noktası üzerinde Klasik GPS, Network RTK (Real Time Kinematic), Statik GPS yöntemleri ile Uydu bazlı ölçümler ve hassas ölçme

*KALİBRASYON BAZINDA FARKLI YÖNTEMLERİN MESAFE ÖLÇME HASSASİYETLERİNİN KARŞILAŞTIRILMASI*

duyarlılığına sahip Total Stationlar ile yersel ölçümler gerçekleştirilmiştir. Network RTK yönteminde FKP (The Flächen-Korrektur Parameter), VRS (Virtual Reference Station) ve MAC (Master Auxiliary Corrections) düzeltme yöntemleri kullanılmıştır. Uydu ve yersel yöntemlerden elde edilen pilye noktaları arası mesafeler, daha önceden hassas şekilde belirlenmiş kalibrasyonda kullanılan değerler ile karşılaştırılmıştır. Her yöntem için bulunan mesafeler, pilyelerin nokta koordinat farklarından hesaplanmıştır. Farklı ölçme yöntemlerine göre bulunan mesafelerin dengelenmiş değerleri ile kesin değer olarak kabul ettiğimiz mesafeler arasındaki farklar bulunarak, kullanılan ölçme yöntemlerinin mesafe doğruluğu (baz doğruluğu) araştırılmıştır. Varyans Analizi (ANOVA) bu amaçla kullanılmıştır. Farklı ölçme yöntemlerine ve donanımlarına göre elde edilen mesafe farkları arasında istatistiksel olarak anlamlı bir fark olup olmadığı belirlenmeye çalışılmıştır.

## 2. MATERYAL VE METOT

RTK GPS ile yüksek doğruluğa erişebilmek için gezici alıcının referans istasyonuyla arasındaki mesafenin 15 km'yi geçmemesi gerekmektedir. Tek referans alıcısıyla yapılan RTK GPS'in mesafeye bağlı kısıtlamasını ortadan kaldırmak amacıyla Network RTK yöntemi ortaya çıkmıştır. Network RTK yöntemi de taşıyıcı faz gözlemlerini kullanan santimetre doğrulukla gerçek zamanlı konumlama yapabilen bir yöntemdir. Mesafeye bağlı sınırlamaları kaldırmak ve konum doğruluğunu artırmak için, sürekli statik ve gerçek zamanlı gözlem yapan GNSS Referans istasyonları faaliyete geçirilmiştir. Özellikle veri işleme algoritmaları ve Network-RTK tasarımları ile GNSS referans istasyonları, GNSS kullanıcılarına maliyet ve hız açısından önemli katkılar sağlamıştır.

NRTK Ağı kullanılarak elde edilen konumlama doğrulukları, referans noktalarının gezici alıcı etrafındaki dağılımına ve gezici alıcının referans noktalarına olan uzaklığına göre değişmektedir. Bu şekilde GNSS alıcılarının konumları, 35 km'ye kadar değişen gezici-referans noktalarının aralarındaki mesafelere göre, referans istasyonlarının gözlemleri ve düzeltme teknikleri kullanılarak bağlı konumlama tekniği ile yatayda  $\pm 1-5$  cm düzeyde ise yatayın 1,5-2,0 katı daha büyük standart sapmalar ile belirlenmektedir [8, 9, 18].

VRS yöntemi, hareketli bir GNSS alıcısının konumu, çalışma bölgesini kaplayan referans istasyonları verilerini kullanarak oluşturulan sanal bir referans istasyonuna göre belirlenmektedir. Bu yöntemde, sistematik hatalar azalmakta, referans istasyona olan uzaklık artmakta ve başlangıç belirsizliğini çözme süresi kısalmaktadır. Gezici GNSS alıcısı, sanal referans istasyonu gözlemleri ve düzeltmeleri ile nokta konumları cm mertebesinde belirlemektedir [8, 9, 19, 20, 21]. FKP yönteminde ise, referans istasyonunun bulunduğu konum çevresindeki yüzeyler için düzeltme katsayıları hesaplanmakta ve kullanıcılara aktarılmaktadır. Bu yöntemde kullanılan en basit yüzey, üç nokta arasında gerilmiş olan bir düzlemdir. Bu üç nokta arasındaki düzeltme parametreleri, Kuzey-Güney ve Doğu-Batı yönündeki eğim değerleri ile tanımlanmaktadır. Kullanıcının konumuna en yakın mesafede seçilen ana referans istasyonuna dayalı şekilde düzeltmeler hesaplanmaktadır [18, 22, 23]. MAC yönteminde ise, bir tane ana istasyon ve çok sayıda yardımcı istasyon ile gezici bir GNSS alıcısının konumunun belirlenmektedir. Kullanıcı konumu, kontrol merkezine gönderilmekte ve kullanıcının konumuna en yakın mesafede olan referans istasyonu ana referans istasyonu (MAC Master) olarak belirlenmektedir. Ana referans istasyonu ve yardımcı referans istasyonları kullanılarak ağı oluşturan noktalar kümelerine ayrılarak o bölge için düzeltmeler hesaplanmaktadır [13, 24, 25].

### 2.1. Çalışma Alanı ve Kalibrasyon Bazı Uygulamaları

Bu çalışma, Yıldız Teknik Üniversitesi Davutpaşa Kampüsünde Fen Edebiyat Fakültesi bahçesinde bulunan 300 m uzunluğundaki EDM Kalibrasyon bazında gerçekleştirilmiştir. Buradaki noktalar 1 numaralı referans pilyesinden sırasıyla 40, 120, 220, 280 ve 300 m uzaklıkta toplam 6 pilye noktasından oluşmaktadır (Şekil 1).

Bu 6 adet pilye arasındaki yatay mesafeler farklı GNSS ölçüm teknikleri ve farklı duyarlılıklara sahip yersel ölçüm aletleri (Total Station) ile belirlenmeye çalışılmıştır. Her ölçme yöntemi için Kalibrasyon bazındaki pilyeler arasındaki mesafeler, tüm kombinasyonları ile aşağıdaki Şekil 2'de belirtildiği gibi toplamda 15 yatay mesafe nokta koordinatlarından ya da direk ölçme yöntemine bağlı olarak belirlenmiştir.

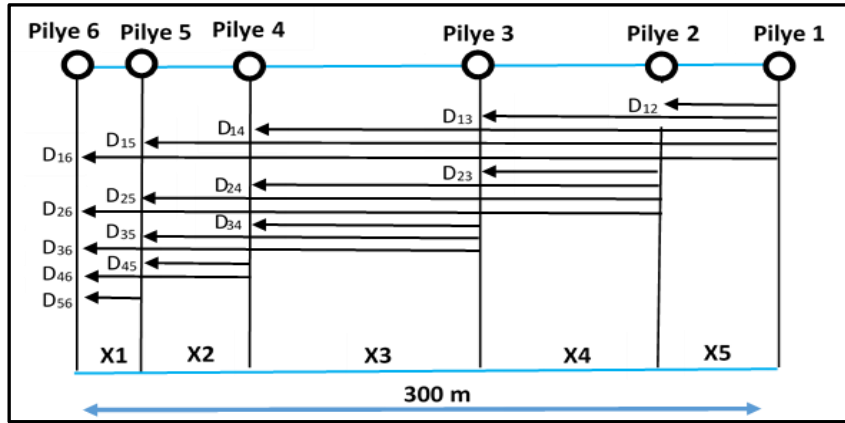
Bu çalışmada, NRTK uygulamalarında İstanbul ve çevresini kapsayan, aralarındaki mesafe ortalama 30-40 km civarında olan 8 adet referans istasyonu ile FKP, MAC ve VRS düzeltmeleri yayınlayan ISKI NRTK ağı kullanılmıştır [27]. Statik GNSS ve Klasik RTK uygulamaları için sabit nokta olarak, Yıldız Teknik Üniversitesi Davutpaşa kampüsünde bulunan Uzel ve Erbudak noktaları kullanılmıştır. Bu noktaların kalibrasyon noktalarına olan uzaklıkları, ortalama 120 m ile 450 m arasında değişmektedir. Statik GNSS ölçümlerinde kayıt aralığı 10 sn ve uydu yükseklik açısı  $10^\circ$  olacak şekilde 2 farklı oturum gerçekleştirilmiştir. Her bir ortalama oturum süresi sabit noktalar ile ölçüm noktaları arasında mesafe çok yakın olduğundan 3 saat olacak şekilde eş zamanlı aynı ölçü zamanlarında GNSS ölçümleri gerçekleştirilmiştir. Klasik RTK ve NRTK uygulamalarında ise mevcut

K. GÜMÜŞ

donanım yetersizliğinden dolayı (el bilgisayarı ve Gsm kartı) eş zamanlı ölçümler yapılamamıştır. Fakat ölçümlerin genelinde aynı uydu geometrisinden yararlanmak için birbirini takip eden ardışık ölçme günlerinde uygulamalar gerçekleştirilmeye çalışılmıştır. Bu ölçme teknikleri ile kalibrasyon baz uzunluklarını karşılaştırmak ve aynı hassasiyette veri toplamak için aynı ölçme parametreleri (yükseklik açısı, epok sayısı, yatay ve düşey tolerans sınırları, GPS ve GLONASS uyduları vb.) kullanılmıştır.



Şekil 1. 300 m uzunluğundaki EDM kalibrasyon bazındaki pilye noktaları [26]



Şekil 2. Pilyeler arasındaki tüm kombinasyonlar kullanılarak elde edilen mesafeler [26]

Statik GNSS, Klasik RTK ve düzeltme yöntemleri (VRS, FKP ve MAC) ile yapılan NRTK uygulamalarında Topcon HiperPro GNSS alıcısı kullanılmıştır (Şekil 3). Topcon HiperPro ile konum belirleme uygulamalarında yatayda 0,015 m, düşeyde ise 0,03 m tolerans sınırı değerleri tercih edilmiştir. GPS ve GLONASS uydu sistemlerinin her ikisi de kullanılmış ve multipath düzeltmesi uygulanmıştır. ISKI NRTK açısından farklı düzeltme yöntemleri ve Klasik RTK'dan elde edilen verilerin değerlendirilmesinde Topcon Link 8.2.3 yazılımı kullanılmıştır. Klasik RTK için istenilen ölçme hassasiyetine ve NRTK için kullanılan düzeltme yöntemlerine (VRS, FKP ve MAC) göre epok sayısı 3 olacak şekilde her bir ölçüm noktası için ortalama 100 adet konum bilgisi elde edilmiştir. Ölçülerin tekrarlanma hassasiyetleri kontrol edilerek ortalama değerler hesaplanmıştır. Elde edilen konum bilgilerinin ortalama değerleri, pilyeler arası mesafeyi belirlemede, karşılaştırmalarda ve analizlerde kullanılmıştır. Statik GNSS uygulamalarında elde edilen verilerin değerlendirilmesinde noktalar arası baz uzunluklarının çok yakın olmasından dolayı GNSS Solution ticari yazılımı kullanılmıştır. Uydu bazlı ölçme yöntemleri ile gerçekleştirilen ölçümlerde DOP (Dilution of Precision) değerleri de incelenmiştir. DOP değerinin düşük olması, uydu geometrisinin kalitesini ve doğruluk değerinin iyi olduğunu göstermektedir. PDOP değeri, uydu geometrisinin yatay ve düşey koordinatlara etkisini, HDOP yatay koordinatlara etkisini, VDOP ise nokta yüksekliğine etkisini belirtir. Bu çalışmada, uydu bazlı ölçümlerde HDOP, VDOP ve PDOP ortalama değerleri sırasıyla 1,70, 2,03 ve 2,66 hesaplanmıştır. Ayrıca ölçümler sırasında görülen GPS ve GLONASS ortalama uydu sayıları sırasıyla 7 ve 4'tür. Bu sonuçlar genel olarak değerlendirildiğinde uydu bazlı ölçme yöntemlerine göre

*KALİBRASYON BAZINDA FARKLI YÖNTEMLERİN MESAFE ÖLÇME HASSASİYETLERİNİN KARŞILAŞTIRILMASI*

elde edilen sonuçlar benzerlik göstermektedir. Uydu geometrisinin iyi olduğu ve görülen uydu sayısının yeterli olduğu saptanmıştır.



**Şekil 3.** Pilye üzerinde Topcon HyperPro GNSS alıcısı

Günümüzde GNSS ölçümlerin yanı sıra klasik anlamda daha fazla insan gücü gerektiren ve daha az maliyetli olan yersel ölçüm yöntemleri, arazi ölçümlerinde sıklıkla tercih edilmektedir. Yersel ölçümlerde Total Stationlar ile günden güne daha duyarlı ölçümler yapılabilmektedir. Özellikle farklı jeodezik amaçlar için kullanılan farklı uydu ve yersel ölçümlerin mesafe ölçme hassasiyetleri açısından karşılaştırılmasını yapmak için, bu kalibrasyon bazındaki 6 adet pilye arasındaki Şekil 2’de belirtilen yatay mesafeler farklı ölçme duyarlılıklarına sahip yersel ölçüm aletleri (Total Station) ile de belirlenmiştir (Şekil 4). Yersel ölçümlerin gerçekleştiği açık alanlarda çevresel faktörlerin etkisine dikkat etmek gerekir. Özellikle sıcaklık, basınç ve nem gibi atmosferik veriler sürekli kontrol edilmelidir. Bu amaçla, Total Station ile elde edilen ölçülerin çevresel faktörlerden etkilenmemesi için, çalışma sırasında kayıt edilen atmosferik verilere bağlı olarak elde edilen mesafelere düzeltmeler getirilmiştir. Yersel ölçümlerde kullanılan farklı duyarlılıklara sahip Total Station ile pilyeler arasındaki mesafelerin her bir kombinasyonu 5 kere ölçülmüştür. Bu ölçülerin ortalama değerleri, uydu bazlı ölçümler ile karşılaştırmada ve analizlerde kullanılmıştır.



**Şekil 4.** Çalışmada kullanılan farklı ölçme duyarlılıklara sahip Total Stationlar

## 2.2. Dengeleme ve Varyans Analizi İşlemleri

Karşılaştırma ve analiz yapmak için farklı GNSS ölçüm teknikleri ve farklı duyarlılıklara sahip yersel ölçüm aletleri (Total Station) ile Kalibrasyon bazındaki pilyeler arasındaki tüm kombinasyonlar kullanılarak elde edilen mesafeler, dolaylı ölçüler kullanılarak [26]’daki gibi dengelenmiştir. Kalibrasyon bazında ölçülen uzunluklar, 5 parça uzunluğunun bir fonksiyonu olarak yazılmıştır. Gözlemler vektörü (Di), katsayılar (dizayn) matrisi A ve bilinmeyenler vektörü X aşağıdaki matrislerle Eşitlik 1’ deki gibi oluşturulmuştur [26].

K. GÜMÜŞ

$$D_i = \begin{pmatrix} D_{5-6} \\ D_{1-2} \\ D_{4-5} \\ D_{2-3} \\ D_{4-6} \\ D_{3-4} \\ D_{1-3} \\ D_{3-5} \\ D_{3-6} \\ D_{2-4} \\ D_{1-4} \\ D_{2-5} \\ D_{2-6} \\ D_{1-5} \\ D_{1-6} \end{pmatrix} \quad A = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 1 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 1 & 0 \\ 0 & 1 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 1 & 1 \\ 1 & 1 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 1 & 1 & 0 \\ 0 & 1 & 1 & 1 & 1 \\ 1 & 1 & 1 & 1 & 0 \\ 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \end{pmatrix} \quad X = \begin{pmatrix} X_1 \\ X_2 \\ X_3 \\ X_4 \\ X_5 \end{pmatrix} \quad (1)$$

En küçük kareler yöntemine göre, farklı GNSS ölçüm teknikleri ve farklı duyarlılıklara sahip yersel ölçüm aletleri ile Kalibrasyon bazındaki pilyeler arasındaki tüm kombinasyonlar kullanılarak elde edilen dengelenmiş mesafeleri bulmak için, Tablo 1'de verilen formüller kullanılmıştır. Dengeleme için yararlanılan Matlab yazılımında, her ölçme konfigürasyonunda dengelenmiş kenarları bulabilmek için aynı A matrisi kullanılmıştır.

**Tablo 1.** Dengelemede kullanılan eşitlikler

Adımlar	Formül	İfade
1.	$N=A^T \cdot A$	Normal Denklemler Matrisi
2.	$n=A^T \cdot D_i$	Sabit Terimler Vektörü
3.	$X=N^{-1} \cdot n$	Bilinmeyenler Vektörü
4.	$V_i=A \cdot X - D_i$	Düzeltilmeler Vektörü
5.	$\bar{D}_i = V_i + D_i$	Dengeli Ölçüler
6.	$\Delta D = \bar{D}_i - DD_i$	Mesafe Farkı

Bu kalibrasyon bazında uydu ve yer bazlı farklı ölçme yöntemlerinin mesafe doğruluklarının karşılaştırılmasında kullanılan ölçme yöntemlerinin doğruluğunu araştırmak için daha önceden [26]'da belirlenen aşağıdaki Tablo 2'de verilen tüm kombinasyonların mesafeleri, kesin değer olarak kabul edilmiştir. Bu mesafeler, hassas şekilde 1+1,5 ppm mesafe ölçme doğruluğu olan Leica TPS 1201 Total Station ile ölçülmüştür [26].

**Tablo 2.** Pilyeler arasındaki tüm kombinasyonlar için elde edilen kesin mesafeler (DDi) [26]

Mesafe (m)		Mesafe (m)		Mesafe (m)	
<b>D<sub>5-6</sub></b>	19,9258	<b>D<sub>3-4</sub></b>	100,0431	<b>D<sub>1-4</sub></b>	220,0000
<b>D<sub>1-2</sub></b>	39,9687	<b>D<sub>1-3</sub></b>	119,9569	<b>D<sub>2-5</sub></b>	240,0997
<b>D<sub>4-5</sub></b>	60,0684	<b>D<sub>3-5</sub></b>	160,1115	<b>D<sub>2-6</sub></b>	260,0255
<b>D<sub>2-3</sub></b>	79,9882	<b>D<sub>3-6</sub></b>	180,0313	<b>D<sub>1-5</sub></b>	280,0684
<b>D<sub>4-6</sub></b>	79,9942	<b>D<sub>2-4</sub></b>	180,0373	<b>D<sub>1-6</sub></b>	299,9942

Bu Kalibrasyon bazındaki pilyeler arasındaki tüm kombinasyonlar, uydu ve yer bazlı farklı ölçme yöntemlerine göre dengelenerek belirlenmiştir. Farklı ölçme yöntemlerine göre bulunan mesafeler ile kesin değer olarak kabul ettiğimiz mesafeler arasındaki farklar bulunarak, kullanılan ölçme yöntemlerinin doğruluğu araştırılmıştır. Bu amaçla varyans analizi (ANOVA) kullanılmıştır. Farklı ölçme yöntemlerine ve donanımlarına

## KALİBRASYON BAZINDA FARKLI YÖNTEMLERİN MESAFE ÖLÇME HASSASİYETLERİNİN KARŞILAŞTIRILMASI

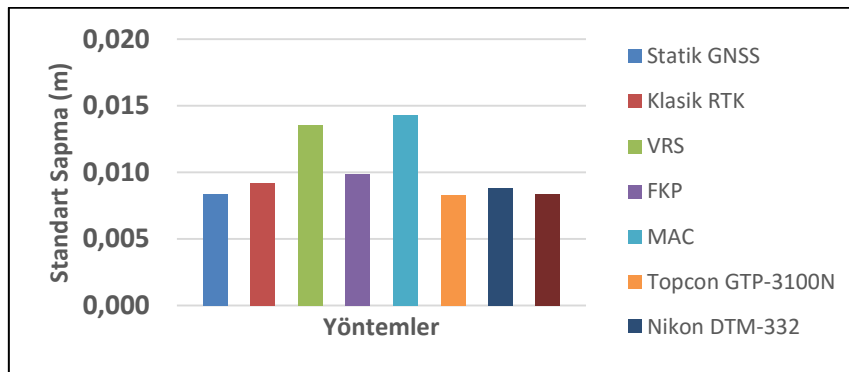
göre elde edilen mesafe farkları arasında istatistiksel olarak anlamlı bir fark olup olmadığı belirlenmeye çalışılmıştır. Varyans analizi, ikiden fazla ortalama arasında fark olup olmadığını belirlemek için İstatistiksel analizlerde kullanılmaktadır. Bu çalışmada SPSS Yazılımı, varyans analizini gerçekleştirmek için kullanılmıştır. Varyans analizi yapılmadan önce test edilecek verilerin normal dağılımlı ve grup varyanslarının homojen olup olmadığını belirlenmesi gerekir. Analiz sonrası elde edilen ANOVA tablosu, uygulamada kullanılan grupların (farklı ölçme yöntemlerinin) ortalamaları arasında anlamlı bir fark olup olmadığını göstermektedir. Eğer gruplar arasında bir fark bulunmuşsa, Post Hoc testleri bu farklılığın hangi gruplardan kaynaklandığını belirlemede kullanılmaktadır. Bu amaçla, genellikle varyans homojenliği sağlanmışsa Tukey testi, varyans homojenliği sağlanmamışsa Tamhane's T2 testi genel olarak kullanılmaktadır [28, 29]. SPSS yazılımında, F'nin % 95 anlamlılık düzeyindeki tablo değeri olarak p değeri kullanılmaktadır. P değeri 0,05'ten küçükse hipotez reddedilmekte ve gruplar arasında anlamlı bir fark olduğu söylenmektedir. Gruplar arasında bir farkın olup olmadığını belirlemek içinde ikili karşılaştırmalar yapılmaktadır [30,31]. Ayrıca SPSS bağımlı değişkenlere göre alt gruplar oluşturmaktadır. Bu alt gruplar değişkenlerin aynı veya farklı özellik gösterip göstermediğine göre belirlenmektedir.

### 3. BULGULAR VE TARTIŞMA

Uydu ve yer bazlı farklı ölçme yöntemlerine göre dengelenerek elde edilen pilyeler arasındaki tüm kombinasyonlar ile kesin değer olarak kabul ettiğimiz mesafeler arasındaki farklar bulunmuştur. Bu şekilde farklı ölçme yöntemine göre bulunan pilyeler arasındaki mesafeler karşılaştırılmıştır. Elde edilen farklar, pilyeler arasındaki mesafelerin farklı ölçme yöntemlerine göre hangi hassasiyette elde edildiği göstermekte kullanılmıştır. Ayrıca elde edilen sonuçlara göre farklı ölçme yöntemleri arasında istatistiksel olarak anlamlı bir fark olup olmadığını belirlemek için istatistiksel analizler yapılmıştır. Bağımsız değişkenlerin bağımlı değişkenler üzerindeki etkisini araştırmak için varyans analizi gerçekleştirilmiştir. Bu amaçla, pilyeler arasındaki mesafeleri belirlemede kullanılan uydu ve yer bazlı farklı ölçme yöntemlerinin performansını belirlemek için hesaplanan farkların istatistiksel değerleri Tablo 3'te, bu farklardan bulunan standart sapmalar ise Şekil 5'te verilmiştir.

**Tablo 3.** Farklı ölçme yöntemlerine göre hesaplanan farkların istatistiksel değerleri (m)

Yöntem		Minimum	Maksimum	Ortalama	Mutlak Ortalama	Güven Aralığı (% 95)	
						Alt Sınır	Üst Sınır
Statik GNSS		-0,0162	0,0106	-0,0006	0,0069	-0,0053	0,004
Klasik RTK		-0,0116	0,0224	0,0075	0,0089	0,0024	0,0126
NRTK	VRS	-0,0226	0,0300	0,0070	0,0114	-0,0005	0,0145
	FKP	-0,0214	0,0087	-0,0086	0,0101	-0,0141	-0,0031
	MAC	-0,0273	0,0211	-0,0074	0,0131	-0,0153	0,0006
Yersel	Topcon GTP-3100N	-0,0107	0,0195	0,0061	0,0075	0,0015	0,0107
	Nikon DTM-332	-0,0117	0,0215	0,0067	0,0093	0,0018	0,0116
	Pentax R205-NE	-0,0137	0,0185	0,0039	0,0083	-0,0007	0,0086



**Şekil 5.** Farklı ölçme yöntemlerine göre hesaplanan standart sapmalar (m)

## K. GÜMÜŞ

Farklı ölçme yöntemlerine göre hesaplanan Standart Sapmalar ve farklar genel olarak değerlendirildiğinde Uydu ve yer bazlı farklı ölçme yöntemlerin sonuçlar üzerindeki etkisi görülmektedir. Elde edilen farklar incelendiğinde cm'lerden mm'ye değişen sapmalar elde edilmiştir. Farklı ölçme yöntemlerine göre elde edilen sonuçların doğruluğu değişmektedir. Statik GNSS ölçme yönteminden elde edilen sonuçlar diğer ölçme yöntem ve donanımlarına göre bulunan sonuçlara göre daha iyidir. Farklı uzunluk ve açı ölçme doğruluklarına sahip farklı marka Total Stationlar ile elde edilen yersel ölçme sonuçları, Klasik RTK ve NRTK ölçme yöntemlerine göre daha iyi bulunmuştur. Klasik RTK yöntemi ise farklı düzeltme yöntemleri (VRS, FKP, MAC) ile elde edilen NRTK yöntemlerine göre daha iyidir. NRTK düzeltme yöntemlerinin kendi içinde karşılaştırılmasında, en iyi sonucu FKP yöntemi vermiştir. VRS yönteminden elde edilen pilyeler arasındaki mesafelerin doğruluğu ise MAC düzeltme yöntemine göre daha iyidir.

Bu makalede, varyans analiz için kesin değere göre farklı ölçme yöntemleri ile elde edilen pilyeler arası mesafe farkları bağımlı değişken, uydu ve yersel ölçme yöntemleri ise bağımsız değişken olarak kabul edilmiştir. Bu değişkenlerin mesafe doğruluğu üzerine etkilerini ve aralarında istatistiksel olarak anlamlı bir fark olup olmadığını belirlemek için Tek yönlü ANOVA gerçekleştirilmiştir. Bu bağımsız değişkenlere göre elde edilen pilyeler arasındaki mesafe farkları bağımsız değişkenlere ve alt kümelerine göre gruplandırılmıştır. Varyans analizinde test edilecek grupların varyanslarının homojen olup olmadığı istatistiksel olarak belirlenmesi gerekir. Genel olarak varyans analizinde, gruplar arasında farklılığın olduğuna karar vermemiz açısından ikili karşılaştırmalarda varyans homojenliği sağlanmışsa Tukey testi ile varyans homojenliği sağlanmamışsa Tamhane's T2 testi kullanılmaktadır. Aşağıda verilen Tablo 4'de Varyansların homojenliği testi sonuçları verilmiştir.

**Tablo 4.** Farklı ölçme yöntemleri için varyans homejenliği testi

Varyans Homojenlik Testi				
Değişken	Levene Statistic	df1	df2	p
Yöntemler (Mesafe Farkları)	1,139	7	112	0,344

Bu tabloya göre hangi gruplar arasında farklılığın olduğuna karar vermede farklı ölçme yöntemlerine göre elde edilen sonuçlarda varyans homojenliği sağlandığından ikili karşılaştırmalarda Tukey testi kullanılmıştır. Aşağıda verilen Tablo 5'deki ANOVA tablosunda, bağımsız değişken olarak tanımlanan farklı ölçme yöntemleri arasında istatistiksel olarak bir farklılığın olup olmadığı test edilmektedir. Bu tabloda verilen p değeri 0,05'ten küçük olduğundan farklı ölçme yöntemleri arasında istatistiksel olarak anlamlı bir farkın olduğu belirlenmiştir.

**Tablo 5.** Farklı ölçme yöntemlerine göre gerçekleştirilen ANOVA değerleri

Bağımlı Değişken: Mesafe Farkları			ANOVA			
Bağımsız Değişkenler	Değişimin Kaynağı	Kareler Top.	df	Kareler Ort.	F	p
Yöntemler	Gruplar Arası	0,005	7	0,001	6,115	0,000
	Gruplar İçi	0,012	112	0,000		
	Toplam	0,017	119			
<b>df: Serbestlik derecesi</b>			<b>İstatistiksel bir fark vardır</b>			

Pilyeler arasındaki mesafeleri belirlemek üzere kullanılan uydu ve yersel ölçme yöntemlerinin hangisi arasında fark olduğunu belirlemek için Post Hoc Testi uygulanmıştır. Ölçme yöntemleri arasında ikili karşılaştırmalar yapılarak yöntemler arasında istatistiksel olarak anlamlı bir fark olup olmadığı belirlenmiştir. Tablo 6'da verilen ikili karşılaştırmalar, ölçme yöntemlerinin istatistiksel açıdan değerlendirilmesinde katkı sağlamaktadır.

Tablo 6 incelendiğinde farklı ölçme yöntemlerine göre oluşturulan grup ortalamalarının ikili karşılaştırmalarında bazı ölçme yöntemlerinin diğerlerine göre istatistiksel olarak farklı özellik gösterdiği belirlenmiştir. Pilyeler arası mesafeler karşılaştırıldığında elde edilen sonuçların doğruluğunun değiştiği görülmektedir. İkili karşılaştırmalarda ölçme yöntemine göre oluşturulan gruplar arasında mm'lerden cm'ye kadar değişen farklar bulunmuştur. Genel olarak Statik GNSS'den elde edilen pilyeler arası mesafe ortalaması ile diğer ölçme yöntemlerinin grup ortalamaları arasında istatistiksel olarak anlamlı bir fark olmadığı belirlenmiştir.



## KALİBRASYON BAZINDA FARKLI YÖNTEMLERİN MESAFE ÖLÇME HASSASİYETLERİNİN KARŞILAŞTIRILMASI

FKP düzeltme yönteminden elde edilen grup ortalaması VRS ve MAC yöntemlerine göre istatistiksel olarak farklılık göstermektedir. Genel olarak bakıldığında Yersel ölçüler sonucu elde edilen grup ortalamaları ile VRS ve MAC düzeltme yöntemleri arasında istatistiksel olarak farklılık olduğu görülmektedir. Klasik RTK yönteminden elde edilen grup ortalaması ise yine VRS ve MAC düzeltme yöntemlere istatistiksel olarak farklılık göstermektedir. Ayrıca SPSS yazılımı ile farklı ölçme yöntemlerinden elde edilen pilyeler arasındaki mesafe farklarına göre yani bağımlı değişkenlere göre alt gruplar oluşturulmuştur. Bu alt gruplar ölçme yöntemlerine göre elde edilen mesafe farklarının aynı veya farklı özellik gösterip göstermediğine göre belirlenmiştir (Tablo 7).

Pilyeler arasındaki tüm kombinasyonlu mesafeleri belirlemek için kullanılan farklı ölçme yöntemlerinden elde edilen mesafe farkları arasındaki aynı veya farklı özellik gösterip göstermediği incelendiğinde, 2 farklı alt grup oluşturulmuştur. Bu alt gruplarda Statik GNSS ortak alt grup olarak yer almaktadır. NRTK uygulamalarında kullanılan VRS ve MAC yönteminden benzer sonuçlar elde edilirken, FKP düzeltme yöntemleri diğer düzeltme yöntemlerine göre farklılık göstermektedir. Yersel ölçmelerle elde edilen farklı özelliklere sahip Total Stationlar ile elde edilen sonuçlar, Klasik RTK, VRS düzeltme yöntemi ve Statik GNSS'den elde edilen sonuçlar ile benzer özellik göstermektedir.

**Tablo 6.** Farklı ölçme yöntemleri için ikili karşılaştırmalar (m) - (Tukey-HSD)

Bağımsız Değişken: Yöntemler				İkili Karşılaştırmalar			
Yöntem (I)	Yöntem (J)	Ort. Fark (I-J)	P	Yöntem (I)	Yöntem (J)	Ort. Fark (I-J)	P
Statik GNSS	FKP	-0,008	0,470	FKP	Statik GNSS	0,008	0,470
	VRS	0,008	0,415		VRS	0,016	0,002
	MAC	0,007	0,633		MAC	0,014	0,005
	Klasik RTK	-0,008	0,384		Klasik RTK	-0,001	1,000
	Topcon	-0,007	0,625		Topcon	0,001	1,000
	Nikon	-0,007	0,530		Nikon	0,000	1,000
	Pentax	-0,005	0,927		Pentax	0,003	0,992
VRS	Statik GNSS	-0,008	0,415	MAC	Statik GNSS	-0,007	0,633
	FKP	-0,016	0,002		FKP	-0,014	0,005
	MAC	-0,001	1,000		VRS	0,001	1,000
	Klasik RTK	-0,016	0,001		Klasik RTK	-0,015	0,003
	Topcon	-0,015	0,004		Topcon	-0,014	0,012
	Nikon	-0,015	0,002		Nikon	-0,014	0,007
	Pentax	-0,013	0,026		Pentax	-0,011	0,034
Klasik RTK	Statik GNSS	0,008	0,384	Topcon	Statik GNSS	0,007	0,625
	FKP	0,001	1,000		FKP	-0,001	1,000
	VRS	0,016	0,001		VRS	0,015	0,004
	MAC	0,015	0,003		MAC	0,014	0,012
	Topcon	0,001	1,000		Klasik RTK	-0,001	1,000
	Nikon	0,001	1,000		Nikon	-0,001	1,000
	Pentax	0,004	0,980		Pentax	0,002	0,999
Nikon	Statik GNSS	0,007	0,530	Pentax	Statik GNSS	0,005	0,927
	FKP	0,000	1,000		FKP	-0,003	0,992
	VRS	0,015	0,002		VRS	0,013	0,026
	MAC	0,014	0,007		MAC	0,011	0,034
	Klasik RTK	-0,001	1,000		Klasik RTK	-0,004	0,980
	Topcon	0,001	1,000		Topcon	-0,002	0,999
	Pentax	0,003	0,996		Nikon	-0,003	0,996

İstatistiksel olarak anlamlı fark vardır.

**Tablo 7.** Farklı ölçme yöntemleri arasındaki alt gruplar

<b>Mesafe Farkları (Tukey HSD)</b>		
<b>Yöntem</b>	<b>Alt Gruplar (ALPHA=0,05)</b>	
	<b>1</b>	<b>2</b>
<b>FKP</b>	-0,009	
<b>MAC</b>	-0,007	
<b>Statik GNSS</b>	-0,001	-0,001
<b>Pentax R205-NE</b>		0,004
<b>Topcon GTP-3100N</b>		0,006
<b>Nikon DTM-332</b>		0,007
<b>VRS</b>		0,007
<b>Klasik RTK</b>		0,008
<b>p</b>	0,415	0,384

#### 4. SONUÇLAR

Bu çalışmada, Klasik GPS, Network RTK Statik GPS yöntemleri ile uydu bazlı ölçümler ve hassas ölçme duyarlılığına sahip Total Stationlar ile yersel ölçümler gerçekleştirilmiştir. Uydu ve yersel yöntemlerden elde edilen pilye noktalarının konumları ve noktalar arası mesafeler, daha önceden hassas şekilde belirlenmiş kalibrasyonda kullanılan değerler ile karşılaştırılmıştır.

Farklı ölçme yöntemlerine göre elde edilen sonuçlar incelendiğinde, uydu ve yer bazlı farklı ölçme yöntemlerinin sonuçlar üzerindeki doğruluğa etkilerinin olduğu belirlenmiştir. Elde edilen farklar, mm'lerden cm'ye değişmektedir. Statik GNSS ölçme yönteminden elde edilen sonuçlar diğer ölçme yöntem ve donanımlarına göre bulunan sonuçlara göre daha iyidir. Farklı ölçme doğruluğuna sahip Total Stationlar ile elde edilen yersel ölçme sonuçları, Klasik RTK ve NRTK ölçme yöntemlerine göre daha iyi bulunmuştur. Klasik RTK yöntemi ise farklı düzeltme yöntemleri (VRS, FKP, MAC) ile elde edilen NRTK yöntemlerine göre daha iyidir. Bu durum, sabit noktanın konumunun ölçüm noktalarına yakın oluşundan kaynaklanmış olabilir. NRTK düzeltme yöntemlerinin kendi içinde karşılaştırılmasında, en iyi sonucu FKP yöntemi vermiştir. VRS yönteminden elde edilen pilyeler arasındaki mesafelerin doğruluğu ise MAC düzeltme yöntemine göre daha iyidir. Düzeltme yöntemlerinden elde edilen sonuçların farklılığı, İSKİ NRTK ağına göre ölçüm noktalarının konumundan, farklı uydu konfigürasyonları ve atmosferik koşullardan kaynaklanmış olabilir.

Farklı ölçme yöntemlerinin mesafe doğruluğu üzerine etkilerini ve aralarında istatistiksel olarak anlamlı bir fark olup olmadığını belirlemek için gerçekleştirilen tek yönlü ANOVA testinde, kullanılan ölçme yöntemleri arasında istatistiksel olarak anlamlı bir farkın olduğu belirlenmiştir. Bu yöntemlere göre oluşturulan grup ortalamalarının ikili karşılaştırılmalarında bazı ölçme yöntemlerinin diğerlerine göre istatistiksel olarak farklı özellik gösterdiği belirlenmiştir. Genel olarak Statik GNSS'den elde edilen pilyeler arası mesafe ortalaması ile diğer ölçme yöntemlerinin grup ortalamaları arasında istatistiksel olarak anlamlı bir fark olmadığı belirlenmiştir. FKP düzeltme yönteminden elde edilen grup ortalaması VRS ve MAC yöntemlerine göre istatistiksel olarak farklılık göstermektedir. Genel olarak bakıldığında Yersel ölçüler sonucu elde edilen grup ortalamaları ile VRS ve MAC düzeltme yöntemleri arasında istatistiksel olarak farklılık olduğu görülmektedir. Klasik RTK yönteminden elde edilen grup ortalaması ise yine VRS ve MAC düzeltme yöntemlerine göre istatistiksel olarak farklılık göstermektedir. Farklı ölçme yöntemlerinden elde edilen mesafe farkları arasındaki aynı veya farklı özellik gösterip göstermediği incelendiğinde, Statik GNSS ortak alt grup olarak yer almaktadır. VRS ve MAC yönteminden benzer sonuçlar elde edilirken, FKP düzeltme yöntemleri diğer düzeltme yöntemlerine göre farklılık göstermektedir. Yersel ölçmelerle elde edilen sonuçlar, Klasik RTK, VRS düzeltme yöntemi ve Statik GNSS'den elde edilen sonuçlar ile benzer özellik gösterdiği belirlenmiştir.

#### TEŞEKKÜR

Bu çalışmaya katkılarından dolayı öğrencilerime, Prof. Dr. Halil ERKAYA'ya, YTÜ EDM Kalibrasyon bazının kurulmasındaki katkılarından dolayı Prof. Dr. Engin GÜLAL'a, Arş. Gör. M. Gizem KISAAĞA'ya ve NRTK uygulamaları içinde İSKİ Harita Müdürlüğüne teşekkür ederim.

**KAYNAKLAR**

- [1] GAO, Y., LI, Z., MCLELLAN, J.F., “Carrier Phase Based Regional Area Differential GPS for Decimetre-Level Positioning and Navigation”, Proc. 10th Int. Tech. Meeting, Satellite Division, US Inst. Navigation, 1305-1313, Kansas City, MO, USA, 1997.
- [2] HAN, S.W., Carrier Phase-based Long-range GPS Kinematic Positioning, PhD Dissertation, School of Geomatics Engineering, The University of New South Wales, Sydney, 1997.
- [3] COLOMBO, O.L., HERNANDEZ-PAJARES, M., JUAN, J.M., SANZ, J., TALAYA, J., “Resolving carrier phase ambiguities on the fly, at more than 100 km from nearest reference site, with the help of ionospheric tomography”, ION GPS’99 Proceedings, 1999.
- [4] RAQUET, J., “Development of a Method for Kinematic GPS Carrier-Phase Ambiguity Resolution Using Multiple Reference Receivers”, PhD Thesis, University of Calgary, Calgary, Canada, 1998.
- [5] CHEN, X.M., HAN, S.W., RIZOS, C., GOH, P.C., “Improving Real-Time Positioning Efficiency Using the Singapore Integrated Multiple Reference Station Network (SIMRSN)”, Proc. 13th Int. Tech. Meeting, Satellite Division, US Inst. Navigation, 9-16, Salt Lake City, UT, USA, 2000.
- [6] DAI, L., HAN, S.W., WANG, J.L., RIZOS, C., “A Study on GPS/GLONASS Multiple Reference Station Technique for Precise Real Time Carrier Phase-Based Positioning”, Proc. 14th Int. Tech. Meeting, Satellite Division, US Inst. Navigation, 392-403, Salt Lake City, UT, USA, 2001.
- [7] CANNON, M.E., LACHAPPELLE, G., FORTES, L.P., ALVES, P., TOWNSEND, B., “The Use of Multiple Reference Station VRS for Precise Kinematic Positioning”, Proc. Japan Institute of Navigation, GPS Symposium, 29-37, Tokyo, Japan, 2001.
- [8] WANNINGER, L., “Virtual Reference Stations for Centimetre Level Kinematic Positioning”, Proc. of ION GPS (02), 1400-1407, Portland, Oregon, USA, 2002.
- [9] LANDAU, H., VOLLATH, U., CHEN, X., “Virtual Reference Station Systems”, Journal of Global Positioning Systems, 1, 137-143, 2002.
- [10] RIZOS, C., “Network RTK Research and Implementation - A Geodetic Perspective”, Journal of Global Positioning Systems, 1, 144-150, 2002.
- [11] GREJNER-BRZEZINSKA, D.A., KASHANI, I., WIELGOSZ, P., “On Accuracy and Reliability of Instantaneous Network RTK as a Function of Network Geometry, Station Separation, and Data Processing Strategy”, GPS Solutions, 93, 179-193, 2005.
- [12] KUN, S., YONG, W., “The Development and Application of CORS Technology and Its Value in the Solution for Environment Protect In the GMS”, GMSARN International Journal, 1, 69-74, 2007.
- [13] BROWN, N., GEISLER, I., TROYER, L., “RTK Rover Performance Using the Master Auxiliary Concept”, Journal of Global Positioning Systems, 5, 135-144, 2006.
- [14] EREN, K., UZEL, T., GULAL, V.E., YILDIRIM, O., CINGOZ, A., “Results from a Comprehensive Global Navigation Satellite System Test in the CORS-TR Network: Case Study”, Journal of Surveying Engineering, 135, 10-18, 2009.
- [15] JANSSEN, V., GRINTER, T., ROBERTS, C., “Can RTK GPS be Used to Improve Cadastral Infrastructure?”, Engineering Journal, 15, 43- 54, 2011.
- [16] MARTIN, A., MCGOVERN, E., “An Evaluation of the Performance of Network RTK GNSS Services in Ireland”, International Federation of Surveyors (FIG) Working Week, 1-19, Rome, Italy, 2012.
- [17] GARRIDO, M.S., GIME’NEZ, E., LACY, M.C., GIL, A.J., “Testing Precise Positioning using RTK and NRTK Corrections Provided by MAC and VRS Approaches in SE Spain”, Journal of Spatial Science, 56, 169- 184, 2011.
- [18] WUBENNA, G., BAGGE, A., SCHMITZ, M., “Network Based Techniques for RTK Applications”, In Proc. GPS JIN 2001, GPS Society, Japan Institute of Navigation, 53-65, Tokyo, Japan, 2001.
- [19] VOLLATH, U., BUECHERL, A., LANDAU, H., “Long Range RTK Positioning Using Virtual Reference Stations”, In Proc. Institute of Navigation National GPS, 1143-1147, Salt Lake City, Utah, USA, 2000.
- [20] VOLLATH, U., BUECHERL, A., LANDAU, H., PAGELS, C., WAGNER, B., “Multi Base RTK Positioning Using Virtual Reference Stations”, In Proc. Institute of Navigation National GPS, 123-131, Salt Lake City, Utah, USA, 2000.
- [21] WEI, E., CHAI, H., AN, Z., “VRS: Virtual Observations Generation Algorithm”, Journal of Global Positioning Systems, 5, 76-81, 2006.
- [22] WUBENNA, G., BAGGE, A., SEEBER, G., VOLKER, B., HANKEMEIER, P., “Reducing Distance Dependent Errors for Real Time Precise DGPS Applications by Establishing Reference Station Networks”, In Proc. Institute of Navigation National GPS, Vol 2, 1845-1852, Kansas, USA, 1996.
- [23] PARK, B., KEE, C., “The Compact Network RTK Method: An Effective Solution to Reduce GNSS Temporal and Spatial Decorrelation Error”, Journal of Navigation, 63, 343-362, 2010.

K. GÜMÜŞ

- [24] EULER, H.J., KEENAN, C.R., ZEBHAUSER, B.E., WUBENNA, G., “Study of a Simplified Approach in Utilizing Information from Permanent Reference Station Arrays”, Proceedings of ION GPS-01, 379-391, Salt Lake City, Utah, USA, 2001.
- [25] LEICA GEOSYSTEMS, “Networked Reference Stations: Take it to the MAX”, White Paper, Heerbrugg, Switzerland, 2005.
- [26] GÜLAL, V.E., HOŞBAŞ R.G., AYKUT N.O., OKU, G., “Mühendislik Ölçmeleri Uygulaması, Uygulama-1, Elektronik Aletlerin Kalibrasyonu Föyü, Elektronik Uzunluk Ölçerin Sıfır Noktası Hatasının Belirlenmesi”, YTÜ Harita Mühendisliği, Ölçme Tekniği Anabilim Dalı, İstanbul, 2016.
- [27] <http://ukbs.iski.gov.tr/> (15.03.2016)
- [28] TUKEY, J.W., “Comparing individual means in the analysis of variance”, Biometrics, 5, 99-114, 1949.
- [29] [29] SPARKS, J.N., “Expository Notes on the Problem of Making Multiple Comparisons in a Completely Randomized Design”, The Journal of Experimental Education, 31, 343-349, 1963.
- [30] ELLIOTT, A.C., WOODWARD, W.A., Statistical Analysis Quick Reference Guidebook with SPSS Examples, Sage, Thousand Oaks, CA, USA, 2007.
- [31] KALAYCI, Ş., SPSS Uygulamalı Çok Değişkenli İstatistik Teknikleri (5. Baskı), Asil Yayın Dağıtım Ltd. Şti., Ankara, Türkiye, 2010.

## **SODYUM SÜLFAT İLE AKTİFLEŞTİRİLEN UÇUCU KÜL KATKILI HARÇLARIN ÖZELLİKLERİ**

**Cengiz Duran ATIŞ<sup>1</sup>, Okan KARAHAN<sup>1</sup>, Cahit BİLİM<sup>\*2</sup>, Fatih ÖZCAN<sup>3</sup>,  
Umur Korkut SEVİM<sup>4</sup>**

<sup>1</sup>İnşaat Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, Erciyes Üniversitesi Kayseri, Türkiye

<sup>2</sup>İnşaat Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, Mersin Üniversitesi, Mersin, Türkiye

<sup>3</sup>İnşaat Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, Niğde Üniversitesi, Niğde, Türkiye

<sup>4</sup>İnşaat Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, İskenderun Teknik Üniversitesi, Hatay, Türkiye

*Geliş / Received: 12.10.2015*

*Düzeltilmelerin gelişi / Received in revised form: 18.12.2015*

*Kabul / Accepted: 06.01.2016*

### **ÖZ**

Portland çimentosunun icadından önce mineral katkıları sönmüş kireçle karıştırılarak harç imalinde bağlayıcı olarak kullanılmıştır. Günümüzde de mineral katkıları, ekonomik olduklarından ve özellikle taze ve sertleşmiş beton ile harcın bazı özelliklerinde faydalı değişiklikler sağladıklarından, çimentoyla birlikte kullanılmaktadır. Çalışmada, Portland çimentosuna yüksek oranda kalsiyum içeren uçucu kül ve aktifleştirici susuz sodyum sülfat ( $\text{Na}_2\text{SO}_4$ ) ilaveleriyle üretilmiş harç numunelerinin dayanımları incelenmiştir. Uçucu kül, çimento ile ağırlıkça % 10, % 20, % 30 ve % 40 oranlarında ikame edilerek kullanılırken, sodyum sülfat ise toplam bağlayıcı miktarının % 0, % 2 ve % 4 oranlarında kullanılarak kum/çimento oranı 2,75 ve su/çimento oranı ise 0,485 olan harç numuneleri üretilmiştir. Uçucu kül katkıları harç numunelerine susuz sodyum sülfatın aktivatör olarak ilavesinin, harç numunelerinin boşluk oranlarına ve basınç ile eğilmede çekme dayanımlarına etkileri 3, 7, 28 ve 90 günlük kür süreleri sonunda tespit edilmiştir. Bulgular, uçucu külün % 20 ikame oranına kadar kullanılabilirliğini, erken yaş dayanım kayıplarının ise bağlayıcı miktarının en fazla % 2'si kadar  $\text{Na}_2\text{SO}_4$  kullanılarak telafi edilebileceğini göstermiştir.

**Anahtar Kelimeler:** Uçucu kül, harç, basınç dayanımı, eğilme dayanımı

## **THE PROPERTIES OF SODIUM SULFATE-ACTIVATED CEMENT MORTARS CONTAINING FLY ASH**

### **ABSTRACT**

Prior to the invention of Portland cement, mineral admixtures had been used by blending with calcium hydroxide in the production of mortar mixtures. Today, since the mineral admixtures are economic and ensure useful alterations in some properties of fresh and hardened concrete and mortar, they have been used with Portland cement. In this study, the strengths of cement mortars containing high calcium fly ash and sodium sulfate ( $\text{Na}_2\text{SO}_4$ ) as activator were examined. While fly ash was used at 10%, 20%, 30% and 40% replacement by weight of cement, sodium sulfate was used 2% and 4% by mass of binder. The mortar mixture proportions were 1:2.75:0.485 by weight of cement, sand and water, respectively. The effects of addition of sodium sulfate into cement mortars were investigated through the porosity, compressive and flexural strength tests at 3, 7, 28 and 90 days. The findings showed that fly ash could be used in the cement mortars up to 20% replacement ratio, and that the early term strength losses could be compensated by using 2% sodium sulfate in the mixture.

**Keywords:** Fly ash, mortar, compressive strength, flexural strength

\*Corresponding author / Sorumlu yazar. Tel.: +90 324 361 00 01; e-mail/e-posta: cbilim@mersin.edu.tr

## 1. GİRİŞ

Günümüzde beton üretiminde, maliyetin azaltılması ve daha iyi bir performansın elde edilmesi için pek çok araştırmalar yapılmaktadır. Diğer taraftan çağımızda hızlı bir endüstrileşme olmakta ve buna paralel olarak gerek malzeme ve gerekse enerji tasarrufuna verilen değer de artmaktadır. Endüstrileşmeyle birlikte atık olarak doğaya terk edilen ve gündün güne doğanın daha çok kirlenmesine neden olan birçok yan ürün oluşmaktadır. Atık olarak doğaya terk edilen bu ürünlerin çoğunun malzeme özellikleri açısından inşaat sektöründe değerlendirilebileceği yapılan araştırmalarla [1] belirlenmiştir. Atık malzeme ve yan ürünlerin değerlendirilmesi, hem çok kısıtlı olan doğal malzemelerin kullanımını azaltarak doğanın tahrip olmasını önlemekte, hem de malzemelerin atılmak üzere depolanması sonucu çevrede oluşacak problemleri en aza indirmektedir.

Ülkemizde bu duruma, enerji üretimi için yaygın olarak kullanılan termik santraller en iyi örnektir. Uçucu küller, kömürle çalışan termik santrallerin bir yan ürünü olarak elde edilmektedir. Kömürün içinde bulunan inorganik malzemeler fırında erimekte ve bacadan atılma esnasında soğuyarak küresel tanecikler oluşturmaktadır. Bu tanecikler hava kirliliğini önlemek amacıyla çeşitli yöntemlerle toplanmaktadır. Uçucu kül adı verilen bu tanecikler, kömürle çalışan termik santrallerin baca çıkışlarından elektrostatik filtrelerle tutulması ile elde edilen çok ince toz şeklinde ve puzolanik niteliğe sahip bir malzemedir [2].

Uçucu küllerin kullanım alanları günümüzde oldukça fazladır. Bunlar arasında; çimento üretiminde puzolanik katkı maddesi ve beton içinde ikincil bağlayıcı madde olarak çimentoyla birlikte, tuğla ve yapı bloğu üretiminde, suni agreganın üretiminde, zemin iyileştirme enjeksiyon uygulamalarında, dolgu malzemesi olarak, yol inşaatlarında temel ve temel altı tabakası olarak ve zirai amaçlarla kullanım sayılabilir [3].

Uçucu külün gerek normal betonda gerekse de yüksek dayanımlı betonlarda kullanımını üzerinde yapılan araştırmalara göre, uçucu kül taze betonda; işlenebilmeyi kolaylaştırmakta, hidrasyon ısısını düşürmekte, terleme olayını azaltmakta, sertleşmiş betonda; ileriki yaşlarda beton dayanımını artırmakta, permabiliteyi düşürmekte, alkali-agrega reaksiyonunu ve hacim değişimini azaltmakta, sülfat etkilerine karşı dayanıklılığı artırmakta ve ekonomi sağlamaktadır [4]. Bunun yanı sıra uçucu külün betonda kullanımını; priz süresini geciktirmekte, plastik rötre riskini artırmakta, erken dayanım kazanmayı geciktirmektedir [5].

Uçucu külün olumlu katkılarının yanı sıra, olumsuz etkilerinden biri olan ilk günlerdeki dayanım kaybını azaltmak amacıyla aktivatör kullanımını üzerinde çalışmalar yapılmıştır. Erken dayanım kaybını telafi etmek amacıyla birçok kimyasal aktivatör betonların hidrasyonunu da kullanılmaktadır. Sodyum sülfat da çok etkili ve ekonomik kimyasal aktivatörlerden birisidir. Bu kimyasal katkılar betonun hidrasyonunu hızlandırarak, erken dayanım kazanmalarını sağlamaktadırlar [6]. Uçucu kül katkı oranının % 20 ve % 40 olarak belirlendiği bir çalışmada, uçucu kül katkılı çimento pastalarına enjeksiyon yöntemi ile aktivatör olarak NaOH enjekte edilmesi sonucu  $\text{Ca(OH)}_2$  miktarında ve boşluk yapısında azalma olduğu ifade edilmiştir [7]. NaOH ve sodyum silikat türü alkalilerle aktive edilmiş uçucu kül/cüruf katkılı çimento pastalarının farklı süperakışkanlaştırıcı oranlarında taze ve sertleşmiş haldeki özellikleri araştırılmış ve priz süresi ile basınç dayanımlarının özellikle cüruf oranından etkilendiği belirtilmiştir. Uçucu kül/cüruf karışımı pastalarda cüruf oranının artışı ile birlikte priz süresi azalmış basınç dayanımları ise artmıştır [8].

Bu çalışmada, uçucu kül, çimento ile ağırlıkça % 0, % 10, % 20, % 30 ve % 40 ikame oranlarında yer değiştirilerek ve kimyasal aktifleştirici sodyum sülfat ise toplam bağlayıcı miktarının % 0, % 2 ve % 4 oranlarında kullanılarak harç numuneleri üretilmiştir. Uçucu kül katkılı harç numunelerine susuz sodyum sülfatın kimyasal aktivatör olarak ilavesinin, harç numunelerinin basınç dayanımları, eğilmede çekme dayanımları ve boşluk oranları tayini deneylerine etkileri 3, 7, 28 ve 90 günlük kür süreleri sonunda tespit edilmiştir.

## 2. MATERYAL VE METOT

### 2.1. Materyal

#### 2.1.1. Çimento

Çalışmada Adana Çimento Sanayi tarafından üretilen standart CEM I 42.5R çimentosu kullanılmıştır. Çimentoya ait kimyasal özellikler Tablo 1'de verilmektedir. Priz süresi ise ilk ve son priz için 3,5 ve 4,5 saattir. Çimento özgül ağırlığı  $3,16 \text{ g/cm}^3$  olup Blaine özgül yüzeyi  $3100 \text{ cm}^2/\text{g}$ 'dir.

**SODYUM SÜLFAT İLE AKTİFLEŞTİRİLEN UÇUCU KÜL KATKILI HARÇLARIN ÖZELLİKLERİ****Tablo 1.** Çimento ve uçucu kül kimyasal kompozisyonu (%)

Oksit	Portland çimentosu	Uçucu kül
SiO <sub>2</sub>	20,65	18,95
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	5,60	7,53
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	4,13	3,82
CaO	61,87	51,29
MgO	2,60	1,58
SO <sub>3</sub>	2,79	12,06
K <sub>2</sub> O	0,14	1,51
Na <sub>2</sub> O	0,83	0,32
KK	0,50	2,94

**2.1.2. Uçucu Kül**

Kahramanmaraş ilinin Afşin ve Elbistan ilçeleri sınırları içinde 120 km<sup>2</sup>'lik bir alanda çıkartılan linyit kömürü yakılarak enerji üretilmektedir. Uçucu kül döküm sahasına taşınıp üzeri toprakla kapatılmaktadır [1].

Afşin-Elbistan uçucu külü, reaktif kireç miktarının % 10'un üzerinde olması nedeniyle TS EN 197-1 [9]'e göre W sınıfına (kalkersi uçucu kül) girmektedir. ASTM C 618 [10]'e göre SiO<sub>2</sub>+Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>+Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> değerinin % 50'nin altında kalması ve CaO > % 10 olması nedeniyle C sınıfı (yüksek kireçli) uçucu kül sınıfına uymaktadır. Bu külün TS EN 197-1'deki W sınıfı kül için istenen % 10-15 arası reaktif CaO miktarını içerdiği; ancak bu değere karşılık reaktif silis için istenen % 25'den az olmama koşulunu sağlayamamaktadır. SiO<sub>2</sub>+Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>+Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (S+A+F) için ASTM C 618'de C sınıfında belirtilen S+F+A > % 50 ve TS 639 [11]'da S+F+A > % 70 şartlarını sağlayamamıştır. TS EN 450 [12] standardına göre en fazla % 3, diğer üç standarda göre en fazla % 5 ile sınırlandırılan SO<sub>3</sub> miktarı da % 12,06 olmak üzere sınır dışındadır. Yine, TS EN 450 standardında serbest kireç için en fazla % 1 koşulu, yüksek kireçli uçucu kül olduğu için sağlanamamıştır. Kızdırma kaybı, MgO ve Cl içerikleri standartlarda verilen sınır değerler içinde kalmıştır. Afşin-Elbistan Termik santralinden elde edilen uçucu külün kimyasal analizi Tablo 1'de verilmiştir. Standartlara göre Afşin-Elbistan külü standart dışı bir küldür [1]. Uçucu kül özgül ağırlığı 2,7 g/cm<sup>3</sup> olup Blaine özgül yüzeyi ise 2900 cm<sup>2</sup>/g'dır.

**2.1.3. Kum**

Maksimum tane çapı 4 mm olan, yıkanmış temiz haldeki doğal ince agrega etüvde kurutulduktan sonra kullanılmıştır. İnce agrega su emme kapasitesi ve kuru yüzey doygun özgül ağırlık değerleri TS 3526 [13]'ya göre bulunmuştur. İnce agreganın kuru yüzey doygun özgül ağırlığı ve su emme kapasitesi sırasıyla 2,67 g/cm<sup>3</sup> ve % 1,5 olarak bulunmuştur. İnce agrega elek analizi Tablo 2'de verilmektedir.

**Tablo 2.** İnce agrega elek analizi sonuçları

Elek Açıklığı (mm)	Elek Üzerinde Kalan (g)	Elek Üzerinde Kalan (%)	Yığılımlı Kalan (%)	Elekten Geçen (%)
4	5	0,1	0,1	99,90
2	720	14,4	14,5	85,5
1	840	16,8	31,3	68,7
0,5	850	17,0	48,3	51,7
0,25	1850	37,0	85,3	14,7
Tava	735	14,7	100,0	0,0

**2.2. Metot****2.2.1. Karışım Oranları**

Yapılan bu çalışmada hazırlanan harç karışımları için kum/bağlayıcı oranı 2,75 ve su/bağlayıcı oranı ise 0,485 olarak alınmıştır. Uçucu kül içeren harç karışımlarında uçucu kül çimento ile % 0, % 10, % 20, % 30 ve % 40

C.D. ATİŞ, O. KARAHAN, C. BİLİM, F. ÖZCAN, U.K. SEVİM

oranlarında ağırlıkça ikame edilmiş ve kimyasal aktivatör sodyum sülfat ise toplam bağlayıcı miktarının % 0, %2 ve % 4 oranlarında kullanılmıştır. Hazırlanan harç karışım oranları Tablo 3'te verilmiştir.

**Tablo 3.** Harç karışım oranları

Karışım Kodu	Çimento (g)	Uçucu Kül (g)	Kum (g)	Su (mL)	Na <sub>2</sub> SO <sub>4</sub> (g)
A1	3000	0	8250	1455	0
A2	3000	0	8250	1455	60
A3	3000	0	8250	1455	120
B1	2700	300	8250	1455	0
B2	2700	300	8250	1455	60
B3	2700	300	8250	1455	120
C1	2400	600	8250	1455	0
C2	2400	600	8250	1455	60
C3	2400	600	8250	1455	120
D1	2100	900	8250	1455	0
D2	2100	900	8250	1455	60
D3	2100	900	8250	1455	120
E1	1800	1200	8250	1455	0
E2	1800	1200	8250	1455	60
E3	1800	1200	8250	1455	120

### 2.2.2. Numune Hazırlama

Şahit ve uçucu küllü harç karışımlarından TS EN 196-1 [14]'e göre 40×40×160 mm prizma numuneler hazırlanmış ve bir gün sonra kalıplardan alınarak, 23±2°C deki kür tankına konulmuştur. Prizma numuneler yardımıyla önce dört nokta eğilme yüklemesi ile eğilme dayanımları tespit edilmiş olup ikiye bölünen prizma parçaları üzerinde de basınç dayanımları tespit edilmiştir. Dayanım ölçümleri TS EN 1015-11 [15]'e göre 3, 7, 28 ve 90 günlük zaman dilimlerinde yapılmıştır. Diğer taraftan, prizma numunelerin boşluk oranı ve su emme değerleri ise TS 3624 [16]'e göre 3, 7, 28 ve 90 günlük kür süreleri sonunda tespit edilmiştir.

## 3. BULGULAR VE TARTIŞMA

### 3.1. Eğilmede Çekme Dayanımı

Çalışmada üretilen harç karışımlarından elde edilen eğilmede çekme dayanımları Tablo 4'te verilmektedir. Sonuçlar incelendiğinde Na<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> ilavesinin sadece 3 günlük dayanımlarda çok az artım etkisi gösterdiği, diğer zamanlarda ise dayanımları düşürme eğiliminde olduğu anlaşılmaktadır. Ayrıca kül ikamesinin etkisi incelenirse, kül ikamesi artıkça eğilme dayanımlarında düşüş gözlenmektedir. % 10, % 20, % 30 ve % 40 kül ikamelerinde 90 günlük eğilme dayanımındaki düşüş şahit betona kıyasla sırasıyla % 13, % 13, % 24 ve % 25'tir.

### 3.2. Basınç Dayanımları

Çalışma sonucunda üretilen harç karışımlarından elde edilen basınç dayanımları Tablo 5'te verilmektedir. Tüm karışımlarda, genel olarak Na<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> kimyasal aktivatör ilavesinin harç numunelerinin 3 ve 7 günlük dayanımlarında artış sağladığı, yani dayanım kazanmalarını hızlandırdığı, ancak kazanılan bu dayanımların sonraki günlerde ve özellikle de 90 günlük dayanımlarını azalttığı görülmüştür. Uçucu kül oranı yüksek olan %30 ve %40 harç numunelerinde aktivatör ilavesinin etkisi daha açık ve fazla görülmektedir. Uçucu kül ikamesi artıkça dayanımlarda düşmeler gözlenmiştir. Özellikle erken dayanımdaki düşüş daha anlamlıdır. Ancak % 10 ve % 20 ikame oranlarında 90 günlük basınç dayanımları şahit beton dayanımına eşdeğer veya daha yüksek bulunmuştur.



*SODYUM SÜLFAT İLE AKTİFLEŞTİRİLEN UÇUCU KÜL KATKILI HARÇLARIN ÖZELLİKLERİ***Tablo 4.** Harç numune eğilmede çekme dayanımları

Karışım No	3. Gün (MPa)	7. Gün (MPa)	28. Gün (MPa)	90. Gün (MPa)
A1	5,0	5,8	6,6	9,7
A2	5,5	5,6	5,9	9,2
A3	5,0	5,4	5,2	9,1
B1	4,8	5,4	6,0	8,4
B2	4,0	5,4	5,5	8,1
B3	4,0	4,9	5,6	7,0
C1	3,0	4,2	6,8	8,4
C2	3,6	4,0	6,2	8,1
C3	3,4	3,4	5,0	6,0
D1	2,0	2,8	5,6	7,3
D2	2,7	3,3	4,1	7,0
D3	2,9	2,9	3,6	4,6
E1	1,9	2,4	3,1	7,2
E2	1,8	2,5	2,9	4,1
E3	2,2	2,6	3,0	3,4

**Tablo 5.** Harç numune basınç dayanımları

Karışım No	3. Gün (MPa)	7. Gün (MPa)	28. Gün (MPa)	90. Gün (MPa)
A1	30.5	45.2	57.1	64.1
A2	34.0	45.7	60.6	60.8
A3	36.8	40.1	56.4	58.1
B1	29.5	37.9	61.3	71.8
B2	30.2	45.2	60.2	68.7
B3	30.3	39.2	58.7	65.7
C1	16.9	29.7	53.0	65.6
C2	20.3	30.1	50.4	63.3
C3	19.0	30.5	46.2	62.1
D1	10.1	18.7	39.9	56.5
D2	20.4	24.7	31.3	54.2
D3	20.4	23.3	31.6	47.7
E1	9.5	16.7	23.3	44.3
E2	10.0	18.7	20.7	33.6
E3	15.9	18.8	23.2	26.1

**3.3. Boşluk Oranı ve Su Emme Değerleri**

Laboratuvar çalışması sonucunda üretilen harç karışımlarından elde edilen boşluk ve su emme oranları Tablo 6'da verilmektedir. Su emme oranlarının parantez içerisinde verildiği Tablo 6'ya göre, karışımlardaki artan uçucu kül oranının aynı günler içerisinde boşluk oranını arttırdığı görülmektedir. Aynı şekilde uçucu kül oranı arttıkça harçların su emme değerleri de artmaktadır. Kimyasal aktivatör olarak Na<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> ilavesinin ise harçların ileriki yaşlarında bir miktar boşluk ve su emme değerlerini artırma eğiliminde olduğu tespit edilmiştir.

**Tablo 6.** Harç numunelerin boşluk ve su emme oranları (parantez içerisinde verilmiştir)

Karışım No	3. Gün (%)	7. Gün (%)	28. Gün (%)	90. Gün (%)
A1	18,1 (8,6)	16,8 (7,8)	15,2 (7,6)	12,5 (5,7)
A2	18,3 (8,7)	17,8 (8,4)	16,0 (7,4)	13,6 (6,3)
A3	17,9 (8,5)	16,6 (7,8)	16,0 (7,5)	13,9 (6,5)
B1	18,7 (9,0)	17,3 (8,1)	15,8 (7,3)	13,7 (6,3)
B2	18,4 (8,8)	17,3 (8,2)	15,8 (7,4)	13,3 (6,2)
B3	18,2 (8,7)	17,8 (8,4)	16,6 (7,8)	14,1 (6,6)
C1	20,9 (10,1)	18,8 (9,0)	16,4 (7,7)	14,9 (6,9)
C2	20,0 (9,7)	19,1 (9,1)	17,1 (8,1)	14,9 (7,0)
C3	18,8 (8,9)	18,7 (8,9)	17,1 (8,0)	15,6 (7,4)
D1	20,8 (10,0)	19,8 (9,5)	17,4 (8,2)	16,2 (7,6)
D2	19,9 (9,6)	19,4 (9,3)	17,2 (8,2)	15,5 (7,2)
D3	19,7 (9,4)	19,5 (9,4)	17,6 (8,4)	17,2 (8,2)
E1	20,9 (10,2)	19,4 (9,4)	16,7 (8,0)	17,0 (8,1)
E2	21,2 (10,4)	20,2 (9,9)	17,6 (8,4)	18,3 (8,9)
E3	20,7 (10,1)	20,5 (10,0)	17,6 (8,5)	19,1 (9,3)

#### 4. SONUÇLAR

Yapılan deneysel çalışmanın sonuçlarına göre Afşin-Elbistan uçucu külünü çimento ile % 10 - % 20 mertebesinde ikame etmek mümkün görülmektedir. Erken yaşta oluşan dayanım kayıplarının ise  $\text{Na}_2\text{SO}_4$  kullanımı ile telafi edilebileceği düşünülmektedir. 28 gün sonunda ve özellikle 90 gün sonundaki dayanımlarının  $\text{Na}_2\text{SO}_4$  kimyasal aktivatör ilave edilmesi kendi içlerindeki şahit numunelere göre dayanımlarında azalmalara yol açmıştır. Özellikle  $\text{Na}_2\text{SO}_4$ 'ün % 4 oranında kimyasal aktifleştirici olarak kullanımı uzun dönemde dayanım kayıplarını arttırmıştır. Uçucu kül oranı arttıkça  $\text{Na}_2\text{SO}_4$  ilavesinin kimyasal aktivatör etkisi erken dayanımlarda daha belirgin olarak görülebilmektedir. Karışımlarda % 2'lik  $\text{Na}_2\text{SO}_4$  kimyasal aktivatör ilavesinin daha uygun olacağı görülmüş, böylece puzolan katkısının sebep olduğu erken dayanım sorunu bir miktar telafi edilebilecektir. Ayrıca  $\text{Na}_2\text{SO}_4$  ilaveleri harçların ileriki yaşlarında bir miktar boşlukluluğu ve su emme değerlerini artırma eğiliminde olduğu görülmüştür.

Sonuç olarak mevcut uçucu külün % 20 ikame oranına kadar kullanılabilceği, erken yaş dayanım kayıplarının ise en fazla bağlayıcı miktarının % 2 si kadar  $\text{Na}_2\text{SO}_4$  kullanılarak telafi edilebileceği yargısına varılmakla birlikte, mevcut külün kullanımıyla ilgili kapsamlı ilave durabilite çalışmalarının yapılması önerilmektedir.

#### KAYNAKLAR

- [1] TÜRKER, P., ERDOĞAN, B., KATNAŞ F., YEGİNOBALI, A., Türkiye'deki Uçucu Küllerin Sınıflandırılması ve Özellikleri, Ar-Ge Enstitüsü TÇMB, Ankara, 2003.
- [2] ATİŞ, C.D., "Afşin-Elbistan Uçucu Külünün Çimento Tabanlı Malzemeler İçinde Kullanılabilirliğinin Rötre ve Dayanım Ölçümleri ile Araştırılması", Çukurova Üniversitesi Müh. Mim. Fakültesi Dergisi, 18, 2003.
- [3] SEVİM, U.K., Afşin-Elbistan Uçucu Külünün Beton ve Çimento Katkısı Olarak Kullanılabilirliğinin Çimento Hamuru ve Harçları Üzerinde Yapılacak Deneylerle Araştırılması, Doktora Tezi, Çukurova Üniversitesi, Adana, 2003.
- [4] ATİŞ, C. D., BİLİM, C., ÖZCAN, F., AKÇAÖZOĞLU, K., SEVİM, U.K., "The Use of a Non-Standard High Calcium Fly Ash in Concrete and Its Response to Accelerated Curing", *Materiales de Construcción*, 52/267, 5-17, 2002.
- [5] ERDOĞAN, T. Y., *Admixtures for Concrete*, The Middle East Technical University Press, Ankara, 1997.
- [6] ZICHAO, W., TARUN, R.N., "Properties of Concrete Produced from Multicomponent Blended Cements", *Cement and Concrete Research*, 32, 1937-1942, 2002.

*SODYUM SÜLFAT İLE AKTİFLEŞTİRİLEN UÇUCU KÜL KATKILI HARÇLARIN ÖZELLİKLERİ*

- [7] PHUONG, T.B., YUKO, O., KENICHIRO, N., KENJI, K., “A Study on Pozzolanic Reaction of Fly Ash Cement Paste Activated by an Injection of Alkali Solution”, *Construction and Building Materials*, 94, 28–34, 2015.
- [8] JANG, J.G., LEE, N.K., LEE, H.K., “Fresh and Hardened Properties of Alkali-Activated Fly Ash/Slag Pastes with Superplasticizers”, *Construction and Building Materials*, 50, 169-176, 2014.
- [9] TS EN 197-1, Çimento - Bölüm 1: Genel Çimentolar - Bileşim, Özellikler ve Uygunluk Kriterleri, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara, 2012.
- [10] ASTM C-618, Standard Specification for Fly Ash and Raw Calcined Natural Pozzolan for Use as a Mineral Admixture in Portland Cement Concrete, Annual Book of ASTM Standard, 1991.
- [11] TS 639, Uçucu Küller, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara, 1975.
- [12] TS EN 450, Uçucu Kül-Betonda Kullanılan-Tarifler, Özellikler ve Kalite Kontrolü, Türk Standartları Enstitüsü Ankara, 1998.
- [13] TS 3526, Beton Agregalarında Özgül Ağırlık ve Su Emme Oranı Tayini, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara, 1980.
- [14] TS EN 196-1, Çimento Deney Metotları-Bölüm 1: Dayanım Tayini, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara, 2009.
- [15] TS EN 1015-11, Kâğır Harcı-Deney Metotları-Bölüm 11: Sertleşmiş Harcın Basınç ve Eğilme Dayanımının Tayini, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara, 2000.
- [16] TS 3624, Sertleşmiş Betonda Özgül Ağırlık, Su Emme ve Boşluk Oranı Tayin Metodu, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara, 1981.

## ALKALİ İLE AKTİVE EDİLMİŞ ÖĞÜTÜLMÜŞ DIATOMİTLİ HARÇLARIN DAYANIM ÖZELLİKLERİ

**Mustafa SARIDEMİR\***

*İnşaat Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, Niğde Üniversitesi, Niğde, Türkiye*

*Geliş / Received: 08.04.2016*

*Düzeltilmelerin gelişi / Received in revised form: 18.05.2016*

*Kabul / Accepted: 19.05.2016*

### ÖZ

Bu çalışmada, sodyum karbonat ( $\text{Na}_2\text{CO}_3$ ) ile aktive edilmiş diatomitli harçların eğilme ve basınç dayanımı değerleri araştırılmıştır. Karışımlarda, Niğde Başmakçı bölgesinden temin edilen 0-5 mm boyutlarındaki kırılmış kalker kumu kullanılmıştır. Karışımlarda, bağlayıcıyı aktive etmek için kullanılan  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ve kırılmış kalker miktarları sabit tutulmuştur. Sadece çimento ile üretilen kontrol harcına ek olarak, sabit oranda  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile birlikte çimento yerine ağırlıkça % 0, 25, 50, 75 ve 100 oranlarında öğütülmüş diatomit kullanılarak harç numuneler üretilmiştir. Dahası aynı karışım oranlarındaki çimento yerine % 4 oranında titanyum dioksit ( $\text{TiO}_2$ ) kullanılarak da harç numuneler üretilmiştir. Eğilme ve basınç dayanımlarını belirlemek için üretilen numunelere deney gününe kadar kuru veya ıslak kür uygulanmıştır. Öğütülmüş diatomit ve  $\text{TiO}_2$  içeren harçlara kuru ve ıslak kür uygulandıktan sonra belirlenen eğilme ve basınç dayanımı sonuçları ile kontrol harcı sonuçları karşılaştırılmıştır. Deneysel sonuçlar çimento yerine kullanılan diatomit miktarı arttıkça,  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktive edilmiş diatomitli harçların eğilme ve basınç dayanımı değerlerinin azaldığını göstermiştir.

**Anahtar Kelimeler:** Diatomit, alkali aktivatör, harç, eğilme dayanımı, basınç dayanım

## THE STRENGTH PROPERTIES OF ALKALI-ACTIVATED GROUND DIATOMITE MORTARS

### ABSTRACT

In this study, the flexural and compressive strength values of ground diatomite mortars activated with sodium carbonate ( $\text{Na}_2\text{CO}_3$ ) were investigated. The crushed limestone with maximum size of 0-5 mm provided from Niğde-Başmakçı region was used. The amounts of  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  used to activate the binder and crushed limestone were kept constant used in the mixtures. In addition to the control mortar control produced by only cement, the mortar specimens using the replacement ratios of 0, 25, 50, 75 and 100% ground diatomite by weight of cement together with  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  at a constant rate were produced. Moreover, the mortar mixtures using the replacement of 4% titanium dioxide ( $\text{TiO}_2$ ) by weight of cement were produced in the same mixture proportions. The dry or wet curing was applied on the produced specimens until the testing day to determine the flexural and compressive strength values. The flexural and compressive strength results of mortars made with ground diatomite and  $\text{TiO}_2$  applied the dry and wet curing were compared with the results of control mortars. The experimental results show that the flexural and compressive strength values of ground diatomite mortars activated with  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  decreases as the amount of ground diatomite used instead of cement increases.

**Keywords:** Diatomite, alkali activator, mortar, flexural strength, compressive strength

\*Corresponding author / Sorumlu yazar. Tel.: +90 388 225 24 85; e-mail/e-posta: msdemir@nigde.edu.tr

*ALKALİ İLE AKTİVE EDİLMİŞ ÖĞÜTÜLMÜŞ DIATOMİTLİ HARÇLARIN DAYANIM ÖZELLİKLERİ***1. GİRİŞ**

Beton üretim maliyetini azaltmak amacıyla, puzolanik özelliğe sahip birçok yapay ve doğal malzeme beton üretiminde kullanılmaktadır. Dahası çevresel düzenlemelerdeki yeni eğilimler, özellikle endüstriyel yan ürün olan granüle yüksek fırın cürufu, silis dumanı, uçucu kül ve pirinç kabuğu külü gibi atıkların harç ve beton üretiminde çimento yerine kısmen kullanılarak değerlendirilmesine yöneliktir. Ayrıca puzolanik özelliğe sahip doğal zeolit, tras ve metakaolin gibi katkıları da beton üretiminde son yıllarda çimento yerine yaygın olarak kullanılmaya başlanmıştır. Betonun temel bileşenlerinden olmayan bu yapay ve doğal malzemeler, genellikle betonun fiziksel, mekaniksel ve dayanıklılık özelliklerini iyileştirmek için kullanılmaktadır [1]. Dahası bu malzemeler özellikle yüksek dayanım, dayanıklılık, geçirimsizlik ve daha uzun hizmet süresi gerektiren yapılar için harç ve betonda çimento yerine belirli oranlarda yer değiştirilerek kullanılmaktadır. Harç ve beton üretiminde kullanılan bu katkıların davranışı hem fiziksel hem de kimyasal bir olaydır. Bu davranışın fiziksel kısmı çimento matrisindeki çimento tanecikleri arasına girerek buradaki boşlukları bu malzemelerin doldurmasıyla ve çimento ile agrega ara yüzeyindeki boşluk boyutunu bu malzemelerin azaltmasıyla açıklanır. Kimyasal kısım ise zayıf kalsiyum-hidroksit ( $\text{Ca}(\text{HO})_2$ ) kristalleri ile girdiği reaksiyon sonucunda, daha sağlam kalsiyum silikat hidrat jelleri oluşturmasıyla açıklanır [2, 3].

Diatomit, hücre duvarları silikadan meydana gelmiş, opal ve hidrate silika içeren, mikroskobik su bitkisi olan diatom kalıntılarıdır. Diatomitin sahip olduğu puzolanik aktivite, içerdiğinde bulunan amorf silis miktarına bağlıdır. Diatomitin yüksek miktarda kil minerali içermesi durumunda puzolanik aktivitesi düşük olur. Bu yüzden bazı çeşitleri, yaklaşık olarak  $700^\circ\text{C}$  ile  $1000^\circ\text{C}$  arasında ısı işleme maruz bırakılarak puzolanik aktivitesi artırılır. Yüksek su ihtiyacı yüzünden beton üretiminde diatomitin kullanılması uygun olmayabilir. Bu yüksek su ihtiyacı betonun dayanım ve dayanıklılığını azaltabilir. Ancak su ihtiyacı iyi bir şekilde ayarlanabilirse, diatomit ile yapılan beton sülfat etkilerine ve alkali agrega reaksiyonuna oldukça dayanıklı olur [4]. Bu olumsuz etkilere dayanıklılık, diatomitte bulunan amorf silisin  $\text{Ca}(\text{HO})_2$  ile reaksiyona girmesi sonucu oluşan kalsiyum silikat hidrat jelleriyle açıklanır [5]. Bundan dolayı beton üretiminde çimento ile yer değiştirilerek belli oranlarda kullanılabilir [6].

Son zamanlarda yapılan birçok çalışma, öğütülmüş granüle yüksek fırın cürufun ve uçucu külün alkali aktivatörlerle bağlanabileceğini ve çimentoya gereksinin duymadan beton üretilebileceğini göstermiştir [7]. Silika ve alümina içeren her malzeme alkalilerle aktive edilebilir. Bundan dolayı yüksek fırın cürufu ve uçucu kül gibi amorf karakterli malzemeler bir aktivatör vasıtasıyla aktive edilerek bir bağlayıcıya dönüştürülebilir. Öğütülmüş yüksek fırın cürufunun ve uçucu külün alkaliler ile aktifleştirilmesi sonucunda çimento esaslı bağlayıcılardaki gibi kalsiyum silikat hidrat (C-S-H) jeline benzer bir yapı oluşmaktadır [8]. Çimento kullanmadan, kimyasal alkali aktivatör kullanmak suretiyle, % 100 cüruf ve uçucu küllü bağlayıcılar, sahip oldukları özellikler ve sergiledikleri performans göz önüne alındığında, çimentoya alternatif modern bir bağlayıcı malzeme tipi olarak görülebilir [9, 10].

Son yıllarda, yapılan birçok çalışma endüstriyel yan ürünleri ve doğal puzolanları alkali aktivatör ile aktifleştirerek çimentosuz harç ve beton üretilebileceğini göstermiştir. Bu çalışmaların çoğu endüstriyel yan ürünlerden olan öğütülmüş granüle yüksek fırın cürufu ve uçucu külü alkalilerle aktifleştirmek için yapılmıştır. Genellikle, bu aktifleştirmelerde kullanılan alkaliler sodyum hidroksit ( $\text{NaOH}$ ), sodyum meta silikat ( $\text{Na}_2\text{SiO}_3$ ), sodyum karbonat ( $\text{Na}_2\text{CO}_3$ ) ve potasyum hidroksit ( $\text{KOH}$ ) çözeltileridir [11-14]. Sadece çimento ile üretilen harç ve betonlara göre, alkalilerle aktive edilmiş bağlayıcılar, daha yüksek erken dayanım [15-18], daha düşük porozite, daha düşük hidratasyon ısısı [19], kimyasal etkilere karşı daha iyi dayanıklılık [20-22], donma çözülme etkisine karşı daha iyi dayanıklılık [10], daha kuvvetli matris-agrega ara yüzeyi [23] ve daha iyi geçirimsizlik gibi önemli avantajlar gösterir. Alkali aktivatörden dolayı, ani priz [24], işlenebilirlikte azalma, daha fazla mikro çatlak oluşumu, daha fazla büzülme [25, 26] ve daha fazla çiçeklenme gibi bazı dezavantajları da gösterir.

Özellikle, öğütülmüş granüle yüksek fırın cürufu ve uçucu külü alkalilerle aktifleştirmek için birçok çalışma yapılmıştır. Atış ve ark. [27] alkali aktivatör olarak sıvı  $\text{Na}_2\text{SiO}_3$ ,  $\text{NaOH}$  ve  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  kullanarak aktifleştirdikleri çimentosuz cürufulu harçları 0,5 su-bağlayıcı oranında üretmişlerdir. Bu numuneler üzerinde 7, 28 ve 90 günlük eğilme ve basınç dayanımı deneyleri ile 6 aya kadar olan kuruma rötresi ölçümleri yapmışlardır. En yüksek eğilme ve basınç dayanımı değerlerini sıvı  $\text{Na}_2\text{SiO}_3$  ile ürettikleri numunelerden elde etmişlerdir. Normal çimento ile üretilmiş kontrol karışımlarına göre, sıvı  $\text{Na}_2\text{SiO}_3$  ile aktive edilmiş cürufulu numunelerde ortaya çıkan rötrenin yaklaşık olarak 6 kat daha fazla olduğunu gözlemişlerdir. Krizan ve Zivanovic [28]  $\text{Na}_2\text{SiO}_3$  ile aktive edilmiş cürufulu harçların dayanım gelişimleri ve kuruma rötresini araştırmışlardır. Cürufun aktivasyonu için 0,6 ile 1,5 arasında silikat modülüne sahip uygun dozajlı  $\text{Na}_2\text{SiO}_3$  kullanmışlardır. Bu aktivasyon oranlarında, çimento ile üretilen kontrol karışımlarından daha yüksek dayanım elde edilebileceğini belirtmişlerdir.  $\text{Na}_2\text{SiO}_3$  ile aktive edilmiş cürufulu harçların kuruma rötresinin, çimento ile üretilen kontrol karışımlarına kıyasla oldukça fazla olduğunu, cam suyu dozajının artmasıyla ya da yükselen silikat modülüyle rötrenin daha da şiddetlendiğini rapor edilmiştir. Chi ve Huang [29] alkali ile aktive edilmiş farklı oranlarda

## M. SARIDEMİR

uçucu kül ve yüksek fırın cürüflü harçların kuruma rötresi, su emme, eğilme ve basınç dayanımı değerlerini araştırmışlardır. Kuruma büzülmesi değerleri hariç su emme, eğilme ve basınç dayanımı değerlerinin normal çimento ile üretilen kontrol harçları ile mukayese edilebilir seviyede olduğunu belirtmişlerdir. % 4 ve % 6 Na<sub>2</sub>O oranında alkali ile aktive edilmiş % 50 yüksek fırın cürufu + % 50 uçucu kül kullanılan karışımlarda, 28 günlük kür sonunda sırasıyla 80 MPa ve 105,8 MPa olarak en yüksek basınç dayanımı değerlerini elde etmişlerdir. Aynı karışımlarda basınç dayanımına paralel olarak % 6 Na<sub>2</sub>O içeren numunelerin eğilme dayanımını 9,32 MPa olarak bulurlarken, % 6 Na<sub>2</sub>O içeren numunelerin eğilme dayanımı değerlerini daha fazla bulmuşlardır. Puertas ve ark. [30] NaOH ile aktifleştirilen % 50 uçucu kül + % 50 yüksek fırın cürüflü harçlara 25°C kür sıcaklığı uygulandıktan sonra 28 günlük basınç dayanımı değerlerinin 50 MPa değerine ulaştığını belirtmişlerdir. Haha ve ark. [31] NaOH ve Na<sub>2</sub>SiO<sub>3</sub> ile aktifleştirilen iki farklı Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> içeriğine sahip yüksek fırın cürüflü harçlar üretmişlerdir. Üretilen numuneleri deney gününe kadar oda sıcaklığında kür etmişlerdir. Numuneler üzerinde basınç dayanım deneyleri yapmışlardır. NaOH ile aktive edilen numunelerde 1 gün sonunda basınç dayanımı değeri elde ederlerken, Na<sub>2</sub>SiO<sub>3</sub> ile aktive edilen numunelerde herhangi bir dayanım değeri elde edememişlerdir. Ancak Na<sub>2</sub>SiO<sub>3</sub> ile aktive edilen numunelerde 7 günden sonraki dayanım değerlerini, NaOH ile aktive edilen numunelerden hep daha yüksek bulmuşlardır. 180 gün sonunda ise Na<sub>2</sub>SiO<sub>3</sub> ile aktive edilen numunelerin sahip olduğu dayanım değerlerinin, NaOH ile aktive edilen numunelerinkinden 2 kat daha fazla olduğunu belirtmişlerdir. Dahası, NaOH ile aktifleştirilen numunelerin erken dayanımlarını yüksek olduğunu, Na<sub>2</sub>SiO<sub>3</sub> ile aktifleştirilen numunelerin ise 7 günden sonraki dayanımlarının yüksek olduğunu ifade etmişlerdir. Roy ve Idorn [32] alkalilerle aktive edilmiş cürüflü betonları normal çimentolu betonlarla kıyaslamışlardır. Alkalilerle aktive edilmiş cürüflü betonların düşük hidratasyon ısısına, yüksek erken dayanıma ve olumsuz çevre koşullarında daha üstün dayanıklılığa sahip olduğunu belirtmişlerdir. Wang ve ark. [11] alkali ile aktive edilmiş cürüflü çimento ve beton üzerine yaptıkları çalışmada, Na<sub>2</sub>SiO<sub>3</sub> ile aktivasyonun çok hızlı sertleşme ve yüksek basınç dayanımı değeri verdiğini bildirmişlerdir. Chang ve ark. [33] Na<sub>2</sub>SiO<sub>3</sub> esaslı alkaliler ile aktive edilmiş cürüflü hamurların özellikleri üzerinde fosforik asit ve alçının etkisini araştırmışlardır. Tek başına fosforik asit kullanılması durumunda, priz süresi ve kuruma rötresinin arttığını ve erken yastaki basınç dayanımının azaldığını gözlemişlerdir. Tek başına alçının kullanılması durumunda, priz süresi ve kuruma rötresinin azalttığını ve basınç dayanımı değerlerinin arttırdığını gözlemişlerdir. Fosforik asit ve alçının birlikte kullanılması durumunda ise, fosforik asidin geciktirici etkisinin engellendiği, alçının rötre azaltıcı etkisinin engellendiği ve basınç dayanımı gelişiminin fosforik asidin yalnız başına kullanımına benzediği belirtilmiştir. Puertas ve Fernández-Jiménez [34] alkali ile aktive edilmiş uçucu kül + cüruf karışımlarının dayanım gelişimlerini, mineralojik ve mikro yapısal özelliklerini incelemişlerdir. Çalışmada, % 50 uçucu kül + % 50 cürüflü karışımları NaOH çözeltisi ile aktive etmişlerdir. Bu karışımlarda, su-bağlayıcı oranını 0,35 olarak belirlemişlerdir. Alkali ile aktive edilmiş cüruf + uçucu külün hidratasyonu ile birlikte iki ayrı reaksiyonun meydana geldiğini gözlemişlerdir. 22°C sıcaklıkta kür ettikleri numunelerden 28 gün sonunda yaklaşık olarak 65 MPa basınç dayanımı değerleri elde etmişlerdir. Bakharev ve ark. [11] çimentosuz cürufu sıvı NaOH, Na<sub>2</sub>SiO<sub>3</sub>, Na<sub>2</sub>CO<sub>3</sub> ve Na<sub>3</sub>PO<sub>4</sub> ile aktifleştirerek harç numuneler üretmişlerdir. Bu numunelere 60°C kür sıcaklığı uygulamışlardır. En yüksek basınç dayanımı değerlerini sıvı NaOH ile aktifleştirilen numuneler üzerinde gözlemişlerdir. El-Didamony ve ark. [35] NaOH ve Na<sub>2</sub>SiO<sub>3</sub> ile aktive edilmiş cürüflü harçlar üretmişlerdir. Karışımlarda deniz suyu ve musluk suyu kullanmışlardır. En yüksek basınç dayanımı değerlerini deniz suyu ile birlikte sıvı NaOH ile aktifleştirilen numuneler üzerinde gözlemişlerdir. Oh ve ark. [36] öğütülmüş yüksek fırın cürufunu ve yüksek kalsiyum içerikli uçucu külü NaOH ve Na<sub>2</sub>SiO<sub>3</sub> ile 80°C sıcaklıkta aktifleştirerek harçlar üretmişlerdir. Ürettikleri numunelerde yüksek basınç dayanımı değerleri elde etmişlerdir. Guo ve ark. [37] C sınıfı uçucu külü NaOH ve Na<sub>2</sub>SiO<sub>3</sub> ile 75°C sıcaklıkta aktifleştirerek harç numuneler üretmişlerdir. Ürettikleri numunelerde yüksek basınç dayanımı değerleri elde etmişlerdir. Chindaprasirt ve ark. [38] uçucu küllü NaOH ve Na<sub>2</sub>SiO<sub>3</sub> ile yaklaşık 2 gün 75°C sıcaklıkta aktifleştirerek harçlar üretmişlerdir. Ürettikleri numunelerde yüksek basınç dayanımı değerleri elde etmişlerdir. Fernandez ve Palomo [39] uçucu küllü NaOH, NaOH + Na<sub>2</sub>CO<sub>3</sub> ve NaOH + Na<sub>2</sub>SiO<sub>3</sub> ile 20 saat 85°C sıcaklıkta aktifleştirerek harç numuneler üretmişlerdir. En yüksek eğilme dayanımı değerlerini NaOH ile aktifleştirdikleri numunelerde, en yüksek basınç dayanımı değerlerini ise NaOH + Na<sub>2</sub>SiO<sub>3</sub> ile aktifleştirdikleri numunelerde gözlemişlerdir. Khalifeh ve ark. [40] C sınıfı uçucu külü Na<sub>2</sub>SiO<sub>3</sub> ve NaOH ile 87°C ve 125°C sıcaklıkta aktifleştirerek harç numuneler üretmişlerdir. En yüksek basınç dayanımı değerlerini 87°C sıcaklıkta aktifleştirdikleri numunelerde gözlemişlerdir.

Bu deneysel çalışmada, sadece çimento ile üretilen kontrol harcına ek olarak, alkali ile aktifleştirilmiş % 0, 25, 50, 75 ve 100 oranlarında öğütülmüş diatomit içeren harçlar ile aynı karışım oranlarında çimento yerine % 4 TiO<sub>2</sub> kullanılan harçlar üretilmiştir. Üretilen harçlara deney gününe kadar kuru kür (laboratuvar ortamında poşet içerisinde) ve ıslak kür (kür havuzunda su içerisinde) uygulanmıştır. 7, 28 ve 56 gün süresince bu iki farklı kür uygulanan numunelerin birim ağırlık, eğilme ve basınç dayanımı değerleri belirlenmiştir. Ayrıca eğilme ve basınç dayanımı değerleri arasındaki ilişkiler irdelenmiştir.

## 2. MATERYAL VE METOT

### 2.1. Materyal

Çalışmada kullanılan çimento Niğde Çimsa Çimento Sanayi ve Ticaret A.Ş. tarafından üretilmiş, TS EN 197-1 [30] standardına uygun, erken dayanımı yüksek CEM I 42.5R tipi Portland çimentosudur. Bu çimentonun özellikleri Tablo 1 ve 2’de verilmiştir. Çalışmada kullanılan öğütülmüş diatomit, Nevşehir bölgesinden sağlanmış olup, kimyasal özellikleri Tablo 1’de verilmiştir. Oluşma ortamının yapısına ve şartlarına bağlı olarak diatomitin yapısında organik kalıntılar, kil, volkanik kül ve kum bulunabilir. Çalışma kapsamında kullanılan öğütülmüş diatomitin puzolanik aktivitesi TS EN 197-1 [41] ve ASTM C 311 [42] standartlarına uygundur. Dahası ısı işlem uygulamadan harç karışımlarında kullanılan diatomitin taramalı elektron mikroskobu (SEM) analizi görüntüsü Şekil 1’de verilmiştir. Şekil 1a’daki SEM analizinde, araziden alınan ham diatomitin elipsoidal bir şekle sahip olduğu görülmektedir. Şekil 1b’deki SEM analizinde ise, bütün haldeki diatomit fosilinin tam ortadan ikiye bölünmüş şekli ve bu şeklin altında benzer diatomit fosilinin bütün hali görülmektedir. Bu SEM analizlerinden de görüldüğü gibi diatomit birbirinden bağımsız sıralı gözenekleri olan morfolojik bir yapıya sahiptir. Karışımlarda kullanılan titanyum dioksit ( $TiO_2$ ) doğada saf olarak bulunmamakta ve genellikle demir titanyum trioksit ( $Fe_3TiO_3$ ) cevherinden üretilmektedir. En yaygın kullanılan beyaz pigment olan  $TiO_2$  çok beyazdır. Kullanım alanları arasında gıda, kozmetik ve eczacılık ürünleri gelmektedir. Dahası beyazlık ve opaklık sağlayan pigment olarak boya, plastik ve kağıt endüstrilerinde de yaygın kullanım alanı bulmaktadır. Karışımlarında kullanılan  $TiO_2$ ’nin fiziksel ve kimyasal özellikleri Tablo 3’te verilmiştir. Deneysel çalışmada çimento yerine kullanılan  $TiO_2$ ’nin özgül ağırlığı 3,7 olarak belirlenmiştir. Bu çalışmada çimento ile yer değiştirilerek kullanılan öğütülmüş diatomiti aktive etmek için  $Na_2CO_3$  kimyasalı kullanılmıştır.

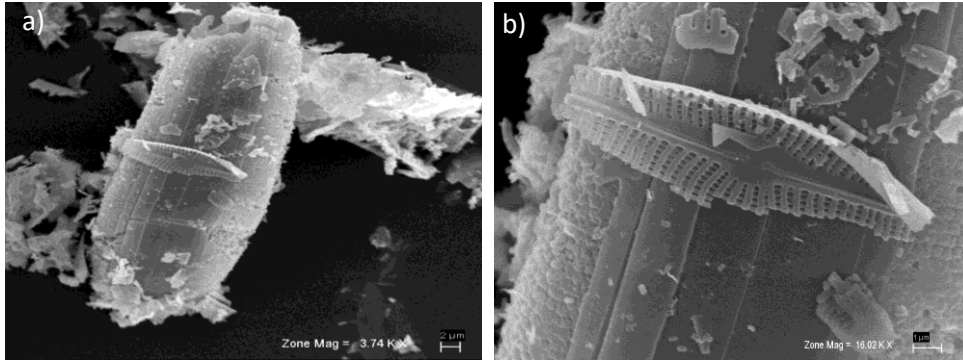
**Tablo 1.** Çimento ve öğütülmüş diatomitin kimyasal özellikleri

Oksit	SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO	SO <sub>3</sub>	K <sub>2</sub> O	Na <sub>2</sub> O	KK
Çimento	21,2	5,9	2,1	62,1	2,3	3,4	0,8	0,4	1,8
Diatomit	86,36	3,12	1,75	1,84	0,73	0,2	0,35	0,57	5,13

KK: Kızdırma kaybı

**Tablo 2.** Çimentonun fiziksel özellikleri

Fiziksel özellikler		Sonuçlar
Özgül ağırlık		3,10
Priz süresi	İlk (dakika)	130
	Son (dakika)	215
İncelik	Özgül yüzey (cm <sup>2</sup> /g)	3310



**Şekil 1.** Karışımlarda kullanılan diatomitin SEM görüntüsü

**Tablo 3.** Titanyum dioksitin özellikleri

<b>Fiziksel durumu</b>	Amorf kokusuz beyaz toz
<b>Erime sıcaklığı (°C)</b>	1800
<b>İncelik</b>	3310
<b>Özgül ağırlık</b>	3.7
<b>Çözünürlük</b>	Suda çözünmez
<b>pH</b>	8

Niğde Başmakçı bölgesinden temin edilen 0-5 mm tane boyutlarında kırma kalker kumu deneysel çalışmada kullanılmıştır. Karışımlarda kullanılan kırma kalker kumunun özgül ağırlığı 2,58 olarak belirlenmiştir. Dahası TS 802 [43] standardında belirtilen ince agrega tane büyüklüğü dağılımı eğrisine ait sınır değerler ve kırma kalker kumunun eleklerden geçen yüzde miktarı Tablo 4'te verilmiştir. Harç karışımlarında ve üretilen harçların ıslak küründe, Niğde Belediyesine ait şehir şebekesinden sağlanan içme suyu kullanılmıştır. Taze harç karışımlarında işlenebilirliği sağlayabilmek için TS EN 934-2+A1 [44] ve ASTM C 494-99a [45] standartlarına uygun Glenium 51 olarak bilinen süper akışkanlaştırıcı kullanılmıştır. Bu akışkanlaştırıcı, yüksek oranda su azaltıcı özelliği olan, erken ve ileriki yaşlarda yüksek dayanım ve dayanıklılık gerektiren betonlar için geliştirilmiş, yeni nesil süper akışkanlaştırıcı beton katkısıdır. % 50 bağıl nem koşullarında ve +20°C sıcaklıkta üretilen bu akışkanlaştırıcının özellikler Tablo 5'te verilmiştir.

**Tablo 4.** Kullanılan kırma kalker kumunun elek analizi

<b>Tane boyutu (mm)</b>	0,063	0,15	0,25	0,5	1	2	4	5,6	8
<b>Elekten geçen (%)</b>	2,5	10	24,5	42,5	59,5	78,5	98,5	100	100
<b>Sınırlar (%)</b>	0-3	3-10	8-25	20-50	44-74	69-90	85-98	95-100	100

**Tablo 5.** Yeni nesil süper akışkanlaştırıcının özellikleri

<b>Malzemenin yapısı</b>	Polikarboksilik Eter Esaslı
<b>Renk</b>	Amber
<b>Yoğunluk (kg/litre)</b>	1,082 – 1,142
<b>Klor içeriği (%)</b>	< 0,1
<b>Alkali içeriği (%)</b>	< 3

## 2.2. Metot

Çalışmada, sadece çimento ile kontrol karışımı, % 6 Na içeren sadece çimento ile harç karışımı, % 6 Na ve %4 TiO<sub>2</sub> içeren sadece çimento ile harç karışımı ile numuneler üretilmiştir. Dahası diğer karışımlarda % 6 Na ve %4 TiO<sub>2</sub> sabit olmak üzere % 25, 50, 75 ve 100 yer değiştirme oranlarında öğütülmüş diatomit çimento yerine ağırlıkça kullanılmıştır. Karışımlarda kırılmış kalker kumu sabit miktarda kullanılmıştır. Öğütülmüş diatomiti aktive etmek için sabit miktarda Na<sub>2</sub>CO<sub>3</sub> kullanılmıştır. Tablo 6'da, 11 farklı harç karışımında kullanılan malzemelerin miktarları verilmiştir. Harç karışımları hazırlanırken mikserle sırasıyla kırılmış kalker kumu, çimento, bağlayıcı, su, Na<sub>2</sub>CO<sub>3</sub> ve süper akışkanlaştırıcı eklenmiştir. Kırılmış kalker kumu ve bağlayıcılar mikserle eklendikten sonra, mikser yavaş konumda 30 sn çalıştırılmıştır. Sonra mikser yavaş hızla çalışırken karışım suyu ve Na<sub>2</sub>CO<sub>3</sub> eklenmiştir. Daha sonra mikserle süper akışkanlaştırıcı eklenerek hızlı konumda mikser 30 sn daha çalıştırılmış ve 15 sn bekletilmiştir. Son olarak mikser hızlı konumda 60 sn daha çalıştırılarak karıştırma işlemi sonlandırılmıştır.

Her bir harç karışımı üretildikten sonra yayılma tablası üzerinde yayılma değerleri belirlenmiştir. Yayılma değerleri belirlenen karışımlar 40x40x160 mm boyutlarındaki prizmatik harç kalıplarına vibratör masasında sıkıştırılarak yerleştirilmiştir. Bir gün sonra kalıplardan çıkartılan numunelere, laboratuvar koşullarında hava almaz poşet içerisinde (kuru kür) ve 23±2°C sıcaklıktaki su içerisinde (ıslak kür) deney gününe kadar kür uygulanmıştır. Deney günü suyu doygun kuru yüzey durumundaki numunelerin ilk olarak birim ağırlık değerleri belirlenmiştir. Daha sonra eğilme dayanımı değerleri, 40x40x160 mm boyutlarında prizmatik numuneler



*ALKALİ İLE AKTİVE EDİLMİŞ ÖĞÜTÜLMÜŞ DIATOMİTLİ HARÇLARIN DAYANIM ÖZELLİKLERİ*

üzerinde üç nokta eğilme deneyi uygulanarak belirlenmiştir. Basınç dayanımı değerleri eğilme testinde ikiye bölünmüş numunelerin alt ve üst yüzeyine 40x40 mm plakalar yerleştirilerek belirlenmiştir. Bu dayanım değerleri TS EN 1015-11 [35] standardına uygun olarak belirlenmiştir.

**Tablo 6.** Karışımlarında kullanılan malzeme miktarları (kg/m<sup>3</sup>)

Karışım Kodu	Çimento (kg/m <sup>3</sup> )	ÖD (kg/m <sup>3</sup> )	Su (kg/m <sup>3</sup> )	KK (kg/m <sup>3</sup> )	Na <sub>2</sub> CO <sub>3</sub> (kg/m <sup>3</sup> )	TiO <sub>2</sub> (kg/m <sup>3</sup> )	SA (kg/m <sup>3</sup> )	Yayılma (cm)
K	500	0	250	1350	0	0	0	16
KA	500	0	250	1350	70	0	29,60	14,5
25ÖD	375	125	300	1350	70	0	37,00	10
50ÖD	250	250	350	1350	70	0	44,50	9,5
75ÖD	125	375	400	1350	70	0	52,00	8,5
100ÖD	0	500	450	1350	70	0	55,60	8,5
KAT	480	0	250	1350	67	20	29,60	13,5
25ÖDT	360	120	300	1350	67	20	37,00	9,5
50ÖDT	240	240	350	1350	67	20	44,50	9
75ÖDT	120	360	400	1350	67	20	52,00	8,5
100ÖDT	0	480	450	1350	67	20	55,60	8

ÖD: Öğütülmüş diatomit, KK: Kalker kumu, SA: Süper akışkanlaştırıcı

### 3. BULGULAR VE TARTIŞMA

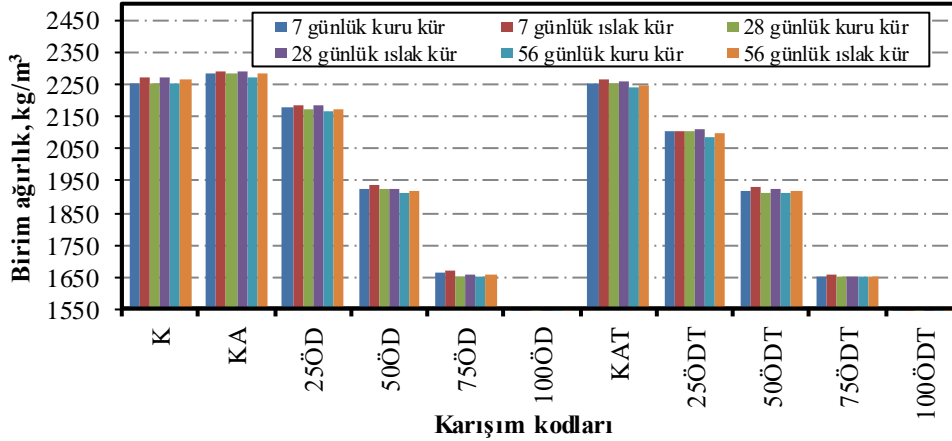
#### 3.1. Yayılma

Üretilen taze harç karışımlarında yeterli işlenebilirliği sağlayabilmek için süper akışkanlaştırıcı kullanılmış ve yayılma tablası üzerinde bu harçların yayılma değerleri ölçülmüştür. Alkali aktivatör olarak Na<sub>2</sub>CO<sub>3</sub> kullanılan öğütülmüş diatomitli harçlarda, çimento yer değışim oranındaki diatomit miktarı arttıkça yeterli işlenebilirliğin sağlanabilmesi için karışım suyu ve süper akışkanlaştırıcı miktarı artırılmıştır. Yayılma tablasının üzerine yerleştirilen koniye harç karışımları yerleştirildikten sonra koninin üzeri düzeltilmiştir. Daha sonra, harcın yayılması için koni çıkarılmış ve yayılma tablasında 15 vuruş yapıldıktan sonra 4 farklı yönden harçların yayılma çapları ölçülmüştür. Tablo 6'da verilen yayılma değerleri, ölçülen 4 değerin aritmetik ortalamasıyla belirlenmiştir. Alkali ile aktive edilmiş öğütülmüş diatomit miktarı arttıkça taze harçların yayılma değerlerinin azaldığı gözlenmiştir. Dahası diğer karışımlara göre, TiO<sub>2</sub> kullanılan karışımlarda da yayılma değerinin azaldığı gözlenmiştir.

#### 3.2. Sertleşmiş Birim Ağırlık

Tüm harç karışımlarının 7, 28 ve 56 günlük sertleşmiş birim ağırlık değerleri, eğilme ve basınç dayanımı değerlerinin belirlenmesi için üretilen 40x40x160 mm boyutlarındaki prizma numunelerin tartılmasıyla ölçülmüştür. Bu ölçümde, ıslak kür koşuluna maruz kalan numunelerin sudan çıkarıldıktan sonraki suya doymuş kuru yüzey durumundaki birim ağırlık değerleri göz önünde bulundurulmuştur. Islak ve kuru kür koşuluna maruz kalan her bir karışıma ait 3 numunenin ortalama ağırlıklarının numune hacmine bölünmesiyle birim ağırlık değerleri belirlenmiştir. Na<sub>2</sub>CO<sub>3</sub> ile aktifleştirilen öğütülmüş diatomitli harçların 7, 28 ve 56 günlük sertleşmiş birim ağırlık değerleri Şekil 2'de verilmiştir. Şekilden de görüldüğü gibi harç karışımlarında çimento yerine ağırlıkça kullanılan öğütülmüş diatomit miktarı arttıkça birim ağırlık değerleri azalmıştır. Bu azalmanın nedeni çimento özgül ağırlığına göre, öğütülmüş diatomitin özgül ağırlığının daha düşük olmasıdır. Çimento yerine çok az miktarda TiO<sub>2</sub> kullanılan karışımlar incelendiğinde ise birim ağırlık değerlerinde çok fazla bir değışim olmamıştır. Birim ağırlık değerlerine kuru ve ıslak kür koşullarının fazla bir etkisi olmamıştır. Çimento yerine ağırlıkça % 100 öğütülmüş diatomit kullanılan karışımlar tam olarak bağlanmadığı için birim ağırlık değerleri belirlenememiştir.

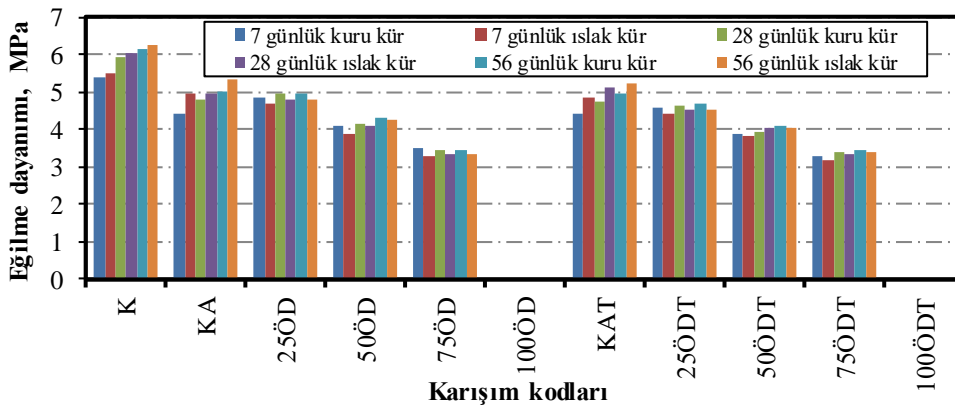
M. SARIDEMİR



Şekil 2. Diatomitli harçların sertleşmiş birim ağırlık değerleri

### 3.3. Eğilme Dayanımı

Çalışmada, kuru ve ıslak kür koşullarına maruz kalan 40x40x160 mm boyutlarında prizma numuneler üzerinde  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomit kullanılan harçlar ve  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomit ile birlikte  $\text{TiO}_2$  kullanılan harçların 7, 28 ve 56 günlük eğilme dayanımı değerleri belirlenmiştir. Kuru ve ıslak kür koşullarına maruz kalan 11 farklı her bir karışımın eğilme deneylerinde 3 numune kullanılmıştır. Bu üç numunenin kırılma yüklerine göre hesaplanan 7, 28 ve 56 günlük eğilme dayanımı değerleri Şekil 3'te verilmiştir. Sadece çimento ile üretilen kontrol harçlara göre,  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomit kullanılan harçlar ve  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomit ile birlikte  $\text{TiO}_2$  kullanılan harçların eğilme dayanımı değerleri Şekil 3'te görüldüğü gibi azalmıştır.  $\text{TiO}_2$  kullanılmayan harçlara göre,  $\text{TiO}_2$  kullanılan harçların eğilme dayanımı değerleri de bir miktar azalmıştır. Çimento yerine ağırlıkça öğütülmüş diatomit kullanılan numunelerde, en yüksek eğilme dayanım değerleri % 25 öğütülmüş diatomitli karışımlarda gözlenirken, en düşük eğilme dayanımı değerleri % 75 öğütülmüş diatomitli karışımlarda gözlenmiştir. Karışımlarda % 100 öğütülmüş diatomit kullanılan numuneler bağlanmadığı için bu numunelerde eğilme dayanımı değerleri belirlenememiştir. Sadece çimento ile üretilen kontrol harçları hariç, ıslak kür koşuluna maruz kalan numunelere göre, kuru kür koşuluna maruz kalan numunelerin eğilme dayanımı değerlerinin bir miktar daha fazla olduğu gözlenmiştir. Karışımlarda çimento yerine kullanılan öğütülmüş diatomit miktarının artması karışımın su ihtiyacını arttırmış, bu durumda eğilme dayanımı değerlerinin düşmesine neden olmuştur. Ayrıca, kuru kür koşuluna göre, ıslak kür koşulu diatomitin mikro gözenek yapısının su tutma özelliğinden dolayı eğilme dayanım değerlerinin düşmesine neden olmuştur.



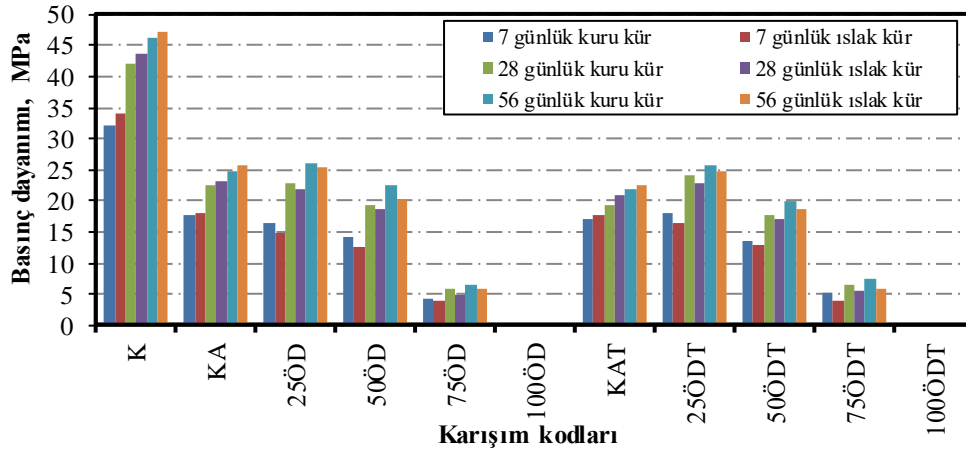
Şekil 3. Diatomitli harçların eğilme dayanımı değerleri

### 3.4. Basınç Dayanımı

Kuru ve ıslak kür koşullarına maruz kalan  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomit kullanılan harçlar ve  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomit ile birlikte  $\text{TiO}_2$  kullanılan harçların 7, 28 ve 56 günlük basınç dayanımı değerleri eğilme

**ALKALİ İLE AKTİVE EDİLMİŞ ÖĞÜTÜLMÜŞ DIATOMİTLİ HARÇLARIN DAYANIM ÖZELLİKLERİ**

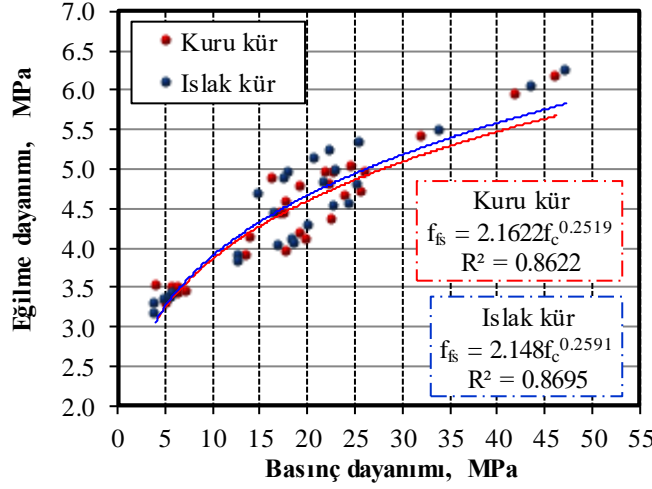
deneylerinde ikiye bölünen numuneler üzerinde belirlenmiştir. İkiye bölünen numunelerin alt ve üstüne 40x40 mm plakalar yerleştirilerek basınç dayanımı deneyleri yapılmıştır. Bu şekilde basınç deneyleri yapılan 3 numunenin ortalaması alınarak belirlenen 7, 28 ve 56 günlük basınç dayanımı değerleri Şekil 4'te verilmiştir. Sadece çimento ile üretilen kontrol harçlarına göre,  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomitli harçların basınç dayanımı değerleri şekilde görüldüğü gibi daha düşük çıkmıştır.  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomitli harçlara göre de,  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomit ile birlikte  $\text{TiO}_2$  kullanılan harçların da basınç dayanımı değerleri düşük çıkmıştır. Tüm karışımlar incelendiğinde, en yüksek basınç dayanım değerleri kontrol harçlarında gözlenirken, en düşük basınç dayanım değerleri de % 75 öğütülmüş diatomit ile birlikte  $\text{TiO}_2$  kullanılan harçlarda gözlenmiştir. % 100 öğütülmüş diatomit ve % 100 öğütülmüş diatomit ile birlikte  $\text{TiO}_2$  kullanılan harçlarda basınç dayanımı değerleri belirlenememiştir. Beklendiği gibi kür süresi arttıkça hem kuru kür hem de ıslak kür koşullarına maruz kalan numunelerin basınç dayanımı değerleri artmıştır. Dahası eğilme dayanımı değerlerinde olduğu gibi, kuru kür koşuluna maruz kalan numunelerin ıslak kür koşuluna maruz kalan numunelere göre basınç dayanımı değerlerinin daha yüksek olduğu gözlenmiştir. Bunun nedeni ise şu şekilde açıklanabilir. Karışımlarda kullanılan bağlayıcı ve su arasında kimyasal reaksiyonlar ile hidrasyon meydana gelir. Hidrasyon sonucunda da bağlayıcının sertleşmesiyle kalsiyum silikat hidrat jeli oluşur. Bu kalsiyum silikat hidrat jeli de bağlayıcıya bağlayıcılık ve dayanım özelliği kazandırır. Bu bağlayıcılık ve dayanım özelliği de, meydana gelen kalsiyum silikat hidrat jelleri arasındaki çekim kuvvetiyle oluşur. Ancak, ıslak kür uygulanan numunelerin bünyesinde öğütülmüş diatomitin su emiciliği özelliğinden dolayı gereğinden daha fazla su bulunmaktadır. Gereğinden fazla bulunan bu su da, kuru kür koşuluna maruz kalan numunelere göre, ıslak kür koşuluna maruz kalan numunelerin basınç dayanımı değerlerinin düşürmüştür.



Şekil 4. Diatomitli harçların basınç dayanımı değerleri

### 3.5. Eğilme Dayanımı ile Basınç Dayanımı İlişkisi

Kuru ve ıslak kür koşullarına maruz kalan numunelerin eğilme dayanımı ( $f_{fs}$ ) ve basınç dayanımı ( $f_c$ ) değerleri Şekil 5'te görüldüğü gibi ilişkilendirilmiştir. Bu ilişkiler sonucunda, kuru ve ıslak kür koşullarına maruz kalan numunelerin  $f_c$  değerlerinden  $f_{fs}$  değerlerinin hesaplandığı formüller ve  $R^2$  değerleri şekil üzerinde verilmiştir. Sonuçlar incelendiğinde, kuru ve ıslak kür koşullarına maruz kalan numunelerin  $f_{fs}$  ile  $f_c$  değerleri arasında yüksek bir korelasyon gözlenmiştir. Bu yüksek korelasyonu şekil üzerinde verilen  $R^2$  değerleri açıkça göstermektedir. Dahası bu ilişkilerden elde edilen denklemler yardımıyla kuru ve ıslak kür koşullarına maruz kalan  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomit kullanılan harçlar ve  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomit ile birlikte  $\text{TiO}_2$  kullanılan harçların  $f_c$  değerlerinden  $f_{fs}$  değerleri hesaplanabilir. Sonuç olarak, kuru ve ıslak kür koşullarına maruz kalan  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomit kullanılan harçlar ve  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomit ile birlikte  $\text{TiO}_2$  kullanılan harçların  $f_{fs}$  ve  $f_c$  değerleri arasında üstel bir ilişkinin olduğu söylenebilir.



Şekil 5. Diatomitli harçların eğilme ve basınç dayanımı ilişkisi

#### 4. SONUÇLAR

Kuru ve ıslak kür koşullarına maruz kalan  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomit kullanılan harçlar ve  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomit ile birlikte  $\text{TiO}_2$  kullanılan harçların deneysel çalışmalarından aşağıdaki sonuçlar çıkarılmıştır.

-  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomitli harçlarda kullanılan öğütülmüş diatomit miktarı arttıkça, karışımların su ihtiyacı ve yeterli işlenebilirlik için kullanılan süper akışkanlaştırıcı miktarı artmıştır.

- Sadece çimento ile üretilen kontrol harçlarına göre,  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomit kullanılan harçlar ve  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomit ile birlikte  $\text{TiO}_2$  kullanılan harçların eğilme ve basınç dayanımı değerleri daha düşük çıkmıştır.

- Islak kür koşuluna maruz kalan  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomit ve  $\text{Na}_2\text{CO}_3$  ile aktifleştirilmiş diatomit ile birlikte  $\text{TiO}_2$  kullanılan harç numunelerine göre, kuru kür koşuluna maruz kalan aynı karışımlardaki harç numunelerin eğilme ve basınç dayanımı değerleri daha yüksek çıkmıştır.

- Kuru ve ıslak kür koşullarına maruz kalan numunelerin eğilme ve basınç dayanımı değerleri arasında yüksek korelasyonlar gözlenmiştir. Bu yüksek korelasyonları  $R^2$  değerleri açıkça göstermektedir. Dahası bu korelasyonlara göre kuru ve ıslak kür koşullarına maruz kalan numunelerin basınç dayanımı değerlerinden eğilme dayanımı değerlerini hesaplamak için denklemler önerilmiştir.

#### KAYNAKLAR

- [1] HAN, S.H., KIM, J.K., PARK, Y.D., "Prediction of Compressive Strength of Fly Ash Concrete by New Apparent Activation Energy Function", Cement and Concrete Research, 33, 965-971, 2003.
- [2] ÖZCAN, F., Silis Dumanı İçeren Harç ve Betonların Özellikleri ve Hızlandırılmış Kür ile Dayanım Tahmini, Doktora Tezi, Çukurova Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Adana, 2005.
- [3] ÖZKUL, H., TAŞDEMİR, M.A., TOKYAY, M., UYAN, M., Her Yönüyle Beton, Türkiye Hazır Beton Birliği, Ankara, Türkiye, 2004.
- [4] GÖKKONCA KARAHİSAR E., Diatomit Katkılı Harçların Bazı Mekanik ve Fiziksel Özelliklerinin Değişiminin İncelenmesi, Yüksek Lisans Tezi, Pamukkale Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Denizli, 2010.
- [5] XU, S., WANG, J., MA, Q., ZHAO, X., ZHANG, T., "Study on the Lightweight Hydraulic Mortars Designed by the Use of Diatomite as Partial Replacement of Natural Hydraulic Lime and Masonry Waste as Aggregate", Construction and Building Materials, 73, 33-40, 2014.
- [6] ERGÜN, A., "Effects of the Usage of Diatomite and Waste Marble Powder as Partial Replacement of Cement on the Mechanical Properties of Concrete", Construction and Building Materials, 25, 806-812, 2011.
- [7] COLLINS, F.G., SANJAYAN, J.G., "Workability and Mechanical Properties of Alkali Activated Slag Concrete", Cement and Concrete Research, 29, 455-458, 1999.

*ALKALİ İLE AKTİVE EDİLMİŞ ÖĞÜTÜLMÜŞ DİATOMİTLİ HARÇLARIN DAYANIM ÖZELLİKLERİ*

- [8] AYDIN, S., Alkalilerle Aktive Edilmiş Yüksek Fırın Cürufu Bağlayıcılı Lifli Kompozit Geliştirilmesi, Doktora Tezi, Dokuz Eylül Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İzmir, 2010.
- [9] CHANG, J.J., YEIH, W., HUNG C.C., “Effects of Gypsum and Phosphoric Acid on the Properties of Sodium Silicate-Based Alkali-Activated Slag Pastes”, *Cement and Concrete Composites*, 27, 85–91, 2005.
- [10] PUERTAS, F., AMAT, T., JIMÉNEZ, A.F., VÁZQUEZ, T., “Mechanical and Durable Behaviour of Alkaline Cement Mortars Reinforced with Polypropylene Fibres”, *Cement and Concrete Research*, 33, 2031-2036, 2003.
- [11] WANG, S.D., PU, X.C., SCRIVENER, K.L., PRATT, P.L., “Alkali Activated Slag Cement and Concrete: A Review of Properties and Problems”, *Advances in Cement Research*, 27, 93-102, 1995.
- [12] HARDJITO, D., WALLAH, S.E., SUMAJOUW, D.M.J., RANGAN, B.V., “On the Development of Fly Ash-based Geopolymer Concrete”, *ACI Materials Journal*, 101, 467–472, 2004.
- [13] PACHECO-TORGAL, F., CASTRO-GOMES, J., JALALI, S., “Alkali Activated Binders: A Review. Part 2. About Materials and Binder Manufacture”, *Construction and Building Materials*, 22, 1305–1314, 2008.
- [14] YANG, K.H., SONG, J.K., “Workability Loss and Compressive Strength Development of Cementless Mortars Activated By Combination of Sodium Silicate and Sodium Hydroxide”, *Journal of Materials in Civil Engineering*, 21, 119-127, 2009.
- [15] FERNANDEZ-JIMENEZ, A., PALOMO, J.G., PUERTAS, F., “Alkali-Activated Slag Mortars – Mechanical Strength Behavior”, *Cement and Concrete Research*, 29, 1313-1321, 1999.
- [16] BAKHAREV, T., SANJAYAN, J.G., CHENG, Y.B., “Alkali Activation of Australian Slag Cements”, *Cement and Concrete Research*, 29, 113–120, 1999.
- [17] KRIZAN, D., ZIVANOVIC, B., “Effects of Dosage and Modulus of Water Glass on Early Hydration of Alkali-Slag Cements”, *Cement and Concrete Research*, 32, 1181-1188, 2002.
- [18] BERNAL, S., GUTIERREZ, R.D., SILVIO, D., RODRIGUEZ, E., “Effect of Binder Content on the Performance of Alkali-Activated Slag Concretes”, *Cement and Concrete Research*, 41, 1-8, 2011.
- [19] SHI, C., KRIVENKO, P.V., ROY, D., *Alkali-Activated Cements and Concretes*, Taylor and Francis, USA and Canada, 2006.
- [20] ROY, D.M., JIANG W., SILSBEE, M.R., “Chloride Diffusion in Ordinary, Blended, and Alkali-Activated Cement Pastes and Its Relation to Other Properties”, *Cement and Concrete Research*, 30, 1879-1884, 2000.
- [21] BAKHAREV, T., SANJAYAN, J.G., CHENG, Y.B., “Sulfate Attack on Alkali-Activated Slag Concrete”, *Cement and Concrete Research*, 32, 211–216, 2002.
- [22] BAKHAREV, T., SANJAYAN, J.G., CHENG, Y.B., “Resistance of Alkali-Activated Slag Concrete to Acid Attack”, *Cement and Concrete Research*, 33, 1607-1611, 2003.
- [23] SHI, C., XIE, P., “Interface Between Cement Paste and Quartz Sand in Alkali Activated Slag Mortars”, *Cement and Concrete Research*, 28, 887-896, 1998.
- [24] ZIVICA, V., “Effects of Type and Dosage of Alkaline Activator and Temperature on the Properties of Alkali-Activated Slag Mixtures”, *Construction and Building Materials*, 21, 1463–1469, 2007.
- [25] COLLINS, F.G., SANJAYAN, J.G., “Workability and Mechanical Properties of Alkali Activated Slag Concrete”, *Cement and Concrete Research*, 29, 455-458, 1999.
- [26] SERDAR, A., “A Ternary Optimisation of Mineral Additives of Alkali Activated Cement Mortars”, *Construction and Building Materials*, 43, 131–138, 2013.
- [27] ATIŞ, C.D., BILIM, C., ÇELİK, Ö., KARAHAN, O., “Influence of Activator on the Strength and Drying Shrinkage of Alkali-Activated Slag Mortar”, *Construction and Building Materials*, 23, 548-555, 2009.
- [28] KRIZAN, D., ZIVANOVIC, B., “Effects of Dosage and Modulus of Water Glass on Early Hydration of Alkali-Slag Cements”, *Cement and Concrete Research*, 32, 1181-1188, 2002.
- [29] CHI, M., HUANG, R., “Binding mechanism and properties of alkali activated fly ash/slag mortars”, *Construction and Building Materials*, 40, 291-298, 2013.
- [30] PUERTAS, F., MARTINEZ-RAMIREZ, S., ALONSO, S., VAZQUEZ, T., “Alkali-Activated Fly Ash/Slag Cements: Strength Behaviour and Hydration Products”, *Cement and Concrete Research*, 30, 1625-1632, 2000.
- [31] HABA, B.M., LOTHENBACH, B., LE SAOUT, G., WINNEFELD, F., “Influence of Activator Type on Hydration Kinetics, Hydrate Assemblage and Microstructural Development of Alkali Activated Blast-Furnace Slags”, *Cement and Concrete Research*, 41, 301-310, 2011.
- [32] ROY, D.M., IDORN, G.M., “Hydration, Structure and Blast Furnace Slag Cements, Mortars and Concrete”, *ACI Journal, Proceedings*, 79, 445-457, 1982.
- [33] CHANG, J.C., YEIH, W., HUNG, C.C., “Effects of Gypsum and Phosphoric Acid on the Properties of Sodium Silicate-Based Alkali-Activated Slag Pastes”, *Cement and Concrete Composites*, 27, 85-91, 2005.

*M. SARIDEMİR*

- [34] PUERTAS, F., FERNÁNDEZ-JIMÉNEZ, A., “Mineralogical and Microstructural Characterisation of Alkali-Activated Fly Ash/Slag Pastes”, *Cement and Concrete Composites*, 25, 287-292, 2003.
- [35] EL-DIDAMONY, H., AMER, A.A., ELA-ZIZ, H.A., “Properties and Durability of Alkali-Activated Slag Pastes Immersed In Sea Water”, *Ceramics International*, 38, 3773-3780, 2012.
- [36] OH, J.E., MONTEIRO, P.J.M., JUN, S.S., CHOI, S., CLARK, S.M., “The Evolution of Strength and Crystalline Phases for Alkali-Activated Ground Blast Furnace Slag and Fly Ash-Based Geopolymers”, *Cement and Concrete Research*, 40, 189-196, 2010.
- [37] GUO, X., SHI, H.U., CHEN, L., DICK, W.A., “Alkali-Activated Complex Binders from Class C Fly Ash and Ca-Containing Admixtures”, *Journal of Hazardous Materials*, 173, 480–486, 2010.
- [38] CHINDAPRASIRT, P., CHAREERAT, T., SIRIVIVATNANON, V., “Workability and Strength of Coarse High Calcium Fly Ash Geopolymer”, *Cement and Concrete Composites*, 29, 224–229, 2007.
- [39] FERNANDEZ-JIMENEZ, A., PALOMO, J.G., “Composition and Microstructure of Alkali Activated Fly Ash Binder: Effect of the Activator”, *Cement and Concrete Research*, 35, 1984-1992, 2005.
- [40] KHALIFEH, M., SAASEN, A., VRALSTAD, T., HODNE, H., “Potential Utilization of Class C Fly Ash-Based Geopolymer in Oil Well Cementing Operations”, *Cement and Concrete Composites*, 53, 10–17, 2014.
- [41] TS EN 197-1, Çimento-Bölüm 1: Genel Çimentolar-Bileşim, Özellikler ve Uygunluk Kriterleri, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara, 2012.
- [42] ASTM C 311/C 311 M-13, Standard Test Methods for Sampling and Testing Fly Ash or Natural Pozzolans for Use in Portland-Cement Concrete, Annual Book of ASTM Standarts, 2013.
- [43] TS 802, Beton Karışım Tasarımı Hesap Esasları, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara, 2009.
- [44] TS EN 934-2+A1, Kimyasal Katkılar-Beton, Harç ve Şerbet İçin-Bölüm 2: Beton Kimyasal Katkıları-Tarifler, Gereker, Uygunluk, İşaretleme ve Etiketleme, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara, 2013.
- [45] ASTM C 494-99a, Standard Specification for Chemical Admixtures for Concrete, Annual Book of ASTM Standards, 2002.
- [46] TS EN 1015-11, Kâgir Harcı-Deney Metotları-Bölüm 11: Sertleşmiş Harcın Basınç ve Eğilme Dayanımının Tayini, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara, 2000.

## DEĞİŞİK YÜKLEMELER ETKİSİ ALTINDA FARKLI DONATI ORANLARINA SAHİP BETONARME KİRİŞLERDE OLUŞAN DEPLASMANLARIN DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ

Metin Hakan SEVERCAN<sup>\*1</sup>, İlker Fatih KARA<sup>2</sup>, Kubilay AKÇAÖZOĞLU<sup>1</sup>

<sup>1</sup>İnşaat Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, Niğde Üniversitesi, Niğde, Türkiye

<sup>2</sup>İnşaat Mühendisliği Bölümü, Doğa Bilimleri, Mimarlık ve Mühendislik Fakültesi, Bursa Teknik Üniversitesi, Bursa, Türkiye

Geliş / Received: 09.04.2016

Düzeltilmelerin gelişi / Received in revised form: 25.05.2016

Kabul / Accepted: 26.05.2016

### ÖZ

Bu çalışmada, laboratuvar ortamında hazırlanan değişik donatı oranlarına sahip kirişler açıklık ortası tekil yük ve iki noktasal yük şeklinde yüklemeye tabi tutularak, yükleme tipi ve büyüklüğü ile birlikte donatı oranlarının deplasmanlar üzerine olan etkisi araştırılmıştır. Yüklemeye tabi tutulan kirişler çatlama etkisi göz önünde bulundurularak betonarme yapıların analizi için geliştirilen analitik yöntem kullanılarak analiz edilmiş, elde edilen sonuçlar deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Aynı donatı oranına sahip kirişler bahsedilen iki yükleme tipine tabi tutulduğunda açıklık ortası tekil yüklü kirişlerde aynı donatı oranına sahip iki noktasal yük etkisi altındaki kirişlere göre daha büyük deplasmanlar oluştuğu görülmüştür. Analitik yöntem sonuçlarına bağlı olarak kirişler içerisindeki boyuna donatı miktarı arttıkça uygulanan yüklerin de artmasıyla birlikte kayma deformasyonları etkisinin deplasmanlar üzerinde daha da önemli bir etkiye sahip olduğu görülmüştür.

**Anahtar Kelimeler:** Etkili atalet momenti, etkili kayma modülü, deplasmanlar, donatı oranı, yükleme tipi

## EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF DEFLECTIONS OF REINFORCED CONCRETE BEAMS WITH DIFFERENT REINFORCEMENT RATIOS AND LOADING TYPES

### ABSTRACT

In the present study, the reinforced concrete beams with various reinforcement ratios, subjected to different load types such as midspan and two point loads, have been tested and the effects of the loading types and the reinforcement ratio on the deflections of beams have been investigated. The tested beams have been analysed by using the computer program developed for the analysis of reinforced concrete frames with members in cracked state, and the theoretical results have been compared with the experimental results. The deflections of beams subjected to midspan load were observed to be higher than the beams with two point loads. The effect of shear deformation on the total deflection of reinforced concrete beams has found to be important with increasing in reinforcement ratio in the beams.

**Keywords:** Effective moment of inertia, effective shear modulus, displacements, reinforcement ratio, loading type

\*Corresponding author / Sorumlu yazar. Tel.: +90 388 225 23 09; e-mail/e-posta: msever@nigde.edu.tr

## 1. GİRİŞ

Betonun çekme dayanımının düşük olması nedeniyle betonarme elemanlarda çatlama kaçınılmaz bir durum olup açıklık boyunca büyük değişimler gösterebilmektedir. Yapı içerisindeki betonarme elemanlar her ne kadar donatı olsa bile kullanım yükleri altında çatlayabilmektedir. Çatlamaların etkisi de hesaba katılarak, betonarmenin gerçek özelliği olan doğrusal olmayan davranışlarının dikkate alınmasıyla, yapıda oluşacak iç kuvvet ve yer değiştirme değerleri lineer analiz sonuçlarına göre önemli değişimler gösterebilmektedir. Bu değişime neden olan en büyük etken çatlama sonrası elemanların açıklıkları boyunca önemli ölçüde değişiklik gösteren eğilme rijitlikleri değerleridir.

Betonarme taşıyıcı sistemin kendisinden beklenen işlevi yerine getirebilmesi için göçme durumuna karşı belirli bir güvenliğe sahip olmasının yanında, servis yükleri altında da büyük yer değiştirmeler yapmaması hatta bu değerlerin belli sınırların altında kalması gerekmektedir. Özellikle düşey yükler etkisi altında kirişlerde meydana gelen çökmelerin gerçeğe daha yakın olarak hesaplanabilmesi için çatlama ile ilgili olarak bu elemanların eğilme rijitliklerindeki değişimler önemli olmaktadır. Ayrıca betonarme elemanlar üzerindeki yüklerin tipi ve büyüklüğü ile birlikte bu elemanlarda bulunan donatı oranları da çatlamaların gelişimini ve ilerlemesini etkileyebilmektedir. Bundan dolayı elemanlar üzerindeki yüklemeye tipi ve büyüklüğü ile birlikte, elemanlardaki donatı oranları da eğilme rijitliği ve oluşan deplasmanlar üzerinde önemli bir etkiye sahip olabilmektedir.

Betonarme kirişler üzerindeki yüklemeye tipi ve bu elemanlarda bulunan donatı oranlarının, çatlamalar ve oluşan deplasmanlar üzerine olan etkisini irdeleyen çalışmalar literatürde sınırlı sayıda bulunmaktadır. Branson [1], betonarme kirişlere uygulanan yüklerden dolayı oluşan momentin çatlama meydana getiren  $M_{cr}$  momentini aşması halinde, atalet momentinin çatlamanın olduğu bölgelerde nasıl bir değişim gösterdiğini yaptığı çalışmada incelemiştir ve etkili atalet momenti için daha sonradan ACI [2] modeli tarafından da benimsenen bir denklem önermişlerdir. Al-Shaikh ve Al-Zaid [3], etkili atalet momentlerinin hesabında donatı oranlarının etkisini incelemiştir. Değişik donatı oranlarına sahip kirişler üzerine yaptıkları deneysel çalışma sonuçlarıyla ACI [2] tarafından benimsenen etkili atalet momenti denklem sonuçlarını karşılaştırmışlar ve arada önemli farklar olduğunu gözlemlemişlerdir. Ghali [4] çalışmasında etkili atalet momentinin elde edilebilmesi için ACI [2] ve CEB [5] modelleri tarafından önerilen denklemlerin düzgün yayılı yük etkisindeki betonarme kirişlerde oluşan deplasmanların elde edilebilmesi için oldukça iyi sonuçlar verdiğini gözlemlemiştir. ACI [2] tarafından önerilen denklemin tekil yüklü kirişlerin deplasman değerleri için ise güvensiz yönde sonuçlar verdiğini tespit etmiştir. Bununla birlikte yine ACI [2] tarafından önerilen denklem, kirişlerdeki çekme donatısı oranının düşük olduğu ve bu elemanlarda oluşan moment değerine bağlı olarak  $M/M_{cr}$  oranının 1'e yakın olduğu durumlarda hatalı sonuçlar verdiğini gözlemlemiştir.

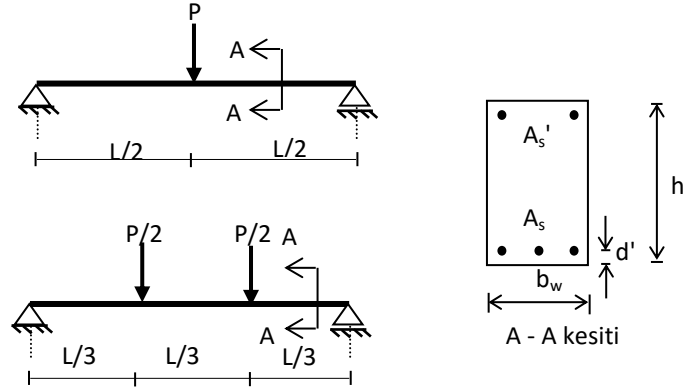
Sakai ve Kakuta [6], eğilme ve eksenel yük etkisi altındaki betonarme elemanlarda moment eğrilik ilişkisini elde etmek için Branson [1] tarafından verilen etkili atalet momenti ifadesini eksenel yük durumunu içerecek şekilde genelleştirmişlerdir. Deneysel sonuçlarıyla geliştirdikleri modele bağlı olarak elde ettikleri sonuçların karşılaştırılmasından uyumlu sonuçlar elde etmişlerdir. Ning [7] çalışmasında farklı donatı oranlarına sahip betonarme kirişlere değişik yüklemeye tiplerini uygulayarak çatlamaların etkisi ile birlikte eğilme rijitliğinde ve deplasmanlarda oluşan değişimleri incelemiştir. ACI [2] ve CEB [5] tarafından deplasmanların elde edilebilmesi için önerilen etkili atalet momenti denklemlerinin değişik yüklemeye tipi ve farklı donatı oranına sahip kirişler için oldukça farklı sonuçlar verdiği sonucuna ulaşmıştır. Dündar ve Kara [8], kiriş ve kolon elemanlardaki çatlamaları göz önünde bulundurarak betonarme çerçevelerin üç boyutlu analizi için bir bilgisayar programı geliştirmişlerdir. Betonarme yapıya etkileyen yüklerden dolayı kiriş ve kolon elemanlarının çatlama halinde etkili atalet momentlerinin hesabında literatürde mevcut olan farklı yöntemleri kullanmışlardır. Analitik yöntem sonuçlarına bağlı olarak çatlamaların deplasmanlar üzerinde oldukça önemli bir etkiye sahip olduğu sonucuna ulaşmışlardır. Kara ve Dündar [9], değişik yüklemeler etkisi altındaki betonarme kirişlerde, yüklemeye tipi ve donatı oranının atalet momentleri ve deplasmanlar üzerine olan etkisini geliştirdikleri yöntem aracılığı ile incelemiştir.

Bu çalışmada açıklık ortası tekil yük veya iki noktasal yük etkisi altındaki (Şekil 1), değişik donatı oranlarına sahip kirişler deneysel olarak yüklemeye tabi tutularak, yüklemeye tipi ve büyüklüğü ile birlikte donatı oranlarının deplasmanlar üzerine olan etkisi araştırılmıştır.

Çalışma kapsamında her bir yüklemeye durumu için basınç donatıları aynı çekme donatıları farklı olmak üzere, üç farklı donatı oranına sahip kirişler hazırlanmış ve yüklemeye tabi tutulmuştur. Çalışmada çatlamaların etkisi göz önünde bulundurularak betonarme yapıların analizi için Dündar ve Kara [8] tarafından geliştirilen analitik yöntem kullanılarak hazırlanan tabi kirişler analiz edilmiş, elde edilen veriler deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır.



DEĞİŞİK YÜKLEMELER ETKİSİ ALTINDA FARKLI DONATI ORANLARINA SAHİP BETONARME KİRİŞLERDE OLUŞAN DEPLASMANLARIN DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ

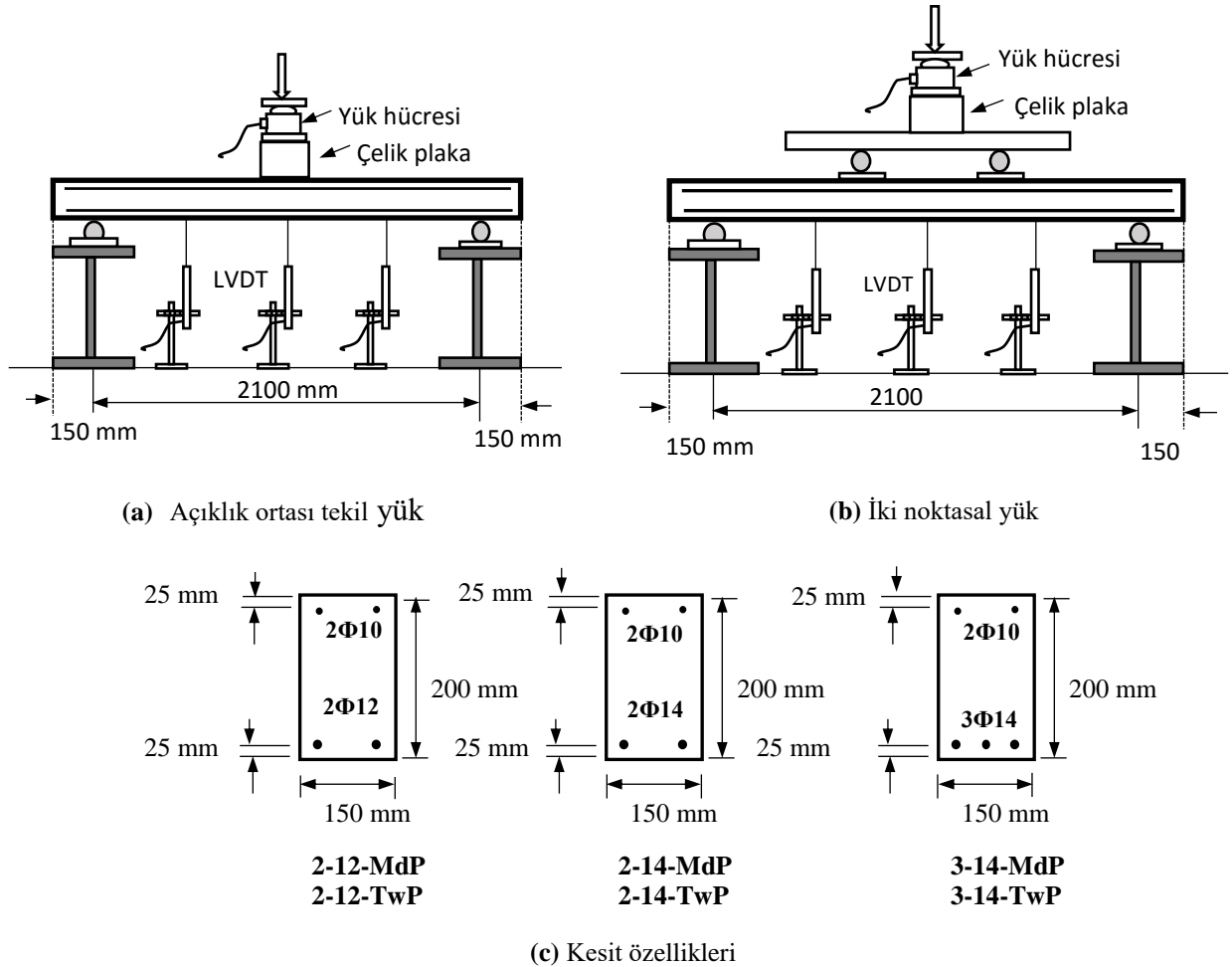


Şekil 1. Farklı yüklemeler etkisi altında teste tabi tutulan kirişler

## 2. MATERYAL VE METOT

### 2.1. Materyal

Çalışma kapsamında incelenen değişik donatı oranlarına sahip basit mesnetli kirişler için hazırlanan deney düzenekleri Şekil 2’de görülmektedir.



Şekil 2. Deneysel olarak yüklemeye tabi tutulan kirişler ve deney düzeneği

M. SEVERCAN, İ.F. KARA, K. AKÇAÖZOĞLU

Kiriş numuneler 150×200 mm'lik kesit geometrisine sahip olup bu kirişlerin toplam boyu 2400 mm ve net açıklığı da 2100 mm'dir. Kirişler, kesit içerisinde 12 mm veya 14 mm çapında çekme donatısı, etriyeleri bağlamak amacıyla kesit üst kısmında ise 10 mm çapında basınç donatısı bulundurulacak şekilde tasarlanmıştır. Kirişlerin kesmede kırılmasını önlemek amacıyla 8 cm aralıklarla 8 mm çapındaki etriyeler boyuna donatıları da saracak şekilde kesit içerisine yerleştirilmiştir. Her biri sünek bir kırılma gösterecek şekilde TS 500 [10]'e göre tasarlanan kiriş numuneler için beton dayanımı C20 beton sınıfında olacak şekilde seçilmiştir. Kirişlere ait beton basınç dayanımını belirlemek amacıyla, beton dökümü yapılırken her bir kirişten 15 cm çapında 30 cm yüksekliğindeki üç adet silindir numuneler alınmış ve bu numuneler yüklemenin yapılacağı ana kadar kür havuzunda bekletilmiştir. Her bir kirişe ait silindir numuneler, deney elemanı ile aynı günde kırılarak basınç dayanımları belirlenmiştir. Donatılara ait akma ve kopma dayanımını belirlemek amacıyla değişik çaplarda olan donatı çelikleri de donatı çekme deneyine tabi tutularak malzeme özellikleri belirlenmiştir. 12 mm ve 14 mm'lik çelik donatıların akma dayanımı değerleri 420 N/mm<sup>2</sup> ve 400 N/mm<sup>2</sup> olarak elde edilmişlerdir. Yüklemeye tabi tutulan kirişlere ait kesit ve malzeme özellikleri Tablo 1'de verilmiştir.

**Tablo 1.** Yüklemeye tabi tutulan kirişlere ait beton ve donatı özellikleri

Kiriş	Boyuna donatılar						Beton basınç dayanımı
	Çekme Donatısı				Basınç Donatısı		
	Adet	Çap (mm)	$\rho_s$ (%)	$\rho_s/\rho_{sb}$	Adet	Çap (mm)	$f_c$ (N/mm <sup>2</sup> )
2-12-MdP	2	12	0,86	0,340	2	10	20,4
2-14-MdP	2	14	1,17	0,464	2	10	20,2
3-14-MdP	3	14	1,76	0,700	2	10	19,7
2-12-TwP	2	12	0,86	0,340	2	10	20,1
2-14-TwP	2	14	1,17	0,464	2	10	20,6
3-14-TwP	3	14	1,76	0,700	2	10	19,3

Kiriş elemanları kesit içerisindeki çekme donatısı miktarı ve yükleme tipine bağlı olacak şekilde isimlendirilmiştir. Bu isimlendirmede birinci rakam çekme donatısı adetini, ikinci rakam ise çekme donatısı çapını ifade etmektedir. Bu isimlendirmede üçüncü kısım ise yükleme şeklini ifade etmektedir. MdP, açıklık ortası tekil yükü, TwP, iki noktasal yükü açıklamaktadır. Örneğin 2-14-TwP kirişi; 2 adet 14 mm çapındaki çelik donatılı iki noktasal yük etkisi altındaki kiriştir. Deney sırasında test edilen numuneye yükleme belirli bir hızda uygulanmakta ve kısa süreli yükleme sonucunda numune taşıma gücü değerine ulaşmaktadır. Yükleme sırasında kirişlerin belirli noktalarında oluşan deplasmanlar ile yük değerleri okunarak bilgisayara kaydedilmektedir. Kirişlerin belirli noktalarındaki deplasmanları ölçmek amacıyla kullanılan LVDT'ler (Şekil 3) ve uygulanan yük değerlerini elde etmek için kullanılan Load Cell, Data Logger'a bağlanarak belirli aralıklarla elde edilen deplasman ve yük değerleri bilgisayara aktarılmıştır. Şekil 3'te farklı yükleme tipleri için numunelerin test edilmeden önceki görüntüsü verilmiştir.



(a) 2-14-MdP

(b) 2-14-TwP

**Şekil 3.** Teste tabi tutulan kirişlerin yük uygulanmadan önceki görüntüsü

*DEĞİŞİK YÜKLEMELER ETKİSİ ALTINDA FARKLI DONATI ORANLARINA SAHİP BETONARME KİRİŞLERDE OLUŞAN DEPLASMANLARIN DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ*

## 2.2. Metot

Bu bölümde çatlama etkisi göz önünde bulundurularak betonarme yapıların analizi için geliştirilen ve bu çalışmada kullanılan Dünder ve Kara [8] tarafından geliştirilen analitik yöntem sunulacaktır. Betonarme yapıya etkileyen yatay ve düşey yüklerden dolayı elemanların çatlama halinde etkili atalet momentlerinin hesabında literatürde mevcut olan değişik yöntemler kullanılmıştır. Analizde kayma deformasyonlarının etkisi de göz önünde bulundurulmuş olup etkili kayma modüllerinin hesabında literatürde mevcut olan değişik yöntemler kullanılmıştır. Yöntemde formülasyonlar rijitlik matrisi yöntemine dayandırılarak oluşturulmuştur. Deneysel olarak yüklemeye tabi tutulan basit mesnetli kiriş örnekleri geliştirilen bu yöntemle analiz edilerek elde edilen veriler deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır.

### 2.2.1. Elemanların Etkili Atalet Momenti için Kullanılan Modeller

Yatay ve düşey yükler etkisi altındaki betonarme yapıda kiriş ve kolon elemanlarının çatlama halinde etkili atalet momenti değerleri ACI [2], CEB [5] ve olasılığa dayalı etkili rijitlik modelleri göz önünde bulundurularak analize dahil edilmişlerdir.

ACI Modeli:

$$I_{\text{eff}} = \left( \frac{M_{\text{cr}}}{M} \right)^m I_1 + \left[ 1 - \left( \frac{M_{\text{cr}}}{M} \right)^m \right] I_2, \quad \geq M_{\text{cr}} \quad (1a)$$

$$I_{\text{eff}} = I_1, \quad M < M_{\text{cr}} \quad (1b)$$

Bu denklemlerdeki  $I_1$  ve  $I_2$  sırası ile kesitin çatlama öncesi ve tamamen çatlamış haldeki atalet momenti değerleridir. Bu eşitliklerde ayrıca deney sonuçları da göz önünde bulundurularak  $m=3$  olarak alınmaktadır.

Olasılığa Dayalı Etkili Rijitlik Modeli: Betonarme yapıya etkileyen yüklerden dolayı çatlama elemanların etkili atalet momenti değerleri bu elemanlarda oluşan moment diyagramındaki çatlama ve çatlama olmayan bölge alanlarının toplam alanına oranına bağlı olarak (Şekil 4) elde edilerek analize dahil edilmişlerdir. Literatürde olasılığa dayalı etkili rijitlik şeklinde de ifade edilen bu yöntemde etkili atalet momentleri (2a-2f) denklemlerindeki gibi elde edilmektedir.

$$A_{\text{uncr}} = A_1 + A_2 = \int_{M(x) < M_{\text{cr}}} M(x) \quad (2a)$$

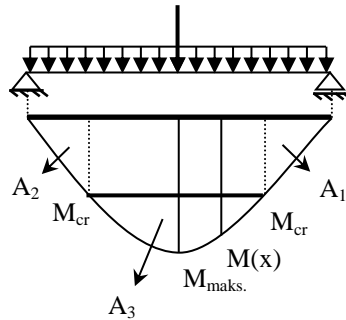
$$A_{\text{cr}} = A_3 = \int_{M(x) \geq M_{\text{cr}}} M(x) \quad (2b)$$

$$A = A_{\text{cr}} + A_{\text{uncr}} \quad (2c)$$

$$P_{\text{uncr}} [M(x) < M_{\text{cr}}] = \frac{A_{\text{uncr}}}{A} \quad (2d)$$

$$P_{\text{cr}} [M(x) \geq M_{\text{cr}}] = \frac{A_{\text{cr}}}{A} \quad (2e)$$

$$I_{\text{eff}} = P_{\text{uncr}} I_1 + P_{\text{cr}} I_2 \quad (2f)$$



**Şekil 4.** Yük etkisi altındaki basit mesnetli bir kirişte eğilme momentinden dolayı oluşan çatlama ve çatlama olmayan bölgeler

M. SEVERCAN, İ.F. KARA, K. AKÇAÖZOĞLU

Denklemlerdeki (2a-2f)  $P_{mcr}$  bir kiriş elemanda oluşan moment dağılımına bağlı olarak  $M$  momentinin  $M_{cr}$  momentinden küçük olma olasılığını,  $P_{cr}$  ise  $M$  momentinin  $M_{cr}$  momentini aşma olasılığını yani kesitin çatlama olasılığını ifade etmektedir. 1 ve 2 numaralı eşitliklerindeki  $M$ , ilgili kesitteki eğilme momentini  $M_{cr}$  ise çatlama anındaki eğilme momentini ifade etmekte olup,

$$M_{cr} = \frac{(f_r + \sigma_v) I_1}{y_t} \quad (3)$$

şeklinde elde edilmektedir. 3 numaralı denklemde  $f_r$ , betonun eğilmedeki çekme dayanımını,  $y_t$  kesitin en alt çekme yüzünden ağırlık merkezine olan uzaklığı,  $\sigma_v$  ise aksel basınç gerilmesini ifade etmektedir.

### 2.2.2. Etkili Kayma Modülü için Kullanılan Modeller

Elemanların en alt yüzünde oluşan çekme şekil değiştirmesi değerinin, çatlama anındaki çekme şekil değiştirmesi değerini aşması halinde, etkili kayma modülleri literatürde mevcut olan ve aşağıdaki denklemlerde görülen değişik modeller aracılığı ile göz önünde bulundurularak analize dahil edilmişlerdir.

Cedolin ve Dei Poli Modeli [11]:

$$\bar{G}_c = 0.24 G_c (1 - 250 \varepsilon_1), \quad \varepsilon_1 \geq \varepsilon_{cr} \quad (4a)$$

$$\bar{G}_c = G_c, \quad \varepsilon_1 < \varepsilon_{cr} \quad (4b)$$

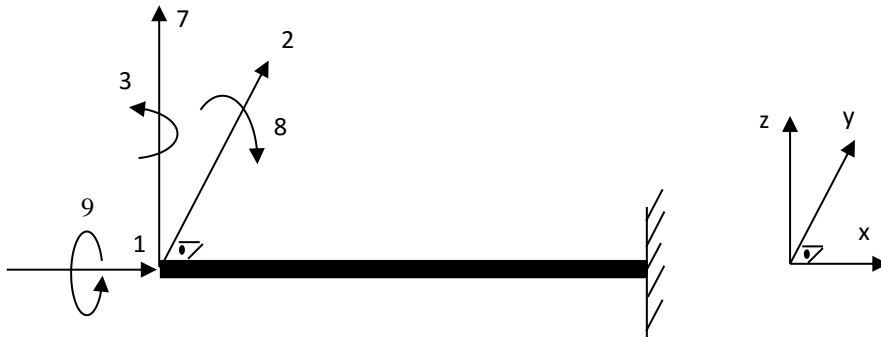
Al-Mahaidi Modeli [12]:

$$\bar{G}_c = \frac{0.4 G_c}{\varepsilon_1 / \varepsilon_{cr}}, \quad \varepsilon_1 \geq \varepsilon_{cr} \quad (5)$$

Bu denklemlerdeki  $\varepsilon_1$  ilgili kesitteki çekme şekil değiştirmesi değerini,  $\varepsilon_{cr}$  çatlama anındaki çekme şekil değiştirmesini ve  $G_c$  ise betonun elastik kayma modülünü ifade etmektedirler.

### 2.2.3. Temel Denklemler

Analizde temel denklemlerin oluşturulması için ilk etapta birim yüklemeler uygulanarak eleman esneklik katsayıları elde edilmiş, daha sonra da denge denklemleri ve uygunluk şartlarından yararlanılarak bazı bölgelerinde çatlama oluşabilecek betonarme elemanlarının rijitlik matrisi ve yük vektörü değerleri bulunmuştur. Genel olarak üç boyutlu bir eleman için esneklik katsayıları konsol bir kiriş elemanına ilgili yönlerde birim kuvvetler uygulanarak elde edilmektedir (Şekil 5).



Şekil 5. Konsol bir kirişe uygulanan birim kuvvet yönleri

Uygunluk denklemlerinden de faydalanılarak esneklik katsayılarını içeren denklem matris formunda eşitlik 6'da görülmektedir.

*DEĞİŞİK YÜKLEMELER ETKİSİ ALTINDA FARKLI DONATI ORANLARINA SAHİP BETONARME KİRİŞLERDE OLUŞAN DEPLASMANLARIN DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ*

$$\begin{bmatrix} f_{11} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & f_{22} & f_{23} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & f_{32} & f_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & f_{77} & f_{78} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & f_{87} & f_{88} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & f_{99} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} P_1 \\ P_2 \\ P_3 \\ P_7 \\ P_8 \\ P_9 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} d_1 \\ d_2 \\ d_3 \\ d_7 \\ d_8 \\ d_9 \end{bmatrix} \quad (6)$$

6 numaralı denklemdeki  $f_{ij}$ ,  $j$  doğrultusunda bir birimlik kuvvet uygulanması sonucu  $i$  doğrultusunda oluşan deplasman olup aşağıdaki denklemden görüldüğü gibi virtüel iş prensibinden yararlanılarak elde edilmektedir.

$$f_{ij} = \int_0^L \left( \frac{M_{zi} M_{zj}}{E_c I_{effz}} + \frac{M_{yi} M_{yj}}{E_c I_{effy}} + \frac{V_{yi} V_{yj}}{G_c A} s + \frac{V_{zi} V_{zj}}{G_c A} s + \frac{M_{bi} M_{bj}}{G_c I_0} + \frac{N_i N_j}{E_c A} \right) dx \quad (7)$$

Bu eşitlikteki  $M_{zi}$ ,  $M_{zj}$ ,  $M_{yi}$ ,  $M_{yj}$ ,  $M_{bi}$ ,  $M_{bj}$ ,  $V_{zi}$ ,  $V_{zj}$ ,  $V_{yi}$ ,  $V_{yj}$ ,  $N_i$  ve  $N_j$  değerleri sırasıyla,  $i$  ve  $j$  doğrultusunda bir birimlik kuvvet uygulanması sonucu oluşan eğilme momenti, burulma momenti, kesme kuvveti ve normal kuvvet değerleridir. Yine aynı denklemdeki  $A$ ,  $E_c$ ,  $s$ ,  $G_c$  ve  $I_0$  ise sırasıyla, kesit alanı, elastisite modülü, şekil katsayısı, etkili kayma modülü, burulma atalet momenti ve elastik kayma modülü değerleridir. Betonarme yapıyı oluşturan elemanlar üzerine etkiyen düzgün yayılı yük ve ara tekil yüklerden dolayı oluşan uç kuvvetleri uygunluk şartları ve denge denklemleri kullanılarak 8a-8e numaralı eşitlikler elde edilmektedir.

$$P_{70} = -(f_{88} f_{70} - f_{78} f_{80}) / (f_{77} f_{88} - f_{78} f_{87}) \quad (8a)$$

$$P_{80} = -(f_{77} f_{80} - f_{78} f_{70}) / (f_{77} f_{88} - f_{78} f_{87}) \quad (8b)$$

$$P_{100} = - (q L + P + P_{70}) \quad (8c)$$

$$P_{120} = - (q L^2/2 + P (L-a) + P_{70} L + P_{80}) \quad (8d)$$

$$P_{10} = P_{20} = P_{30} = P_{40} = P_{50} = P_{60} = P_{90} = P_{110} = 0. \quad (8e)$$

Bu denklemlerdeki  $f_{i0}$  değerleri dış yüklerden dolayı  $i$  doğrultusunda oluşan deplasmanlar olup 9 numaralı denklem ifadesindeki gibi virtüel iş prensibinden yararlanılarak hesaplanmaktadır.

$$f_{i0} = \int_0^L \left( \frac{M_{yi} M_0}{E_c I_{effy}} + \frac{V_{zi} V_0}{G_c A} s \right) dx \quad (9)$$

Bu eşitlikteki  $M_0$  ve  $V_0$  değerleri elemanın yerel  $z$  eksenine doğrultusundaki dış kuvvetlerden dolayı oluşan eğilme momenti ve kesme kuvveti değerleridir. Üç boyutlu bir eleman için (12×12) boyutundaki rijitlik matrisi ise, 6 numaralı eşitlikteki esneklik katsayılarını içeren matrisin tersi alınarak ve denge denklemleri kullanılarak elde edilmektedir. Eleman rijitlik denklemi sonuç olarak,

$$\underline{k} \underline{d} + \underline{P}_0 = \underline{P} \quad (10)$$

formunda elde edilmektedir. Bu eşitlikteki  $\underline{k}$  (12×12),  $\underline{d}$  (12×1),  $\underline{P}_0$  (12×1) ve  $\underline{P}$  (12×1) değerleri sırasıyla, eleman rijitlik matrisi, deplasman vektörü, dış kuvvetlerden dolayı oluşan uç kuvvet vektörü ve sonuç uç kuvvet vektörü değerleridir.

Betonarme yapıyı oluşturan elemanların çatlayan ve çatlamayan bölgelere sahip olabileceğinden dolayı esneklik katsayılarının elde edilmesinde kullanılan integral değerleri her bölge için ayrı ayrı hesaplanmaktadır. Çatlamamanın meydana geldiği bölgelerdeki atalet momenti ve kayma modülü değerlerinin eğilme momentine bağlı olarak değişimi, yapıdaki iç kuvvetlerin yeniden dağılımını zorunlu kıldığından, analizde iteratif bir yöntem uygulanarak çözüme gidilmiştir. Çatlamaların etkisi göz önünde bulundurularak betonarme yapıların analizi için geliştirilen yöntemde ilk etapta eleman rijitlik denklemi elde edilmekte, daha sonra ise her elemandan gelen etki ve katkılar göz önünde bulundurularak sistem rijitlik matrisi ve sistem yük vektörü oluşturulmaktadır. Elde edilen sistem denklemi çözülerek sistem deplasmanları ile her elemanın uç kuvvetleri ile uç deplasmanları bulunmaktadır. Her iterasyonda işlemler adım adım bu şekilde uygulanarak çözüme ulaşılmaktadır.

### 3. BULGULAR VE TARTIŞMA

#### 3.1. Deney Sonuçları

DeneySEL çalışma kapsamında yüklemeye tabi tutulan tüm kirişlerde ilk olarak açıklık ortası civarında eğilme çatlaklarının oluştuğu gözlemlenmiştir. Kirişlerde taşıma gücü yükünün yaklaşık olarak % 50 sine ulaşıncaya kadar yeni çatlakların oluşmaya devam ettiği, ancak taşıma gücü yüküne yaklaşımla birlikte yeni çatlak oluşumunun önemli derecede azaldığı gözlemlenmiştir. Yükün yüksek olduğu aşamalarda mevcut çatlakların derinlik ve genişliğinin arttığı kesme çatlakları ile birleşerek ilerlediği görülmüştür. Tüm kirişlerde taşıma gücüne kesit içerisine yerleştirilen donatının akmasından sonra betonun ezilme konumuna ulaşılmasıyla erişilmiştir.

Kirişlerde ilk çatlamanın oluştuğu yük değerleri Tablo 2'de verilmiştir. Tablo incelendiğinde ilk çatlama yükünün kesit içerisindeki donatı oranından bağımsız olduğu görülmektedir. Ancak kesite yerleştirilen donatı miktarı arttıkça çatlakların genişliğinin ve derinliğinin az da olsa azaldığı gözlemlenmiştir. Kirişlerde uygulanan yüklere bağlı olarak oluşan deplasman ve çatlakların görüntüsü Şekil 6'da verilmiştir. Kirişlerde donatı miktarı arttıkça kırılma yükünün de arttığı görülmüştür. Kirişlerin çekme bölgesine yerleştirilen donatının % 104 artırılmasıyla birlikte taşıma gücü yükünün, ortasından tekil yüklü ve iki noktasal yük etkisi altındaki kirişlerde sırasıyla yaklaşık olarak % 109 ve % 51 arttığı gözlemlenmiştir. Yükleme tipinin değiştirilmesiyle birlikte taşıma gücü yükünün beklendiği gibi değiştiği ve en yüksek taşıma gücüne iki noktasal yüklü durumda ulaşıldığı görülmüştür.

**Tablo 2.** Yüklemeye tabi tutulan kirişlere ait ilk çatlama ve kırılma anına karşılık gelen yükler

Kiriş	İlk Çatlama Yükü, $P_{cr}$ (kN)	Toplam kırılma yükü (kN)
2-12-MdP	12,2-12,3	27,30
2-14-MdP	12,4-12,2	41,00
3-14-MdP	12,7-12,4	57,30
2-12-TwP	17,1	48,47
2-14-TwP	17,2	64,23
3-14-TwP	17,50-17,15	73,35



(a) Açıklık ortası tekil yüklü kiriş



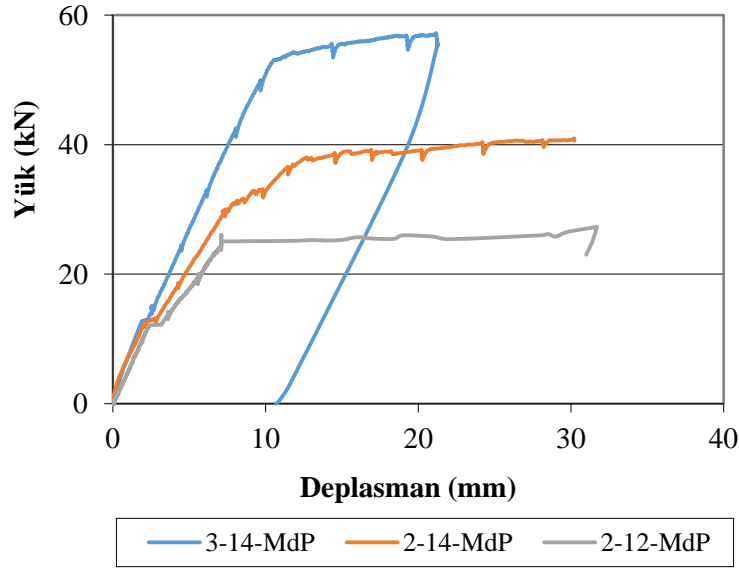
(b) İki noktasal yüklü kiriş

**Şekil 6.** Farklı yüklemeler etkisi altında değişik donatı oranlarına sahip olan kirişlerde oluşan deplasman ve çatlaklar

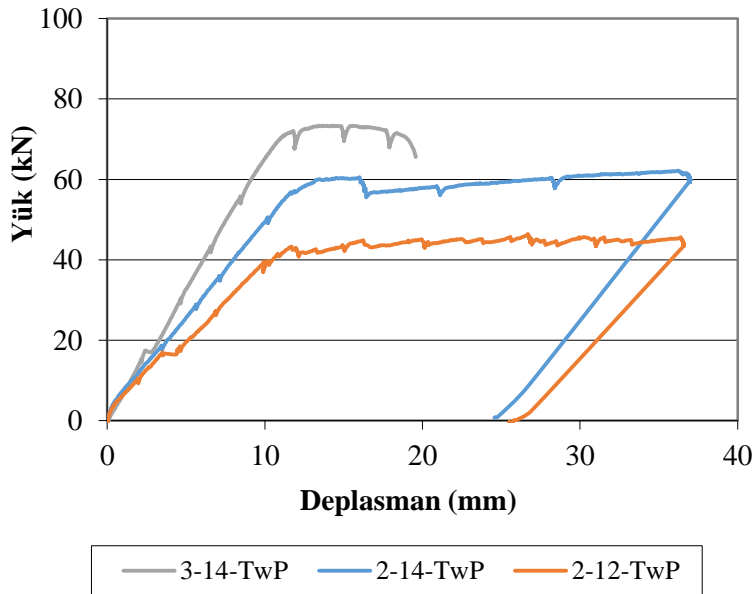
*DEĞİŞİK YÜKLEMELER ETKİSİ ALTINDA FARKLI DONATI ORANLARINA SAHİP BETONARME KİRİŞLERDE OLUŞAN DEPLASMANLARIN DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ*

Uygulanan yükler etkisi altındaki farklı donatı oranlarına sahip kirişlerde yük deplasman ilişkileri Şekil 7’de sunulmuştur. İlk çatlamanın oluştuğu ana kadar yük deplasman eğrilerinin lineer olduğu görülmüştür. Bu aşamadan sonra çatlamların oluşmasıyla birlikte kirişlerin rijitliklerinde azalmalar olduğu gözlenmiştir. Donatı oranının daha yüksek olduğu kirişlerde, rijitlikteki azalmaların daha düşük donatılı kirişlere göre daha az olduğu görülmüştür.

Kirişlere uygulanan yükleme tipinin deplasmanlar üzerinde az da olsa önemli olduğu açıklık ortası tekil yüklü kirişlerde aynı donatı oranına sahip iki noktasal yük etkisi altındaki kirişlere göre deplasmanların daha fazla olduğu görülmüştür (Şekil 8). Tüm kirişlerde çekme bölgesine yerleştirilen donatının akmasıyla birlikte deplasmanların hızlı bir şekilde arttığı ve çatlakların genişlediği ve bir süre sonra da betonun ezilme birim kılmasına ulaşmasıyla taşıma gücüne ulaşıldığı gözlemlenmiştir.

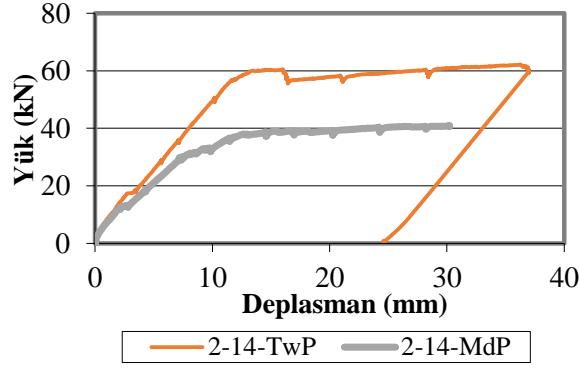


(a) Açıklık ortası tekil yüklü kirişlere ait yük-deplasman ilişkisi



(b) İki noktasal yüklü kirişlere ait yük-deplasman ilişkisi

**Şekil 7.** Farklı yüklemeler etkisi altındaki değişik donatı oranlarına sahip olan kirişlere ait yük deplasman ilişkileri

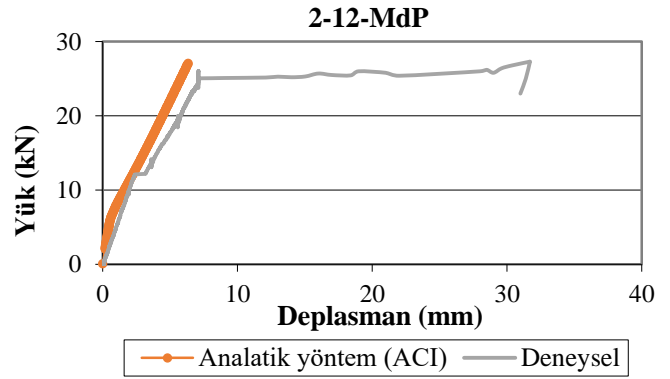


Şekil 8. Yükleme tipinin kirişlerde oluşan deplasmanlar üzerine olan etkisi

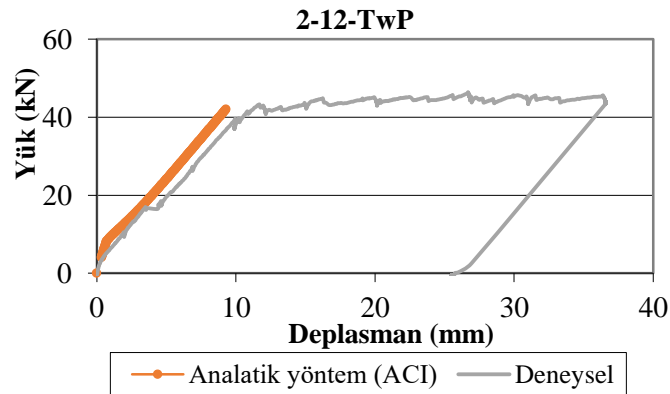
### 3.2. Deneysel Sonuçlarının Teorik Model Sonuçlarıyla Karşılaştırılması

#### 3.2.1. Deplasmanların Karşılaştırılması

Çalışma kapsamında deneysel olarak yüklemeye tabi tutulan kirişler çatlama etkisini göz önünde bulunduran program aracılığı ile analiz edilmiştir. Analizde etkili atalet momenti için gerek ACI [2] gerekse de olasılığa dayalı etkili rijitlik modelleri kullanılarak elde edilen deplasman sonuçları birbirine çok yakın değerler verdiği için ACI modeli göz önünde bulundurularak elde edilen sonuçlar karşılaştırmada kullanılmıştır. Elde edilen sonuçların deneysel sonuçlarla karşılaştırılması Şekil 9'da sunulmuştur. Şekil 9'dan görüldüğü gibi analitik yöntem aracılığı ile elde edilen sonuçların deneysel sonuçlarla uyum içerisinde olduğu saptanmıştır.



(a) Ortasından tekil yüklü kirişler



(b) İki noktasal yük etkisi altındaki kirişler

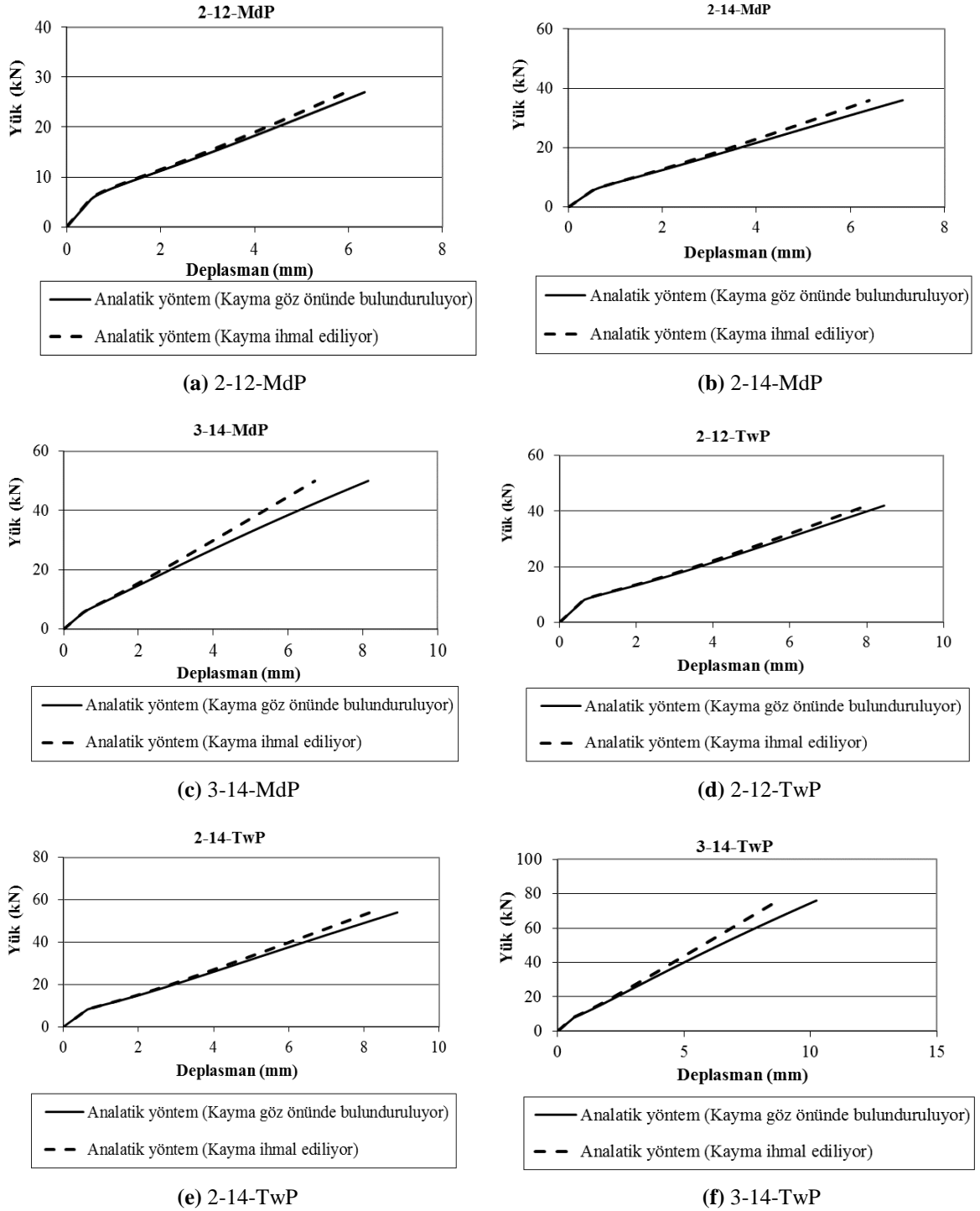
Şekil 9. Deneysel sonuçlarla analitik sonuçların karşılaştırılması



*DEĞİŞİK YÜKLEMELER ETKİSİ ALTINDA FARKLI DONATI ORANLARINA SAHİP BETONARME KİRİŞLERDE OLUŞAN DEPLASMANLARIN DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ*

**3.2.2. Kayma Deformasyonları Etkisinin İncelenmesi**

Deneysel olarak yüklemeye tabi tutulmuş betonarme kirişler, analitik yöntem aracılığı ile hem kayma deformasyonları etkisini göz önünde bulunduracak, hem de ihmal edecek şekilde analiz edilmiş ve her bir yüklenme durumu ve farklı donatı oranı için bu etkinin deplasmanlar üzerine etkisi Şekil 10'da gösterilmiştir. Şekil 10'dan kirişler içerisindeki boyuna donatı miktarı arttıkça uygulanan yük seviyesinin de artmasıyla birlikte kayma deformasyonları etkisinin deplasmanlar üzerinde daha da önemli bir etkiye sahip olduğu görülmüştür.



**Şekil 10.** Farklı yüklemeler etkisi altındaki değişik donatı oranlarına sahip kirişlerde kayma deformasyonlarının deplasmanlar üzerine olan etkisi

M. SEVERCAN, İ.F. KARA, K. AKÇAÖZOĞLU

Kesit içerisindeki çekme donatısı oranı % 0,86 (2-12-MdP, 2-12-TwP) olan kirişlerde yükün taşıma gücüne yaklaştığı anda kayma deformasyonları etkisinden kaynaklanan deplasmanın toplam deplasmanın yaklaşık olarak % 7'sini oluşturduğu, çekme donatısı oranı % 1,17 (2-14-MdP, 2-14-TwP) olan kirişlerde (2-14-MdP, 2-14-TwP) ise bu değer % 11 olduğu görülmüştür. Kesit içerisindeki çekme donatısı oranı % 1,76 olan kirişlerde (3-14-MdP, 3-14-TwP) ise kayma deformasyonlarının toplam deplasmanlara olan katkısının yaklaşık olarak %18 olduğu sonucuna ulaşılmıştır.

#### 4. SONUÇLAR

Bu çalışma kapsamında farklı yükleme tiplerinin ve değişik donatı oranlarının betonarme kiriş elemanlarda oluşan deplasmanlar üzerine olan etkisi incelenmiştir. Çalışmada açıklık ortası tekil yük veya iki noktasal yük etkisi altındaki, değişik donatı oranlarına sahip kirişler deneysel olarak yüklemeye tabi tutularak kiriş elemanlarda oluşan deplasmanlar elde edilmiş olup yükleme tipi ve büyüklüğü ile birlikte donatı oranlarının bu deplasmanlar üzerine olan etkisi araştırılmıştır. Çalışma kapsamında her bir yükleme durumu için basınç donatıları aynı çekme donatıları farklı olmak üzere, üç farklı donatı oranına sahip kirişler hazırlanmış ve yüklemeye tabi tutulmuştur.

Çalışmada çatlama etkisi göz önünde bulundurularak betonarme yapıların analizi için geliştirilen analitik yöntem aracılığı ile bu proje kapsamında yüklemeye tabi tutulmuş kirişler analiz edilerek, elde edilen sonuçlar deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır.

Deneysel çalışma kapsamında yüklemeye tabi tutulan tüm kirişlerde ilk olarak açıklık ortası civarında eğilme çatlaklarının oluştuğu gözlenmiştir. Taşıma gücü yükünün yaklaşık olarak % 50'sine ulaşıncaya kadar yeni çatlakların oluşmaya devam ettiği, ancak bu yük değerinden sonra yeni çatlak oluşumunun önemli derecede azaldığı gözlemlenmiştir. Tüm kirişlerde, donatının akmasından sonra betonun ezilmesiyle taşıma gücüne erişilmiştir.

Kirişlerde donatı miktarı arttıkça kırılma yükünün de arttığı gözlenmiştir. Kirişlerin çekme bölgesine yerleştirilen donatının % 98 artırılmasıyla birlikte taşıma gücü yükünün, ortasından tekil yüklü ve iki noktasal yük etkisi altındaki kirişlerde sırasıyla, yaklaşık olarak % 15 ve % 19 arttığı gözlenmiştir. Analitik yöntem aracılığı ile elde edilen deplasmanların deneysel sonuçlarla uyum içerisinde olduğu görülmektedir. Analitik yöntem sonuçlarına bağlı olarak kirişler içerisindeki boyuna donatı miktarı arttıkça uygulanan yüklerin artmasıyla birlikte kayma deformasyonları etkisinin deplasmanlar üzerinde daha da önemli bir etkiye sahip olduğu görülmüştür.

#### TEŞEKKÜR

Yazarlar, bu çalışmaya FEB 2011/14 numaralı proje ile finansal destek sağlayan Niğde Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Birimine katkılarından dolayı teşekkür eder.

#### KAYNAKLAR

- [1] BRANSON, D.E., Instantaneous and Time-Dependent Deflections of Simple and Continuous Reinforced Concrete Beams, HPR Report, Alabama Highway Department/US, Report No.7, Part 1, 78, 1967.
- [2] ACI-318-95, Building Code Requirements for Reinforced Concrete (ACI 318-95), Michigan, USA, 1995.
- [3] AL-SHAIKH, A.H., AL-ZAID, R.Z., "Effect of Reinforced Ratio on the Effective Moment of Inertia of Reinforced Concrete Beams", ACI Structural J., 90, 144-149, 1993.
- [4] GHALI, A., "Deflection of Reinforced Concrete Members: A Critical Review", ACI Structural Journal, 90, 364-373, 1993.
- [5] COMITE EURO-INTERNATIONAL DU BETON, Manual on Cracking and Deformation, Bulletin d'Information, No.158-E, 1985.
- [6] SAKAI, K., KAKUTA, Y., "Moment-Curvature Relationship of Reinforced Concrete Members Subjected to Combined Bending and Axial Force", ACI Structural Journal, 77, 189-94, 1980.
- [7] NING, F., Lateral Stiffness Characteristics of Tall Reinforced Concrete Buildings Under Service Loads, PhD Dissertation, Dept. of Civ. Eng., Hong Kong University of Science and Technology, Hong Kong, 1998.
- [8] DUNDAR, C., KARA, İ.F., "Three Dimensional Analysis of Reinforced Concrete Frames with Cracked Beam and Column Elements", Engineering Structures, 29, 2262-2273, 2007.

*DEĞİŞİK YÜKLEMELER ETKİSİ ALTINDA FARKLI DONATI ORANLARINA SAHİP BETONARME KİRİŞLERDE OLUŞAN DEPLASMANLARIN DENEYSEL OLARAK İNCELENMESİ*

- [9] KARA, İ.F, DUNDAR, C., “Effect of Loading Types and Reinforcement Ratio on an Effective Moment of Inertia and Deflection of a Reinforced Concrete Beam”, Adv. in Engineering Software, 40, 836-846, 2007.
- [10] TS 500, Betonarme Yapıların Tasarım ve Yapım Kuralları, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara, 2000.
- [11] CEDOLIN, L., DEI, P., “Finite Element Studies of Shear Critical Reinforced Concrete Beams”, J. Engineering Mech. Div., ASCE, EM3, 1977.
- [12] AL-MAHAIDI, R.S.H., Nonlinear Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Deep Members, Department of Struc. Eng., Cornell University, Report No. 79-1, 1978.

## **BURULMA DÜZENSİZLİĞİNİN BETONARME KİRİŞLER VE KOLONLAR ÜZERİNE ETKİLERİ**

**Hakan ERDEM\***

<sup>1</sup>*İnşaat Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, Niğde Üniversitesi, Niğde, Türkiye*

*Geliş / Received: 09.04.2016*

*Düzeltilmelerin gelişi / Received in revised form: 22.05.2016*

*Kabul / Accepted: 25.05.2016*

### **ÖZ**

Depreme dayanıklı yapı tasarımında taşıyıcı sistemin burulma düzensizliğine sahip olması istenmez. Burulma düzensizliği betonarme yapıların kiriş ve kolon iç kuvvetlerini etkiler. Bu değişimden dolayı gereken donatı alanı ve yapı maliyeti artabilir. Bu çalışmada burulma düzensizliğinden kaçınmanın, betonarme kiriş ve kolonlarda oluşan iç kuvvetler üzerindeki etkileri ve bu kuvvetlere bağlı olarak hesaplanan donatı alanlarındaki değişimler incelenmiştir. İlk önce, hesaplamalarda burulma düzensizliği olmayan bir yapı seçilmiştir. Sonra bu yapıdaki bir kolonun boyutları değiştirilmiş ve rijitlik merkezleri farklı olan burulma düzensizlikli taşıyıcı sistemler oluşturulmuştur. İdeCad7 programı ile yapılar analiz edilmiş ve düzensizlikler, iç kuvvetler ve donatı miktarları karşılaştırılmıştır.

**Anahtar Kelimeler:** Betonarme kolon, betonarme kiriş, burulma düzensizliği, iç kuvvetler, donatı alanı

## **EFFECTS OF TORSIONAL IRREGULARITY ON REINFORCED CONCRETE BEAMS AND COLUMNS**

### **ABSTRACT**

A torsional irregularity is undesirable in the earthquake resistant design of the structural system. Torsional irregularity affects the internal forces of beams and columns of reinforced concrete. Because of this change, required reinforcement area and construction cost may increase. In this study, the effects of avoiding from the torsional irregularity on the internal forces of the reinforced concrete beams and columns, and changes in the reinforcement area calculated depending on the force were examined. Firstly, no torsional irregularity structure is selected in the calculations. After, size of a column in this structure is modified and structural systems with torsional irregularity have been established to have different stiffness centers. Structures are analyzed with idecad7 program, and irregularities, internal forces and reinforcement areas were compared.

**Keywords:** Reinforced concrete column, reinforced concrete beam, torsional irregularity, internal forces, reinforcement area

### **1. GİRİŞ**

Depreme dayanıklı taşıyıcı sistem tasarımı ilkeleri dikkate alınmadan oluşturulan taşıyıcı sistemlerde, Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkında Yönetmelikte (DBYBHY) verilen düzensizlikler oluşur [1]. DBYBHY, bu düzensizliklerden sakınılması için bazı düzenlemeler yapmaktadır. Bu nedenle inşaat mühendisleri estetik, emniyet ve ekonomiyi de dikkate alarak depreme dayanıklı taşıyıcı sistem tasarımı

\*Corresponding author / Sorumlu yazar. Tel.: +90 388 225 23 06; e-mail/e-posta: herdem@nigde.edu.tr

**BURULMA DÜZENSİZLİĞİNİN BETONARME KİRİŞLER VE KOLONLAR ÜZERİNE ETKİLERİ**

yapmalıdır. Ancak, çeşitli nedenlerle depreme dayanıklı taşıyıcı sistem tasarımı yapılmadan tasarlanan taşıyıcı sistemlerle karşılaşılabilir.

Burulma düzensizlikleri üzerine yapılmış bazı çalışmalar vardır. Bu çalışmalarda, çok katlı yapılarda burulma düzensizliğinin etkileri, deprem yönetmeliklerindeki burulma düzensizliği koşulları, deprem hesabında burulma düzensizliği, kullanılan hesap yöntemlerinin etkinliği, perde yerleşiminin binaların depremdeki davranışına etkisi, hareketli yük dağılımının burulma düzensizliğine etkisi ve yumuşak kat düzensizliği ile burulma düzensizliği arasındaki ilişki araştırılmıştır [2-11].

Bu çalışmada taşıyıcı sistemde kolonların simetrik yerleştirilmemesi nedeniyle burulma düzensizliği oluşan yapılarda düzensizlikler, iç kuvvetler ve donatı alanlarındaki değişimler incelenmektedir. Çalışmada, önce kütle ve rijitlik merkezi çakışan bir yapı alınmış, daha sonra S1 kolon boyutları değiştirilerek farklı burulma düzensizliklerine sahip taşıyıcı sistemler oluşturulmuştur. Aynı yapı için oluşturulan farklı taşıyıcı sistemler İdecad7 paket programı ile modellenmiş ve analizi yapılmıştır. Elde edilen düzensizlikler, iç kuvvetler ve donatı alanları karşılaştırılmıştır.

**2. MATERYAL VE METOT****2.1. Düzensiz Binalar**

DBYBHY’de, depreme karşı davranışlarındaki olumsuzluklar nedeni ile tasarımından ve yapımından kaçınılması gereken düzensiz binaların tanımlanması yapılmış, planda ve düşey doğrultuda düzensizlik meydana getiren durumlar ve bunlarla ilgili koşullar verilmiştir [1].

**2.2. Planda Düzensizlikler**

Plandaki düzensizlikler, A1-Burulma Düzensizliği, A2-Döşeme Süreksizlikleri ve A3-Planda Çıkıntılar Bulunması durumlarıdır.

Burulma düzensizliği, birbirine dik iki deprem doğrultusunun herhangi biri için, herhangi bir katta en büyük görelî kat ötelemesinin ( $\Delta_{i_{max}}$ ), o katta aynı doğrultudaki ortalama görelî ötelemeye oranını ( $\Delta_{i_{ort}}$ ) ifade eden burulma düzensizliği katsayısı  $\eta_{bi}$ ’nin 1,20’den büyük olması durumudur. Görelî kat ötelemelerinin hesabı,  $\pm$  %5 ek dış merkezlik etkileri de göz önüne alınarak, Eşitlik 1’e göre yapılır.

$$\eta_{bi} = \frac{\Delta_{i_{max}}}{\Delta_{i_{ort}}} > 1.2 \quad (1)$$

Döşeme süreksizlikleri düzensizliği, herhangi bir kattaki döşemede, merdiven ve asansör boşlukları dahil boşluk alanları toplamının ( $A_b$ ), kat brüt alanının ( $A$ ) 1/3’ünden fazla olması, deprem yüklerinin düşey taşıyıcı sistem elemanlarına güvenle aktarılabilmesini güçleştiren yerel döşeme boşluklarının bulunması, döşemenin düzlem içi rijitlik ve dayanımında ani azalmaların olması durumudur.

$$\frac{A_b}{A} > \frac{1}{3} \quad (2)$$

Planda çıkıntılar bulunması düzensizliği, bina kat planlarında çıkıntı yapan kısımların ( $a_{çıkıntı}$ ) birbirine dik iki doğrultudaki boyutlarının her ikisinin de, binanın o katının aynı doğrultudaki toplam plan boyutlarının ( $L$ ), %20’sinden daha büyük olması durumudur.

$$a_{çıkıntı} > 0.20 L \quad (3)$$

**2.3. Düşey Doğrultuda Düzensizlikler**

Düşey doğrultudaki düzensizlikler, B1-Komşu Katlar Arası Dayanım Düzensizliği (Zayıf Kat), B2-Komşu Katlar Arası Rijitlik Düzensizliği (Yumuşak Kat) ve B3-Taşıyıcı Sistemin Düşey Elemanlarının Süreksizliği durumlarıdır.

## H. ERDEM

Komşu katlar arası dayanım düzensizliği, betonarme binalarda, birbirine dik iki deprem doğrultusunun herhangi birinde, herhangi bir kattaki etkili kesme alanının  $(\Sigma A_g)_i$ , bir üst kattaki etkili kesme alanına  $(\Sigma A_g)_{i+1}$ , oranı olarak tanımlanan dayanım düzensizliği katsayısı  $\eta_{ci}$ 'nin 0.80'den küçük olması durumudur.

$$\eta_{ci} = \frac{(\Sigma A_e)_i}{(\Sigma A_e)_{i+1}} < 0.80 \quad , \quad \Sigma A_e = \Sigma A_w + \Sigma A_g + 0.15 \Sigma A_k \quad (4)$$

Komşu katlar arası rijitlik düzensizliği, birbirine dik iki deprem doğrultusunun herhangi biri için, herhangi bir i. kattaki ortalama görel kat ötelemesinin kat yüksekliğine oranının  $(\Delta_i / h_i)_{ort}$  bir üst  $(\Delta_{i+1} / h_{i+1})_{ort}$  veya bir alt kattaki  $(\Delta_{i-1} / h_{i-1})_{ort}$  ortalama görel kat ötelemesinin kat yüksekliğine oranına bölünmesi ile tanımlanan rijitlik düzensizliği katsayısı  $\eta_{ki}$ 'nin 2 den büyük olması durumudur. Görel kat ötelemelerinin hesabı,  $\pm$  % 5 ek dış merkezlik etkileri de göz önüne alınarak yapılır.

$$\eta_{ki} = \frac{\left( \frac{\Delta_i}{h_i} \right)_{ort}}{\left( \frac{\Delta_{i+1}}{h_{i+1}} \right)_{ort}} > 2 \quad , \quad \eta_{ki} = \frac{\left( \frac{\Delta_i}{h_i} \right)_{ort}}{\left( \frac{\Delta_{i-1}}{h_{i-1}} \right)_{ort}} > 2 \quad (5)$$

Taşıyıcı sistemin düşey elemanlarının süreksizliği, taşıyıcı sistemin düşey elemanlarının (kolon veya perdelerin) bazı katlarda kaldırılarak kirişlerin veya guseli kolonların üstüne veya ucuna oturtulması ya da üst kattaki perdelerin altta kolonlara oturtulması durumudur.

## 3. BULGULAR VE TARTIŞMA

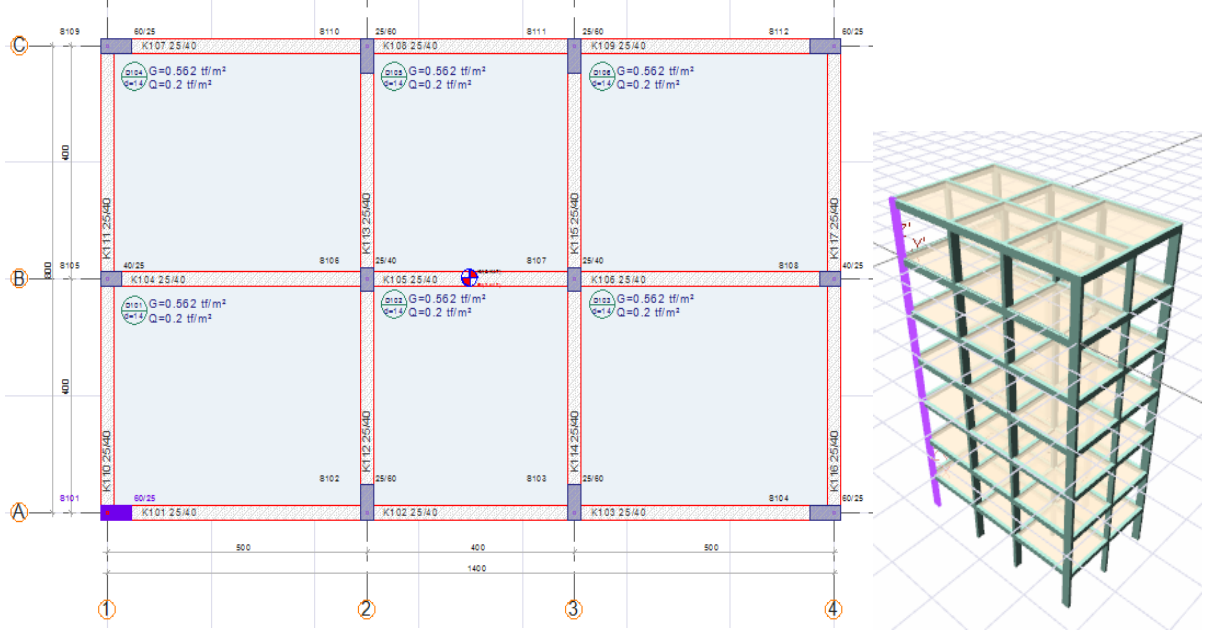
### 3.1. Sayısal Uygulama

Bu çalışmada, Şekil 1'de verilen yapı için, S1 kolon boyutu önce 25×60 seçilerek burulma düzensizliği olmayan bir taşıyıcı sistem oluşturulmuştur. Daha sonra sadece S1 kolon boyutu 25×90, 25×120, 25×150 ve 25×180 olarak değiştirilerek farklı burulma düzensizliklere sahip taşıyıcı sistemler oluşturulmuştur. Bu beş durumun İdeCAD7 programı ile analizi ile elde edilen düzensizlikler, iç kuvvetler ve donatı alanları karşılaştırılmıştır. İncelemede, yatay doğrultuda 3 ve düşey doğrultuda 4 akslı, 8 m×14 m boyutunda bir yapı seçilmiştir. Yapı bodrum, zemin ve 5 normal kattan oluşmaktadır. Kat yükseklikleri 3'er metredir. Malzeme olarak C25 ve S420 seçilmiştir. Yapının 2. deprem bölgesinde konut, süneklik düzeyinin yüksek ve duvarın 18 cm kalınlığında gaz beton ( $g=3,261$  kN/m) olduğu kabul edilmiştir. Son katta ise duvar yükü alınmamıştır. Zemin sınıfı Z2 alınmıştır. Z2 için  $T_a=0,15$  ve  $T_b=0,40$ 'dır. İlk dört durumda taşıyıcı sistemde perde olmadığı için taşıyıcı sistem davranış katsayısı  $R=8$  seçilmiştir. Ancak beşinci durumda kolonun uzun kenarının kısa kenarının yedi katından büyük olması nedeniyle S1 kolonu perde olarak değerlendirmek gerekmiş  $R=7$  olarak alınmıştır.

Tablo 1'de rijitlik, ikinci mertebe etkiler, burulma düzensizliği ve rijitlik düzensizliği için hesaplanan değerler her kat ve bütün taşıyıcı sistemler için verilmiştir. İncelenen beş durumdaki asıl farklılığın burulma düzensizliğinde olduğu görülmektedir. Bodrum katlar için elde edilen burulma düzensizlikleri ise Şekil 2'de karşılaştırılmıştır. Şekilden görüldüğü üzere düzensizlikler S1 kolon boyutunun büyütülmesi ile artmaktadır.

Bodrum kat S2 kolonunun EX2 (%-5), EY1 (%-5), G ve Q yüklemeleri için hesaplanan kolon alt ucuna ait uç kuvvetleri Tablo 2a-2d'de verilmiştir. EY1, G ve Q yüklemelerinde, S1 kolonunun sağ tarafında yer alan S2 kolon eksenel kuvvetinde bir azalma gözlenmiştir (Tablo 2b-2d). EX2 yüklemesinde ise kolon eksenel kuvvetinde bir artış söz konusudur. V2 kesme kuvvetinde değişim bütün yüklemeler için azdır. EX2 yüklemesinde V3'de azalma belirgin iken diğer yüklemelerde çok azdır (Tablo 2a). EX2 ve EY1 de M2 ve M3 momentlerinde bir azalma gözlenirken, diğer yüklemelerde bu gözlenmemiştir.

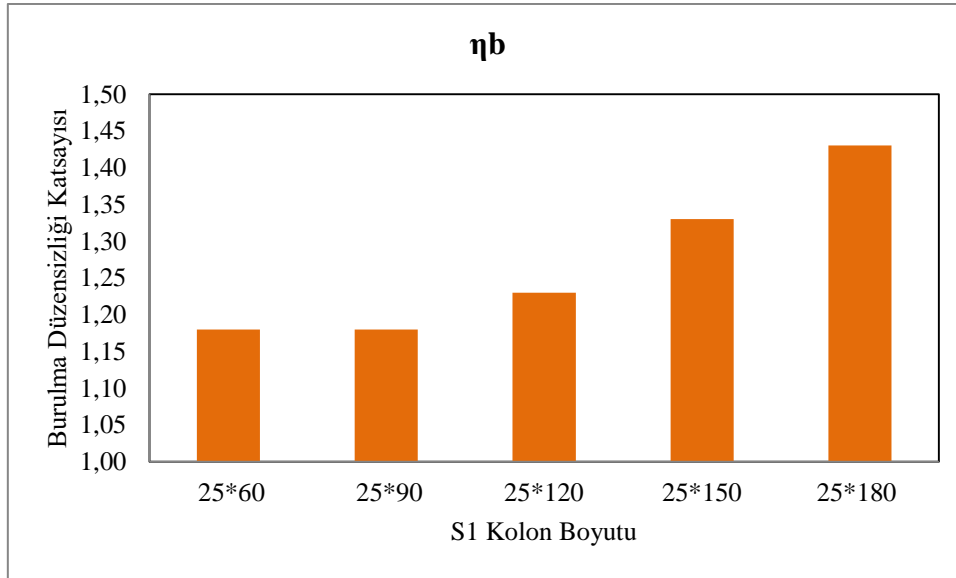
**BURULMA DÜZENSİZLİĞİNİN BETONARME KİRİŞLER VE KOLONLAR ÜZERİNE ETKİLERİ**



**Şekil 1.** İncelenen yapının kalıp planı ve üç boyutlu görünümü

**Tablo 1.** İncelenen yapıya ait bazı düzensizlikler

Kat	25*60				25*90				25*120				25*150				25*180			
	$\delta_{max}/h$	$\theta$	$\eta_{bi}$	$\eta_{ki}$	$\delta_{max}/h$	$\theta$	$\eta_{bi}$	$\eta_{ki}$	$\delta_{max}/h$	$\theta$	$\eta_{bi}$	$\eta_{ki}$	$\delta_{max}/h$	$\theta$	$\eta_{bi}$	$\eta_{ki}$	$\delta_{max}/h$	$\theta$	$\eta_{bi}$	$\eta_{ki}$
5	0,003	0,005	1,14	0,62	0,003	0,005	1,15	0,64	0,003	0,005	1,16	0,68	0,003	0,005	1,16	0,72	0,004	0,006	1,17	0,76
4	0,004	0,009	1,15	1,63	0,004	0,008	1,16	1,62	0,004	0,008	1,16	1,62	0,005	0,009	1,17	1,62	0,005	0,009	1,17	1,61
3	0,006	0,013	1,16	1,36	0,006	0,013	1,17	1,35	0,006	0,012	1,17	1,34	0,006	0,012	1,17	1,34	0,006	0,013	1,17	1,34
2	0,007	0,017	1,16	1,22	0,007	0,017	1,17	1,21	0,007	0,016	1,17	1,2	0,007	0,016	1,17	1,2	0,007	0,016	1,17	1,2
1	0,008	0,022	1,17	1,15	0,008	0,021	1,17	1,14	0,008	0,02	1,17	1,14	0,008	0,02	1,17	1,14	0,008	0,02	1,17	1,14
Zemin	0,009	0,027	1,17	1,14	0,009	0,026	1,18	1,14	0,009	0,023	1,17	1,14	0,009	0,024	1,19	1,14	0,009	0,025	1,26	1,14
Bodrum	0,009	0,015	1,18	-	0,009	0,014	1,18	-	0,008	0,014	1,23	-	0,008	0,014	1,33	-	0,009	0,014	1,43	-



**Şekil 2.** Bodrum katlara ait burulma düzensizlikleri

H. ERDEM

**Tablo 2a.** Kolon alt ucu EX2 yüklemesine ait uç kuvvetleri

Durum	Yükleme Yönü	N (kN)	V2 (kN)	V3 (kN)	T (kNm)	M2 (kNm)	M3 (kNm)
25*60	EX2	-42,27	1,86	27,56	0,39	48,54	57,27
25*90	EX2	-62,37	-2,35	22,26	-0,20	35,99	-50,90
25*120	EX2	-75,90	-5,69	17,16	-0,78	27,75	-55,90
25*150	EX2	-89,04	-7,26	13,53	-1,18	21,67	-57,86
25*180	EX2	-113,95	-8,63	11,87	-1,47	18,93	-63,15

**Tablo 2b.** Kolon alt ucu EY1 yüklemesine ait uç kuvvetleri

Durum	Yükleme Yönü	N (kN)	V2 (kN)	V3 (kN)	T (kNm)	M2 (kNm)	M3 (kNm)
25*60	EY1	172,11	-78,16	-2,16	-0,69	-20,20	-198,29
25*90	EY1	166,22	-75,81	-1,27	-0,59	-12,75	-161,12
25*120	EY1	158,87	-73,55	-0,69	-0,49	-9,32	-157,49
25*150	EY1	151,12	-71,39	-0,29	-0,39	-6,96	-153,87
25*180	EY1	162,30	-74,53	0,00	-0,39	-5,79	-162,59

**Tablo 2c.** Kolon alt ucu G yüklemesine ait uç kuvvetleri

Durum	Yükleme Yönü	N (kN)	V2 (kN)	V3 (kN)	T (kNm)	M2 (kNm)	M3 (kNm)
25*60	G	-663,91	3,33	0,78	0,00	0,78	3,14
25*90	G	-635,77	3,53	0,29	0,00	0,29	3,04
25*120	G	-611,93	3,63	-0,10	0,00	0,00	3,04
25*150	G	-588,79	3,73	-0,39	0,00	-0,39	2,84
25*180	G	-566,63	3,92	-0,69	0,00	-0,69	2,84

**Tablo 2d.** Kolon alt ucu Q yüklemesine ait uç kuvvetleri

Durum	Yükleme Yönü	N (kN)	V2 (kN)	V3 (kN)	T (kNm)	M2 (kNm)	M3 (kNm)
25*60	Q	-91,69	0,59	0,10	0,00	0,10	0,49
25*90	Q	-87,57	0,59	0,10	0,00	0,10	0,49
25*120	Q	-83,94	0,59	0,00	0,00	0,00	0,49
25*150	Q	-80,32	0,69	0,00	0,00	0,00	0,49
25*180	Q	-76,88	0,69	-0,10	0,00	-0,10	0,49

Tablo 3a'da, bodrum kat S2 kolonuna ait, yük kombinasyonları sonucu elde edilen uç kuvvetler ve boyuna donatılar verilmiştir. Bütün uç kuvvetlerde bir azalma meydana gelmekte ve bunun sonucu olarak kullanılan donatı birinci durumda aynı kalmaktadır.



*BURULMA DÜZENSİZLİĞİNİN BETONARME KİRİŞLER VE KOLONLAR ÜZERİNE ETKİLERİ*

**Tablo 3a.** Yük kombinasyonları sonucu elde edilen uç kuvvetler ve boyuna donatılar

Durum	Sonuçlar				Donatılar		
	Kombinasyon	N <sub>d</sub> (kN)	M <sub>d2</sub> (kNm)	M <sub>d3</sub> (kNm)	A <sub>st</sub> cm <sup>2</sup>	Major	Minör
25*60	0,9G+EY1 Alt	425,41	-19,52	-195,45	15,59	6Ø14	6Ø14
25*90	0,9G+EY1 Alt	406,00	-12,45	-158,38	15,00	6Ø14	4Ø14
25*120	0,9G+EY1 Alt	391,97	-9,32	-154,75	15,00	6Ø14	4Ø14
25*150	0,9G+EY1 Alt	378,83	-7,26	-151,32	15,00	6Ø14	4Ø14
25*180	0,9G+EY1 Alt	347,74	-6,37	-160,04	15,00	6Ø14	4Ø14

Tablo 3b’de, bodrum kat S2 kolonuna ait, hesaplarda kullanılan kesme kuvvetleri ve enine donatılar verilmiştir. Kirişin her iki doğrultusunda da kesme kuvvetlerinde biraz azalma meydana geldiği görülmektedir. Ancak bu değişimin enine donatı alanını etkilemediği görülmektedir.

**Tablo 3b.** Yük kombinasyonları sonucu elde edilen kesme kuvvetleri ve enine donatılar

Durum	Yön	V <sub>e</sub> (kN)	A <sub>sw</sub> cm <sup>2</sup>	Etriye
25*60	Major	82,08	0,024	Ø8/12/7/10
	Minör	28,44	0,058	
25*90	Major	80,02	0,024	Ø8/12/7/10
	Minör	22,56	0,058	
25*120	Major	77,77	0,024	Ø8/12/7/10
	Minör	17,26	0,058	
25*150	Major	75,71	0,024	Ø8/12/7/10
	Minör	13,93	0,058	
25*180	Major	79,14	0,024	Ø8/12/7/10
	Minör	12,65	0,058	

Bodrum kattaki 10 numaralı kiriş KB010 için farklı yüklemelere ait uç kuvvetleri Tablo 4a-4d’de verilmiştir. Farklı eksantrisiteye sahip taşıyıcı sistem oluşturulması durumları için, KB010 kirişi için, G ve Q yüklemelerinde hesaplanan kuvvetlerde belirgin bir değişim gözlenmemiştir. EX2 ve EY1 yüklemelerinde ise sol ve sağ uçlar için kesme kuvvetlerindeki değişimin az olduğu görülmektedir. EX2 yüklemesinde momentlerdeki değişim fazla olmakta hatta momentler işaret değiştirmektedir. EY1 yüklemesinde de momentlerde artış olmakta ancak momentin işareti değişmemektedir.

**Tablo 4a.** KB010 kirişinin EX2 yüklemesine ait uç kuvvetleri

Durum	Yükleme Yönü	Sol uç			Sağ uç		
		V(kN)	T (kNm)	M (kNm)	V (kN)	T (kNm)	M (kNm)
25*60	EX2	-2,65	-1,77	-17,06	-2,65	-1,77	11,38
25*90	EX2	-1,57	-1,67	-16,18	-1,57	-1,67	10,89
25*120	EX2	0,59	-0,98	17,06	0,59	-0,98	8,53
25*150	EX2	2,35	-0,49	20,89	2,35	-0,49	-9,41
25*180	EX2	4,02	-0,10	26,18	4,02	-0,10	-12,16

H. ERDEM

**Tablo 4b.** KB010 kirişinin EY1 yüklemesine ait uç kuvvetleri

Durum	Yükleme Yönü	Sol uç			Sağ uç		
		V(kN)	T (kNm)	M (kNm)	V (kN)	T (kNm)	M (kNm)
25*60	EY1	20,89	0,59	42,86	20,89	0,59	-26,38
25*90	EY1	22,95	0,49	48,05	22,95	0,49	-27,46
25*120	EY1	23,73	0,39	51,09	23,73	0,39	-27,75
25*150	EY1	24,03	0,29	53,15	24,03	0,29	-28,24
25*180	EY1	26,58	0,29	59,92	26,58	0,29	-31,48

**Tablo 4c.** KB010 kirişinin G yüklemesine ait uç kuvvetleri

Durum	Yükleme Yönü	Sol uç			Sağ uç		
		V(kN)	T (kNm)	M (kNm)	V (kN)	T (kNm)	M (kNm)
25*60	G	-20,30	-2,84	-11,38	19,81	4,61	-9,90
25*90	G	-21,67	-2,75	-12,85	19,02	4,81	-9,12
25*120	G	-22,06	-2,65	-13,73	18,53	4,90	-8,63
25*150	G	-22,26	-2,65	-14,12	18,44	4,90	-8,53
25*180	G	-22,36	-2,55	-14,32	18,34	5,00	-8,43

**Tablo 4d.** KB010 kirişinin Q yüklemesine ait uç kuvvetleri

Durum	Yükleme Yönü	Sol uç			Sağ uç		
		V(kN)	T (kNm)	M (kNm)	V (kN)	T (kNm)	M (kNm)
25*60	Q	-3,63	-1,08	-2,65	3,04	1,57	-1,57
25*90	Q	-4,02	-1,08	-2,94	2,94	1,57	-1,37
25*120	Q	-4,02	-1,08	-3,04	2,84	1,67	-1,37
25*150	Q	-4,02	-1,08	-3,04	2,94	1,67	-1,37
25*180	Q	-4,02	-1,08	-3,04	2,84	1,67	-1,37

KB010 kirişinin donatı hesabında kullanılan sol üst, sol alt, sağ üst, sağ alt uç ve açıklık momentleri ve donatı alanları Tablo 5a'da verilmiştir. Yük kombinasyonları için hesaplanan uç momentlerinde belirgin bir artış gözlenmektedir. Açıklık momentlerindeki değişim ise çok düşük değerdedir. Kuvvetlere bağlı olarak uç donatı alanlarında bir artış meydana gelmiştir. Açıklık donatı alanları ise değişmemiştir.

KB010 kirişinin enine donatı hesabında kullanılan kesme kuvvetleri ve enine donatı alanları Tablo 5b'de verilmiştir. Kesme kuvvetlerinde bir artış gözlenmekte ancak bu artışın enine donatı alanını etkilemediği görülmektedir.

Şekil 3'de, tüm yapıda kullanılan toplam kiriş ve kolon donatı alanları verilmiştir. Bütün durumlarda kiriş donatı alanları hemen hemen değişmemektedir. Ancak taşıyıcı elemanların tamamının kolon olduğu ilk dört durumda kolon donatı alanlarında bir artış gözlenmektedir. Son durum olan kolonun uzun kenarının kısa kenarından yedi kat daha büyük olması durumunda, artık S1 kolonunun perde olarak değerlendirilmesi gerekmektedir. Toplam kolon donatı alanına, düşey taşıyıcı olan bu perdenin donatı alanının eklenmesi durumunda bile boyuna donatı alanı diğer durumlara göre azalmıştır.

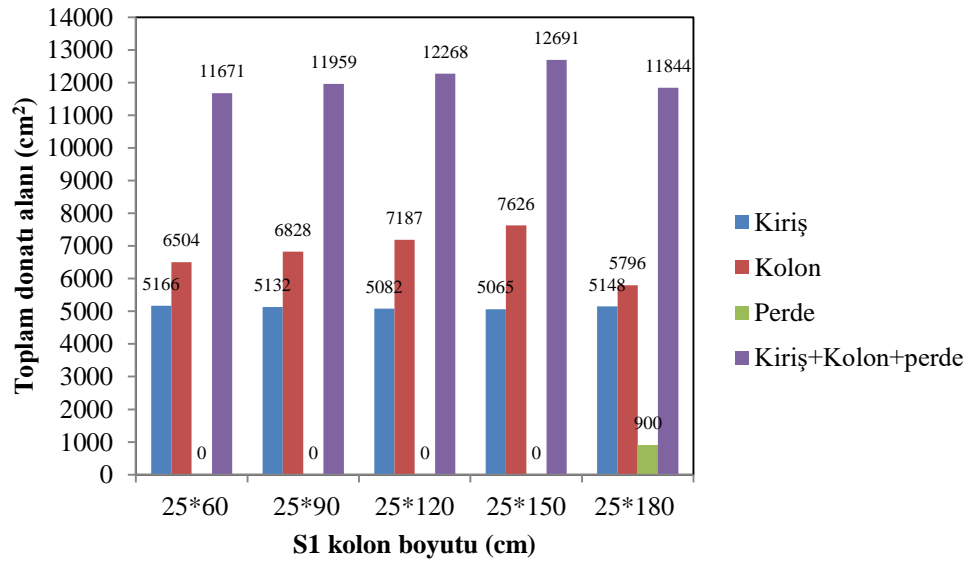
*BURULMA DÜZENSİZLİĞİNİN BETONARME KİRİŞLER VE KOLONLAR ÜZERİNE ETKİLERİ*

**Tablo 5a.** KB010 kirişinin donatı hesabında kullanılan momentler ve boyuna donatı alanları

Durum	Moment Donatı Alanı	Sol		Açıklık	Sağ	
		Üst	Alt		Üst	Alt
25*60	Yükleme Yönü	G+Q-EY1	0,9G+EY1	1,4G+1,6Q	G+Q+EY1	0,9G-EY1
	M <sub>d</sub> (kNm)	-56,88	32,56	19,61	-37,85	17,46
	A <sub>s</sub> cm <sup>2</sup>	4,73	2,55	2,27	3,06	2,26
25*90	Yükleme Yönü	G+Q-EY1	0,9G+EY1	1,4G+1,6Q	G+Q+EY1	0,9G-EY1
	M <sub>d</sub> (kNm)	-63,84	36,48	18,93	-37,95	19,22
	A <sub>s</sub> cm <sup>2</sup>	5,36	2,87	2,27	3,07	2,26
25*120	Yükleme Yönü	G+Q-EY1	0,9G+EY1	1,4G+1,6Q	G+Q+EY1	0,9G-EY1
	M <sub>d</sub> (kNm)	-67,86	38,74	18,44	-37,66	19,91
	A <sub>s</sub> cm <sup>2</sup>	5,73	3,05	2,27	3,05	2,26
25*150	Yükleme Yönü	G+Q-EY1	0,9G+EY1	1,4G+1,6Q	G+Q+EY1	0,9G-EY1
	M <sub>d</sub> (kNm)	-70,31	40,40	18,44	-38,05	20,59
	A <sub>s</sub> cm <sup>2</sup>	5,96	3,24	2,27	3,08	2,26
25*180	Yükleme Yönü	G+Q-EY1	0,9G+EY1	1,4G+1,6Q	G+Q+EY1	0,9G-EY1
	M <sub>d</sub> (kNm)	-77,18	47,07	18,34	-41,19	23,93
	A <sub>s</sub> cm <sup>2</sup>	6,62	3,72	2,27	3,35	2,26

**Tablo 5b.** KB010 kirişinin enine donatı hesabında kullanılan kesme kuvvetleri ve enine donatı alanları

Durum	V <sub>e</sub> (kN)	V <sub>d</sub> (kN)	A <sub>sw</sub> cm <sup>2</sup>	Etriye
25*60	44,91	44,91	2,40	Ø8/20/10
25*90	48,54	48,54	2,40	Ø8/20/10
25*120	49,82	49,82	2,40	Ø8/20/10
25*150	50,31	50,31	2,40	Ø8/20/10
25*180	52,96	52,96	3,92	Ø8/20/10



**Şekil 3.** Kirişlerde ve kolonlarda kullanılan toplam donatı alanları

#### 4. SONUÇLAR

Deprem bölgelerinde yapılacak binalar hakkında yönetmelik taşıyıcı sistemlerin düzensizlikler oluşmayacak biçimde tasarlanmasını istemektedir. Yönetmelik özellikle burulma düzensizliğinden sakınılması gerektiğini belirtmektedir. Bu çalışmada önce depreme dayanıklı taşıyıcı sistem tasarım ilkelerine uygun biçimde bir taşıyıcı sistem oluşturulmuş ve bu taşıyıcı sistemdeki boyutu  $25 \times 60$  olan S1 kolonu boyutları değiştirilerek düzensizlik oluşturulmaya çalışılmıştır. Bu şekilde aynı yapı için beş farklı taşıyıcı sistem oluşturulmuş ve İdeCAD7 programı ile taşıyıcı sistemler analiz edilmiştir. Öncelikle düzensizlikler incelenmiştir. Seçilen bir kolon için EX, EY1, G ve Q yüklemeleri için elde edilen kuvvetler, hesaplarda kullanılan yük kombinasyonları için hesaplanan kuvvetler, boyuna donatı alanları ve hesaplarda kullanılacak kesme kuvvetleri, enine donatı alanları incelenmiştir. EX2 dışında diğer yükleme durumlarında eksenel kuvvette bir azalma meydana gelmiştir. EX2 ve EY1 yükleme durumlarında kesme kuvvetinde ve momentlerde genel olarak bir azalma gözlenmiştir. Hesaplarda kullanılan yük kombinasyonları için eksenel kuvvet, momentler ve kesme kuvvetinde, S1 kolon boyutunun büyümesi ile bir azalma olduğu görülmekte ama bu kullanılması gereken boyuna ve enine donatı alanlarını etkilememiştir. Aynı şekilde seçilen bir kiriş için EX, EY1, G ve Q yüklemeleri için elde edilen uç kuvvetleri, hesaplarda kullanılan yük kombinasyonları için hesaplanan uç ve açıklık kuvvetleri, hesaplanan boyuna donatı alanları ve hesaplarda kullanılacak kesme kuvvetleri, enine donatı alanları incelenmiştir. Deprem yüklemesi durumu olan EX2 ve EY1 yüklemelerinde kirişin kesme ve momentlerinde bir artış gözlenmiştir. Yük kombinasyonları ile hesapta kullanılacak momentlerde bu artış daha belirgin olmuş ve buna bağlı olarak da donatı alanları artmıştır. Hesaplarda kullanılacak kesme kuvvetinde de bir artış olmasına rağmen gerekli enine donatı alanları değişmemiştir. Son olarak tüm yapı için kiriş ve kolon donatı alanları toplamı incelenmiştir. Kiriş donatı alanlarının bütün durumlarda çok az değiştiği, kolon donatı alanlarının ise arttığı gözlenmiştir. Ancak kolon boyutunun uzun kenarının yedi katını geçmesi durumunda S1 kolonu perde olarak değerlendirilmiş ve bunun donatı alanı tüm yapının kolon donatılarına eklenmiştir. Böyle olmasına rağmen toplam boyuna donatı alanı bu durumda azalmıştır.

Sonuç olarak özellikle deprem yüklemesi EX2 ve EY1 durumlarında eksenel kuvvet, moment ve kesme kuvvetlerinde bir değişim olmaktadır. Tüm yapı için hesaplanan kiriş donatı alanları arasındaki fark çok az iken, kolonlarda S1 kolon boyutunun büyütülmesi ile birlikte kullanılması gereken donatı alanı artmıştır. Bu artışta kolon boyutunun büyümesi ve kuvvet dağılımlarındaki değişimler etkili olmuştur. Kütle ve rijitlik merkezlerinin çakıştırılmamış olmasının deprem yüklemesinde yapıda burulma oluşturması, kuvvet dağılımlarında değişikliklere sebep olması ve donatı alanlarında yaşanabilecek artışlardan dolayı kaçınılmasının uygun olacağı düşünülmektedir.

#### KAYNAKLAR

- [1] DEPREM BÖLGELERİNDE YAPILACAK BİNALAR HAKKINDA YÖNETMELİK, Bayındırlık ve İskân Bakanlığı, Ankara, Türkiye, 2007.
- [2] BOĞA, H., Çok Katlı Betonarme Yapılarda Burulma Düzensizliğinin İrdelenmesi, Yüksek Lisans Tezi, Balıkesir Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Balıkesir, Türkiye, 2000.
- [3] ÖZMEN, G., Çok Katlı Yapılarda Burulma Düzensizliği, Teknik Rapor No: TDV/TR 036-61, Türkiye Deprem Vakfı, İstanbul, Türkiye, 2001.
- [4] ÖZMEN, G., “Rijitlik Dağılımının Burulma Düzensizliğine Etkisi”, Türkiye Mühendislik Haberleri Dergisi, 411, 37-40, 2001.
- [5] ÖZMEN, G., “Çok Katlı Yapılarda Aşırı Burulma Düzensizliği”, İnşaat Mühendisleri Odası Teknik Dergi, 15, 3131-3144, 2004.
- [6] ÖZMEN, G., Deprem Yönetmeliklerindeki Burulma Düzensizliği Koşullarının İrdelenmesi, Teknik Rapor No: TDV/TR 053-91, Türkiye Deprem Vakfı, İstanbul, Türkiye, 2011.
- [7] ÖZMEN, G., “Deprem Yönetmeliklerindeki Burulma Düzensizliği Koşulları”, Türkiye Mühendislik Haberleri Dergisi, 472, 52-64, 2012.
- [8] LİVAOĞLU, R., Yapıların Deprem Hesabında Burulma Düzensizliğinin ve Hesap Yöntemlerinin Etkinliğinin İncelenmesi, Yüksek Lisans Tezi, Karadeniz Teknik Ü., Fen Bil. Enst., Trabzon, Türkiye, 2001.
- [9] UÇAR, T., MERTER, O., “Planda Perde Yerleşiminin Betonarme Perde-Çerçevesel Binaların Deprem Davranışına Etkisi”, Dokuz Eylül Üniv. Müh. Fakültesi Mühendislik Bilimleri Dergisi, 11, 11-18, 2009.
- [10] DOĞAN, O., ER, Ş.B., “Hareketli Yük Dağılımının Burulma Düzensizliğine Etkisinin İncelenmesi”, International Journal of Engineering Research and Development, 2, 57-60, 2010.
- [11] SANDIKÇI, T., Bina Türü Betonarme Bir Yapıda Yumuşak Kat ve Burulma Düzensizliği İlişkisinin İncelenmesi, Yüksek Lisans Tezi, Karadeniz Teknik Üniv., Fen Bilim. Enst., Trabzon, Türkiye, 2014.

## **ENİNE VE BOYUNA FRP DONATILI BETONARME KİRİŞLERİN KESME DAYANIMI**

**İlker Fatih KARA<sup>1</sup>, Fatih CULLAZOĞLU<sup>2</sup>, Metin Hakan SEVERCAN<sup>\*2</sup>**

<sup>1</sup>İnşaat Mühendisliği Bölümü, Doğa Bilimleri, Mimarlık ve Mühendislik Fakültesi, Bursa Teknik Üniversitesi, Bursa, Türkiye  
<sup>2</sup>İnşaat Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, Niğde Üniversitesi, Niğde, Türkiye

*Geliş / Received: 11.04.2016*

*Düzeltilmelerin gelişi / Received in revised form: 21.05.2016*

*Kabul / Accepted: 23.05.2016*

### **ÖZ**

Bu çalışmada lif takviyeli polimer donatılar (FRP) içeren kayma donatılı ve kayma donatısız betonarme kirişlerin kesme dayanımı için literatürden elde edilen 206 adet deney sonucu da göz önünde bulundurularak farklı modeller önerilmiş ve bu modellerden elde edilen sonuçların deneysel sonuçlarla karşılaştırılması yapılmıştır. Çalışma kapsamında ayrıca farklı ülke yönetmelikleri tarafından FRP donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımı için geliştirilen modellerin deneysel sonuçlarla karşılaştırılması yapılarak bu modellerin uygulanabilirliği de belirlenmeye çalışılmıştır. ACI 440.1R-15 tarafından önerilen denklem ile elde edilen sonuçların malzeme dayanımındaki azaltma katsayıları kullanmadan bile gereğinden fazla güvenli yönde sonuçlar verdiği görülmüştür. BISE tarafından gerek kayma donatısız gerekse kayma donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımı için önerilen modellerin yönetmelikler içerisinde en uygun sonucu verdiği belirlenmiştir. Bu çalışmada önerilen modellerin yönetmeliklere göre daha iyi sonuçlar verdiği görülmüştür.

**Anahtar Kelimeler:** Lifli polimer donatı, kesme dayanımı, betonarme kiriş, kayma donatısı

## **SHEAR STRENGTH OF REINFORCED CONCRETE BEAMS REINFORCED WITH TRANSVERSE AND LONGITUDINAL FRP BARS**

### **ABSTRACT**

In the present study, simplified empirical expressions for the shear capacity of FRP reinforced concrete beams with and without stirrups accounting for most influential parameters were proposed using a large database of 206 specimens collected from the literature. The equations of six existing design standards for shear capacity of FRP reinforced concrete beams have also been evaluated using the large database collected. The shear provision of ACI 440.1R-15 method for FRP reinforced concrete beams gave conservative predictions even without applying reduction factors. BISE model gave the most accurate results for the shear strength of FRP-reinforced concrete beams among the shear design standards. The proposed equations also gave more accurate results for shear capacity predictions for a wide range of FRP reinforced concrete beams than the shear design standards.

**Keywords:** Fibre reinforced polymer bar, shear strength, reinforced concrete beams, stirrups

---

\*Corresponding author / Sorumlu yazar. Tel.: +90 388 225 23 09; e-mail/e-posta: msever@nigde.edu.tr

## 1. GİRİŞ

İnşaat sektörünün en önemli problemlerinden biri donatı çeliğinin korozyona uğramasıdır. Betonun, deniz suyu veya tekrarlayan donma-çözülme olayları gibi çevresel faktörlerin etkisinde olduğu durumlarda donatı çeliğinde korozyon oluşabilmektedir. Bu tür ağır çevresel koşullara maruz kalan betonarme yapılarda bulunan çelik donatıların korozyona uğraması da bu yapılarda ortaya çıkan en büyük problemlerden birini teşkil etmektedir. Bu durum betonarme yapılarda zaman alıcı ve yüksek maliyetli bakım, onarım ve güçlendirme işlemleri uygulanmasını gerektirmekte ve bu tür yapıların kullanılabilirlik sürelerinin kısalmasına neden olmaktadır. Betonarme yapılarda ortaya çıkan bu tür problemlerden dolayı, korozyona karşı dirençli bir malzeme olan polimer lifli donatıların (FRP) yapılarda kullanılması alternatif bir çözüm yöntemi olarak ortaya çıkmıştır. Günümüzde FRP donatılar inşaat sektöründe; hafiflik, yüksek dayanım, korozyona dayanıklılık, yorulma mukavemetinin yüksek olması, düşük ısı iletkenlik özelliği ve manyetik geçirgenliğinin olmaması gibi avantajlarından dolayı kullanılmaya başlanmıştır. FRP donatıların bir betonarme donatısı olarak kullanılmasını sağlayan en önemli özelliklerinden biri yüksek çekme dayanımlı hafif bir malzeme olmasıdır. FRP donatısı, çelik donatıya göre daha yüksek çekme dayanımlı bir malzeme olmasının yanında daha düşük bir elastisite modülüne sahiptir. Bu malzeme aynı zamanda kırılma konumuna kadar lineer bir gerilme şekil değiştirme davranışı göstermektedir.

FRP ve çelik donatıların özellikle elastisite modüllerinin birbirinden farklı olması nedeniyle FRP donatılı betonarme elemanların kesme dayanımları çelik donatılı elemanlara göre farklılık göstermektedir. Birçok uluslararası yönetmelikte FRP donatılı betonarme elemanların kesme tasarımı, çelik ve FRP donatıların mekanik özelliklerindeki farklılıklar hesaba katılarak çelik donatılı kirişlerin tasarımı için önerilen modellere dayandırılmıştır. Önerilen yöntemlerde betonarme kirişlerin kesme dayanımı, betonun kesme dayanımına olan katkısı ile kayma donatılarının kesme dayanımına olan katkılarının toplamı olacak şekilde hesaplanmaktadır. Betonun kesme dayanımına olan katkısı genellikle yarı ampirik denklemler kullanılarak hesaplanmakta ve bu katkı çelik donatılı betonarme elemanlar için kabul edilen farklı kesme dayanım mekanizmalarının toplamından oluşmaktadır. ACI 440.1R-15 [1] tarafından tanımlanan kesme dayanım mekanizmaları daha önce de ifade edildiği gibi;

- Basınç bölgesindeki çatlamamış betonun kesme dayanımı,
- Boyuna donatıların kaldırıcı etkisi nedeniyle oluşan kesme dayanımı
- Kesme çatlakları boyunca agregaların birbirine kenetlenmesi sonucu oluşan kesme dayanımı
- Kemer etkisi
- Betonun çekme dayanımının kesme dayanımına olan katkısı şeklinde ifade edilmektedir.

Kesme çatlakları boyunca agregaların birbirlerine kenetlenmesi nedeniyle oluşan dayanım daha çok sürtünme etkisi nedeniyle oluşan dayanım gibi iki çatlak yüzeyinin birbirlerine göre rölatif olarak hareket etmesinden oluşmaktadır. Çatlak genişliği çok fazla olmadığı sürece bu dayanım oldukça önemli olmaktadır. Kaldırıcı etkisi nedeniyle oluşan dayanımda, boyuna donatıların çatlak boyunca kesmeden dolayı oluşan deplasmanlara karşı direnç göstermesidir. Kemer etkisi ise, kesme açıklığının etkili derinliğe oranı olan  $a/d$  değerinin genellikle 2,5'dan küçük olduğu elemanlarda oluşmaktadır. Uygulanan düşey yükler bu elemanlarda kemer etkisiyle mesnede iletilmektedir. Betonarme elemanda ilk çatlama olduğu anda çatlak genişliği çok fazla olmadığından dolayı küçük beton parçaları çatlak boyunca bir köprü oluşturmakta ve çekme kuvvetlerinin bu çatlak boyunca iletilmesini sağlamaktadır. Çatlak genişliğinin daha çok 0,05 ile 0,15 mm arasında olduğu durumlarda çekme bölgesindeki betonun dayanımına olan katkısı olmaktadır.

FRP donatısının çelik donatıya göre daha düşük elastisite modülüne sahip olmasından dolayı FRP donatılı elemanlarda, uygulanan yükler etkisi altında çelik donatılı elemanlara göre daha geniş ve derin çatlaklar oluşmaktadır. Bu elemanlarda daha derin çatlakların oluşması basınç bölgesindeki çatlamamış betonun kesme dayanımına olan katkısını azaltmaktadır. Ayrıca bu elemanlarda daha geniş çatlakların oluşması, çatlak yüzeyindeki agregaların birbirlerine kenetlenmesi ve çekme bölgesindeki betonun çekme dayanımı nedeniyle oluşan kesme dayanımı katkıları azaltmaktadır. FRP donatısının eksenine dik yöndeki dayanımının çelik donatıya göre daha az olması ve FRP donatılı elemanlarda daha geniş çatlakların oluşması bu elemanlarda kaldırıcı etkisi nedeniyle oluşan kesme dayanımı katkısının çelik donatılı elemanlara göre daha az olmasına neden olmaktadır. Sonuç olarak FRP donatılı elemanlarda betonun kesme dayanımına olan katkısı çelik donatılı elemanlara göre daha az olmaktadır.

Kesme donatısı olarak adlandırılan etriyelerin kesme dayanımına olan katkısı kafes kiriş analogisine dayandırılarak hesaplanmaktadır. Sheta [2] yapmış olduğu çalışmada FRP donatısının etriye olarak kullanılması halinde dayanımında önemli derecede azalma olduğunu belirlemiş ve bu donatıların kırılmasının daha çok eğilme bölgelerinde meydana geldiğini gözlemlemiştir. Bu nedenle FRP donatısının kesme donatısı olarak kullanılması durumunda daha büyük bir azaltma katsayısı kullanılması gerektiği ifade edilmiştir. FRP donatılı betonarme kirişlerin tasarımı için ACI 440.1 R-15 [1], CSA-S806-02 [3], JSCE-97 [4], ISIS-M03-07 [5], BISE-

**ENİNE VE BOYUNA FRP DONATILI BETONARME KİRİŞLERİN KESME DAYANIMI**

99 [6] birçok uluslararası yönetmelik yayınlanmış olup, bu yönetmeliklerde FRP donatılı betonarme elemanların kesme tasarımı, çelik ve FRP donatılarının mekanik özelliklerindeki farklılıklar hesaba katılarak çelik donatılı kirişlerin tasarımı için önerilen modellere dayandırılmıştır. Önerilen yöntemlerde betonarme kirişlerin kesme dayanımı, betonun kesme dayanımına olan katkısı ile kayma donatılarının kesme dayanımına olan katkılarının toplamı olacak şekilde hesaplanmaktadır.

Bugüne kadar özellikle FRP boyuna donatılı kayma donatısı içermeyen betonarme kirişlerin kesme dayanımı ve davranışı üzerine birçok deneysel ve teorik çalışma yapılmıştır. Ancak bu çalışmalar yine de çelik donatılı betonarme kirişler gibi istenilen düzeye ulaşmamış olup hala FRP donatılı kirişlerin kesme dayanımlarının belirlenmesiyle ilgili birtakım belirsizlikler bulunmaktadır. Nagasaka ve ark. [7], 35 adet dikdörtgen kesitli farklı FRP donatısına sahip betonarme kirişleri kesme etkisi altında yüklemeye tabi tutmuşlardır. Yüklemeye tabi tutulan kirişlerin yarısı FRP etriyelerin eğildiği bölgelerdeki kırılmadan dolayı taşıma gücüne ulaşmıştır. Diğer numuneler ise beton basınç çubuklarının ezilmesi veya betonun ezilme birim kısılmasına erişmesi neticesinde kırılma konumuna ulaşmışlardır. Hegger ve ark. [8] betonun kesme dayanımına olan katkısı için FRP boyuna donatının etkisini de içerecek şekilde bir denklem geliştirmişlerdir. FRP kayma donatısının kesme dayanımına olan katkısını da deneysel çalışma sonuçlarını göz önünde bulunduracak şekilde sınırlandırmışlardır. Hegger ve ark. [8] çalışmalarında önerdikleri formülasyonu 88 adet deneysel çalışma sonucuyla karşılaştırılmasından uygun sonuçlar elde etmişlerdir. Spadea [9], 40 adet CFRP ve GFRP boyuna ve enine donatılı betonarme kirişi iki noktasal yük etkisi altında yüklemeye tabi tutmuşlardır. Teste tabi tutulan kirişlerin büyük bir çoğunluğu kesmeden dolayı kırılma konumuna ulaşmışlardır. Kirişlerin bir kısmında diyagonal kesme çatlakları 70°'lik bir açı yapacak şekilde yükün uygulandığı noktaya kadar ulaşmışlardır. Yüklemeye tabi tutulan kirişlerin hiçbirinde kayma donatısının kırılması olmamıştır. Razaqpur ve Spadea [10], çalışmalarında CSA S806-12 [3] tarafından önerilen FRP donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımı için geliştirilen modelin teorik altyapısını ayrıntılı bir şekilde açıklamışlar ve bu modelden elde edilen sonuçları JSCE-97 [4], ACI 440.1R-06 [1] ve CNR-DT203/2006 [11] gibi birtakım uluslararası standartlarla karşılaştırmışlardır. Bu çalışmada sunulan değişken açılı kafes modele göre beton basınç çubuklarının açısı ve basınç dayanımlarının FRP kayma donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımını etkileyen en önemli parametreler olduğu ifade edilmiştir.

Bu çalışma kapsamında FRP donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımı için farklı modeller önerilmiş ve bu modellerden elde edilen sonuçların deneysel sonuçlarla karşılaştırılması yapılmıştır. Çalışma kapsamında ayrıca ACI 440.1 R-15, S806-02, JSCE-97, ISIS-M03-07 ve BISE-99 gibi farklı ülke yönetmelikleri tarafından FRP donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımı için geliştirilen modellerin deneysel sonuçlarla karşılaştırılması yapılarak bu modellerin uygulanabilirliği de araştırılmıştır.

**2. MATERYAL VE METOT****2.1. FRP Donatılı Betonarme Kirişlerin Kesme Dayanımı için Önerilen Modeller**

FRP donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımı betonun kesme dayanımına olan katkısı ile FRP donatısının kesme dayanımına olan katkısının toplamı olacak şekilde hesaplanmaktadır. Kesme dayanımları için literatürde farklı yönetmelikler tarafından birçok model önerilmiştir. Yönetmeliklerde, FRP donatılı betonarme kirişlerin kesme tasarımı, çelik ve FRP donatılarının mekanik özelliklerindeki farklılıklar hesaba katılarak çelik donatılı kirişlerin kesme tasarımı için önerilen modellere dayandırılmıştır. Bu bölümde ilk etapta bu yönetmelikler tarafından önerilen modellere yer verilecek, daha sonra da bu çalışma kapsamında önerilen modeller açıklanacaktır.

**2.2. ACI 440.1R-15**

ACI 440.1R-15, eğilme donatısı olarak FRP donatısı içeren elemanlarda betonun kesme dayanımına olan katkısı için aşağıdaki denklemi önermiştir.

$$V_c = \frac{2}{5} \sqrt{f'_c} b_w c \quad (1)$$

Bu denklemdeki  $f'_c$ , betonun basınç dayanımını,  $b_w$  kesit genişliğini,  $c$  çatlamış kesitin tarafsız eksen derinliğini ifade etmekte olup bu değer  $c = kd$  şeklinde hesaplanmakta ve  $k$  değeri,

İ.F. KARA, F. CULLAZOĞLU, M.H. SEVERCAN

$$k = \sqrt{2\rho_{fl}n + (\rho_{fl}n)^2} - \rho_{fl}n \quad (2)$$

şeklinde elde edilmektedir. Bu denklemde  $\rho_{fl}$  kesitteki FRP donatısı oranını, n ise FRP donatısı elastisite modülünün betonun elastisite modülüne olan oranını ifade etmektedir. ACI 440.1R-15 (2015) da FRP etriyelerinin kesme dayanımına olan katkısı ise aşağıdaki denklemdeki gibi hesaplanmaktadır.

$$V_s = \frac{A_{fv}f_{fv}d}{s} \quad (3)$$

Bu denklemdeki d; etkili kesit yüksekliğini,  $A_{fv}$ , etriyelerin kesit alanını, s, etriye aralığını,  $f_{fv}$  ise etriyelerin kırılma anındaki gerilme değerini ifade etmekte olup bu değerler

$$f_{fv} = 0,004 \cdot E_{fv} \leq f_b \quad (4)$$

şeklinde hesaplanmaktadır. Bu denklemdeki  $f_{fb}$  eğilme kapasitesi değeri aşağıdaki denklemden yararlanılarak hesaplanmaktadır.

$$f_{fb} = \left(0,05 \frac{r_b}{d_b} + 0,11\right) f_{fuv} \quad ve \quad 0,25 \leq \frac{f_{fb}}{f_{fuv}} \leq 1,0 \quad (5)$$

4 numaralı denklemdeki  $d_b$  ve  $r_b$ , etriye çapını ve büküm noktalarına ait yarıçap değerini ifade etmektedir.

### 2.3. CAN/CSA S806-02

Bu yönetmelikte betonun kesme dayanımına olan katkısı aşağıdaki denklemlerdeki gibi hesaplanmaktadır.

$$V_c = 0,035\lambda\phi_c \left(f'_c \rho_{fl} E_{fl} \frac{V_f}{M_f} d\right)^{1/3} b_w d \quad (6a)$$

$$0,1\lambda\Phi_c \sqrt{f'_c} b_w d \leq V_c \leq 0,2\lambda\Phi_c \sqrt{f'_c} b_w d \quad (6b)$$

$$\frac{V_f}{M_f} d \leq 1,0 \quad (6c)$$

Bu denklemlerdeki  $\lambda$  ve  $\Phi$ , beton yoğunluğunu ve dayanımını hesaba katan katsayılar,  $V_f$  ve  $M_f$  ise ilgili kesitteki kesme kuvveti ve eğilme momentini ifade eden değerlerdir. Yukarıdaki denklemler kesit yüksekliğinin 300 mm'den az olduğu durumlar için geçerli olup, kesit yüksekliğinin 300 mm'den fazla olması durumunda ise betonun kesme dayanımına olan katkısı,

$$V_c = \left(\frac{130}{1000 + d}\right) \lambda \phi_c \sqrt{f'_c} b_w d \geq 0,08\lambda\phi_c \sqrt{f'_c} b_w d \quad (7)$$

şeklinde hesaplanmaktadır. FRP donatıların kesme dayanımına olan katkısı ise aşağıdaki denklemlerdeki gibi hesaba katılmaktadır.

$$V_s = \frac{0,4\Phi A_{fv}f_{fv}d}{s} \leq 0,6\Phi_c \sqrt{f'_c} b_w d \quad (8)$$

Bu denklemdeki 0,4 değeri FRP etriyelerinin bükülmesi neticesinde dayanımında olan azalmayı hesaba katan bir azaltma katsayısını ifade etmektedir. Aynı denklemdeki  $\Phi_f$ , FRP etriye donatısının dayanımı ile ilgili bir katsayıdır.



## ENİNE VE BOYUNA FRP DONATILI BETONARME KİRİŞLERİN KESME DAYANIMI

## 2.4. ISIS-M03-07

Bu şartnamede kesit yüksekliğinin 300 mm'nin altında olması halinde betonun kesme dayanımına olan katkısı

$$V_c = 0,2\lambda\phi_c\sqrt{f'_c} b_w d \sqrt{\frac{E_{fl}}{E_s}} \quad (9)$$

şeklinde hesaplanmaktadır. Kesit yüksekliğinin 300 mm'den fazla olması hali için ise  $V_c$  aşağıdaki gibi hesaplanmaktadır.

$$V_c = \left(\frac{260}{1000+d}\right)\lambda\phi_c\sqrt{f'_c} b_w d \sqrt{\frac{E_{fl}}{E_s}} \geq 0,1\lambda\phi_c\sqrt{f'_c} b_w d \sqrt{\frac{E_{fl}}{E_s}} \quad (10)$$

FRP etriyelerinin kesme dayanımına olan katkısı ise

$$V_s = \frac{\phi_f A_{fv} f_{fv} d_v \cot \theta}{s} \quad (11)$$

şeklinde hesaplanmaktadır. Bu denklemdaki  $d_v$  kesit etkili kayma yüksekliği olarak ifade edilmekte ve  $0,9d$  olarak hesaplarda göz önünde bulundurulmaktadır. Bu denklemdaki  $f_{fv}$  gerilme değeri ise aşağıdaki denklemlerdeki gibi hesaplanmaktadır.

$$f_{fv} = \frac{\left(0,05 \frac{r_b}{d_b} + 0,3\right) f_{fv}}{1,5} \quad (12a)$$

veya

$$f_{fv} = E_{fv} \varepsilon_{fv} \quad (12b)$$

$$\varepsilon_{fv} = 0,0001 \sqrt{f'_c \frac{\rho_{fl} E_{fl}}{\rho_{fv} E_{fv}}} \left[1 + 2 \left(\frac{\sigma_N}{f'_c}\right)\right] \leq 0,0025 \quad (12c)$$

Bu denklemlerdeki  $\rho_{fv}$  kesitteki etriye oranını,  $E_{fv}$  etriyelerin elastisite modülünü,  $\sigma_N$  ise aksenal kuvvetten dolayı betonda oluşan gerilme değerini ifade etmektedir.

## 2.5. BISE-99

İngiliz Yönetmeliğinde beton ve etriyelerin kesme dayanımlarına olan katkısı aşağıdaki denklemlerdeki gibi hesaplanmaktadır.

$$V_c = 0,79 \left(100\rho_{fl} \frac{E_{fl}}{E_s}\right)^{1/3} \left(\frac{400}{d}\right)^{1/4} \left(\frac{f_{cu}}{25}\right)^{1/3} b_w d \quad (13)$$

$$V_s = \frac{0,0025 E_{fv} A_{fv} d}{s} \quad (14)$$

Bu denklemlerdeki  $f_{cu}$  küp numune beton basınç dayanımını ifade etmektedir.

## 2.6. JSCE-97

Japonya yönetmeliğinde betonun kesme dayanımına olan katkısı aşağıdaki denklemlerdeki gibi hesaplanmaktadır.

İ.F. KARA, F. CULLAZOĞLU, M.H. SEVERCAN

$$V_c = \frac{\beta_d \beta_p \beta_n f_{vcd} b_w d}{\gamma_b} \quad (15a)$$

$$f_{vcd} = 0,2(f'_c)^{1/3} \leq 0,72 \quad (15b)$$

$$\beta_d = \left(\frac{1000}{d}\right)^{1/4} \leq 1,5 \quad (15c)$$

$$\beta_p = \left(\frac{100\rho_{fl}E_{fl}}{E_s}\right)^{1/3} \leq 1,5 \quad (15d)$$

$$\beta_n = 1 + \frac{M_0}{M_d} \leq 2 \quad N_d \geq 0 \text{ için} \quad (15e)$$

$$\beta_n = 1 + \frac{2M_0}{M_d} \geq 0 \quad N_d \leq 0 \text{ için} \quad (15f)$$

Bu denklemdaki  $\gamma_b$  dayanım azaltma katsayısı,  $N_d$  ve  $M_d$  tasarım eksenel yükü ve eğilme momentini ifade etmektedirler. FRP etriyelerinin kesme dayanımına olan katkısı ise

$$V_s = \frac{A_{fv} E_{fv} \varepsilon_{fv} z}{s \gamma_b} \quad (16a)$$

$$\varepsilon_{fv} = 0,0001 \sqrt{f'_{mcd} \frac{\rho_{fl} E_{fl}}{\rho_{fv} E_{fv}}} \left[1 + 2 \left(\frac{\sigma_N}{f'_{mcd}}\right)\right] \leq \frac{f_{fb}}{E_{fv}} \quad (16b)$$

$$f_{fb} = \left(0,05 \frac{r_b}{d_b} + 0,3\right) f_{fuv} / \gamma_b \quad (16c)$$

$$f'_{mcd} = \left(\frac{h}{300}\right)^{-1/10} f'_c \quad (16d)$$

$$\sigma_N = (N'_d + P_{ed}) / A_g \leq 0,4 f'_{mcd} \quad (16e)$$

şeklinde hesaplanmaktadır. Bu denklemlerdeki  $\varepsilon_{fv}$  kırılma anında etriyelerde oluşan şekil değiştirme değerini,  $z = d/1,15$  kesitteki basınç ve çekme kuvvetleri arasındaki mesafeyi,  $f_{mcd}$  tasarım beton basınç dayanımını;  $P_{ed}$  etkili öngerme kuvvetini,  $A_g$  ise toplam kesit alanını ifade etmektedir.

## 2.7. Çalışma Kapsamında Önerilen Denklemler

Literatürden elde edilen deneysel çalışma sonuçları da göz önünde bulundurularak, bu çalışma kapsamında FRP donatılı betonarme kirişlerde betonun kesme dayanımına olan katkısı için kesit etkisini de hesaba katacak şekilde 17 (a-b) denklemleri, kayma donatılarının kesme dayanımına olan katkısı için ise 18 denklemini önerilmiştir.

$$V_c = 2,6 \left(\rho_{fl} \frac{E_{fl} d}{E_s a} f'_c\right)^{1/3} b_w d \quad d \leq 300 \text{ mm} \quad (17a)$$

$$V_c = 2,6 \left(\rho_{fl} \frac{E_{fl} d}{E_s a} f'_c\right)^{1/3} \left(\frac{300}{d}\right)^{0,25} b_w d \quad d > 300 \text{ mm} \quad (17b)$$

$$V_f = 0,58(\rho_{fv} f_{uv})^{0,5} (b_w d) \quad (18)$$

Bu denklemlerdeki  $\rho_{fl}$  kesitteki FRP boyuna donatı oranını,  $E_{fl}$  ve  $E_s$ , FRP ve çelik boyuna donatıları için elastisite modülü değerlerini ifade etmektedirler. Bununla birlikte aynı denklemlerdeki  $\rho_{fv}$  kesitteki FRP kayma donatısı oranını,  $f_{uv}$  ise kayma donatısı için kırılma anındaki gerilme değerlerini ifade etmektedir. Bu çalışmada

*ENİNE VE BOYUNA FRP DONATILI BETONARME KİRİŞLERİN KESME DAYANIMI*

önerilen kayma donatısız kirişler için önerilen kesme dayanımı değerleri Ashour ve Kara [12] tarafından önerilen denklem data sayısı da artırılarak yeniden düzenlenmiştir.

**3. BULGULAR VE TARTIŞMA**

**3.1. Deneysel Veriler**

Bu çalışma kapsamında toplam 206 adet FRP donatılı betonarme elemanların kesme dayanımı literatürden elde edilmiş [2, 12-16] ve ACI 440.1R-06, CSA 806-02, ISIS M03-07, JSCE 97 ve BISE-99 yönetmeliklerinde önerilen denklemler aracılığı ile elde edilen kesme dayanımı değerleri deneysel sonuçlarla karşılaştırılarak bu yönetmeliklerde önerilen modellerin ayrıntılı olarak değerlendirilmesi yapılmıştır. Literatürden elde edilen betonarme elemanlara ait kesit ve malzeme özelliklerinin dağılımı Tablo 1 ve 2’de verilmiştir.

**Tablo 1.** Kayma donatısız betonarme elemanlara ait kesme ile ilgili parametrelerin dağılımı

Kiriş genişliği $b_w$		Kiriş etkili derinliği $d$		Beton basınç dayanımı $f'_c$		$a/d$		Elastisite Modülü $E_{fl}$		Donatı oranı $\rho_{fl}$ (%)	
Aralık (mm)	Adet	Aralık (mm)	Adet	Aralık (mm)	Adet	Aralık	Adet	Aralık (GPa)	Adet	Aralık	Adet
80-100	3	100-200	34	20-30	17	2,5-3,0	41	20-50	94	0,1-0,75	58
100-200	69	200-300	61	30-40	66	3,0-3,5	47	50-80	5	0,75-1,25	42
200-300	65	300-400	43	40-50	36	3,5-4,0	15	80-110	3	1,25-1,75	32
300-400	5	400-500	8	50-60	5	4,0-4,5	31	110-140	30	1,75-2,25	17
400-500	10	500-600	8	60-70	12	4,5-5,0	1	140-170	24	2,25-2,75	10
500-1000	8	600-1000	6	70-90	24	5,0-6,5	26	170-200	4	2,75-3,25	1

**Tablo 2.** Kayma donatılı betonarme elemanlara ait kesme ile ilgili parametrelerin dağılımı

Kiriş etkili derinliği $d$		Beton basınç dayanımı $f'_c$		$a/d$		Elastisite Modülü $E_{fl}$ $E_{fv}$		Donatı oranı $\rho_{fl}$ (%) $\rho_{fv}$ (%)	
Aralık (mm)	Adet	Aralık (N/mm <sup>2</sup> )	Adet	Aralık	Adet	Aralık (GPa)	Adet	Aralık	Adet
100-200	0	20-30	2	2,4-3,0	12	20-50 ( $E_{fl}$ )	41	0,1-0,75 ( $\rho_{fl}$ )	12
						20-50 ( $E_{fv}$ )	14	0,03-0,1 ( $\rho_{fv}$ )	8
200-300	24	30-40	28	3,0-3,5	31	50-80 ( $E_{fl}$ )	5	0,75-1,25 ( $\rho_{fl}$ )	12
						50-80 ( $E_{fv}$ )	13	0,1-0,3 ( $\rho_{fv}$ )	21
300-400	19	40-50	9	3,5-4,0	1	80-110 ( $E_{fl}$ )	0	1,25-1,75 ( $\rho_{fl}$ )	12
						80-110 ( $E_{fv}$ )	8	0,3-0,5 ( $\rho_{fv}$ )	12
400-500	2	50-60	3	4,0-4,5	2	110-140 ( $E_{fl}$ )	0	1,75-2,25 ( $\rho_{fl}$ )	6
						110-140 ( $E_{fv}$ )	11	0,5-0,7 ( $\rho_{fv}$ )	1
500-600	1	60-70	0	4,5-5,0	0	140-170 ( $E_{fl}$ )	0	2,25-2,75 ( $\rho_{fl}$ )	1
						140-170 ( $E_{fv}$ )	0	0,7-0,9 ( $\rho_{fv}$ )	0
600-1000	0	70-90	4	5,0-6,5	0	170-200 ( $E_{fl}$ )	0	2,75-3,25 ( $\rho_{fl}$ )	3
						170-200 ( $E_{fv}$ )	0	0,9-1,5 ( $\rho_{fv}$ )	5

Deneysel olarak yüklemeye tabi tutulmuş FRP donatılı betonarme elemanlar dikdörtgen kesitli, a/d oranı 2,5’den büyük, basit mesnetli, simetrik olarak iki noktasal yük etkisi altındaki kiriş ve döşemelerden oluşan elemanlardır. Betonarme elemanların 160 adeti kayma donatısız olup diğer 46 eleman ise FRP donatılı kayma donatısına sahip elemanlardan oluşmaktadır. Kayma donatısız betonarme kirişlerin 90 adedi GFRP boyuna donatısına, 64 adedi CFRP boyuna donatısına ve 6 adedi de AFRP boyuna donatısına sahip elemanlardır. Kayma donatılı betonarme kirişlerin ise 11 adedi GFRP boyuna donatısına, 24 adedi CFRP boyuna donatısına ve 11 adedi de AFRP boyuna donatısına sahip elemanlardır. FRP donatılı betonarme elemanların kesme dayanımların

İ.F. KARA, F. CULLAZOĞLU, M.H. SEVERCAN

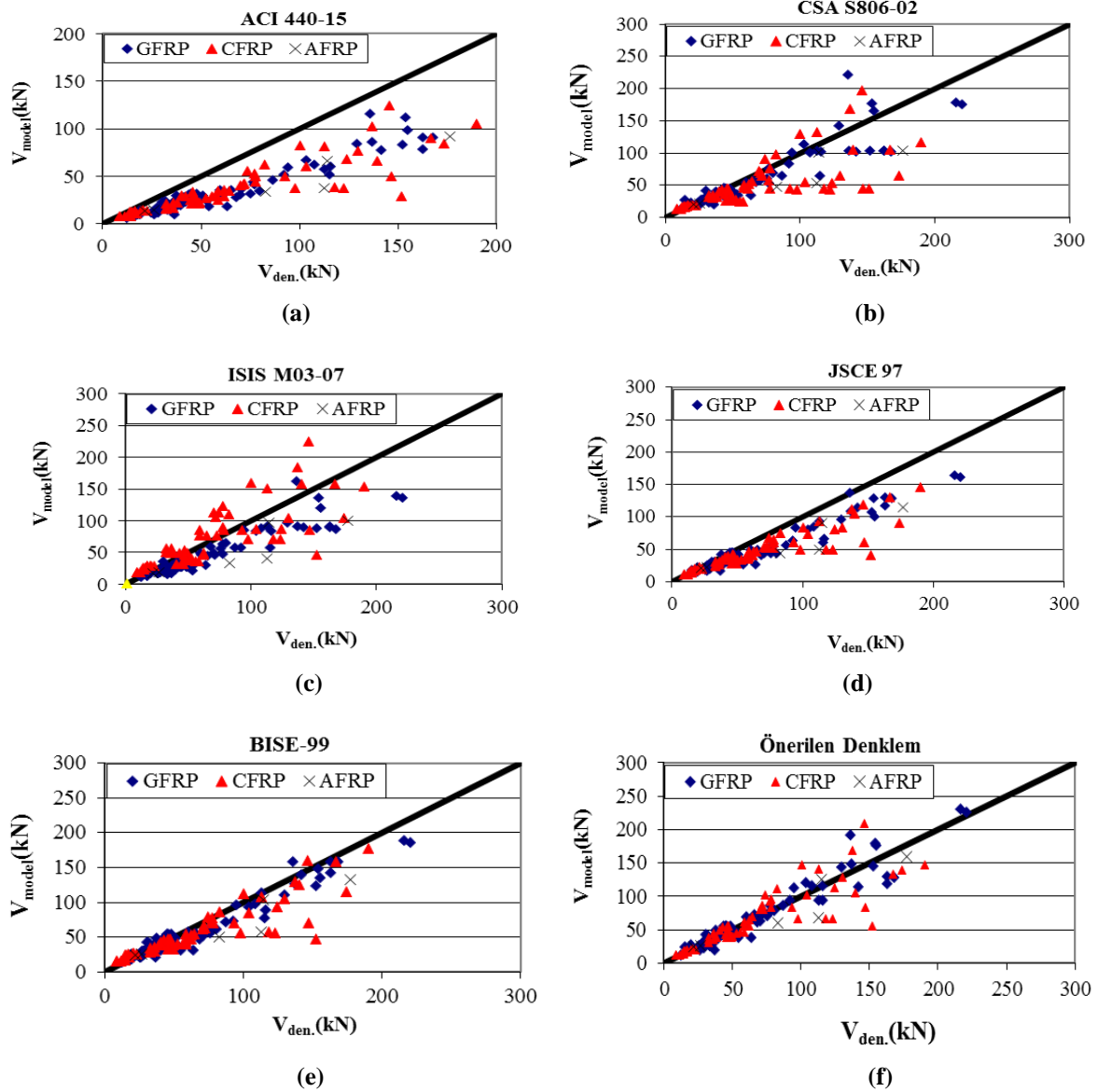
elde edilmesinde yönetmeliklerdeki denklemlerde önerilen malzeme dayanımı azaltma katsayıları, gerekli karşılaştırmaların yapılabilmesi amacı ile 1 olarak alınmıştır.

### 3.2. Teorik Model Sonuçlarının Deneysel Sonuçlarla Karşılaştırılması

Literatürden elde edilen 160 adet kayma donatısız ve 46 adet FRP kayma donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımı değerleri farklı yönetmelikler ve bu çalışma kapsamında önerilen denklemlerle karşılaştırılarak bu denklemlerin ayrıntılı bir şekilde irdelemesi yapılmıştır.

#### 3.2.1. Kayma Donatısız Kirişler

Farklı ülke yönetmelikleri tarafından önerilen denklemler aracılığı ile elde edilen FRP boyuna donatılı kayma donatısız kirişlere ait kesme dayanımı değerlerinin deneysel sonuçlarla karşılaştırılması Şekil 1’de gösterilmiştir. Deneysel sonuçların yönetmelikler tarafından elde edilen değerlere olan oranının ortalaması, standart sapması (SD), değişkenlik katsayısı (COV) ve Denklem 19’a göre hesaplanan standart hata (AAE) değerleri Tablo 3’de sunulmuştur.



Şekil 1. Kayma donatısız FRP donatılı elemanlara ait deneysel sonuçlarla model sonuçlarının karşılaştırılması

## ENİNE VE BOYUNA FRP DONATILI BETONARME KİRİŞLERİN KESME DAYANIMI

$$AAE = \frac{1}{n} \sum \left| \frac{V_{den} - V_{model}}{V_{exp}} \right| \times 100 \quad (19)$$

Bu denklemdeki  $V_{den}$ . ve  $V_{model}$  deneysel ve model kesme dayanım sonuçlarının ise deney sayısını ifade etmektedir.

**Tablo 3.** Kayma donatısız betonarme kirişler için önerilen modellerden elde edilen sonuçlara ait istatistiksel değerler

Model	$V_{den}/V_{model}$			AAE (%)
	Ortalama	SD	COV (%)	
ACI 440.1R-06	1,86	0,52	27,70	43,26
CAN/CSA-S806-02	1,38	0,35	36,06	24,82
ISIS M03-07	1,25	0,45	35,93	32,83
JSCE-97	1,39	0,37	26,47	24,82
BISE-99	1,15	0,33	28,91	18,04
Önerilen Denklem	1,04	0,26	24,80	15,25

Tablo 3 ve Şekil 1'dan görüldüğü üzere ACI 440.1R-15 tarafından önerilen denklemden elde edilen değerlerin malzeme dayanımındaki azaltma katsayıları kullanmadan bile gereğinden fazla güvenli yönde sonuçlar verdiği ve  $V_{den}/V_{ACI}$ 'nin ortalamasının 1,86 olduğu sonucuna ulaşılmıştır. Bu sonucun ortaya çıkmasındaki en büyük nedenlerden biri; ACI 440.1R-15 modelinin betonun kesme dayanımına olan katkısını sadece tarafsız eksenin üzerindeki beton alanını göz önünde bulunduracak şekilde denklemlere yansıtmasından kaynaklanmaktadır. Diğer yandan bu çalışma kapsamında önerilen denklemin deneysel sonuçlara en yakın sonuçları verdiği görülmüştür. ISIS-M03-07 tarafından önerilen denklemin kesme dayanımını etkileyen tüm parametreleri denklemden göz önünde bulundurmamasına karşın yine de uygun sonuçlar verdiği görülmüştür. BISE tarafından önerilen denklemin de yönetmelikler içerisinde en uygun sonucu verdiği gözlemlenmiştir.

### 3.2.2. Kayma Donatılı Betonarme Kirişler

Bu bölümde FRP boyuna ve kayma donatısına sahip betonarme kirişlerin kesme dayanımı için, farklı ülke yönetmelikleri ve bu çalışma kapsamında önerilen denklem aracılığı ile elde edilen değerlerin deneysel sonuçlarla karşılaştırılması yapılarak, Şekil 2'de sunulmuştur. Deneysel olarak elde edilen kesme dayanımı değerlerinin teorik değerlere olan oranının ortalaması, standart sapması (SD) ve standart hata (AAE) değerlerinin karşılaştırılması da Tablo 4'de sunulmuştur.

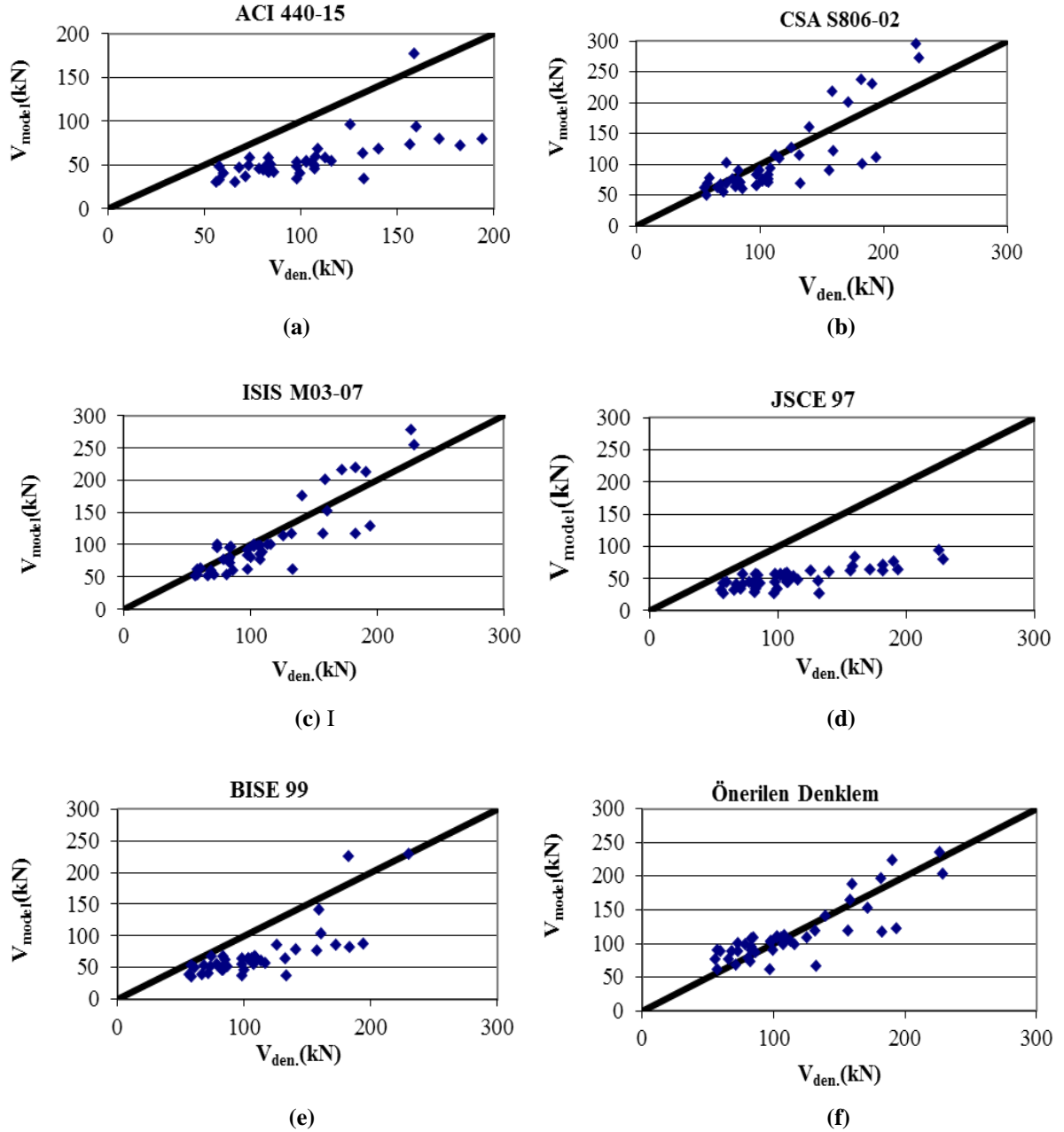
**Tablo 4.** Kayma donatılı elemanlar için model ve önerilen denklemlere ait istatistiksel değerler

Model	$V_{den}/V_{model}$			AAE (%)
	Ortalama	SD	COV (%)	
ACI 440.1R-06	1,80	0,61	33,62	49,017
CAN/CSA-S806-02	1,20	0,31	25,90	22,300
ISIS M03-07	2,10	0,83	39,35	46,490
JSCE-97	2,29	0,70	30,63	52,790
BISE-99	1,65	0,52	31,27	38,310
Önerilen Denklem	1,07	0,30	28,10	17,020

Şekil 2 (a-f) ve Tablo 4'den görüldüğü üzere, gerek ISIS-M03-07 gerekse JSCE-97 tarafından önerilen modeller, kesme dayanımı değerlerini gereksiz şekilde oldukça güvenli yönde vermektedir. Bu modellerin bu şekilde güvenli yönde sonuçlar vermesi  $V_f$  değeri elde edilirken bu modellerin uygulanabilirliğini ortadan kaldırmaktadır. Bu iki yöntemin bu şekilde sonuçlar vermesinin temel nedeni ise bu modeller hesaplanırken  $\varepsilon_{fv}$  değerinin elde edilmesinde kullanılan yöntemden kaynaklanmaktadır. 12b ve 16b denklemleri kullanılarak deneysel verilere ait, etriyelerdeki taşıma gücü anındaki şekil değiştirme değerleri elde edilmiş ve bu değerlerin 0,00038 ile 0,0035 arasında değişen oldukça düşük değerler olduğu sonucuna ulaşılmıştır. Bu nedenle, gerek

İ.F. KARA, F. CULLAZOĞLU, M.H. SEVERCAN

ISIS S806-02 gerekse JSCE-97 tarafından etriyelerin kesme dayanımı için önerilen denklemlerden elde edilen değerlerin kesme dayanımına olan katkısı oldukça düşük düzeyde olmaktadır. Gerek ACI 440-1R-06 gerekse BISE-99 tarafından etriyelerin kesme dayanımına olan katkısı için önerilen denklemlerin daha iyi sonuçlar verdiği gözlenmiştir. Bununla birlikte CSA S806-02 tarafından verilen ve bu çalışmada önerilen denklemden elde edilen sonuçların deneysel sonuçlara en yakın değerler verdiği görülmüştür.



Şekil 2. FRP Kayma donatılı betonarme elemanlara ait deneysel sonuçlarla model sonuçlarının karşılaştırılması

#### 4. SONUÇLAR

Bu çalışmada FRP donatısı içeren betonarme kirişlerin kesme dayanımı farklı yönetmelikler ve standartlar tarafından önerilen modeller aracılığı ile elde edilerek bu modellerin karşılaştırılması yapılmıştır. Ayrıca FRP donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımları için gerek beton gerekse kayma donatılarının katkısını da

*ENİNE VE BOYUNA FRP DONATILI BETONARME KİRİŞLERİN KESME DAYANIMI*

ıçerecek şekilde denklemler önerilmiş ve bu denklemlerin diğer yönetmelikler tarafından önerilen modellerle karşılaştırması da yapılmıştır. Bu kapsamda elde edilen sonuçlar aşağıda kısaca özetlenmiştir.

ACI 440.1R-15 tarafından FRP donatılı kirişlerin kesme dayanımına ait beton katkısı için önerilen denklemden elde edilen değerlerin tüm modeller içinde oldukça güvenli yönde sonuçlar verdiği görülmüştür. Bununla birlikte ISIS-M03-07 tarafından önerilen denklemin kesme dayanımını etkileyen tüm parametreleri göz önünde bulundurmamasına karşın yine de uygun sonuçlar verdiği görülmüştür. BISE-99 tarafından önerilen denklemin de yönetmelikler içerisinde en uygun sonucu verdiği gözlemlenmiştir. FRP donatılı betonarme kirişlerin kesme dayanımının hesabında gerek beton gerekse kayma donatısı katkısı için bu çalışma kapsamında önerilen denklemlerin en uygun sonuçları verdiği görülmüştür.

ISIS-M03-07 ve JSCE 97 tarafından kayma donatısı katkısı için önerilen modellerden elde edilen değerlerin, kirişlerin toplam kesme dayanımına olan katkısı içerisinde oldukça düşük düzeyde olduğu ve bu nedenle bu modellerin toplam kesme dayanımı değerlerini deneysel sonuçlara göre oldukça düşük verdiği görülmüştür.

**KAYNAKLAR**

- [1] AMERICAN CONCRETE INSTITUTE (ACI), Guide for the Design and Construction of Concrete Reinforced with FRP Bars, Technical Committee Document No. 440.1R-15, Farmington Hills, Michigan, USA, 2015.
- [2] SHEHATA, E., Fibre-Reinforced Polymer (FRP) for Shear Reinforcement in Concrete Structures, PhD Dissertation, Manitoba University, Winnipeg, Manitoba, Canada, 1999.
- [3] CANADIAN STANDARDS ASSOCIATIONS (CSA). Design and Construction of Building Components with Fibre-Reinforced Polymer, Canadian Standards S806-02, Rexdale, Ontario, Canada, 2002.
- [4] JAPAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS (JSCE), Recommendations for Design and Construction of Concrete Structures using Continuous Fibre Reinforced Materials, A. MACHIDA (Ed.), Concrete Engineering Series 23, Tokyo, Japan, 1997.
- [5] ISIS CANADA, Reinforcing Concrete Structures with Fibre Reinforced Polymers, ISISM03-07, Canadian Network of Centres of Excellence on Intelligent Sensing for Innovative Structures, Univ. of Winnipeg, Winnipeg, Man, Canada, 2007.
- [6] BRITISH INSTITUTION OF STRUCTURAL ENGINEERS (BISE), Interim Guidance on the Design of Reinforced Concrete Structures Using Fibre Composite Reinforcement, IstructE, SETO Ltd., London, UK, 1999.
- [7] NAGSAKA, T., FUKUYAMA, H., TANIGAKI, M., Shear Performance of Concrete Beams Reinforced with FRP Sitrups, Detroit, Michigan, USA, 1993.
- [8] HEGGER, J., NIEWELS, J., KURTH, M., "Shear Analysis of Concrete Members with Fibre Reinforced Polymers (FRP) as Internal Reinforcement", 9th International Symposium on Fibre-Reinforced Polymer Reinforcement for Concrete Structures, FRPRCS-9, 1-8, Sydney, Australia, 2009.
- [9] SPADEA, S., Comportamento di Elementi di Calcestruzzo Armato Con Barre di Materiale Composito Fibroinforzato, University of Salerno, Fisciano, Italy, 2010.
- [10] RAZAQPUR, A.G., SPADEA, S., "Shear Strength of FRP Reinforced Concrete Members with Stirrups", Journal of Composite for Construction, 19, 1-15, 2015.
- [11] CNR-DT 203/2006, Guide for Design and Construction of Concrete Structures Reinforced with Fibre-Reinforced Polymer Bars, Rome, Italy, 2006.
- [12] ASHOUR, A.F., KARA, I.F., "Size Effect on Shear Strength of FRP Reinforced Concrete Beams", Composite Part B: Engineering, 60, 612-620, 2014.
- [13] EL-SAYED, A.K., EL-SALAKAWY, E.F., BENMOKRANE, B., "Shear Strength of one Way Concrete Slabs Reinforced With FRP Composites Bar", Journal of Composite for Construction, 9, 147-157, 2005.
- [14] EL-SAYED, A.K., EL-SALAKAWY, E.F., BENMOKRANE, B., "Shear Strength of FRP Reinforced Concrete Beams without Transverse Reinforcement", ACI Structural Journal, 103, 235-243, 2006.
- [15] ALKHRDAJİ, T., WIDEMAN, M., BELARBI, A., NANNI, A., "Shear Strength of GFRP RC Beams and Slabs", Proceedings of the Int. Conference Composites in Construction-CCC, 409-414, Porto, Portugal, 2001.
- [16] ALSAYED, S., AL-SALLOUM, Y., ALMUSALLAM, T., AMJAD, M., "Evaluation of Shear Stresses in Concrete Beams Reinforced by FRP Bars", Proceeding of the Second International Conference on Advanced Composite Materials for Bridges and Structures (ACMBS-II), 173-179, Montreal Quebec, Canada, 1996.

## HAVUZLU BALIK GEÇİDİ HİDROLİĞİNİN DENEYSEL İNCELENMESİ

**Ahmet Alper ÖNER\***, **Oğuz SORGUCU**

*İnşaat Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, Erciyes Üniversitesi, Kayseri, Türkiye*

*Geliş / Received: 19.04.2016*

*Düzeltilmelerin gelişi / Received in revised form: 24.05.2016*

*Kabul / Accepted: 25.05.2016*

### ÖZ

Bu çalışmada, ülkemizde ve dünyada en çok kullanılan balık geçitlerinin başında gelen havuzlu balık geçidi hidrolöği deneysel olarak incelenmiştir. Deneyler açık kanal düzeneğinde gerçekleştirilmiştir. Kapaklar yerleştirilmek suretiyle oluşturulan beş ayrı havuzdaki hız alanı akustik dopler hız ölçüm cihazı ile ölçülmüştür. Orifisli perde duvarları, literatürde gölge balığı ya da üst alabalık kuşağı balıklarının geçmesi için tasarlanmış olanlara nispeten 1/2 oranında küçültülmüştür. Deneylerde kullanılan 6,2 L/s'lik debi için, birinci perde mamba ve mansabı arasında 2 cm'lik bir yükseklik farkı olurken, bu fark diğer kapaklarda 1 cm olarak belirlenmiştir. Bu farklar 12,2 L/s'lik debi için ise 5,5 cm olarak ölçülmüştür. Havuzlardaki en büyük hızların orifislerin hemen mansabında olduğu belirlenmiştir. Ayrıca orifisler yakınındaki bu yüksek hız bölgelerinden uzaklaştıkça, balıkların geçerken dinlenebileceği daha düşük hızların olduğu akım alanları olduğu tespit edilmiştir.

**Anahtar Kelimeler:** Havuzlu balık geçidi, akustik dopler hız ölçüm cihazı, açık kanal, orifis

## EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF THE HYDRAULICS OF POOL AND WEIR FISHWAY

### ABSTRACT

In this study, the pool and weir fishway which is the most commonly used fishway in the world and in our country, was investigated experimentally. The experiments were conducted in an open channel system. The velocity area of the flow in five pools created by using weirs was measured by using aquistic doppler velocimeter. The orifices on the weirs were reduced in the ratio of 1/2 that of given in the literature for the grayling (*Thymallus thymallus*) or the brown trout (*Salmo trutta*) to pass. In the experiments for a discharge value of Q=6.2 L/s, the difference between the height of the water surface of downward and upward side of the first weir was found to be 2 cm and 1 cm for the others. For Q=12.2 L/s, these differences between the water surface heights were 5.5 cm for all weirs. The maximum velocities were obtained next to downward of the orifices. Moreover, far from the high velocity areas near the orifices, lower velocity areas in the pools that fishes could rest during the passes were determined.

**Keywords:** Pool and weir fishway, aquistic doppler velocimeter, open channel, orifice

---

\*Corresponding author / Sorumlu yazar. Tel.: +90 352 437 00 80; e-mail/e-posta: alperoner@erciyes.edu.tr



*HAVUZLU BALIK GEÇİDİ HİDROLİĞİNİN DENEYSSEL İNCELENMESİ***1. GİRİŞ**

Özellikle son yüzyılda, dünya nüfusunun artması ve sanayinin gelişmesiyle birlikte su ve enerjiye olan gereksinime paralel olarak akarsular üzerine yapılan; bent, bağlama, baraj, hidroelektrik santrali gibi su yapılarında hızlı bir artış meydana gelmiştir. Özellikle günümüzde, çevreye uyumlu, temiz, yenilenebilir, yüksek verimli, uzun ömürlü, yatırım-geri ödeme süresinin kısa olması, işletme giderinin düşük ve yerli bir kaynak olması gibi sebeplerle hidroelektrik santrallere olan ilgi artmıştır. Devlet Su İşleri Genel Müdürlüğü 2014 yılı faaliyet raporuna göre özel sektöre gerçekleştirilecek hidroelektrik projelerinin toplam sayısı 1536, işletmede olan HES sayısı 485, inşaatı devam eden HES sayısı ise 145 olarak verilmiştir. Sadece Doğu Karadeniz Bölgesinde 430'dan fazla nehir tipi HES projesi planlanmaktadır [1]. Ayrıca Devlet Su İşleri verilerine göre hali hazırda işletmede olan 504 adet baraj mevcuttur. İhtiyaç doğrultusunda sayıları her geçen gün daha da artan, akarsular üzerine inşa edilen su yapılarının akarsulardaki ekosistem üzerinde önemli değişikliklere sebep olduğu ve sucul organizmaları etkilediği belirtilmektedir [2]. Yumurtlama ya da beslenme için, membadan mansaba ya da mansaptan membaa göç etmek zorunda olan diadrom balıkların göç yollarına yapılan bu tür su yapıları pek çok balık türünün popülasyonlarında azalmalara sebep olmuştur [3].

Akarsular üzerine yapılan yapıların bu tür olumsuz etkilerini azaltmak, su canlılarının popülasyonlarına ve ekosisteme verilen zararı minimuma indirebilmek amacıyla su canlılarının geçişini sağlayacak geçitler inşa etme zorunluluğu ortaya çıkmıştır. Balıkların yumurtlama ya da beslenmeleri için göç dönemlerinde akarsular üzerine sonradan inşa edilmiş engelleri aşabilmeleri amacıyla tasarlanan yapılara “Balık Geçidi” denir. Dünyada olduğu gibi ülkemizde de gerekli olması durumunda su yapıları üzerine balık geçitleri yapılması yasal bir zorunluluktur. 1380 sayılı Su Ürünleri Kanununun 22. maddesinde; “Tarım Orman ve Köy İşleri Bakanlığının müsaadesi alınmadan akarsularda su ürünlerinin geçmesine veya yetişmesine engel olacak şekilde ağlar kurulması, bent, çit ve benzeri engeller yapılması yasaktır. Akarsular üzerinde kurulmuş ve kurulacak olan baraj ve regülatör gibi tesislerde su ürünlerinin geçmesine mahsus balık geçidi veya asansörlerin yapılması ve bunların devamlı olarak işler durumda bulundurulması mecburidir.” denmektedir.

Zaman içerisinde birçok balık geçidi tipi geliştirilmiştir. Bunların belli başlıları (i) Havuzlu Geçitler, (ii) Yarıklı Geçitler, (iii) Denil Geçitler, (iv) Yılan Balığı Merdivenleri, (v) Balık Eklüzleri ve (vi) Balık Asansörleri şeklinde sıralanabilir [4].

Farklı tiplerdeki balık geçitleri ile ilgili geçmişte, ülkemizde [1, 4-7] ve dünyada [2, 3, 8-16] birçok çalışma yapılmıştır. Bu çalışmada dünyada ve ülkemizde en çok kullanılan balık geçidi tiplerinden biri olan “Havuzlu Balık Geçidi” incelenmiştir. Bu amaçla bir açık kanal düzeneği içerisinde yerleştirilen perdeler ile oluşturulan havuzlar içerisindeki hızlar akustik dopler hız ölçüm cihazı kullanılarak deneysel olarak ölçülmüştür.

Havuzlu balık geçitlerinde canlının membadan mansaba veya mansaptan membaa ilerlemesini sağlamak amacıyla oluşturulan kanal, basamaklı havuzlar oluşturacak şekilde bölümlere ayrılmaktadır. Su, bölümleri oluşturan perde duvarlarında yer alan boşluklardan (orifislerden) geçer. Böylece suyun enerjisi de, belli miktarlarda, bu bölmelerde/havuzlarda kırılmış olur. Su canlıları, perde duvarların tabanındaki orifislerden veya üst kısımlarında açılan çentiklerden geçerek bir havuzdan diğerine ulaşır. Göç sırasında, perde duvarlardaki ofris veya çentiklerde yüksek hıza maruz kalan canlılar havuzlarda hızın nispeten düşük olduğu kısımlarda dinlenme imkânı bulurlar. Ayrıca omurgasız, dip canlılarının ya da küçük balıkların saklanıp dinlenebilmesine imkân sağlamak amacıyla kanal tabanı doğal ortamına benzer çakıl, taş gibi malzemeler ile pürüzlendirilir. Şekil 1’de klasik bir şaşırtmalı tip “Havuzlu Balık Geçidi” görülmektedir.



**Şekil 1.** Havuzlu Balık Geçidi

## 2. MATERYAL VE METOT

### 2.1. Deney Kanalı

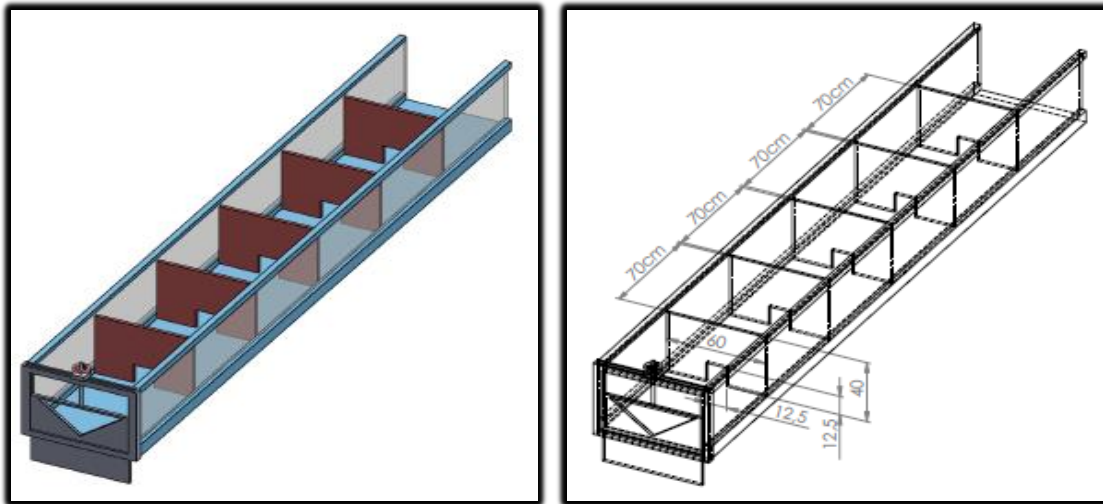
Deneyler Şekil 2’de verilen Erciyes Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü Hidrolik Laboratuvarında yer alan açık kanal deney düzeneğinde gerçekleştirilmiştir. Kanalın başlangıcında  $5 \text{ m}^3$  hacimli silindirik bir fiber besleme tankı bulunmaktadır. Su bu depodan kanala boru yardımıyla kendi cazibesiyle verilmektedir. Kanala ulaşan su öncelikle kanal başındaki hazneye girmektedir. Haznedan kanala geçecek olan suyun mümkün olduğu kadar çalkantısız ilerlemesi için hazneye delikli bir ızgara yerleştirilmiştir. Bu ızgaradan geçen su dikdörtgen kesitli ( $0,60 \times 0,60 \text{ m}$ ) taban ve yan yüzeyler camdan imal edilen,  $9,5 \text{ m}$  uzunluğundaki kanala girmektedir. Kanala maksimum  $\% 2,5$  eğim verilebilmektedir.



Şekil 2. Açık kanal deney düzeneği

### 2.2. Havuz ve Perde Duvar Ölçüleri

Şekil 3’te görüldüğü gibi, deneylerde dört havuz oluşturmak amacıyla 5 perde duvarı kullanılmıştır. Perde duvarları arasında  $70 \text{ cm}$ ’lik mesafe ayarlanmıştır. İlk perde duvar kanal başlangıcından yaklaşık  $5,7 \text{ m}$  uzaklığa yerleştirilmiştir.  $40 \text{ cm}$  yüksekliğe  $60 \text{ cm}$  genişliğe sahip perde duvarlarının alt kısmına, tam ortaya yerleştirilen orifisler,  $12,5 \times 12,5 \text{ cm}$  ölçülerine sahiptir.



Şekil 3. Ortadan boşluklu kapak tipi ve ölçülendirilmesi

*HAVUZLU BALIK GEÇİDİ HİDROLİĞİNİN DENEYSEL İNCELENMESİ*

Şekil 3'te verilen ölçüler, gölge balığı ya da üst alabalık kuşağı balıklarının geçmesi için tasarlanmış, orifisli perde duvarlarının  $\frac{1}{2}$  oranında küçültülmesi ile elde edilmiş ölçülerdir. Çalışmamızda Froud benzerliği kullanılmıştır, bu benzerliğe göre  $\frac{1}{2}$  uzunluk ölçeği için hız ölçeği 1/1,414, debi ölçeği ise 1/5,66 olarak hesaplanmıştır. Bu ölçekler kullanılarak deney sonuçlarına model etkisi de göz önüne alınmıştır.

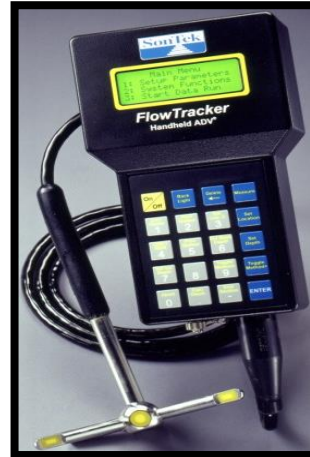
**2.3. Debi ve Hız Ölçümü**

Deneylerde debi, Ultrasonik Debi Ölçme cihazı ile ölçülmüştür. Şekil 4'de görülen Ultrasonik Debi Ölçme cihazı ile 5 cm'den 100 cm çapına kadar bütün cebri borularda geçen debi  $\pm\%$  3'lük hata ile belirlenebilmektedir.



**Şekil 4.** Ultrasonik Debi Ölçer

Balık geçidi içerisindeki hızlar, İnşaat Mühendisliği Bölümünde yer alan akustik dopler hız ölçüm cihazı ile ölçülmüştür. Şekil 5'te verilen akustik dopler hız ölçüm cihazı, ultrasonik ses dalgalarının yayılma prensibinden yararlanarak hız ölçmek için geliştirilmiş bir cihazdır. Hareketli bir akışkan içerisinde akışkan hızını tam olarak takip edebilen küçük gaz, duman, katı parçacıklar var ise bu taneciklerden saçılan dalganın frekansının ölçülmesi ile bu taneciklerin dolayısıyla akışkanın hızı ölçülebilir. FlowTracker (SonTek, İngiltere) marka akustik dopler hız ölçüm cihazı üç boyutlu hız ölçümü yapabilmektedir. Akım içerisinde sensörün 10 cm önündeki 6 mm çap ve 10 mm yüksekliğindeki silindir bir kontrol hacmi içerisinde yer alan hız değerlerini ( $V_x$ ,  $V_y$  ve  $V_z$ ) her bir saniye içerisinde ölçerek, 10 s ile 1000 s arasında istenilen zaman aralığında ortalamasını belirlemektedir. Noktasal hız ve debi ölçme fonksiyonları bulunan aletin 4 Mb'lık hafızası maksimum 64 data dosyasına ölçüm değerlerini kaydedebilmektedir. Laboratuvar ve arazide ölçüm yapabilen bu alet bilgisayara bağlanarak ölçüm değerlerini kopyalamak ve üzerinde çalışmak mümkün olmaktadır [18].

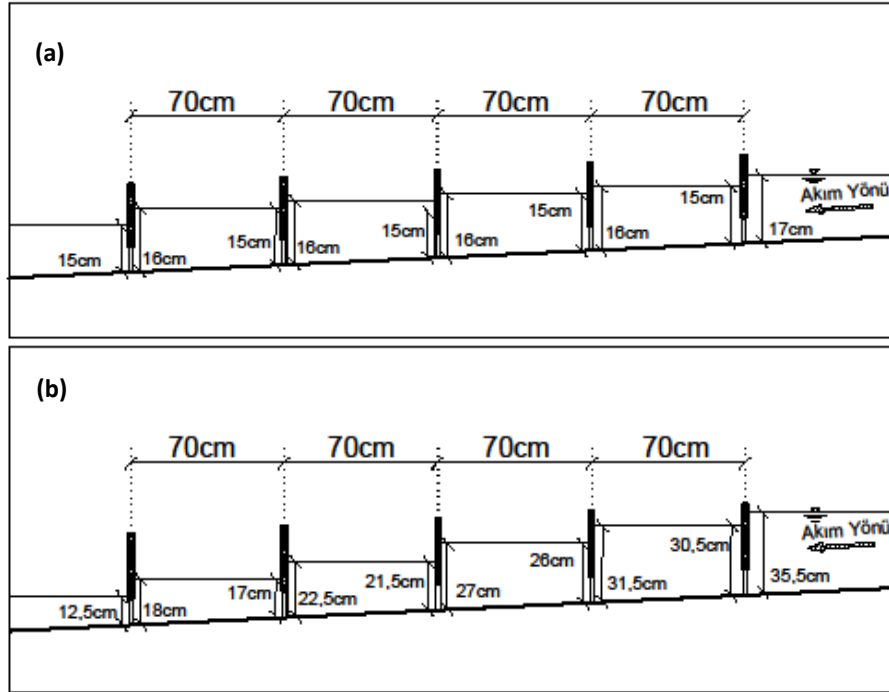


**Şekil 5.** Akustik dopler hız ölçüm cihazı

### 3. BULGULAR VE TARTIŞMA

Bu çalışmada, % 2,5 kanal taban eğimine sahip bir açık kanal içerisinde oluşturulan havuzlu balık geçidi içerisindeki akım alanı, iki farklı debi için incelenmiştir. Şekil 6'da da görüldüğü gibi, kanal içerisinde oluşturulan havuzlar içerisindeki su yüzü profili mansaba doğru ilerledikçe azalmaktadır. Özellikle  $Q=6,2$  L/s'lik debi değerinde son havuzdaki su derinliği 12,5 cm olmaktadır. Akustik dopler hız ölçüm cihazı ile yapılan ölçümlerde belli bir kontrol hacmi içerisindeki hızlar ölçülebilmektedir. Bu durum, katı sınırlara ve su yüzüne yakın bölgelerde hassas ölçüm yapılmasını zorlaştırmaktadır. Memba tarafındaki havuzlarda su derinliği daha fazla olması sebebiyle farklı derinliklerde ölçüm yapma olanağına sahip olmamıza karşın son havuzdaki su derinliği sınırlayıcı bir etken olarak karşımıza çıkmaktadır. Bu sebeple, bu bölümde karşılaştırma yapabilmek için bütün havuzlarda ve debilerde ölçüm yapabildiğimiz iki farklı derinlik olan tabandan 2 cm ve orifisin yaklaşık olarak orta noktasına karşılık gelen, 6 cm yüksekliklerdeki hızların verilmesi uygun görülmüştür.

Şekil 6'da görüldüğü gibi,  $Q=6,2$  L/s'lik debi durumundaki 1. perde duvarın memba ve mansap yüzeyleri arasında 2 cm'lik bir su yükseklik farkı meydana gelirken bu fark diğer perde duvarlarında 1 cm olarak belirlenmiştir. Perde duvarları arasındaki bu fark  $Q=12,2$  L/s için ise 5,5 cm olduğu Şekil 6 (b)'de görülmektedir.



Şekil 6. (a)  $Q=6,2$  L/s için, (b)  $Q=12,2$  L/s için havuzlardaki su yüzü değişimi

Perde duvarının tabanında, tam orta noktada yer alan orifisin sağ ve sol kenarında yapılan ölçümler akımın simetrik olduğunu göstermiştir. Dolayısıyla sadece tek sahilde yapılan ölçümlerin verilmesi yeterli görülmüştür. Şekil 7, Şekil 8, Şekil 9 ve Şekil 10'da görüldüğü gibi, "x" doğrultusundaki maksimum hızlar orifis çıkışlarında oluşmaktadır.

Yapılan deneylerde kanal içerisindeki maksimum hız,  $Q=12,2$  L/s için tabandan 6 cm yükseklikte ilk perde duvarının hemen mansabında 1,207 m/s olarak ölçülmüştür. Çalışmada kullanılan Froud benzerliğine göre hız ölçeğinin 1/1,414 olduğu düşünüldüğünde prototipteki gerçek hız değeri yaklaşık 1,71 m/s olmaktadır. Havuzlu balık geçitlerinde müsaade edilen maksimum hız değeri 2,0 m/s'dir [7]. Dolayısıyla elde edilen gerçek hız değerimiz müsaade edilen sınırlar içerisinde yer almaktadır. Yatay doğrultudaki hızlar incelendiğinde, ofristen geçen düzlem doğrultusunda nispeten yüksek hızlar olduğu, buna karşın havuzların kenarlarına doğru hızların azaldığı hatta negatif değerler aldığı, yani ters yönde akım olduğu görülmektedir. Giriş bölümünde de bahsedildiği gibi, yüksek hızlı kısımlarda yorulan canlıların bu bölümlerde dinlenmesi ve gücünü topladıktan sonra göçüne devam etmesi mümkün görülmektedir.

Azami akış hızları orifislerde oluşur ve teorik olarak

HAVUZLU BALIK GEÇİDİ HİDROLİĞİNİN DENEYSEL İNCELENMESİ

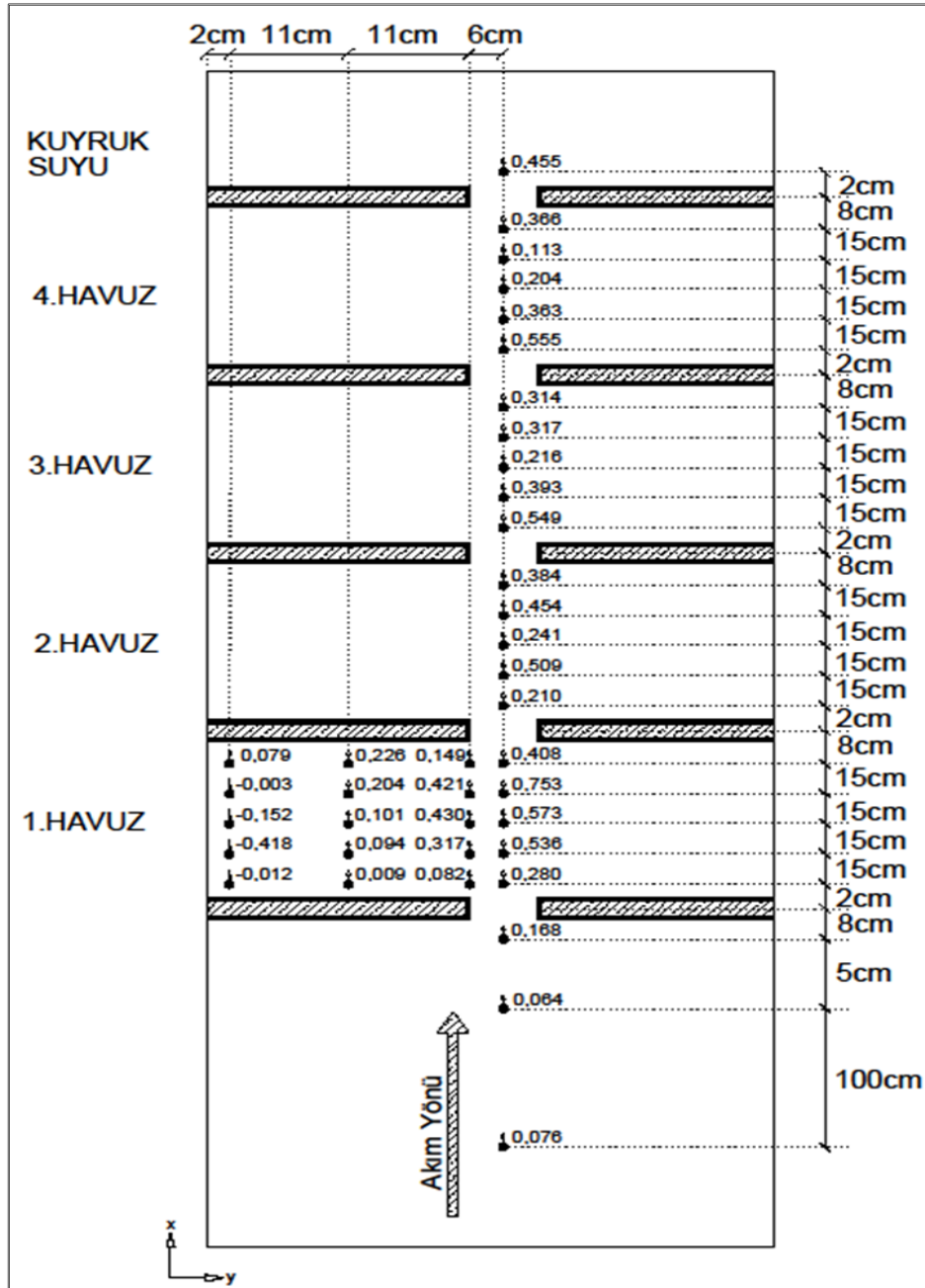
$$V_{maks} = \sqrt{2g\Delta h} \tag{1}$$

formülü ile hesaplanır ( $\Delta h$ =perde duvarlardaki su kotu farkı) . Ayrıca debi ise;

$$Q = \psi A_s \sqrt{2g\Delta h} \tag{2}$$

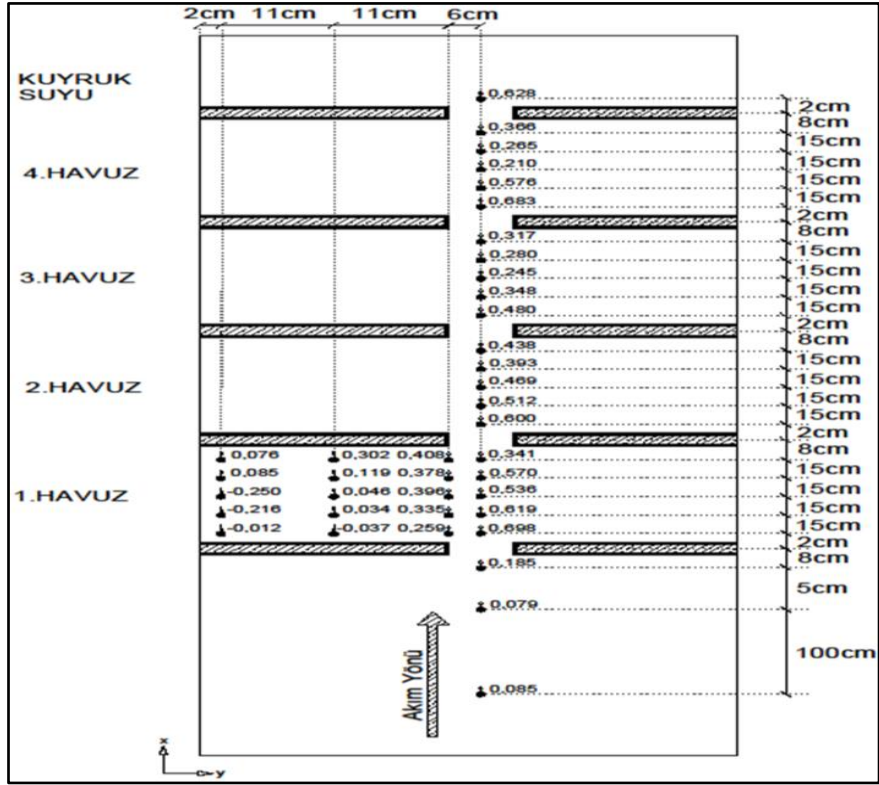
formülü ile hesaplanmaktadır [7]. Denklem 2’de geçen  $\psi$  debi katsayısı (=0,65 ila 0,85 arasında bir değer alınır),  $A_s$  ise orifis alanıdır (12,5x12,5cm) [7].

Bu formülleri kullandığımızda, örneğin  $Q=12,2$  L/s için, perde duvarlar arasında  $\Delta h = 5,5$ cm’lik yükseklik farkı düşünüldüğünde  $V_{maks}=1,04$  m/s olarak elde edilir. Debi ise ( $\psi=0,75$  alındığında)  $Q=12,18$  L/s olarak bulunmaktadır ki bu değerlerin deneysel ölçümlerle son derece uyumlu olduğu görülmektedir.

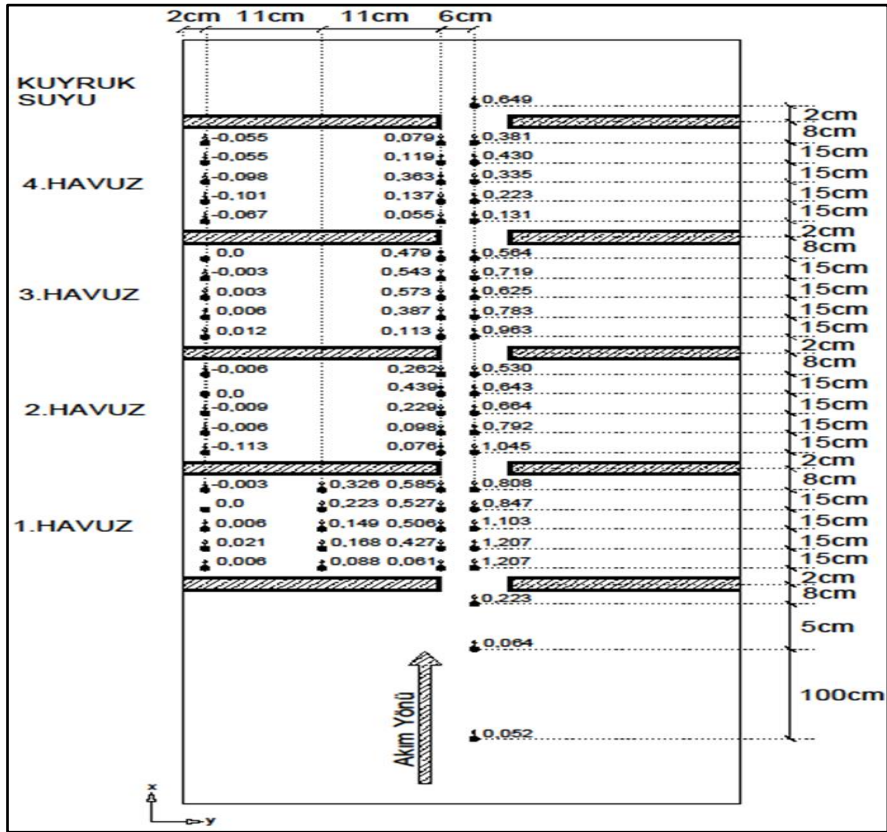


Şekil 7.  $Q=6,2$  L/s için tabandan 2 cm yüksekte elde edilen yatay hız dağılımları

A.A. ÖNER, O. SORGUCU

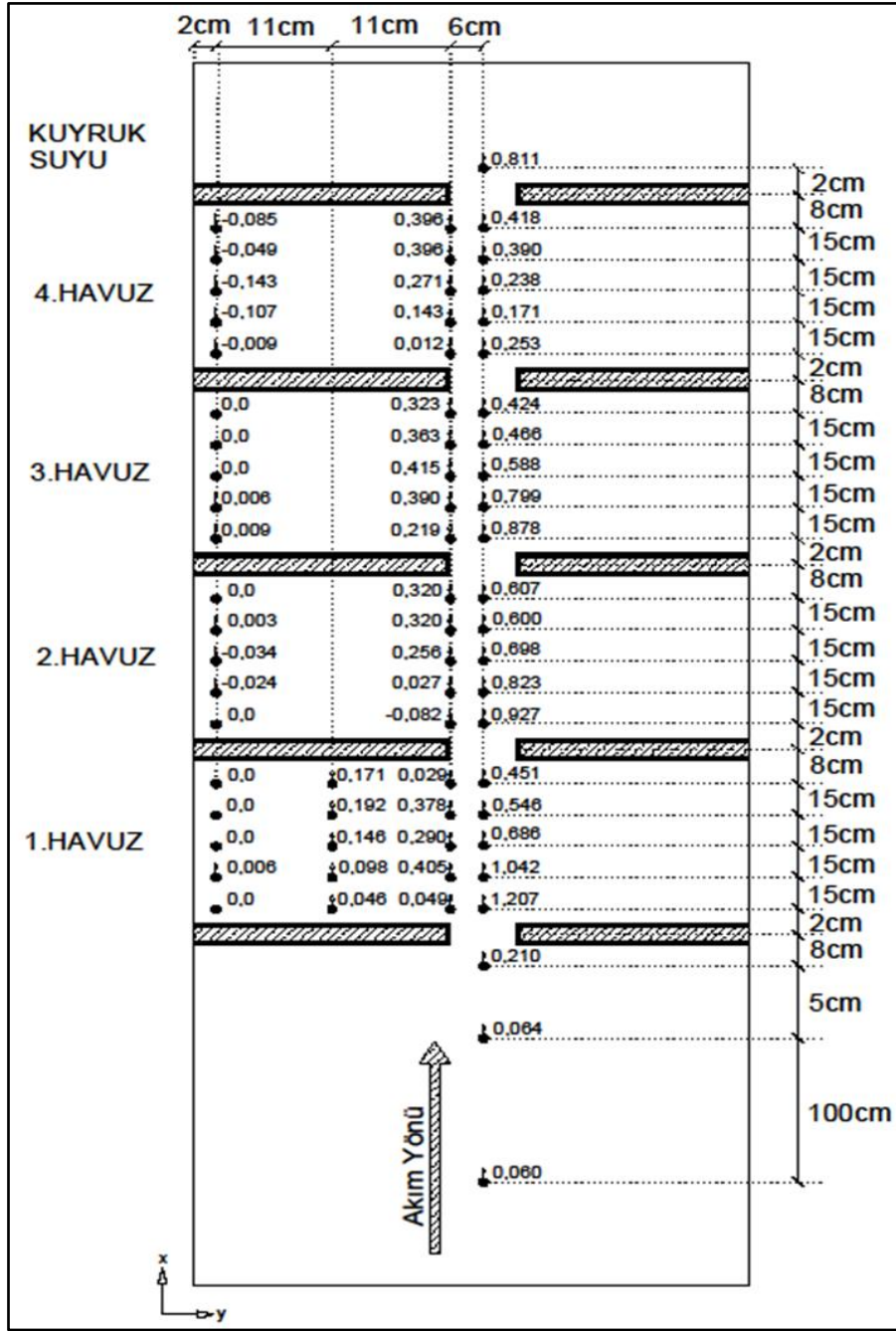


Şekil 8. Q=6,2 L/s için tabandan 6 cm yüksekte elde edilen yatay hız dağılımları



Şekil 9. Q=12,2 L/s için tabandan 2 cm yüksekte elde edilen yatay hız dağılımları

HAVUZLU BALIK GEÇİDİ HİDROLİĞİNİN DENEYSEL İNCELENMESİ



Şekil 10. Q=12,2 L/s için tabandan 6 cm yüksekte elde edilen yatay hız dağılımları

#### 4. SONUÇLAR

Enerji ihtiyacına paralel olarak sayıları sürekli artan HES, baraj ve bağlamalar, yapıldıkları akarsuda bulunan canlı hayatı üzerinde çok önemli değişikliklere/etkilere sebep olmaktadır. Bu etkileri minimuma indirmek ve akarsudaki habitatı korumak amacıyla geliştirilen yöntemlerden biri de “Balık Geçitleri”dir. En basit ifadeyle; membadan mansaba ya da mansaptan membaa göç etmek zorunda olan canlıların göç yolları üzerinde inşa edilen dikey yapıları aşmaları için yapılan geçitlere “Balık Geçidi” denmektedir.

Bu çalışmada, inşa edilmesi aynı zamanda yasal bir zorunluluk da olan, teknik balık geçitlerinden, ülkemizde ve dünyada en çok kullanılan “Havuzlu Balık Geçidi” hidrolüğü deneysel olarak incelenmiştir. Laboratuvar

A.A. ÖNER, O. SORGUCU

şartları açısından ½ ölçeğinde küçültülen balık geçidi deneylerinde Froud benzerliği kullanılmıştır. Bu benzerliğe göre ½ uzunluk ölçeği için hız ölçeği 1/1,414, debi ölçeği ise 1/5,66 olarak hesaplanmıştır.

Deneylerde, 6,2 L/s ve 12,2 L/s'lik debilerle çalışılmıştır. En büyük hızlar perde duvarı tabanlarındaki orifis çıkışlarında oluşmuştur. Ölçülen en büyük hız değeri 12,2 L/s debi değerinde ve h=6 cm yükseklikte 1,207 m/s'dir ki hız ölçeği ele alındığında bu hızın prototipteki gerçek değeri yaklaşık 1,7 m/s olmaktadır. Bu hız, ülkemizde çokça bulunan alt alabalık kuşağı balıkları için verilen maksimum yüzme hızı değeri olan 2,0 m/s'den küçüktür. Yatay hız dağılımları incelendiğinde, orifis ekseninde nispeten yüksek hızların meydana geldiği, orifisten uzaklaştıkça hızların azaldığı hatta havuz kenarlarında düşük, negatif hızların oluştuğu tespit edilmiştir. Hız dağılımlarından, orta kesitteki yüksek hızlardan geçerken yorulan balıkların dinlenebilmesine uygun düşük hız bölgelerinin mevcut olduğu görülmektedir.

## TEŞEKKÜR

Bu çalışmayı FYL-2015-5703 proje kodu ile destekleyen, Erciyes Üniversitesi BAP Koordinasyon Birimine teşekkür ederiz.

## KAYNAKLAR

- [1] AKSUNGUR, M., AK, O., OZDEMİR, A., "Nehir Tipi Hidroelektrik Santrallerinin Sucul Ekosisteme Etkisi: Trabzon Örneği", Journal of Fisheries Sciences.com, 5, 79-92, 2011.
- [2] SCHILT, C.R., "Developing Fish Passage and Protection at Hydropower Dams", Applied Animal Behaviour Science, 104, 295-325, 2007.
- [3] BLESS, R., LELEK, A., WATERSTRAAT, A., Rote Liste und Artenverzeichnis der in Deutschland in Binnenge wässern vork ommen den Rund mäuler und Fische (Cyclostomata&Pisces). In E. NOWAK, J. BLAB, R. BLESS (Eds.), Rote Liste der gefahrdeten Wirbeltiere in Deutschland-Graven, (pp. 137-156), Kilda-Verlag, Graven, Germany, 1994.
- [4] TÜFEK, Ö.M., Balık Geçitleri-Tasarım, Boyutlandırma ve İzleme, DSİ Yayınları, Ankara, Türkiye, 2009.
- [5] DSİ/FAO/DVWK, Balık Geçitleri Tasarım, Boyutlandırma ve İzleme, DSİ/FAO/DVWK Yayınları, Ankara, Türkiye, 2009.
- [6] KADIOĞLU, C., Balık Geçitlerinin Sayısal Analiz ile Modellenmesi. Yüksek Lisans Tezi, İstanbul Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul, Türkiye, 2010.
- [7] KOCABAŞ, M., BAŞÇINAR, N., KUTLUYER, F., AKSU, Ö., "HES"ler ve Balıklar", Türk Bilimsel Derlemeler Dergisi, 6, 128-131, 2013.
- [8] KATOPODIS, C., RAJARATNAM N, A., Review and Lab Study of Hydraulics of Denil Fishways, Can. Tech. Rep. Fish. Aquatic Sci., 1145, Canada, 1983.
- [9] KATOPODIS, C., Introduction to Fishway Design, Working Document, Freshwater Institute, Central and Arctic Region, Department of Fisheries and Oceans, Winnipeg, Manitoba, Canada, 1992.
- [10] CALTRANS PROJECT, Fish Passage Design for Road Crossings, Fishways, August 2009.
- [11] DENİL, G., "Les Échelles à poissons et leur application aux barrages de Meuse et d'Ourthe", Annales des Travaux Publics de Belgique Série II/XIV, 66, 253-395, 1909.
- [12] LARINIER, M., TRAVADEF., PORCHER, J.P., "Fishways: Biological Basis, Design Criteria and Monitoring", Bulletin Francais de la Peche et de la Pisciculture, 364, 39-53, 2002.
- [13] SCHWALME, K., MACKAY, W.C., "Suitability of Vertical Slot and Denil Fishways For Passing North-Temperate, Nonsal moniod Fish", Canadian Journal of Fisheries and Aquatic Sciences, 42, 1815-1822, 1985.
- [14] LWA (Landesamt für Wasser und Abfall Nordrhein-Westfalen), Biotopgestaltung an Talsperren, Hoch wasser rück halte becken und Flußstauen, Merkblatt Nr. 9, 1992.
- [15] LAINIER, M., "Lespasses à ralentisseurs-Bull", Fr. PêchePiscic., 326/327, 73-94, 1992.
- [16] EAD, S.A., KATOPODIS, C., SIKORA, G.J., RAJARATNAM, N., "Flow Regimes and Structure Pool and Weir Fishways", Can. J. Env. Eng. & Sci., 3, 379-390 (Special Issue on Environmental Hydraulics), 2004.
- [17] BAYDAR, Ş., Doğu Akdeniz Bölgesindeki Balık Geçidi Sistemlerinin Yapısal Özelliklerinin Belirlenmesi. Yüksek Lisans Tezi, Kahramanmaraş Sütçü İmam Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü. 2014.
- [18] ARDIÇLIOĞLU, M., ÖZTÜRK Ö., YAKUPOĞLU, A., "Açık Kanallarda Hız Ölçüm Cihazlarının Kullanımı ve Karşılaştırılması", TMMOB Makina Mühendisleri Odası, VI. Ulusal Ölçümbilim Kongresi, 19-23, Eskişehir, Türkiye, 2005.



## **METEOROLOJİK VERİLER KULLANILARAK YERALTI SU SEVİYESİNİN GENETİK PROGRAMLAMA İLE TAHMİNİ**

**Murat ÇOBANER<sup>\*1</sup>, Emin BABAYİĞİT<sup>2</sup>, Bilal BABAYİĞİT<sup>3</sup>**

<sup>1</sup>*Inşaat Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, Erciyes Üniversitesi, Kayseri, Türkiye*

<sup>2</sup>*Inşaat Mühendisliği Anabilim Dalı, Fen Bilimleri Enstitüsü, Erciyes Üniversitesi, Kayseri, Türkiye*

<sup>3</sup>*Bilgisayar Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, Erciyes Üniversitesi, Kayseri, Türkiye*

*Geliş / Received: 20.04.2016*

*Düzeltilmelerin gelişi / Received in revised form: 24.05.2016*

*Kabul / Accepted: 25.05.2016*

### **ÖZ**

Tatlı su ihtiyacının önemli bir kısmı yeraltı suları tarafından karşılanmaktadır. Bu nedenle yeraltı sularının kalitesinin ve miktarının izlenmesi ve mevcut durumunun ortaya konması su yönetimi politikalarının geliştirilmesi bakımından önemlidir. Genetik programlama (GP) evrimsel tabanlı bir yaklaşımdır ve son yıllarda alternatif bir yapay zeka tekniği olarak kullanılmaktadır. GP, diğer yapay zeka tekniklerine göre değişkenler arasındaki ilişkilerden faydalanarak problemin bir matematiksel modelini ortaya koyabilme avantajına sahiptir. Bu çalışmada, meteorolojik veriler ve önceki günlere ait yeraltı su seviyeleri kullanarak yeraltı su seviyelerini tahmin etmek amacıyla çeşitli matematiksel modeller geliştirilmiştir. Matematiksel modellerin geliştirilmesine yeni bir GP yaklaşımı olan çok-genli genetik programlama (ÇGGP) uygulanmıştır. Çalışmada, Develi meteoroloji istasyonuna ve Karacaviran gözlem kuyusuna ait 2007-2009 yıllarına ait günlük veriler kullanılmıştır. Bir ay (30 gün) sonraki yeraltı su seviyelerini tahmin etmek için oluşturulan modellerin doğruluğu değerlendirilmiş ve çoklu doğrusal regresyon modelleri ile karşılaştırılmıştır. ÇGGP modelleri ile elde edilen sonuçların çoklu doğrusal regresyon modellerine göre dört farklı kritere göre daha iyi olduğu tespit edilmiştir. ÇGGP kullanarak oldukça basit ve kullanışlı modeller ortaya konmuştur.

**Anahtar Kelimeler:** Meteorolojik veriler, yeraltı su seviyesi tahmini, çoklu doğrusal regresyon, genetik programlama

## **ESTIMATION OF GROUNDWATER LEVEL WITH GENETIC PROGRAMMING USING METEOROLOGICAL DATA**

### **ABSTRACT**

The significant portion of freshwater needs is met by ground water. Therefore, paying attention to the monitoring of groundwater quality and quantity data and to reveal the current situation is necessary for the calculation of the potential for water development and water management policies. Genetic programming (GP) is an evolutionary-based approach and is used as an alternative to artificial intelligence techniques in recent years. GP has the advantage of revealing a mathematical model by using the relationships between variables. In this study, various mathematical models have been developed to predict the groundwater levels by using meteorological data and previous days of groundwater levels. To the development of mathematical models, a new GP approach, multi-gene genetic programming (MGGP), was implemented. The daily data obtained from Karacaviran observation wells and Develi meteorological station covering the years of 2007-2009 were used for the creation of the models. The accuracy of the generated models to predict the ensuing a month (30 days) groundwater levels were evaluated and compared with the multiple linear regression models. The results

\*Corresponding author / Sorumlu yazar. Tel.: +90 352 207 66 66; e-mail/e-posta: mcobaner@erciyes.edu.tr

M. ÇOBANER, E. BABAYİĞİT, B. BABAYİĞİT

obtained with MGGP models were found to be better than multiple linear regression models based on four different criteria. Quite simple and useful models using MGGP have been revealed.

**Keywords:** Meteorological data, groundwater level estimation, multiple linear regression, genetic programming

## 1. GİRİŞ

Kendisini yenileyebilen bir kaynak olan su, canlı yaşamının devamı için hayati bir öneme sahiptir. Tarih boyunca yerleşim bölgeleri çoğunlukla su kaynaklarının yakınlıklarına kurulmuştur. Günümüzde ülkelerin nüfuslarının sürekli bir şekilde artmasına paralel olarak evlerde, tarımda ve sanayide kullanılan su sarfiyatı her geçen gün artmış bu sebeple de kişi başına düşen su miktarı azalmış ve suya olan ihtiyaç çok daha önemli hale gelmiştir.

Dünyada ve ülkemizde su kaynaklarının sürdürülebilir yönetimi, suların verimli kullanılması ve su kalitesinin korunması yönündeki çalışmalar giderek artmaktadır [1-3]. Bu çalışmalar kapsamında, artan nüfusa bağlı su kullanımındaki artışın yanı sıra iklim değişikliği, tarım ve sanayileşme gibi faktörler de dikkate alınarak gelecekte ihtiyaç duyulabilecek su miktarı belirlenerek modelleme çalışmaları yapılmaktadır. Modelleme çalışmalarının önemli parametrelerinden olan yağış-buharlaştırma ilişkisi, yer altı ve yer üstü sularının etkileşimi ve miktar, depolama ve beslenme potansiyellerinin doğru tespit edilmesi gerekir. Bu parametrelerin tahmininde bölgedeki yeraltı sularının değişiminin belirlenmesi ve/veya önceden tahmin edilmesi hidrolojik döngünün diğer parametrelerinin belirlenmesinde önem arz etmektedir.

Yeraltı suyu seviyesi; yeraltı suyu yüzey suyu etkileşiminin, akifer besleniminin ve su kullanımının bir göstergesidir. Bu mekanizmaların belirlenmesinde önemli bir değişken olan yeraltı suyu seviyelerinin düzenli olarak ölçülmesi pahalı ve zahmetli bir iştir. Ancak meteorolojik veriler ve önceki günlere ait yeraltı su seviyeleri kullanılarak bir bölgedeki yeraltı su potansiyelinin belirlenmesi mümkündür. Yeraltı suyu seviyesinin düzenli olarak izlenebilmesi için ya izleme kuyuları vasıtasıyla doğrudan gözlem yapılması ya da gözlem olmayan veya eksik olan yerler için farklı metotlar kullanılarak tahmin edilmesi gerekmektedir [4].

Hidrolojik veriler su mühendisliği çalışmalarında doğa karakterini ve davranışını analiz etmede ve öngörmeye önemli yer tutmaktadır. Bu veriler doğası gereği lineer olmayan ve durağan olmayan karakterdedir. Bu verilerin tahmini ve simülasyonu için günümüze kadar pek çok çalışma yapılmıştır. Yeraltı sularının alansal ve zamansal değişiminin ölçümü veya belirlenmesi yeraltı suyu potansiyeli açısından önemlidir. Hemen hemen her bölgede hâlihazırda düzenli olarak ölçümü yapılan meteorolojik veriler ile yeraltı suyu verileri arasındaki ilişki yapay sinir ağları (YSA) [5], bulanık mantık (BM) [6] yöntemleriyle modellenmeye çalışılmıştır. Son yıllarda birçok inşaat mühendisliği problemlerine uygulanmış olan YSA ve BM modelleri oldukça başarılı sonuçlar vermesine rağmen, bu modeller giriş ve çıkış verileri arasındaki ilişkilerin belirlenmesini sağlayabilecek bir tahmin denklemi üretememektedir. Fakat genetik programlama (GP) yöntemi ile genelleştirilmiş genel tahmin denklemleri üretilmek mümkündür. Bu çerçevede yeraltı su seviyesinin tahmin edilmesinde kullanılabilecek bir modelin formüle edilmesi oldukça önemlidir. Genetik programlama teknikleri birçok inşaat mühendisliği problemlerinde [7-10] kullanılmış olmasına rağmen GP'nin yeni bir versiyonu olan Çok Genli Genetik Programlama (ÇGGP)'nin [11] inşaat mühendisliği problemlerine uygulaması yok denecek kadar azdır [12, 13].

Bu çalışmada meteorolojik verilerden faydalanılarak yeraltı su seviyesinin tahmin edilmesi için ÇGGP yaklaşımı kullanılmıştır. Farklı meteorolojik veriler kullanılarak, gelecekteki yeraltı su seviyeleri tahmin edilmeye çalışılmıştır. ÇGGP modelinden elde edilen test sonuçları çoklu doğrusal regresyon (ÇDR) sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Karşılaştırma kriterleri olarak, karekök ortalama karesel hata (KOKH), ortalama mutlak hata (OMH), ortalama mutlak rölatif hata (OMRH) ve determinasyon katsayısı ( $R^2$ ) kullanılmıştır. Sonuçta, havzaya ait su bütçesinin önemli bir bileşeni olan yeraltı suyu potansiyeli  $t$  anındaki meteorolojik ve seviye ölçümleri kullanılarak sabit bir denklem yardımıyla tahmin edilebilecektir. Ayrıca ÇGGP ile elde edilecek regresyon denklemi ile yapılacak olan tahminler üç boyutlu yeraltı suyu modellerine göre daha az bilgi kullanarak yeterince sağlıklı sonuçlar vermektedir. Bu açıdan ölçümü kolay olan meteorolojik ve yeraltı su seviyesi (YASS) verileri kullanılarak yeraltı su potansiyelinin belirlenmesi su kaynaklarının temininde ve planlanmasında karar vericilere büyük kolaylık sağlayacaktır.

## 2. MATERYAL VE METOT

### 2.1. Develi-Yeşilhisar Alt Havzası

Develi-Yeşilhisar alt havzası Kızılırmak havzasında yer almaktadır (Şekil 1). Bu alt havza Kayseri ilinin güneybatısında L33-L34-L35 paftasındadır. Kuzeyinde Erciyes dağı, doğusunda Develi dağları, güneyinde Aladağlar, batısında ise Derinkuyu havzası bulunmaktadır. Develi-Yeşilhisar havzası kapalı bir havzadır ve toplam drenaj alanı 3080 km<sup>2</sup>'dir. Develi ovası, ortadaki göl çöküntüleri ile birlikte 908 km<sup>2</sup> yüzölçümüne sahiptir ve ovayı oluşturan düzlük 1070 m'den 1150 m kotuna kadar yayılır. Bu havzada karasal iklim görülür. Yazlar kurak ve sıcak, kışlar soğuk, gece-gündüz, yaz-kış ısı farkı yüksektir. En sıcak aylar Temmuz-Ağustos ayları, en soğuk ayları ise Ocak ve Şubat aylarıdır. Yıllık Class A Pan buharlaşma değerleri ortalama 1660 mm, yıllık yağış ise 334,5 mm'dir [14].



Şekil 1. Kızılırmak havzası ve Develi-Yeşilhisar alt havzası

Çalışmada, Karacaviran gözlem kuyusunun 2007-2009 yıllarına ait günlük veriler ile Develi meteoroloji istasyonuna ait günlük meteorolojik veriler kullanılmıştır. Modelleme çalışmasında kullanılacak verilere ait istatistik bilgileri Tablo 1'de verilmiştir. Tablo 1'den görüleceği üzere değişkenlerin standart sapma değerleri, dolayısıyla varyansları yüksektir. Bu durum verilerin geniş bir aralıkta değiştiğini göstermektedir. Çarpıklık katsayılarına göre sıcaklık haricindeki değişkenler sağa çarpık dağılım göstermektedir. Sağa çarpık dağılım değişkene ait verilerin modunun medyandan, medyanının da aritmetik ortalamadan küçük olduğu yani küçük verilerin fazla olduğu veri setini temsil etmektedir. Yeraltı su seviye değişimlerine bakıldığında yaklaşık 5 m değiştiği görülmektedir. Yeraltı su seviyesi ve diğer değişkenler arasındaki çarpık korelasyon değerleri incelendiğinde yağış haricindeki diğer tüm verilerin yeraltı su seviyeleri ile ilişkili olduğu görülmektedir.

### 2.2. Genetik Programlama (GP)

Genetik Programlama (GP) bir problemi çözmek için bilgisayar programları oluşturabilen bir sembolik optimizasyon yöntemidir. GP, genetik algoritma (GA)'nın bir dalıdır ve geleneksel GP ağaç-tabanlı GP olarak da

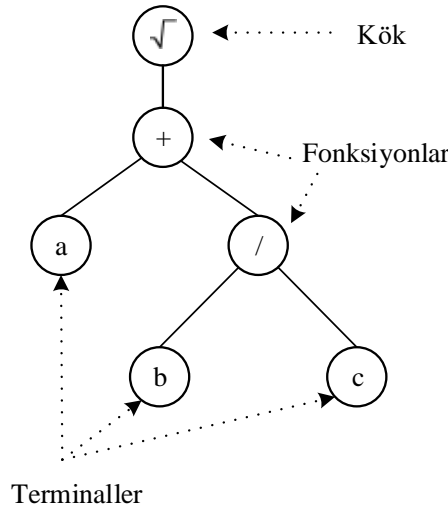
M. ÇOBANER, E. BABAYİĞİT, B. BABAYİĞİT

anılır [15]. Genetik programlama problemin yapı taşı oluşturulan ilkel çözüm tarzlarının belli bir uyum kriterine göre evrilerek mükemmelleşmesini amaçlayan bir evrimsel programlama tekniğidir [16]. Genetik programlama, genetik algoritmaların bir uzantısı olmakla birlikte GP ve GA arasında çeşitli farklılıklar bulunmaktadır. GP ve GA arasındaki en önemli fark çözümün gösterimidir. GA'da çözüm ikili veya gerçek sayılardan oluşan bir dizi şeklindeyken, GP'de genellikle ağaç yapıları ile temsil edilen bilgisayar programları şeklindedir. GP ağaçlarının sayısı veya uzunluğu oluşum veya koşma sırasında değişebilirken, GA'da sayı dizileri sabittir [17]. GP, GA'ya göre oldukça yeni bir alandır. GP üç temel aşamada matematiksel model oluşturmaktadır. Bunlar; başlangıç popülasyonunun oluşturulması, yeni popülasyon oluşturulurken mutasyon ve çaprazlama gibi genetik işlemler ile sonlandırma kriteridir.

**Tablo 1.** Çalışmada kullanılan değişkenlerin istatistikî bilgileri

Değişkenler	Minimum	Maksimum	Ortalama	Standart Sapma	Çarpıklık	YASS ile Korelasyon
Ortalama Sıcaklık, $T_t$ (°C)	-16,40	30,10	12,10	9,46	-0,31	0,57
Ortalama Nispi Nem, $NN_t$ (%)	22,00	94,70	56,87	13,13	0,20	-0,36
Ortalama Buhar Basıncı, $BB_t$ (hPa)	1,10	18,30	8,50	3,74	0,29	0,57
Referans evapotranspirasyon, $ET_{0,t}$ (mm)	0,31	8,68	3,64	2,21	0,29	0,41
Yerlatı su seviyesi, $YASS_t$ (cm)	535,00	1038,00	722,81	130,08	0,71	1,00

GP'de bireylerin (bilgisayar programları) popülasyonu rastgele bir şekilde oluşturulur. Başlangıç popülasyonu, mümkün olan geniş bir çözüm uzayı içerisinde oluşturulduğundan yüksek çeşitlilik içerir. GP'de bireylerin (bilgisayar programları) popülasyonu rastgele bir şekilde oluşturulur. Başlangıç popülasyonu, mümkün olan geniş bir çözüm uzayı içerisinde oluşturulduğundan yüksek çeşitlilik içerir. Bir popülasyon bireyi, fonksiyonlar ve terminaller içeren hiyerarşik bir ağaçtır. Fonksiyonlar ve terminaller fonksiyon ve terminal kümelerinden seçilir. Fonksiyon kümesi aritmetik operatör (+, -, /, x), mantıksal operatör (and, or, not) veya herhangi matematiksel fonksiyonu (sin, cos, tan, exp, log, tanh) içerebilir. Terminal kümesi kullanıcı tarafından belirlenen fonksiyon parametrelerinden (sayısal sabitler, mantıksal sabitler ve değişkenler) oluşur. Rastgele bir şekilde seçilen fonksiyonlar ve terminaller, beraber bir kök noktası ve uzanan dalları olan ağaç benzeri bir yapıda bir model oluştururlar. Örnek olarak, bir GP modelinin ( $\sqrt{a + \frac{b}{c}}$  sembolik ifadesinin) ağaç yapısı gösterimi Şekil 2'deki gibidir.

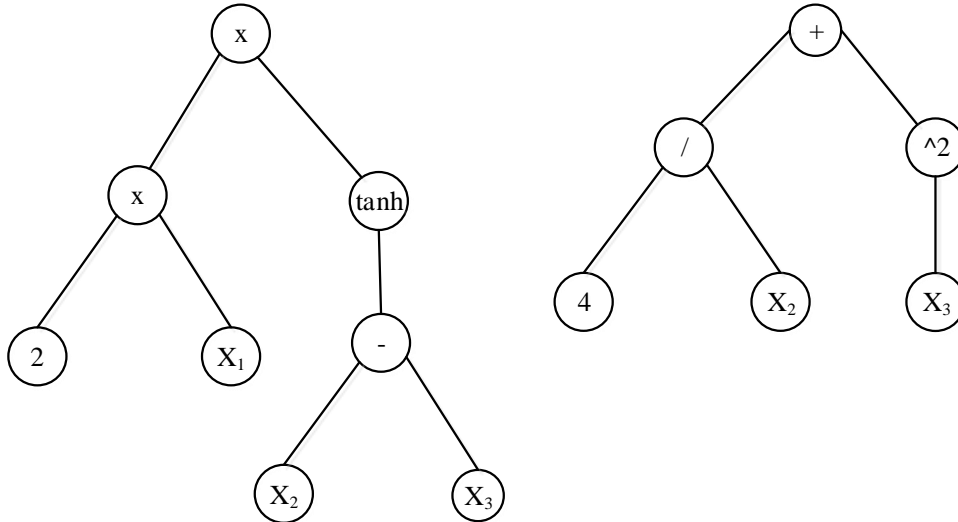


**Şekil 2.** Bir GP modelinin ağaç yapısı gösterimi

Genetik programlama doğal seleksiyon ve biyolojik olarak esinlenilmiş operatörler prensibi ile genetik olarak üreyen popülasyonları kullanır [17]. Genetik programlama, bir problemi çözmek ya da çözümüne yaklaşmak için boyut ve şekli belirlenmemiş bilgisayar programları bulmak için bir yol sağlar [15]. Genetik programlama genetik algoritmalara göre çok daha güçlüdür. Genetik algoritmada sonuç bir nicelik iken, genetik programlamada sonuç bir programdır. Yani bir bilgisayar programının çözüm için yeni bir program oluşturması anlamına gelir. Kesin sonucu olmayan problemlerin optimum değerlerde modellenmesinde rahatlıkla kullanılabilir. Mesela araba sürme programını ele alırsak, bir tane çözüm yoktur. Bazı çözümler çok zaman harcayıp güvenli sürüşü seçerken, bazıları ise hızlı ama güvensiz bir sürüşü benimseyebilir. Bu durumda araba sürmek basitçe güvenlik ve hız arasındaki ilişki olarak düşünülebilir. Ayrıca diğer bir avantajı da sürekli değişen değişkenler içinde çözüm kümesi oluşturabilmesidir. Mesela araba örneğinde düz yol için sonuç bulan program yer yer asfaltlanmamış bir yol için birden çok çözüm bulabilir [18].

### 2.3. Çok Genli Genetik Programlama (ÇGGP)

Sembolik regresyon geleneksel GP ile ağaçlardan oluşan bir popülasyonu geliştirmek amacıyla gerçekleştirilir. Her bir ağaç bir matematiksel ifadeye karşılık gelmektedir. Geliştirilen ifadelerle ( $N \times I$ ) çıkış vektörü ( $y$ ) ( $N-M$ ) giriş ( $x$ ) kullanılarak tahmin edilmeye çalışılır.  $N$  çıkış değişkeni gözlem sayısı  $M$  ise giriş değişkenlerinin sayısıdır. Geleneksel GP'nin aksine, Çok Genli Genetik Programlama (ÇGGP)'daki her bir sembolik model (ve GP popülasyonunun her bir üyesi) GP ağaçlarındaki çıktıların ağırlıklandırılmış bir doğrusal kombinasyonudur. Bu ağaçların her biri "gen" olarak isimlendirilir. Daha açık bir şekilde belirtilirse, geleneksel GP'de bir model tek bir ağaç ile ÇGGP'de ise her bir geni ağırlıklandırılmış doğrusal birleşimine bias terimi eklenmiş birçok ağaçla ( $y = d_0 + d_1 x_{gen_1} + d_2 x_{gen_2} + \dots + d_n x_{gen_n}$ ) ifade edilmektedir. Örnek birçok genli model Şekil 3'te görülmektedir. Şekil 3'te görülen modelin denklemi  $y = d_0 + d_1(2x_1 \tanh(x_2 - x_3)) + d_2 \left( \frac{4}{x_2} + x_3^2 \right)$  şeklindedir. Bu model, üç giriş değişkenini ( $x_1, x_2, x_3$ ) kullanarak çıkış değişkenini tahmin etmektedir. Bu model yapısı doğrusal olmayan terimleri ( $\tanh$ ) içerdiği gibi  $d_0, d_1, d_2$  katsayıları ile ilgili parametreleri doğrusaldır.  $d_1$  1. genin  $d_2$  2. genin ağırlık katsayısı,  $d_0$  ise modelin bias terimidir. Uygulamada model için maksimum gen sayısı ( $G_{maks}$ ) ve herhangi bir genin maksimum ağaç derinliği ( $D_{maks}$ ) kullanıcı tarafından belirlenmektedir. Bu şekilde modellerin karmaşıklığı kontrol edilebilmektedir. Özellikle 4 veya 5 gibi sabit derinlik kısıtları konulduğunda oldukça uygun modeller elde edilebilmektedir. Ancak problemin karmaşıklığı ve eğitim veri kümesinin büyüklüğüne göre bu değerler değişebilmektedir. Her bir model için, en küçük kareler yöntemi kullanarak eğitim verilerinden doğrusal katsayılar türetilir. Çok genli sembolik regresyon ile standart GP olan sembolik regresyona göre daha doğru ve daha etkili sonuçlar elde edilmiştir [11].



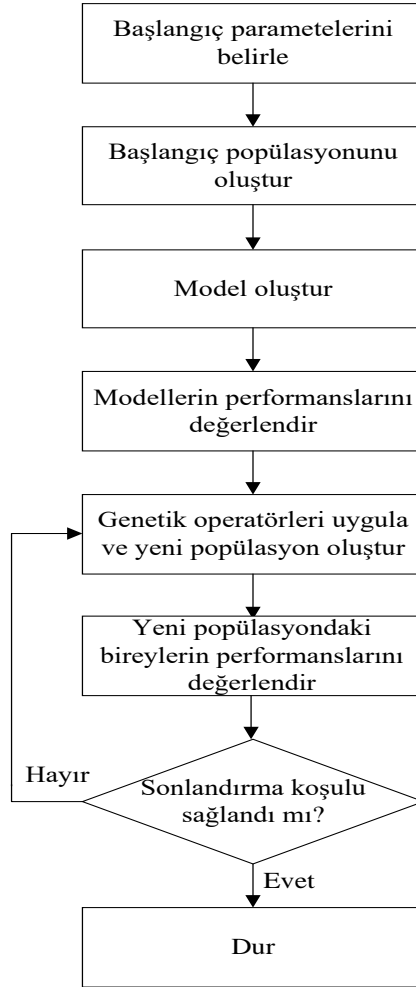
Şekil 3. Bir ÇGGP modeli

ÇGGP'de başlangıç popülasyonu rastgele bir şekilde farklı genlerden ( $1 - G_{maks}$ ) oluşan GP ağaçlarını içeren bireylerden meydana gelir. Bir ÇGGP koşması boyunca, iki noktalı yüksek seviyeli çaprazlama olarak adlandırılan bir ağaç çaprazlama operatörü kullanılarak genler eklenir veya silinir. Bu operatör geleneksel

M. ÇOBANER, E. BABAYİĞİT, B. BABAYİĞİT

GP'nin yeniden oluşturma operatörüne ek olarak kullanılır ve bireyler arasındaki gen alışverişine izin verir. Bir bireyin  $i$ 'inci geni  $G_i$  olsun. Bu gene iki noktalı yüksek seviyeli çaprazlama gerçekleştirilme durumunu bir örnek üzerinde açıklayalım. İlk ebeveyn birey dört gen  $(G_1G_2G_3G_4)$ , ikinci ebeveyn birey ise yine farklı dört gen  $(G_5G_6G_7G_8)$  içersin. İlk önce iki adet rastgele seçilmiş çaprazlama noktası her birey için oluşturulur. Genlerdeki çaprazlama noktaları [...] ile gösterildiğini varsayalım örneğin  $(G_1[G_2G_3]G_4)(G_5G_6[G_7G_8])$  şeklinde olsun. Sonra çaprazlama noktaları değiş tokuş edilir ve iki yeni birey  $(G_1G_7G_8G_4)(G_5G_6G_2G_3)$  gibi olur. Değiş tokuş sonucu bir bireydeki gen sayısı  $G_{maks}$ 'dan daha fazla ise, bireydeki gen sayısı  $G_{maks}$  oluncaya kadar rastgele genler seçilir ve silinir.

Geleneksel GP'nin alt ağaç çaprazlama operatörü ÇGGP'de düşük seviye çaprazlama operatörü olarak adlandırılır. Bu durumda, bir gen her bir ebeveynden rastgele bir şekilde seçilir. Sonra, standart alt ağaç çaprazlama uygulanır ve oluşturulan ağaçlar ebeveyn ağaçlar ile değiştirilir aksi takdirde sonraki jenerasyonda değiştirilmemiş birey olurlar. ÇGGP'de çok çeşitli alt ağaç mutasyon ve çaprazlama operatörleri bulunmaktadır. Çaprazlama, yeniden oluşturma ve mutasyon olaylarının olasılık değerleri kullanıcı tarafından seçilmektedir. Bu üç olayın olasılık değer toplamı bir olmalıdır. ÇGGP algoritmasının operatörleri hakkında detaylı bilgi literatürde bulunmaktadır [11, 19, 20]. ÇGGP'nin temel akış diyagramı Şekil 4'te verilmiştir. Şekil 4'teki akış diyagramında ilk önce terminal ve fonksiyon seti, popülasyon büyüklüğü, jenerasyon sayısı, genetik operatörlerin başlangıç değerleri ile maksimum gen sayısı gibi parametrelerin değerleri atanır. Başlangıç popülasyonu oluşturulduktan sonra en küçük kareler yöntemi kullanarak gen kümelerini birleştirerek modeller oluşturulur. Oluşturulan modellerin performans değerleri eğitim verileri üzerinden belirlenir. Performans kriteri kullanıcı tarafından belirlenebilir. Daha sonra modellere genetik operatörler uygulanır ve yeni popülasyon oluşturularak performans değerlerine bakılır. Sonlandırma kriterinin sağlanıp sağlanmadığına göre iterasyon devam eder. Sonlandırma kriteri sağlanmış ise performans kriterine göre en küçük eğitim hatasını veren en iyi birey (model) seçilir.



Şekil 4. ÇGGP temel akış diyagramı

## 2.4. Çoklu Doğrusal Regresyon (ÇDR)

Çoklu doğrusal regresyonda amaç, bağımlı değişkeni etkilediği belirlenen bağımsız değişkenler yardımıyla bağımlı değişkenin değerinin kestirilmesi ve bağımlı değişkeni etkilediği düşünülen bağımsız değişkenlerden hangisi ya da hangilerinin bağımlı değişkeni daha çok etkilediğini bulmaktır. Çoklu regresyon çözümlemesinde, bağımlı değişken  $y$ , bağımsız değişkenler  $x_1, x_2, \dots, x_p$  ile gösterildiğinde aralarındaki ilişki

$$y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \dots + \beta_j x_j + \dots + \beta_p x_p + \varepsilon \quad (1)$$

olarak yazılabilir. Burada;  $\beta_0, \beta_1, \beta_2, \dots, \beta_j, \dots, \beta_p$  regresyon katsayılarıdır. Herhangi bir  $\beta_j$  regresyon katsayısı, diğer değişkenler sabit tutulduğunda (diğer değişkenlerin etkisi ortadan kaldırıldığında)  $x_j$  değişkeninde ortaya çıkan bir birimlik değişmeye karşılık  $y$  değişkenindeki beklenen değişiklik miktarını vermektedir. Diğer bir ifadeyle;  $\beta_1, \beta_2, \dots, \beta_j, \dots, \beta_p$ ; bağımsız değişkenlerin  $y$ 'nin saptanmasına yaptıkları göreceli katkıya ilişkin ağırlıklardır. Bu nedenle,  $\beta_j$  ( $j=1, 2, \dots, p$ ) parametreleri genellikle kısmi regresyon katsayıları olarak adlandırılmaktadır.  $\beta_0$ 'a ise kesim noktası veya sabit denir ve tüm  $x_j$  değişken değerleri sıfır olduğunda bağımlı değişkenin aldığı değeri gösterir. Denkleminde yer alan  $\varepsilon$  ise hata terimini ifade etmektedir [21].

## 3. BULGULAR VE TARTIŞMA

Çalışmada Develi Yeşilhisar alt havzasında bulunan Karacaviran yeraltı gözlem kuyusunun 2007-2009 yıllarına ait YASS verileri ile Develi meteoroloji istasyonuna ait bazı günlük meteorolojik veriler kullanılmıştır. Bu tarihler arasında günlük birimlerdeki,  $t$  anındaki ortalama sıcaklık ( $T_t$ ), ortalama nispi nem ( $NN_t$ ), ortalama buhar basıncı ( $BB_t$ ) ve referans evapotranspirasyon ( $ET_{0,t}$ ) verileri Karacaviran kuyusundaki yeraltı su seviyesini ( $K_t$ ) etkileyecek bağımsız değişkenler olarak seçilmiştir. Anlamli değişkenler belirlendikten sonra elde edilen ÇDR sonuçları ile ÇGGP teknikleri karşılaştırılmıştır. Veriler ilk olarak eğitim (2007 ve 2008 yılı verileri) ve test (2009 yılı verileri) olmak üzere iki gruba ayrılmıştır. Eğitim verisi öğrenme amaçlı (genetik evrim ve ÇDR denkleminin elde edilmesi) kullanılmıştır. Test verisi ise elde edilen denklemlerin genelleme kapasitesini görmek için kullanılmıştır.

Seçilen bu meteorolojik veriler birçok meteorolojik veri arasından 30 gün sonraki yeraltı su seviyesi ( $K_{t+30}$ ) ile arasındaki korelasyon katsayısına göre belirlenmiştir (Tablo 2). Bir ay (30 gün) sonraki YASS'ye etki eden anlamli bağımsız değişkenler belirlendikten sonra elde edilen ÇDR ve ÇGGP analiz sonuçları karşılaştırılmıştır. Çalışmadaki  $ET_0$  değerleri Citakoğlu ve ark. [22, 23] tarafından modifiye edilen Hargreaves-Samani eşitliği ile tahmin edilmiştir. Bu eşitlik aşağıdaki gibidir:

$$ET_0 = 0.0012 \times R_a \times (T_{\max} - T_{\min})^{0.386} \times \left( \frac{T_{\max} + T_{\min}}{2} + 82.019 \right) \quad (2)$$

Bu denkleminde,  $ET_0$ , Hargreaves eşitliğinin tahmin ettiği referans evapotranspirasyon değerini (mm/gün);  $R_a$ , extraterrestrial radyasyonu ( $MJ/m^2/gün$ );  $T_{\max}$ , maksimum sıcaklığı ( $^{\circ}C$ );  $T_{\min}$ , minimum sıcaklığı ( $^{\circ}C$ ) ifade etmektedir.

**Tablo 2.** Modelde kullanılan verilerin  $t$  anındaki değerleri ile 30 gün sonraki YASS arasındaki korelasyonlar

Kuyu	$T_t$ ( $^{\circ}C$ )	$ET_{0,t}$ (mm)	$NN_t$ (%)	$BB_t$ (hPa)	$K_t$ (cm)
Karacaviran, $K_{t+30}$	0,77	0,73	-0,47	0,79	0,81

ÇGGP ile meteorolojik veriler kullanarak yeraltı su seviyesinin tahmininde Tablo 3'te verilen parametreler kullanılarak modeller oluşturulmuştur.

**Tablo 3.** ÇGGP parametre değerleri

Parametre	Değer
Fonksiyon kümesi	+, -, x, √, sin, abs, tanh
Popülasyon büyüklüğü	300
Maksimum jenerasyon sayısı	100
Çoğalma (reproduction) oranı	0,05
Mutasyon oranı	0,1
Çaprazlama oranı	0,85
Seçkincilik (elitism)	0,02
Maksimum gen derinliği	4
Maksimum gen sayısı	4
Turnuva oranı	4
Ağaç oluşturma yöntemi	Ramped half and half
Turnuva için seçim yöntemi	Lexicographic

Parametre seçimi ÇGGP ile oluşturulacak modellerin genelleme yeteneğini etkilemektedir. Bu sebeple, Tablo 3’te verilen parametreler daha önceki çalışmalarda [12, 13, 19, 20] tavsiye edilen değerlere ve yapılan ön çalışmalar göre belirlenmiştir. Özellikle popülasyon büyüklüğü ve jenerasyon sayısı problemin karmaşıklığına göre seçilmektedir. Bu iki değer büyük olması çalışma zamanının artmasına sebep olmaktadır. Maksimum gen sayısı ( $G_{maks}$ ) ve maksimum gen derinliği ( $D_{maks}$ ) arama uzayı büyüklüğünü ve bu arama uzayındaki keşfedilecek çözümleri etkilemektedir. Bu parametrelerin artırılması ile daha başarılı sonuçlar elde edilebilmektedir ancak bu durumda da problemin karmaşıklığı ve çalışma zamanı artmaktadır. Daha doğru sonuç veren model belirlemek için  $G_{maks}$  ve  $D_{maks}$  değerleri için farklı değerler denenmiş ve en iyi model her iki parametre için 4 alındığında elde edilmiştir. Uygunluk (fitness) değerleri olarak OKH değerleri kullanılmıştır ve en düşük OKH değerini veren model en iyi model olarak belirlenmiştir. Durdurma ölçütü olarak maksimum jenerasyon sayısı kullanılmıştır. Modellerin değerlendirilmesinde OKH, OMH, OMRH ve determinasyon katsayısı  $R^2$  kriterleri kullanılmıştır. N toplam veri sayısı ve  $Y_{ASS} \text{ }_{t+30}$  ortalama YASS değeri olmak üzere OKH, OMH ve OMRH ifadeleri aşağıdaki gibidir.

$$KOKH = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N ((Y_{ASS} \text{ }_{t+30})_{i_{Gözlenmi \ \xi}} - (Y_{ASS} \text{ }_{t+30})_{i_{Tah \ min}})^2} \quad (3)$$

$$OMH = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left| (Y_{ASS} \text{ }_{t+30})_{i_{Gözlenmi \ \xi}} - (Y_{ASS} \text{ }_{t+30})_{i_{Tah \ min}} \right| \quad (4)$$

$$OMRH = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left| \frac{(Y_{ASS} \text{ }_{t+30})_{i_{Gözlenmi \ \xi}} - (Y_{ASS} \text{ }_{t+30})_{i_{Tah \ min}}}{(Y_{ASS} \text{ }_{t+30})_{i_{Gözlenmi \ \xi}}} \right| \times 100 \quad (5a)$$

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^N \left( (Y_{ASS} \text{ }_{t+30})_{i_{Gözlenmi \ \xi}} - (Y_{ASS} \text{ }_{t+30})_{i_{Tah \ min}} \right)^2}{\sum_{i=1}^N \left( (Y_{ASS} \text{ }_{t+30})_{i_{Gözlenmi \ \xi}} - \overline{(Y_{ASS} \text{ }_{t+30})_{i_{Gözlenmi \ \xi}}} \right)^2} \quad (5b)$$

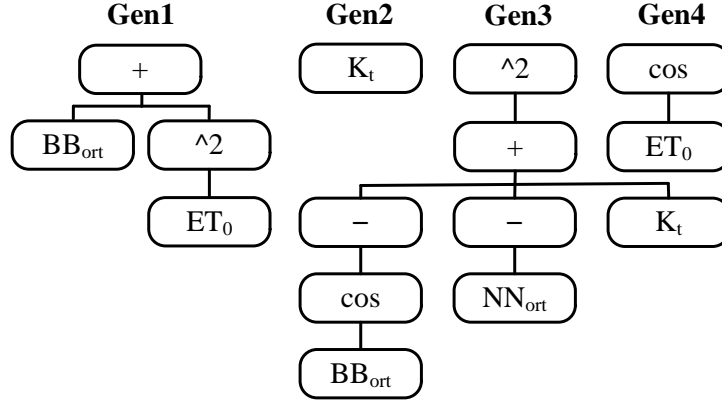
Otuz gün sonraki YASS ( $K_{t+30}$ ) tahmini için beş veri girişi ( $T_t$ ,  $NN_t$ ,  $BB_t$ ,  $ET_{0,t}$  ve  $K_t$ ) ile elde edilen regresyon denklemi Denklem 6’da, ÇGGP ile oluşturulan model ise Denklem 7’de verilmiştir. ÇGGP ile elde formülleri ifade eden açıklama ağaç diyagramı Şekil 5’de verilmiştir.



METEOROLOJİK VERİLER KULLANILARAK YERALTI SU SEVİYESİNİN GENETİK PROGRAMLAMA İLE TAHMİNİ

$$K_{t+30} = 123 - 2,80 \times T_t - 0,185 * NN_t + 5,84 * BB_t + 29,2 * ET_{0,t} + 0,640 * K_t \quad (6)$$

$$K_{t+30} = 3,11 \times (BB_{ort} + (ET_0)^2) + 1,383 \times K_t - 0,00056 \times (K_t - NN_{ort} - \cos(BB_{ort}))^2 + 9,35 \times \cos(ET_0) - 96,65 \quad (7)$$



Şekil 5. ÇGGP ile oluşturulan model yapısı

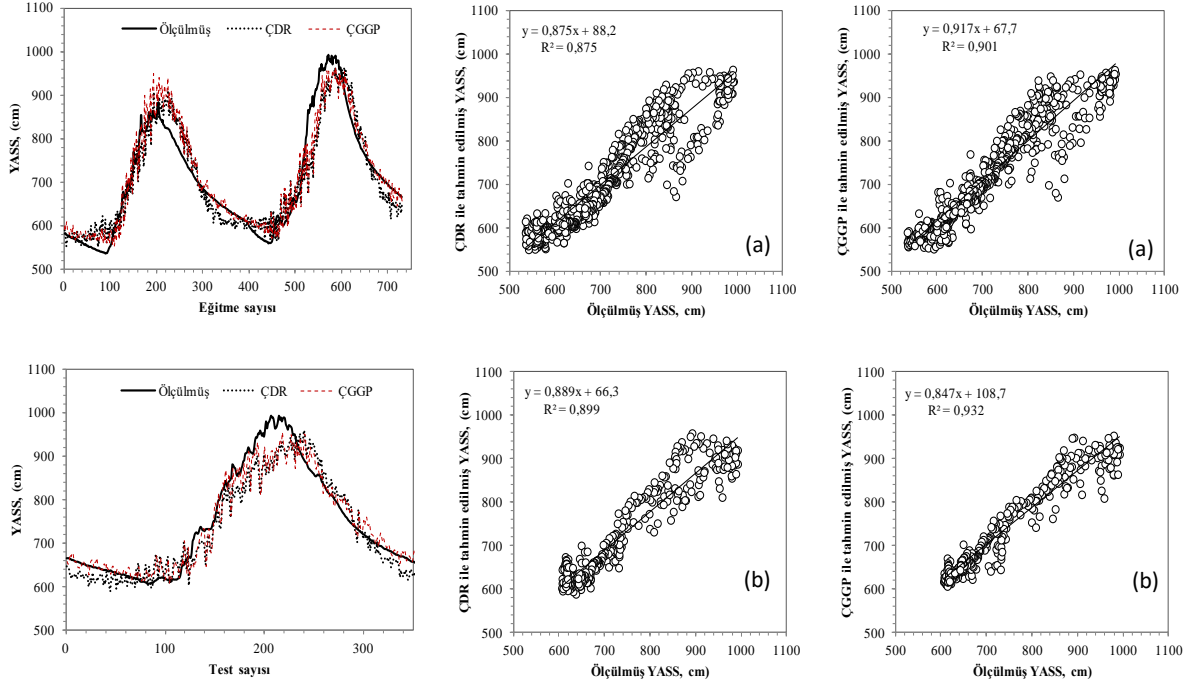
Denklemler 6 ve 7 ile elde edilen sonuçlar ile ölçülmüş değerlerin eğitime, doğrulama ve test aşamasındaki OKH, OMH, OMRH ve R<sup>2</sup> değerlerinin karşılaştırılması Tablo 4’te görülmektedir. Tablo 4’e göre ÇGGP’nin KOKH ve OMH hata istatistiklerini eğitime için yaklaşık % 20, test için ise % 30 oranında, rölatif hata değerini ise sadece % 1 oranında azalttığı görülmektedir. Bu durum küçük seviye değerlerindeki meydana gelen sapmaların rölatif değerlerinin yüksek olmasından kaynaklanmaktadır. Dolayısıyla OMRH değeri diğer istatistiklere göre yeterince azalmamıştır. ÇDR denkleminde 5 değişken kullanılmasına karşın eğitime sonrası ÇGGP modelinde T<sub>t</sub> haricindeki 4 girdi kullanılmıştır. Eğitime aşamasındaki mutasyonlar esnasında model T<sub>t</sub> değişkenini denklemden çıkarmıştır. ÇGGP modeli 4 girdi ile de ÇDR’den daha doğru sonuç vermiştir. ÇGGP modelinde sıcaklık değişkenininin daha çok evapotranspirasyon (ET<sub>0,t</sub>) değerinin daha etkili olduğu görülmektedir. Evapotranspirasyon değeri bitki su ihtiyacını göstermekte olup aynı zamanda alandan çekilebilecek su miktarını etkilemektedir. Bu nedenle ÇGGP ile Denklem 7 oluşturulurken ET<sub>0</sub> değişkeni öne çıkmış, modelleme esnasındaki evrim gereği T<sub>t</sub> değişkeni denklemden çıkarılmıştır. Giriş verileri ile çıkış verileri arasındaki ilişkinin doğrusala yakın olmasından (Tablo 2’deki korelasyon katsayı değerlerine göre) dolaylı doğrusal olmayan problemlerde daha doğru sonuçlar veren GP modeli ÇDR’den çok da iyi tahminde bulunamamıştır.

Tablo 4. ÇDR ve ÇGGP modellerinin hata istatistikleri

MODEL		KOKH	OMH	OMRH	R <sup>2</sup>
ÇDR	Eğitime	43,88	33,92	4,70	0,875
	Doğrulama	41,30	33,63	4,51	0,899
ÇGGP	Eğitime	39,66	29,17	3,95	0,901
	Doğrulama	33,60	22,43	2,90	0,932

Şekil 6’da verilen saçılma diyagramı incelendiğinde ÇGGP ile elde edilen denklemin sonuçlarının eğilim çizgisinin etrafında daha az saçıldığını, ÇDR ile elde edilen denklemin ise saçılmaların fazla olduğu görülmektedir. Tablo 4 ve Şekil 6 birlikte değerlendirildiğinde, 30 gün sonraki YASS değerlerini ÇGGP modelinin (Denklem 7) daha iyi tahmin ettiği görülmektedir. ÇGGP modelinin en önemli avantajlarından biri ÇDR gibi uygulaması basit bir denklem vermesidir.

M. ÇOBANER, E. BABAYİĞİT, B. BABAYİĞİT



Şekil 6. Otuz gün sonraki Karacaviran kuyusuna ait ÇDR ve ÇGGP modelleri ile tahmin edilen YASS'lerin eğitime (a) ve test (b) aşamasındaki saçılma diyagramları

#### 4. SONUÇLAR

Bu çalışmada Develi havzasındaki meteorolojik veriler ile yeraltı su seviyesi arasındaki ilişki incelenmiştir. Modellemede bağımsız değişkenler olarak  $t$  anındaki Karacaviran kuyusundaki YASS değerleri ve bu verilere ek olarak meteorolojik verilerden  $t$  anındaki ortalama sıcaklık ( $T_t$ ), ortalama nispi nem ( $NN_t$ ), ortalama buhar basıncı ( $BB_t$ ) ve referans evapotranspirasyon ( $ET_{0,t}$ ) verileri eklenerek bir ay (30 gün) sonraki ( $K_{t+30}$ ) YASS değerleri tahmin edilmiştir. ÇGGP ile YASS değerlerini tahmin etmede meteorolojik verilerden  $ET_{0,t}$ ,  $BB_t$  ve  $NN_t$  değişkenlerinin etkili olduğu tespit edilmiştir. ÇDR ve ÇGGP ile elde edilen denklemler OKH, OMH, OMRH ve  $R^2$  istatistikleri ile karşılaştırılmıştır. Modellerin eğitime ve test aşamasındaki tahmin performansları karşılaştırıldığında ÇGGP denklemin ÇDR'ye göre eğitime için yaklaşık % 20, test için ise % 30 daha düşük KOKH ve OMH değerine sahip olduğu görülmektedir. Çalışma serbest akiferlerdeki yeraltı su seviye değerleri ile meteorolojik veriler arasında güçlü bir ilişki olduğunu göstermiştir. Özellikle  $ET_0$  değerinin YASS üzerinde etkili olduğu bunun sebebi olarak da  $ET_0$  değerinin direk olarak sulama suyu ihtiyacını dolayısıyla yeraltından çekilecek su miktarını etkilemesinden kaynakladığı kanaatine varılmıştır. Bu çalışmaya ek olarak yüzeysel su kaynaklarının seviye değerleri de modele eklenerek modelin tahmin gücü artırılabilir düşünlülmektedir. Yapay zekâ tekniklerinin belirli bir problemi çözmek için teorik bilgiye ihtiyaç duymadan örnekleri kullanarak sonuca vardığı için su kaynaklarının planlanmasında rahatlıkla ve kolaylıkla kullanılabilirliği görülmüştür.

#### KAYNAKLAR

- [1] AKKAYA, C., EFEUGLU, A., YEŞİL, N., "Avrupa Birliği Su Çerçeve Direktifi ve Türkiye'de Uygulanabilirliği", TMMOB Su Politikaları Kongresi, 195–204, Ankara, Türkiye, 2006.
- [2] ÇOBANER, M., Kıyı Akiferlerinde Tuzlu Su Girişiminin Üç Boyutlu Simülasyonu Göksu Deltası Örneği, Doktora Tezi, Çukurova Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Adana, 2009.
- [3] YUKSEL, I., "Water management for sustainable and clean energy in Turkey", Energy Reports, 1, 129–133, 2015.
- [4] BAŞÇİFTÇİ, F., DURDURAN, S.S., İNAL, C., "Konya Kapalı Havzasında Yeraltı Su Seviyelerinin Coğrafi Bilgi Sistemi (CBS) ile Haritalanması", Harita Teknolojileri Elektronik Dergisi, 5, 1–15, 2013.

*METEOROLOJİK VERİLER KULLANILARAK YERALTI SU SEVİYESİNİN GENETİK PROGRAMLAMA İLE TAHMİNİ*

- [5] KARABORAN, O., ÇOBANER, M., “Serbest Akiferlerdeki Yeraltı Su Seviyeleri ile Meteorolojik Veriler Arasındaki İlişkinin Yapay Sinir Ağları ile Belirlenmesi”, Erciyes Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi, 30, 376–384, 2014.
- [6] YURTÇU, Ş., UYGUNOĞLU, T., İÇAĞA, Y., “Yeraltı Suyu Akımı ile Diğer Meteorolojik Değişkenler Arasındaki İlişkinin Bulanık Mantıkla Modellenmesi”, Pamukkale Üniversitesi Mühendislik Bilimleri Dergisi, 12, 285–292, 2006.
- [7] AYTEK, A., KISI, O., “A Genetic Programming Approach to Suspended Sediment Modelling”, Journal of Hydrology, 351, 288–298, 2008.
- [8] KISI, O., GUVEN, A., “A Machine Code-Based Genetic Programming for Suspended Sediment Concentration Estimation”, Advances in Engineering Software, 41, 939–945, 2010.
- [9] GUVEN, A., KISI, O., “Monthly Pan Evaporation Modeling Using Linear Genetic Programming”, Journal of Hydrology, 503, 178–185, 2013.
- [10] MEHR, A.D., KAHYA, E., OLYAIE, E., “Streamflow Prediction Using Linear Genetic Programming in Comparison with a Neuro-Wavelet Technique”, Journal of Hydrology, 505, 240–249, 2013.
- [11] SEARSON, D.P., LEAHY, D.E., WILLIS, M.J., “GPTIPS: An Open Source Genetic Programming Toolbox for Multigene Symbolic Regression”, Proceedings of the International Multi Conference of Engineers and Computer Scientist (IMECS’10), 17–19, Hong Kong, China, 2010.
- [12] KUMAR, B., JHA, A., DESHPANDE, V., SREENVINASULU, G., “Regression Model for Sediment Transport Problems Using Multi-Gene Symbolic Genetic Programming”, Computers and Electronics in Agriculture, 103, 82–90, 2014.
- [13] MUDULI, K., DAS, S.K., “CPT-Based Seismic Liquefaction Potential Evaluation Using Multi-Gene Genetic Programming Approach”, Indian Geotechnical Journal, 1, 86-93, 2013.
- [14] KARABORAN, O., Serbest akiferlerdeki Yeraltı Su Seviyeleri ile Meteorolojik Veriler Arasındaki İlişkinin Yapay Sinir Ağları ile Belirlenmesi, Yüksek Lisans Tezi, Erciyes Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Kayseri, 2013.
- [15] KOZA, J.R., Genetic Programming. Massachusetts Institute of Technology, MIT Press, London, UK, 1992.
- [16] KOZA, J.R., Genetic Programming III: Darwinian Invention and Problem Solving, Morgan Kaufmann, San Francisco, USA, 1999.
- [17] TELCİOĞLU, M.B., Veri Madenciliğinde Genetik Programlama Temelli Yeni Bir Sınıflandırma Yaklaşımı ve Uygulanması, Yüksek Lisans Tezi, Erciyes Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Kayseri, 2007.
- [18] AYDINER, Z., Genetik Programlama ile Akışkan Kontrolü Tahmini, Yüksek Lisans Tezi, TOBB Ekonomi ve Teknoloji Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Ankara, 2009.
- [19] GANDOMI, A.H., ALAVI, A.H., “A New Multi-Gene Genetic Programming Approach to Non-Linear System Modeling. Part I: Materials and Structural Engineering Problems”, Neural Computing and Applications, 21, 171–187, 2012.
- [20] GANDOMI, A.H., ALAVI, A.H., “A New Multi-Gene Genetic Programming Approach to Non-Linear System Modeling. Part II: Geotechnical and Earthquake Engineering Problems”, Neural Computing and Applications, 21, 189–201, 2012.
- [21] CHAPRA, S.C., CANALE, R.P., Numerical Methods for Engineers (4th ed.), McGraw-Hill, New York, 2002.
- [22] ÇİTAKOĞLU, H., ÇOBANER, M., HAKTANIR, T., YELKARA, F., “Regional Calibration of Hargreaves-Samani Equation Based on Temperature and Humidity Data for Aegean and Inland Anatolia Region of Turkey”, International Congress on Natural and Engineering Sciences, 23–23, Sarayova, Bosna Hersek, 2015.
- [23] ÇİTAKOĞLU, H., KİŞİ, Ö., HAKTANIR, T., ÇOBANER, M., “Hargreaves Denklemi İç Anadolu Bölgesinde Referans Evapotransiyonun Hesabı için Modifiye Edilmesi”, İnşaat Mühendisliği’nde 100. Yıl, “Teknik Kongre”, 6-7, İstanbul, Türkiye, 2012.

## STANDART YAĞIŞ İNDİSİ YÖNTEMİ İLE KIZILIRMAK HAVZASI'NIN METEOROLOJİK KURAKLIK ANALİZİ

**Onur ARSLAN\***, Ahmet BİLGİL, Onur VESKE

*İnşaat Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, Niğde Üniversitesi, Niğde, Türkiye*

*Geliş / Received: 28.04.2016*

*Düzeltilmelerin gelişi / Received in revised form: 30.06.2016*

*Kabul / Accepted: 30.06.2016*

### ÖZ

Kızılırmak Havzası, Fırat-Dicle Havzası'ndan sonra Türkiye'nin en büyük havzasıdır ve Türkiye'nin en uzun nehrine (Kızılırmak Nehri) sahiptir. Havza batısında Batı Karadeniz ve Sakarya Havzaları, doğusunda Yeşilirmak Havzası, güneybatısında Konya Kapalı Havzası ve güneydoğusunda Seyhan ve Fırat-Dicle Havzaları ile çevrilidir. Kuraklık analizi su kaynaklarının planlanması ve yönetimi açısından büyük önem taşımaktadır. Bu çalışmada, Kızılırmak Havzası'nda 1973-2013 yılları arasında meydana gelen kuraklıklar standart yağış indisi (SYİ) yöntemi kullanılarak araştırılmıştır. Kızılırmak Havzası'nın SYİ değerleri 1, 3, 6, 9, 12 ve 60 aylık periyotlar için hesaplanmıştır ve 60 aylık periyot Kızılırmak Havzası'nın SYİ yöntemine dayalı kuraklık analizinde ilk defa kullanılmıştır. Geçmişteki kuraklıklar ile karşılaştırıldığında havzada meydana gelen son kuraklıkların sürelerinde 12 ve 60 aylık periyotlar için önemli artışlar tespit edilmiştir.

**Anahtar Kelimeler:** Kuraklık, standart yağış indisi, Kızılırmak Havzası

## METEOROLOGICAL DROUGHT ANALYSIS IN KIZILIRMAK BASIN USING STANDARDIZED PRECIPITATION INDEX METHOD

### ABSTRACT

Kızılırmak Basin is the largest basin in Turkey after Fırat-Dicle Basin and has the longest river of Turkey (Kızılırmak River). The basin is surrounded by West Karadeniz and Sakarya Basins in the west, Yeşilirmak Basin in the east, Konya Closed Basin in the southwest, and Seyhan and Fırat-Dicle Basins in the southeast. Drought analysis is important for the planning and management of water resources. In this study, droughts occurred in Kızılırmak Basin between the years 1973 and 2013 were investigated by using standardized precipitation index (SPI) method. SPI values of Kızılırmak Basin were calculated for 1, 3, 6, 9, 12 and 60-month time scales and 60-month time scale was used for the first time for drought analysis of Kızılırmak Basin based on SPI. When compared with the droughts in the past, important increases in the durations of the last droughts occurred in the basin were determined for 12 and 60-month time scales.

**Keywords:** Drought, standardized precipitation index, Kızılırmak Basin

### 1. GİRİŞ

Kuraklık, yağışların kaydedilen normal seviyelerinin önemli ölçüde altına düşmesine bağlı olarak arazi ve su kaynaklarının olumsuz etkilenmesine ve hidrolojik dengenin bozulmasına yol açan doğal bir olay olarak tanımlanmaktadır [1]. Meteorolojik kuraklık, tarımsal kuraklık, hidrolojik kuraklık ve sosyo-ekonomik kuraklık olmak üzere literatürde dört tip kuraklık tanımlanmaktadır [2]. Kuraklık, meteorolojik kuraklık olarak başlar ve

\*Corresponding author / Sorumlu yazar. Tel.: +90 388 225 22 67; e-mail/e-posta: onurarslan@nigde.edu.tr

*STANDART YAĞIŞ İNDİSİ YÖNTEMİ İLE KIZILIRMAK HAVZASI'NIN METEOROLOJİK KURAKLIK ANALİZİ*

sonra meteorolojik kuraklık tarımsal ve hidrolojik kuraklıklara neden olabilir. Meteorolojik kuraklık, bölgenin normale göre daha az yağış alması durumudur [3]. Tarımsal kuraklık; toprakta bitkinin ihtiyaç duyduğu miktarda suyun bulunmadığı durumu, hidrolojik kuraklık; yeraltı suyu, göl ve rezervuar gibi su kaynaklarında ortalamanın altına düşülme durumunu ve sosyo-ekonomik kuraklık ise kuraklığa bağlı olarak sosyal ve ekonomik yaşantıda meydana gelen olumsuzlukları ifade etmektedir [1].

Otuz bir çeşit doğal afet için şiddet, süre, kayıp ve etkiler dikkate alınarak yapılan bir sıralamada kuraklık birinci sırada bulunmaktadır [4]. Kuraklık, meyve, sebze ve hububat gibi tarımsal mahsul ile hayvan yeminin azalmasına ve buna bağlı olarak insanların ekonomik dengelerinin bozulmasına, işsizliğe ve göçe neden olur. Baraj, göl ve akarsu gibi yüzeysel sular ile yer altı sularının azalmasına ve buna bağlı olarak salgın hastalıklara, su kıtlığına, yiyecek sıkıntısına ve hidroelektrik santrallerde üretilen enerjinin azalmasına neden olur. Bu nedenlerle kuraklık analizi büyük önem taşımaktadır [5].

Meteorolojik kuraklıkları takip etmek için birçok kuraklık indisi geliştirilmiştir. Standart yağış indisi (SYİ) yalnızca yağış verisine ihtiyaç duyması, hesaplamalardaki kolaylıkları ve güvenilir olması nedeniyle tüm dünyada kuraklık indisleri arasında en çok kullanılan kuraklık indisidir [6]. Bonaccorso ve ark. [7], Sicilya'da SYİ ile yaptıkları kuraklık analizinde seçilen periyotların hassasiyeti etkilediğini belirlemişlerdir. Patel ve ark. [8], SYİ'nin Hindistan'ın kurak ve yarı kurak alanlarında meteorolojik kuraklığın mevsimsel ölçekte alansal ve zamansal değişkenliği için kullanılabilirliğini araştırmışlardır. 3 aylık periyot için SYİ Gujarat'taki mevsimsel kuraklık durumlarını alansal ve zamansal açıdan yakalamada etkili bulunmuştur. Santos ve ark. [9], Portekiz'de kuraklık büyüklüklerinin bölgesel frekans analizini SYİ zaman serilerine dayalı olarak yıllık maksimum seriler ve kısmi süreli seriler olmak üzere iki yaklaşım ile gerçekleştirmişler ve yıllık maksimum serilerin kısmi süreli serilere göre daha iyi sonuçlar verdiğini görmüşlerdir. Xie ve ark. [10], Pakistan'da 1960-2007 boyunca kuraklıkların görülme sıklığının zamansal ve alansal değişkenliğini araştırmışlardır. Analiz gridlenmiş yağış verisini kullanarak SYİ'nin 3, 6 ve 12 aylık periyotlarda hesaplanmasına dayalıdır. Temel bileşenler analizi, kuraklıkların geniş alanlarda yaygın ve sık bir şekilde meydana geldiğini ortaya koymuştur. Ayrıca spektral analiz sonucunda 16 yıl kuraklık tekrür periyodu olarak belirlenmiştir.

Türkiye'de de SYİ yöntemi meteorolojik kuraklık analizlerinde sıklıkla kullanılmaktadır. Çaldağ ve ark. [11], SYİ yöntemi ile Türkiye'nin kuzeybatısı (Trakya Bölgesi) için kuraklık analizi yapmışlardır. SYİ değerlerine göre Trakya Bölgesi, İstanbul hariç 2000 ve 2001 yıllarında şiddetli kuraklık etkisi altında kalmıştır. Yeğnidemir [12], İç Anadolu Bölgesi'nin kuraklık karakteristiklerini belirlemek amacıyla 1, 3, 6, 12, 24 ve 48 ay süreli SYİ değerlerini belirlemiştir. Keskin ve ark. [13], Isparta Bölgesi için SYİ yöntemi ile 12 aylık periyot için kuraklık analizi yapmışlar ve çok şiddetli kuraklığa rastlamamışlardır. Yürekli ve Anlı [14], Karaman İli için SYİ yönteminin sınıflandırma değerlerine göre aylık toplam yağmurların meydana gelme frekanslarını hesaplamışlardır. Frekans değerlerinin Şubat ve Mart aylarında şiddetli ve çok şiddetli, Ekim ve Kasım aylarında orta şiddetli ve Temmuz, Ağustos ve Eylül aylarında ise hafif şiddetli kuraklıklar için maksimum değerlere ulaştıklarını tespit etmişlerdir. Topçuoğlu ve ark. [15], SYİ yöntemi ile Ege Bölgesindeki kuraklıkları aylık, üç aylık ve yıllık periyotlar için incelemişlerdir. Zamansal ve alansal analiz sonucunda bölge genelinde 1977, 1989, 1990 ve 1992 yıllarında kuraklık gözlemlendiğini ve ayrıca kıyı bölgelerde daha şiddetli kuraklık hissedildiğini belirtmişlerdir. Hınıs [16], Konya Kapalı Havzası'nda bulunan Konya ve Ereğli meteoroloji istasyonlarının verilerini kullanarak elde ettiği uzun ve kısa dönem SYİ değerlerini karşılaştırmış ve sonuçların birbirlerinden farklı olduğunu tespit etmiştir.

Oğuztürk [17], Kızılırmak Havzası'nda 1950-2007 yılları için SYİ ile kuraklık analizi yapmış ve 1, 3, 6, 9, 12 ve 24 aylık SYİ değerlerini hesaplamıştır. Havzada yağış eksikliğine bağlı çeşitli kuraklıkların yaşandığını ve son yıllarda kuraklık yönünde bir eğilimin olduğunu belirtmiştir. İstasyon verileri arasında farklılıklar olduğunu, şiddetli ve çok şiddetli kuraklıklara göre havzada hafif ve orta şiddetli kuraklıkların sıklıklarının daha fazla olduğunu, istasyon bazında zamanın büyük çoğunluğunun kurak geçtiğini tespit etmiştir.

Fırat-Dicle Havzası'ndan sonra Türkiye'nin en büyük havzası olan Kızılırmak Havzası'nda Kızılırmak Vadi Sulamaları, Kapulukaya Ovası, Kargı Ovası, Osmaniye Ovası, Kayseri Ovası, Sarımsaklı Ovası, Develi Ovası, Kadişehir Ovası, Karasaz Ovası, Fıratın Ovası, Karasu Ovası, Avanos-Ayhanlar Ovası, Bafra Ovası, Cencin Ovası, Hanlı Ovası, Zara-Hafik Ovaları, Gemerek-Sızır Ovası, Boğazlıyan Ovası, Yerköy-Delice Ovası ve Yaylacık Ovası gibi önemli tarım alanları bulunmaktadır [17]. Havza, Türkiye'nin en uzun nehri olan Kızılırmak Nehri'ne sahiptir ve Kızılırmak ve kolları üzerinde sırasıyla; İmranlı, Yamula, Bayramhacılı, Hirfanlı, Kesikköprü, Kapulukaya, Buğra, Obruk, Dutludere, Boyabat, Altınkaya ve Derbent olmak üzere bitmiş veya inşa halinde olan 12 önemli baraj vardır [18]. Bu nedenle kuraklık analizi havzadaki su kaynaklarının planlanması ve yönetimi açısından büyük önem taşımaktadır.

Bu çalışmada, Kızılırmak Havzası'nda 1973-2013 yılları arasında meydana gelen kuraklıklar 8 meteorolojik istasyonunun (Nevşehir, Kırşehir, Kayseri, Yozgat, Sivas, Kırıkkale, Çankırı ve Kastamonu) aylık yağış verilerine bağlı olarak SYİ yöntemi kullanılarak araştırılmıştır. Kızılırmak Havzası'nın SYİ değerleri 1, 3, 6, 9,

O. ARSLAN, A. BİLGİL, O. VESKE

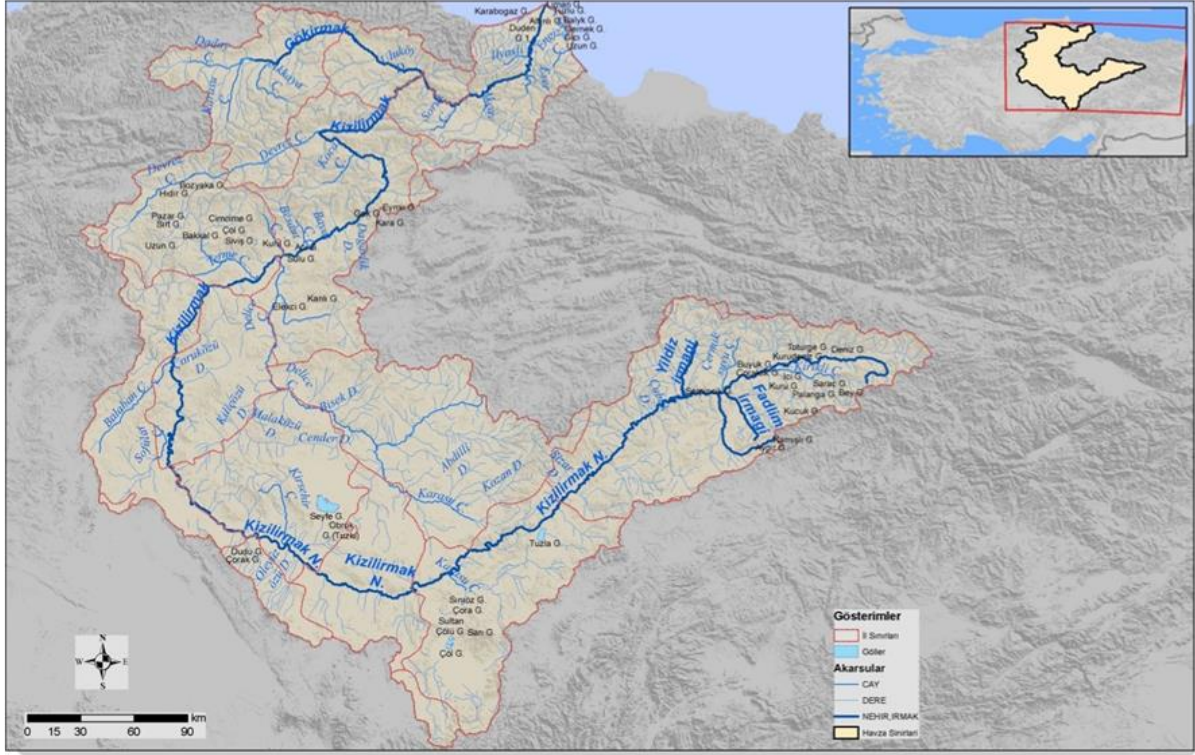
12 ve 60 aylık periyotlar için hesaplanmıştır. Bu çalışmada, 60 aylık periyot Kızılırmak Havzası'nın SYİ yöntemine dayalı kuraklık analizinde ilk defa kullanılmıştır.

## 2. MATERYAL VE METOT

### 2.1. Çalışma Alanı ve Veriler

37° 58' - 41° 44' kuzey enlemleri ile 32° 48' - 38° 22' doğu boylamları arasında yer alan Kızılırmak Havzası, yıllık 6,48 milyar m<sup>3</sup> akış hacmi ile ülkemizin toplam su potansiyelinin % 3,5'ini oluşturmaktadır [17]. Şekil 1'de görülen Kızılırmak Nehri Türkiye'nin en uzun akarsuyu olup 1151 km uzunluğundadır. İmranlı yakınında doğan ve Avanos'tan geçtikten sonra geniş bir yay çizen nehir Osmançık'tan keskin bir dönüşle kuzeybatıya ardından da Kargı'nın güneyinden daha keskin ikinci bir dönüşle doğuya doğru akar ve Karadeniz'e ulaşır [19].

Kıyı kesimlerinde deniz ve iç kesimlerinde karasal iklim özellikleri görülen havzanın yıllık ortalama yağış yüksekliği 446 mm olup toplam yağış alanı da 78646 km<sup>2</sup>'dir [19].



Şekil 1. Kızılırmak Havzası [19]

Bu çalışmada kullanılan aylık toplam yağış verileri Meteoroloji Müdürlüğü'nden temin edilmiş olup Nevşehir, Kırşehir, Kayseri, Yozgat, Sivas, Kırıkkale, Çankırı ve Kastamonu yağış gözlem istasyonlarına ait 41 yıllık veri (1973-2013) kullanılmıştır. Havza bazında ortalama yağışlar aritmetik ortalama kullanılarak bulunmuştur.

### 2.2. Standart Yağış İndisi

Mckee ve ark. [20] tarafından geliştirilen yöntemde SYİ değeri yağış değerinin sayısal bir değere dönüştürülmesi ile hesaplanmaktadır. SYİ'nin negatif değer vermesi ile başlayan kurak periyot SYİ'nin pozitif değere dönüşmesi ile bitmektedir. Tablo 1'den görüldüğü üzere dört farklı kuraklık kategorisi vardır. SYİ aşağıdaki formül ile hesaplanmaktadır.

$$SYI = \frac{X_i - X_{ort}}{\sigma} \quad (1)$$

*STANDART YAĞIŞ İNDİSİ YÖNTEMİ İLE KIZILIRMAK HAVZASI'NIN METEOROLOJİK KURAKLIK ANALİZİ*

Burada  $X_i$ , belli bir periyot için toplam yağışı (mm),  $X_{ort}$ , aynı periyot için ortalama toplam yağışı (mm) ve  $\sigma$  ise standart sapmayı göstermektedir. SYİ değerleri farklı periyotlar (1, 3, 6, 9, 12, 48 gibi) için hesaplanabilirler. Ancak yağış verileri 12 ay ve daha kısa dilimlerde normal dağılıma uymayabilirler. Bu nedenle her bir veri seti Gamma fonksiyonuna uydurulur [20]. Bu çalışmada, SYİ değerlerini hesaplamak için SPI\_SL\_6 programı kullanılmıştır [21] ve uydurma program tarafından otomatik olarak gerçekleştirilmektedir. Mckee ve ark.[20], SYİ değerlerinin doğru bir şekilde hesaplanabilmesi için en az 30 yıllık veriye ihtiyaç olduğunu belirtmişlerdir. Bu nedenle bu çalışmada 41 yıllık veri (1973-2013) kullanılmıştır.

**Tablo 1.** SYİ değerlerine ilişkin sınıflandırma [20]

SYİ Değerleri	Kuraklık Kategorisi
0 ~ -0,99	Hafif şiddetli kuraklık
-1,00 ~ -1,49	Orta şiddetli kuraklık
-1,50 ~ -1,99	Şiddetli kuraklık
$\leq -2$	Çok şiddetli kuraklık

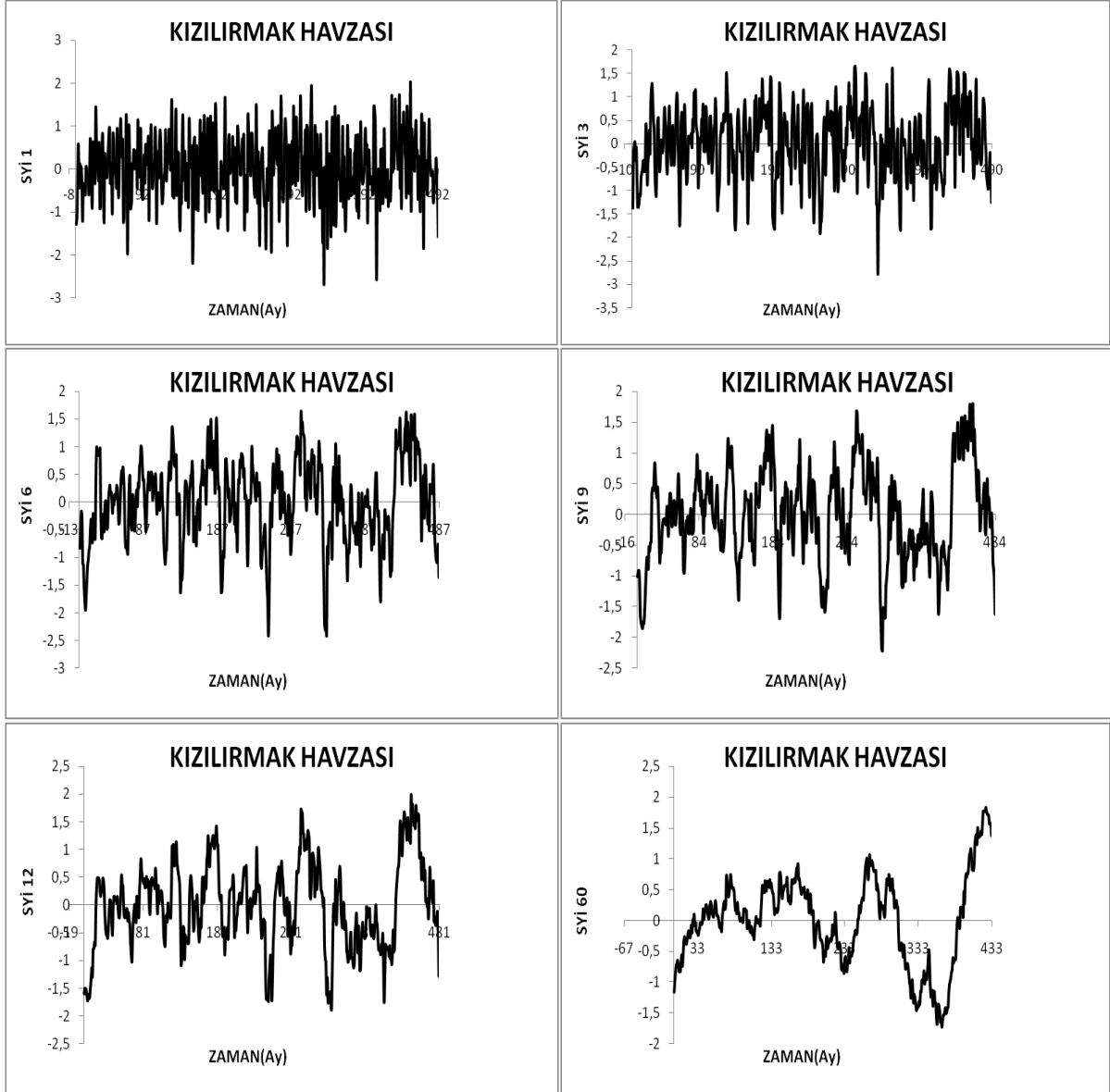
### 3. BULGULAR VE TARTIŞMA

Kızılırmak Havzası'nın kuraklık durumu Tablo 2'de verilmiştir. Bu tabloda, yağışlı ve kurak geçen ay sayıları ile yağışlı ve kurak dönemin zamansal olarak yüzde değerleri verilmiştir. Ayrıca kurak dönem içerisinde hafif, orta, şiddetli ve çok şiddetli kuraklığın yaşandığı ay sayıları da verilmiştir. Kızılırmak Havzası'nın kuraklık durumu ile ilgili şu sonuçlar elde edilmiştir:

- Havza bazında hafif, orta şiddetli ve şiddetli kuraklıkların çok şiddetli kuraklıklara göre daha sık yaşandığı görülmektedir.
  - Havza bazında zamanın büyük çoğunluğunun kurak geçmediği görülmektedir.
  - Zamansal olarak en yağışlı dönem 6 aylık periyotta, en kurak dönem ise 9 aylık periyottadır.
  - Çok şiddetli kuraklık sayısı 6 aylık periyotta şiddetli kuraklık sayısı ise 12 aylık periyotta maksimuma ulaşmıştır.
  - 12 ve 60 aylık periyotlarda çok şiddetli kuraklık görülmemektedir.
- Kızılırmak Havzası'nın SYİ değerleri Şekil 2'de verilmiş olup şu sonuçlar elde edilmiştir:
- Kızılırmak Havzası'nda son yıllarda yaşanan kuraklıkların daha uzun sürdüğü görülmektedir.
  - Kızılırmak Havzası'nda son yıllarda yaşanan kuraklıklardan bazılarının şiddetinin geçmişe göre daha büyük olduğu görülmektedir.

**Tablo 2.** Kızılırmak Havzası'nın kuraklık durumu

		Yağışlı Dönem	Kurak Dönem			
			Hafif Şiddetli Kuraklık	Orta Şiddetli Kuraklık	Şiddetli Kuraklık	Çok Şiddetli Kuraklık
SYİ1	Ay	256	198	24	11	3
	%	52,03	47,97			
SYİ3	Ay	255	188	30	16	1
	%	52,04	47,96			
SYİ6	Ay	259	184	27	12	5
	%	53,18	46,82			
SYİ9	Ay	246	192	29	15	2
	%	50,83	49,17			
SYİ12	Ay	245	193	22	21	0
	%	50,94	49,06			
SYİ60	Ay	230	157	36	10	0
	%	53,12	46,88			



Şekil 2. Kızılırmak Havzası'na ait SYİ 1, SYİ 3, SYİ 6, SYİ 9, SYİ 12 ve SYİ 60 değerleri

#### 4. SONUÇLAR

Bu çalışmada Kızılırmak Havzası'nda 1973-2013 yılları arasında meydana gelen kuraklıklar 8 meteorolojik istasyonunun (Nevşehir, Kırşehir, Kayseri, Yozgat, Sivas, Kırıkkale, Çankırı ve Kastamonu) aylık yağış verilerine bağlı olarak standart yağış indisi yöntemi kullanılarak araştırılmıştır. Havzada hafif, orta ve şiddetli kuraklıklar tespit edilmiştir. 1, 3, 6 ve 9 aylık periyotlarda az sayıda çok şiddetli kuraklıklar mevcut olup 12 ve 60 aylık periyotlarda çok şiddetli kuraklık yoktur. SYİ değerlerine göre, Kızılırmak Havzası'nda farklı periyotlar için 1 yıl veya daha fazla süren 22 kurak periyot belirlenmiş olup maksimum kuraklık süreleri ile başlangıç ve bitiş yılları Tablo 3'te çerçeve içerisine alınmıştır. 1'den 60'a doğru periyot süresi arttırıldığında maksimum kuraklık süresinin arttığı görülmüştür. Ayrıca, Kızılırmak Havzası'nda yaşanan kuraklıklar incelendiğinde son yıllarda yaşanan kuraklıkların daha uzun sürdüğü tespit edilmiştir. Özellikle 12 ve 60 aylık periyotlarda bu süre daha önceki kuraklıkların yaklaşık 3-7 katı kadar daha büyüktür. Bu çalışma havzadaki kuraklık sürelerinde değişim olduğunu ortaya çıkarmıştır. Bu nedenle havzadaki kuraklıklar daha dikkatli izlenmeli ve su kaynaklarının planlanması ve yönetimi buna göre oluşturulmalıdır.



## STANDART YAĞIŞ İNDİSİ YÖNTEMİ İLE KIZILIRMAK HAVZASI'NIN METEOROLOJİK KURAKLIK ANALİZİ

Tablo 3. Kızılırmak Havzası'nda yaşanan kuraklıklar ve süreleri

İnceleme periyodu	Kurak dönem (Başlangıç Yılı - Bitiş Yılı)	Kuraklık Süresi (ay)
1	-	-
3	1973 - 1974	14
6	1973 - 1975	22
	1993 - 1995	16
	2000 - 2001	13
	2006 - 2008	23
9	1973 - 1975	19
	1984 - 1985	12
	1993 - 1995	19
	2000 - 2001	13
	2003 - 2005	29
12	2006 - 2009	26
	1973 - 1975	17
	1978 - 1979	15
	1984 - 1985	12
	1993 - 1995	19
	2001 - 2001	12
2003 - 2009	70	
60	2003 - 2010	81
	1977 - 1979	25
	1986 - 1987	12
	1993 - 1996	29
	1996 - 1998	29

## KAYNAKLAR

- [1] <http://www.antalya-tarim.gov.tr/upload/File/antkuraklikeylemlani.pdf> (erişim tarihi 26.06.2016).
- [2] WILHITE, D.A., GLANTZ, M.H., "Understanding the Drought Phenomenon: The Role of Definitions", Water International, 10, 111-120, 1985.
- [3] ANISFELD, S.C., Water Resources, Island Press, Washington DC, The United States of America, 2010.
- [4] BRYANT, E.A., Natural Hazards, Cambridge University Press, Cambridge, England, 1993.
- [5] DOĞAN, S., Konya Kapalı Havzası Kuraklık Karakterizasyonunun Zamansal-Konumsal Analizi, Doktora Tezi, Selçuk Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Konya, Türkiye, 2013.
- [6] DOĞAN, S., BERKTAY, A., SINGH, V.P., "Comparison of Multi-monthly Rainfall Based Drought Severity Indices, with Application to Semi-arid Konya Closed Basin, Turkey", Journal of Hydrology, 470-471, 255-268, 2012.
- [7] BONACCORSO, B., BORDI, I., CANCELLIERE, A., ROSSI, G., SUTERA, A., "Spatial Variability of Drought: An Analysis of the SPI in Sicily", Water Resources Management, 17, 273-296, 2003.
- [8] PATEL, N.R., CHOPRA, P., DADHWAL, V.K., "Analyzing Spatial Patterns of Meteorological Drought Using Standardized Precipitation Index", Meteorological Applications, 14, 329-336, 2007.
- [9] SANTOS, J.F., PORTELA, M.M., PULIDO-CALVO, I., "Regional Frequency Analysis of Droughts in Portugal", Water Resources Management, 25, 3537-3558, 2011.
- [10] XIE, H., RINGLER, C., ZHU, T., WAQAS, A., "Droughts in Pakistan: A Spatiotemporal Variability Analysis Using the Standardized Precipitation Index", Water International, 38, 620-631, 2013.
- [11] ÇALDAĞ, B., ŞAYLAN, L., TOROS, H., SİRDAŞ, S., BAKANOGULLARI, F., "Drought Analysis in Northwest Turkey", Role of Multipurpose Agriculture in Sustaining Global Environment, 169-179. Udine, Italy, 2004.
- [12] YEGNİDEMİR, M.K., İç Anadolu Bölgesinin Standartlaştırılmış Yağış İndeksi Metodu ile Kuraklık Analizi, Yüksek Lisans Tezi, Kırıkkale Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Kırıkkale, Türkiye, 2005.
- [13] KESKİN, M.E., TERZİ, Ö., TAYLAN, E.D., YILMAZ, A.G., "Isparta Bölgesi Meteorolojik Kuraklık Analizi", I. Türkiye İklim Değişikliği Kongresi-TİKDEK, 350-359, İstanbul, Türkiye, 2007.

O. ARSLAN, A. BİLGİL, O. VESKE

- [14] YÜREKLİ, K., ANLI, S., “Standartlaştırılmış Yağış İndeksi ile Karaman İli Kuraklığının Analizi”, 5. Dünya Su Forumu Türkiye Bölgesel Su Toplantıları-Konya Kapalı Havzası Yeraltısuyu ve Kuraklık Konferansı, 246-251, Konya, Türkiye, 2008.
- [15] TOPÇUOĞLU, K., MENGÜ, G.P., ANAÇ, S., “Ege Bölgesi Meteorolojik Kuraklık Analizi”, 5. Dünya Su Forumu Türkiye Bölgesel Su Toplantıları-Konya Kapalı Havzası Yeraltısuyu ve Kuraklık Konferansı, 175-184, Konya, Türkiye, 2008.
- [16] HINIS, M.A., “Standart Yağış İndeksi ile Konya'nın Geçmişten Günümüze Kuraklık Değerlendirmesi”, 5. Dünya Su Forumu Türkiye Bölgesel Su Toplantıları-Konya Kapalı Havzası Yeraltısuyu ve Kuraklık Konferansı, 238-245, Konya, Türkiye, 2008.
- [17] OGUZTÜRK, G., Kızılırmak Havzası'nda SYİ ile Kuraklık Analizi ve YSA Yöntemi ile Kuraklık Tahmini, Yüksek Lisans Tezi, Kırıkkale Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Kırıkkale, Türkiye, 2010.
- [18] ASAN, T., ERDEN, Y.K., ÖZORAL, E., “Bafra Ovası Deltası Kızılırmak Nehri-Karadeniz Birleşimindeki Kıyı Erozyonunda Alınan Önlemler”, IV. Kıyı Mühendisliği Ulusal Sempozyumu, 189-199, Antalya, Türkiye, 2002.
- [19] <http://www.suyonetimi.gov.tr/Files/Havzakormaeylemplanraporlari/K%C4%B1z%C4%B11%C4%B1rmakHavzas%C4%B1.pdf> (erişim tarihi 17.04.2016).
- [20] MCKEE, T.B., DOESKEN, N.J., KLEIST, J., “The Relationship of Drought Frequency and Duration to Time Scales”, Proceedings of the Eighth Conference on Applied Climatology, 179-184, Anaheim, California, 1993.
- [21] <http://drought.unl.edu/monitoringtools/downloadablesprogram.aspx> (erişim tarihi 26.06.2016).

## **POMZA AGREGALI BETONLARIN ELASTİSİTE MODÜLLERİNİN TAHMİNİNDE BAZI AMPİRİK VE KOMPOZİT MODELLERİN PERFORMANSLARININ İNCELENMESİ**

**Turhan BİLİR\***

*İnşaat Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, Bülent Ecevit Üniversitesi, Zonguldak, Türkiye*

*Geliş / Received: 04.05.2016*

*Düzeltilmelerin gelişi / Received in revised form: 20.06.2016*

*Kabul / Accepted: 25.06.2016*

### **ÖZ**

Son zamanlarda, farklı betonların elastisite modüllerinin tahmin edildiği çalışmaların sayısı sürekli artmıştır. Bu çalışmada, pomza agregası içeren betonlarla ilgili bir referans makale literatürden seçilmiştir. Bu referans çalışmada yer alan beton serilerinin karışım oranları, basınç dayanımları ve birim hacim ağırlığı özellikleri yardımıyla mevcut 10 adet ampirik ve 10 adet kompozit model ile elastisite modülleri tahmini yapılmıştır. Tahmin edilen değerler referans çalışmadan elde edilen serilerin deneysel elastisite modülleri ile karşılaştırılarak söz konusu ampirik ve kompozit modellerin pomza agregalı betonların elastisite modüllerinin tahminindeki performansları değerlendirilmiştir. Pomza agregalı betonların elastisite modüllerinin tahminine en uygun model belirlenmeye çalışılmıştır. Deneysel elastisite modülleri ile tahmin edilen elastisite modülleri arasındaki hata oranları tartışılmış ve pomza agregalı betonların elastisite modülleri ile ilgili genel değerlendirmeler yapılmıştır.

**Anahtar Kelimeler:** Ampirik modeller, elastisite modülü, kompozit modeller, pomza agregalı beton

## **INVESTIGATION OF SOME EMPIRICAL AND COMPOSITE MODELS FOR THE PREDICTION OF ELASTIC MODULI OF PUMICE AGGREGATE CONCRETES**

### **ABSTRACT**

Recently, the number of studies in which the elastic modulus of different concrete is estimated has continuously increased. In this study, a reference article dealing with concrete containing pumice aggregate was chosen from the literature. The elastic moduli of the pumice concretes given in the reference article were predicted by using 10 empirical and 10 composite models with the aid of mixture proportions, compressive strengths and unit weights of those pumice concrete series. The performances of mentioned empirical and composite models for predicting the elastic moduli of pumice aggregate concretes were evaluated by comparing the predicted elastic moduli with the experimental elastic moduli reported in the reference paper. It was tried to determine the most appropriate model for the prediction of elastic moduli of pumice aggregate concretes. The error percentages between predicted elastic moduli and the experimental elastic moduli were discussed, and a general evaluation about the moduli of elasticity of pumice aggregate concrete was reported.

**Keywords:** Composite models, empirical models, modulus of elasticity, pumice aggregate concretes

---

\*Corresponding author / Sorumlu yazar. Tel.: +90 372 291 15 41; e-mail/e-posta: tbilir@ogu.edu.tr

## 1. GİRİŞ

Betonun şekil değiştirme davranışının belirlenmesinde elastisite modülü önemli parametrelerden biridir [1]. Toumi ve ark. [2], eski beton onarımında, düşük elastik modülüne sahip ince bağlanmış bindirme malzemesi olarak lif içeren çimento esaslı harçların etkilerini incelemişlerdir. Zhou ve ark. [3], farklı iri agrega türlerinin yüksek performanslı betonun elastisite modülüne etkisini araştırmışlardır. Ramesh ve ark. [4], harcın veya betonun elastisite modüllerine çimento hamuru-agrega arayüz bölgesinin, faz elastik modüllerinin ve hacim oranlarının etkilerini çalışlardır. Boulay ve ark. [5], erken yaşlardan itibaren betonun elastisite modülünü, basınç ve çekme dayanımlarını otomatik olarak gözlemlemek için bir yöntem ve cihaz geliştirmişlerdir. Simeonov ve Ahmad [6], betonun elastik davranışına arayüz bölgesinin etkisini rapor etmişlerdir. Aynı zamanda, düşük elastisite modülü değerlerinin çatlak hassasiyetini azaltabildiği de literatürde bildirilmiştir [7-10]. Yukarıdaki kaynaklar ışığında, beton bilimi açısından çimento hamuru, harç ve betonun, elastik davranışları ile elastisite modüllerinin araştırılmasının gerekli olduğu söylenebilir.

Ek olarak, harç veya betonun elastisite modüllerinin çeşitli modellerle tahmin edilmesi araştırmacıların dikkatini yoğun olarak çekmektedir. Bu açıdan, baraj betonu, lastikli beton, farklı agrega ve çimento tipleri içeren geleneksel beton, cürufu beton, taşıyıcı hafif beton vb. birçok beton türü için literatürde bazı numerik ve kompozit malzeme modellerinin geliştirildiği görülmektedir [1, 11-18]. Farklı çimento, harç ve beton kompozitlerinin elastisite modüllerinin tahmini için çok sayıda çalışma da rapor edilmiştir. Örneğin Lee ve ark. [19], betonun elastisite modülünün sıcaklık bağımlılığını ve ısı değişimini, beton seviyesi, harç seviyesi ve çimento hamuru seviyesi olmak üzere üç farklı ölçekte incelenebilmesi için bir multi ölçekli kemo-mekanik model geliştirmişlerdir. Model sonuçları literatürdeki veriler ve bu çalışmada yapılan deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Sonuçlar yüksek sıcaklıklarda betonun elastisite modülünün bu modelle tahmin edilebileceğini göstermiştir. Bununla beraber, Demir [20], normal ve yüksek dayanımlı betonların elastisite modüllerinin tahmini için bulanık mantığa dayalı bir model önermiştir. Önerilen modelde basınç dayanımları kullanılmış ve araştırmacı tarafından bu bulanık modelin normal ve yüksek dayanımlı betonların elastisite modülünün tahmininde performansının iyi olduğu söylenmiştir. Zhao ve ark. [21], silis dumanı içeren ve içermeyen 600°C sıcaklığa kadar ısıtılmış çimento hamurlarının elastisite modüllerinin tahminleri ve değerlendirilmeleri için iki kompozit küre modeli ve iki aşamalı yaklaşım (ısı bozulma ve mikro çatlak etkileri) önermişlerdir. Lee ve Park [22], üç boyutlu karmaşık arayüz geçiş bölgesine sahip betonun elastisite modülünü incelemek için süreksizliği dikkate alan sonlu eleman ile üç fazlı kompozit model içeren bir nümerik model geliştirmişlerdir.

Bu çalışmalara ek olarak, Guan ve ark. [23], çekme yüklemesine maruz kalan lif takviyeli betonun mekanik özelliklerinin tahmini için bir stokastik multi ölçekli hesaplama modeli geliştirmişlerdir. Bu model mikro ölçek, mezo ölçek ve makro ölçek aşamalarını içermektedir. Önceki çalışmalara benzer şekilde, bu modelin nümerik sonuçları çalışmada yapılan deneysel sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Bu karşılaştırma, önerilen stokastik multi ölçekli hesaplama yönteminin, lif takviyeli betonların mekanik özelliklerinin tahmininde kullanılabilir olduğunu göstermiştir. Li ve ark. [24], tarafından da betonun etkili Young Modülüne maksimum agrega tane büyüklüğünün ve agrega gradasyonunun nicel etkisini araştırmak için başka bir iki adımlı analitik yöntem önerilmektedir. Benzer şekilde, tahmin sonuçları yine literatürdeki deneysel sonuçlarla karşılaştırılmış ve her bir basit eleman için ikinci adımda eş şekil değiştirme kabul edildiğinde, sonuçların literatürle uyumlu olduğu görülmüştür. Başka bir çalışmada ise, palmiye kabuğunun ince agregada yer değiştirilmesi ile üretilen betonların elastisite modüllerinin tahmini incelenmiştir. CEB/FIP (Avrupa Beton Komitesi/İtalyan Beton Komitesi) koduna dayalı önerilen modelin bu betonların elastisite modülünü tahmin etmede uygun olduğu rapor edilmiştir [25]. Bir başka çalışmada, arayüz, agrega tipi ve çimento hamurunun özelliklerine bağlı olarak elastisite modülünün tahmini için bir diferansiyel efektif medyum teorisi uygulanmıştır. Benzer şekilde, bu modelin de çok farklı beton türleri için uygun sonuçlar verdiği görülmüştür [26]. Bir başka makalede, hidratasyon sırasında betonun elastik özelliklerinin değişimi gözlenmiştir [27]. Bu makalede, homojenleştirme teorisi kullanılmıştır. Tahmin sonuçlarının, literatürden ulaşılabilen deneysel sonuçlarla karşılaştırıldığında, ilerleyen yaşlardaki etkili elastisite modüllerinin tahmininde, hidratasyon sırasında ve hidratasyon sonunda mükemmel olduğu rapor edilmiştir [27].

Bu çalışmaların yanında, Craeye ve ark. [28] tarafından kendiliğinden yerleşen betonun elastisite modülleri ile çekme dayanımları incelenmiştir. Literatürdeki 250 adetten fazla makaleden sonuçlar toplanmıştır. Bu literatür sonuçları, Eurocode 2 ile Model Kodu (MC 90 ve/veya MC 2010) olarak belirtilen şartnamelerden elde edilen mevcut modellerin sonuçları ve yazarların makalede geliştirdikleri kendi modellerinin tahmin sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Bir başka çalışmada, normal ve yüksek dayanımlı betonların tanjant elastik modülleri için yeni tahmin denklemlerinin geliştirilmesini içeren bir inovatif multi anlatım programlaması geliştirilmiştir. Bu yöntem daha önceki birçok çalışma ve şartname gibi beton basınç dayanımını kullanmıştır ve önerilen model önceki modellere göre daha verimli ve hassas çıkmıştır [29]. Bunlarla beraber, geleneksel beton için nümerik istatistiksel bir yöntem kullanan üç fazlı homojen kompozit malzeme incelemeleri ve analizlerine de literatürde rastlanmaktadır [30]. Behnood ve ark. [31] geri dönüştürülmüş agregalı betonların elastisite modülü tahmini için

## POMZA AGREGALI BETONLARIN ELASTİSİTE MODÜLLERİNİN TAHMİNİNDE BAZI AMPİRİK VE KOMPOZİT MODELLERİN PERFORMANSLARININ İNCELENMESİ

M5 model ağacı algoritmalarını kullanan bir model önermiştir. Bir başka yazıda, suya doymun olmayan betonların elastisite modülü ve poisson oranı gibi bazı elastik özelliklerinin tahmini için bir başka model önerilmektedir [32].

Yukarıdaki çalışmalara ek olarak, literatürde, normal ve yüksek dayanımlı betonlar, düşük dayanımlı harçlar, geri dönüştürülmüş agregalı betonlar, kalsiyum hidroksit (kireç) vb. birçok beton türlerinin elastisite modüllerinin tahmininde; yapay sinir ağları, destek vektör makinesi, adaptif nöro-bulanık sistemler, optimal non-lineer regresyon modelleri, mikromekanik modelleme teorileri, bulanık mantık gibi birçok yöntemin kullanıldığı çok sayıda çalışmanın mevcut olduğu görülmektedir [33-39]. Bu modellerin performansları genellikle oldukça iyidir ve bu türde betonların elastisite modüllerinin tahmininde kullanılabilirlerdir. Ayrıca, bu durum deney yapmadan bu türdeki betonların elastisite modüllerinin belirlenmesinde katkı sağlamaktadırlar. Bunun yanında, bu modeller farklı türdeki betonların elastik davranışının incelenmesini, araştırılmasını ve değerlendirilmesini kolaylaştırmaktadırlar. Bu yolla, farklı yaklaşımlara sahip yeni elastik modülü tahmin modellerinin geliştirilmeye devam edileceği değerlendirilmektedir. Bununla beraber, gelecek yıllarda bu tür modellerin geliştirilmesinin yaygınlaşacağı da düşünülmektedir.

Öte yandan, pomza veya işlenmiş pomza agregası içeren çok farklı türdeki betonların fiziksel, mekanik, elastik, şekil değiştirme, kıvam, kendiliğinden yerleşme, vb. taze ve sertleşmiş beton özellikleriyle ilgili literatürde, yeterli sayıda çalışmanın olduğu da görülmüştür [40-53]. Bu nedenle, pomza agregalı betonların özelliklerini genel olarak araştırmacılar tarafından iyi bilindiği de söylenebilir. Pomza agregalı betonlarda elastisite modülünün deneysel olarak bulunduğu çalışmaya literatürde kısıtlı sayıda ulaşılabilmektedir. Benzer şekilde bu tür betonların elastisite modülünün tahmininde kullanılan mevcut ampirik, kompozit veya modern bilimsel modellerin performanslarının değerlendirildiği çalışmaya da rastlanılamamaktadır. Bununla beraber, pomza agregalı betonların elastisite modülünün tahmini için model geliştirme çalışmalarının da yeterli sayı da olmadığı söylenebilir. Bu açıdan, pomza agregaların elastisite modüllerinin tahmininde mevcut ampirik ve kompozit modellerin tahmin yetenek ve güçlerinin belirlenmesi önem arz etmektedir.

Bu modelleme çalışmasında, literatürden alınan pomza agregalı bir grup betonun özellikleri pomza agregalı beton elastisite modülünün tahmininde kullanılmıştır. Bu beton serilerinin basınç dayanımları ve yoğunlukları, literatürdeki bazı çalışma ve şartnamelerden alınan ampirik elastisite modülü tahmin modellerinde girdi ve parametre olarak değerlendirilmiştir. Bununla beraber, karışım oranları ve fazların tahmini elastisite modülleri kompozit modellerde parametre olarak ele alınarak yine bu betonların elastisite modüllerinin tahmini yapılmıştır. Bu şekilde, 10 farklı ampirik model ve 10 farklı kompozit modelden elde edilen tahmin sonuçları, aynı çalışmada yer alan pomza agregalı betonların [54] deneysel elastisite modülleri ile karşılaştırılmıştır. Bu açıdan, çalışmanın amacı farklı ampirik ve kompozit modellerin pomza agregalı betonların elastisite modüllerinin tahminindeki performanslarının incelenmesidir. Son olarak, 20 farklı modelin deneysel elastisite modülüne göre hata oranları hesaplanarak performansları tartışılmış ve uygun tahmin verebilen modeller sunulmaya çalışılmıştır.

## 2. MATERYAL VE METOT

Literatürdeki çalışmadan alınan pomza agregalı betonların karışım oranları Tablo 1’de, bu betonların elastisite modülleri ve poisson oranları ise Tablo 2’de verilmiştir. Tablo 1’de NC normal betonu, IKP Isparta Karakaya pomza agregalı betonu, IGP Isparta Gelincik pomza agregalı betonu, KP Kayseri pomza agregalı beton ve NP ise Nevşehir pomza agregalı betonu ifade etmektedir. Buradan, söz konusu referans literatür çalışmasında [54] farklı yörelere ait ve farklı özelliklerdeki pomza agregaları kullanılarak beton serilerinin üretildiği anlaşılmaktadır. Böylece, üretilen beton serilerinin deneysel özellikleri de farklı olarak elde edilmiştir. Bununla beraber, çalışmada farklı granülometrilere sahip iki ayrı grup beton üretimi yapıldığı görülmüştür. Bu granülometri grupları I ve II simgeleri kullanılarak gösterilmiştir. I simgesi ile belirtilen grup % 40 oranında 0-4 mm ince agrega içerirken % 60 oranında 4-8 mm iri agrega içermektedir. II simgesi ile üretilen pomza agregalı beton serileri ise % 60 oranında 0-4 mm ince agrega ve % 40 oranında 4-8 mm iri agrega içermektedir. Bu şekilde çok sayıda pomza agregalı beton serisi üretilmiştir. Ayrıca, bu çalışmadan bazı seriler model performanslarının değerlendirilmesinde dikkate alınmamıştır. Çünkü 8 adet beton serisinin ampirik ve kompozit modellerin performanslarının incelenmesinde yeterli olacağı düşünülmüştür. Böylece NC I, IGP I, KP I, NP I, NC II, IGP II, KP II ve NP II olarak adlandırılan serilerin özellikleri kullanılarak elastisite modülü tahminleri ampirik ve kompozit modellerle yapılmıştır. Aynı serilerin Tablo 2’de gösterilen deneysel elastisite modülleri ile modellerden tahmin edilen elastisite modüllerinin karşılaştırmaları yapılmıştır. Granülometrik eğriler, agregaların fiziksel özellikleri vb. gerekli özellikler Davraz ve ark. [54] tarafından yapılan makale çalışmasında yer almaktadır.

**Tablo 1.** Pomza agregalı beton serilerinin karışım oranları (kg/m<sup>3</sup>) [54]

Beton Kodu	Çimento	Su	Süper Akışkanlaştırıcı	İri Agregata	İnce Agregata	Betonun Yoğunluğu (kg/m <sup>3</sup> )
NC I	400	160	8	1058	746	2,372
IGP I	400	160	8	273	352	1,194
KP I	400	160	8	291	234	1,093
NP I	400	160	8	352	343	1,263
NC II	400	160	8	705	1118	2,392
IGP II	400	160	8	182	529	1,279
KP II	400	160	8	194	351	1,113
NP II	400	160	8	234	514	1,317

**Tablo 2.** Elastisite modülleri ve poisson oranları [54]

Beton Kodu	NC I	IGP I	KP I	NP I	NC II	IGP II	KP II	NP II
E <sub>c</sub> (GPa)	23,25	4,45	4,14	2,29	25,64	7,87	5,01	7,03
ν <sub>c</sub>	0,20	0,23	0,24	0,21	0,18	0,22	0,23	0,20

Eşitlikler (1-11), pomza agregalı beton serilerinin elastisite modüllerinin tahmini için literatürden ve bazı şartnamelerden elde edilen ampirik modellerin denklemleridir [14, 17, 55]. Modellerin yer aldığı çalışmalar (modelleri geliştirenler) ve şartnameler (şartnameyi sunan kuruluşlar) denklemlerin yanında parantez içinde belirtilmektedir. Burada, f<sub>28</sub> 28 günlük basınç dayanımını, E<sub>c28</sub> veya E<sub>c</sub> betonun 28 günlük veya ilgili beton yaşındaki beton elastisite modülünü ve f<sub>c</sub>' standart silindirik numune beton basınç dayanımını ifade etmektedir. w<sub>c</sub> ise betonun birim hacim ağırlığıdır. Ancak Davraz ve ark. [54] tarafından yapılan çalışmada betonun yoğunluğu verilmiştir ve beton birim hacim ağırlıkları belirli olmadığı için bir yaklaşım olarak bu yoğunluk değerleri, Denklem 1, 4 ve 8 modellerinde elastisite modülünün tahmini için birim hacim ağırlık değeri yerine kullanılmıştır. Ayrıca, normal betonun yoğunluğu olarak belirtilen değer normal betonun yaklaşık birim hacim ağırlığı olan 2400 kg/m<sup>3</sup> değerine yakın olduğu da söylenebilir. Bir yaklaşım olarak, yoğunluk değerleri birim hacim değerleri olarak ele alınıp ampirik modellerde tahmin yapılmaya çalışılmıştır. Söz konusu çalışmadan çıkarılan beton basınç dayanımları ve beton yoğunlukları Tablo 3'de sunulmuştur.

$$E_c = 0,043w_c^{1,5} \sqrt{f_c'} \text{ için } 2,5 \leq f_c' \leq 40 \text{ (MPa)} \quad (\text{ACI 318}) \quad (1)$$

$$E_c = 4700 \sqrt{f_c'} \quad (\text{ACI 318M-95}) \quad (2)$$

$$E_c = 4500 \sqrt{f_c'} \quad (\text{CSA A23.3}) \quad (3)$$

$$E_c = 9500 f_c'^{0,3} (w/2400)^{1,5} \quad (\text{Norwegian Code}) \quad (4)$$

$$E_c = (3320 \sqrt{f_c'} + 6900) (w/2346)^{1,5} \text{ için } 21 \leq f_c' \leq 83 \text{ (MPa)} \quad (\text{ACI 363 ve Martinez}) \quad (5)$$

$$E_c = 1000 (f_c' + 8)^{0,33} \quad (\text{CEB}) \quad (6)$$

$$E_c = 3000 f_c'^{0,67} \text{ için } f_c' \leq 27 \text{ (MPa)} \quad (\text{Gardner ve Zhao I}) \quad (7)$$

$$E_c = 9000 f_c'^{0,33} \text{ için } f_c' \geq 27 \text{ (MPa)} \quad (\text{Gardner ve Zhao II}) \quad (8)$$

$$E_c = (3300 \sqrt{f_c'} + 6900) (w/2300)^{1,5} \quad (\text{CSA}) \quad (9)$$

$$E_{c28} = (3250 \sqrt{f_{c28}} + 14000) \text{ (MPa)} \quad (\text{TS500}) \quad (10)$$

$$E_c = 22000 (f_c' / 10)^{0,33} \text{ (MPa)} \quad (\text{CEB-FIP}) \quad (11)$$

$$E_c = 3191 (f_c' / 1,45)^{0,33} \text{ (MPa)} \quad (\text{Eurocode2}) \quad (12)$$

ACI kısaltması American Concrete Institute (Amerikan Beton Enstitüsü), CSA kısaltması Canadian Concrete Code (Kanada Beton Kodu), CEB kısaltması Comité Euro-International du Béton (Euro Uluslararası Beton Komitesi), FIP ise Fédération Internationale de la Précontrainte anlamına gelmektedir. Bir başka deyişle, bu kısaltmalar modellerin yer aldığı şartnamelerin geliştirildiği kuruluşları ifade etmektedir. Son olarak, TS Türk Standardının kısaltmasıdır. Ayrıca, Denklem 1-3'de belirtilen modellerinin yüksek dayanımlı beton için kullanılamayacağı sadece normal dayanımlı betonlar için kullanılacağı da belirtilmelidir [14]. Denklem 4-8'de belirtilen modeller ise sadece yüksek dayanımlı betonlar için kullanılırken [14], Denklem 9-11'de belirtilen modeller hem yüksek dayanımlı ve hem de normal dayanımlı betonlar için kullanılabilir [17, 55]. Bunun yanında, Denklem 5 ve 8'de belirtilen modellerin birbirine benzer olduğu ve tahmin sonuçlarının da birbirine

**POMZA AGREGALI BETONLARIN ELASTİSİTE MODÜLLERİNİN TAHMİNİNDE BAZI AMPİRİK VE KOMPOZİT MODELLERİN PERFORMANSLARININ İNCELENMESİ**

çok yakın çıkabileceği anlaşılmaktadır. Ek olarak, Denklem 5 modeli, 21 ile 83 MPa arasındaki basınç dayanımı değerleri için geçerlidir. Bunun dışındaki basınç dayanımına sahip betonlar için geçerli değildir. Tablo 3’deki basınç dayanımı sonuçları göz önüne alındığında bu modelin pomza agregalı betonların elastisite modülünün ampirik olarak tahmininde kullanılamayacağı anlaşılmıştır. Denklem 8 modeli için ise hiçbir basınç dayanımı sınır değeri kullanılmamaktadır. Denklem 7 modeli için de benzer bir yargı yapılabilir. 27 MPa altındaki ve üstündeki değerler için farklı formülasyonlar kullanılmıştır. Sonuç olarak, Denklem 7 iki adet model içermektedir. Bu iki model Gardner ve Zhao I ve Gardner ve Zhao II modelleri olarak anılmaktadır. Dolayısıyla basınç dayanımı değerleri 27 MPa’ın altında olduğu için Denklem 7 olarak iki modelden Gardner ve Zhao I olarak adlandırılan model Denklem 7 modelini temsilen seçilmiştir. Son olarak, pomza agregalı beton için Tablo 3’deki değerlere göre kullanılan ampirik modeller seçilmiştir. Bu şekilde 10 adet ampirik model, pomza agregalı betonun elastisite modülü tahminleri için kullanılmıştır.

**Tablo 3.** Referans olarak alınan pomza agregalı betonların basınç dayanımları ve yoğunlukları [54]

Beton Kodu	f <sub>c28</sub> küp (MPa)	f <sub>c28</sub> silindir (MPa)	Beton Yoğunluğu (kg/m <sup>3</sup> )
NC I	20,50	16,40	2371,45
IGP I	11,00	8,80	1193,49
KP I	8,00	6,40	1093,35
NP I	6,00	4,80	1263,29
NC II	27,00	21,60	2391,45
IGP II	15,50	12,40	1278,65
KP II	13,00	10,40	1113,33
NP II	15,00	12,00	1317,55

Denklem 12-21 modelleri beton için genel olarak kullanılan tane donatılı ve iki fazlı kompozit malzeme modellerdir [14, 56]. Bu modeller çimento hamuru-agrega arayüz/geçiş bölgesini bir faz olarak değerlendirmez. Sadece matris fazı olarak çimento hamurunu ve tane donatısı olarak da agregaları alır. Böylece, matris ve agregada fazından oluşan iki fazlı kompozit modeller ile beton elastisite modülleri tahmin edilebilir. Bu şekilde, 10 adet ampirik modele ek olarak 10 adet de iki fazlı kompozit model, pomza agregalı betonların elastisite modüllerinin tahmininde kullanılmıştır.

$$E_{cVoigt} = E_m V_m + E_a V_a \quad (\text{Voigt Modeli}) \quad (12)$$

$$\frac{1}{E_{cReuss}} = \frac{V_m}{E_m} + \frac{V_a}{E_a} \quad (\text{Reuss Modeli}) \quad (13)$$

$$\frac{1}{E_{cHirsch}} = 0,5 \left( \frac{1}{E_{cVoigt}} + \frac{1}{E_{cReuss}} \right) \quad (\text{Hirsch-Dougill Modeli}) \quad (14)$$

$$E_{cPopovics} = 0,5(E_{cVoigt} + E_{cReuss}) \quad (\text{Popovics Modeli}) \quad (15)$$

$$\frac{1}{E_{cCounto}} = \frac{1 - \sqrt{V_a}}{E_m} + \left( \frac{1 - \sqrt{V_a}}{\sqrt{V_a}} E_m + E_a \right)^{-1} \quad (\text{Counto Modeli}) \quad (16)$$

$$E_{cHashin} = \left[ \frac{(E_m + E_a) + (E_a - E_m)V_a}{(E_m + E_a) - (E_a - E_m)V_a} \right] E_m \quad (\text{Hashin Modeli}) \quad (17)$$

$$E_{cBache} = E_m^{V_m} E_a^{V_a} \quad (\text{Bache ve Nepper-Christensen Modeli}) \quad (18)$$

T. BİLİR

$$E_{cMehmel - Kern} = \frac{\sqrt[3]{V_a^2}}{\frac{\sqrt[3]{V_a}}{E_a} + \frac{1 - \sqrt[3]{V_a}}{E_m}} + E_m (1 - \sqrt[3]{V_a^2}) \quad (\text{Mehmel-Kern Modeli}) \quad (19)$$

$$E_{cIllston} = \left[ \frac{1 - \sqrt[3]{V_a}}{E_m} + \frac{\sqrt[3]{V_a}}{E_a \sqrt[3]{V_a^2} + E_m (1 - \sqrt[3]{V_a^2})} \right]^{-1} \quad (\text{Illston Modeli}) \quad (20)$$

$$E_{cMaxwell} = \frac{2 E_m + E_a - 2 V_a (E_m - E_a)}{2 E_m + E_a + V_a (E_m - E_a)} E_m \quad (\text{Maxwell Modeli}) \quad (21)$$

Burada;  $E_m$  çimento matris fazının elastisite modülü,  $E_a$  ise agrega fazının elastisite modülü,  $V_m$  çimento matrisinin ve  $V_a$  ise agrega fazının hacim fraksiyonlarıdır. Örnek olarak,  $E_{cReuss}$  Reuss kompozit modelinin kullanılmasıyla tahmin edilen beton elastisite modülünü ifade etmektedir. Referans alınan literatür çalışmasında iri agrega olarak kireçtaşı kökenli kırma taş kullanıldığı belirtilmiştir. Bu agrega türünün deneysel elastisite modülü söz konusu yazıda [54] belirtilmediği için literatürdeki diğer çalışmalar incelenerek kireçtaşının elastisite modülü hakkında fikir edinilmeye çalışılmıştır. Bu nedenle, kireçtaşı agrega fazının elastisite modülü Mostofinejad ve Nozhati [14] tarafından yapılan çalışmada belirtildiği gibi 42,7 GPa olarak seçilmiştir. Davraz ve ark. [54] çalışmalarındaki kireçtaşının türü veya elastisite modülü farklı olabilir ancak bir yaklaşım geliştirmek için literatürden 42,7 GPa seçilerek kompozit modellerde kullanılmıştır. Tablo 4'te çalışmadaki karışım oranlarından hesaplanan çimento matrisi ve agrega fazı hacim fraksiyonları verilmiştir. Tüm karışımlarda farklı malzemeler kullanılmasına rağmen Matris ve Agrega Fazı toplam hacimleri sabit tutulduğu için hacim fraksiyonları da tüm karışımlarda aynıdır.

**Tablo 4.** Normal ve pomza agregalı betonların hacim fraksiyonları

Beton Kodu	Matris Hacim Fraksiyonları ( $V_m$ )	Agrega Fazı Hacim Fraksiyonları ( $V_a$ )	Toplam
NC I	0,32	0,68	1
IGP I	0,32	0,68	1
KP I	0,32	0,68	1
NP I	0,32	0,68	1
NC II	0,32	0,68	1
IGP II	0,32	0,68	1
KP II	0,32	0,68	1
NP II	0,32	0,68	1

Öte yandan, deneysel olarak elde edilmediği için agrega ve matrisi fazı için seçilen ve kabul edilen elastisite modülü değerlerinin kompozit modellerin performansını etkileyeceği görünen bir durumdur. Tüm serilerin hacim fraksiyonları ve kullanılan çimento tipi aynıdır. Dolayısıyla, deneysel ve kompozit modellerle tahmin edilen elastisite modüllerinin de yöreye göre farklılaşan pomza türlerine göre değişeceği buradan anlaşılmaktadır. Ampirik modeller, elastisite modülü tahmininde çoğunlukla basınç dayanımı olmak üzere dayanım ve birim hacim ağırlık değerlerini kullanmaktadır. Bu yüzden, hem ampirik hem de kompozit modellerin tahmin sonuçları kullanılan farklı pomza türlerinden (özelliklerinden) ve miktarlarından etkilenecektir. Her ne kadar hacimler aynı olsa da, I ve II gruplarının granülometrinin de farklı olması deneysel elastisite modüllerini etkilediği gibi tahmin sonuçlarını da etkilemektedir. Sonuç olarak, referans makalede [54], hem agrega türleri hem de agrega miktarları her beton serisinde birbirinden farklıdır ve bunun tahmin sonuçlarına etkisi olacaktır. Bununla beraber çimento matrisinin de deneysel elastisite modülü belli değildir. Ancak kullanılan çimento tipinin elastisite modülünün, literatürdeki çalışmaların rapor ettiği değerler de dikkate alınarak, 20 ve 25 GPa arasında değiştiği söylenebilir [1, 12, 13]. Referans çalışmadaki [54], pomza agregalı betonların deneysel elastisite modülleri düşünüldüğünde çimento matris fazının elastisite modülü 20 GPa seçilerek kompozit modellerde kullanılmıştır. Böylece çimento matrisinin elastisite modülünün tahmin yapılabilmesi için kullanılması sağlanmıştır. Ayrıca, bu çalışmadaki ampirik ve kompozit modellerin



## POMZA AGREGALI BETONLARIN ELASTİSİTE MODÜLLERİNİN TAHMİNİNDE BAZI AMPİRİK VE KOMPOZİT MODELLERİN PERFORMANSLARININ İNCELENMESİ

performansları sadece bu yapılan kabuller için geçerli olmaktadır. Ancak kompozit modeller için pomza agregalı veya normal beton serilerinin herhangi bir fazının deneysel elastisite modülleri bilinmediği için böyle kabul ve yaklaşımlar ile pomza agregalı betonların elastisite modüllerinin tahmininin yapılabilmesi için kaçınılmaz olmaktadır. Buna benzer yaklaşımlar literatürde de yer almaktadır [16]. Öte yandan, literatürde pomza agregasının deneysel elastisite modülü ile ilgili bir çalışmaya rastlanamamıştır. Pomzaların deneysel olarak elastisite modülünün bulunmasının zor olduğu ve elastisite modülünün çok düşük bir değer olabileceği de görülmektedir. Bu nedenle, 2 GPa civarında alınırsa model performansları açısından bir fikir verebileceği düşünülmüştür. Ancak farklı pomzalar için aynı değerde agrega fazı elastisite modülü kabulü yapılmasına ve hacim fraksiyonları aynı olmasına rağmen, tahmin sonuçlarının pomza türünden etkilenmesi ve farklı tahmin sonuçları elde edilebileceği öngörülmüştür. Pomza agregalarının elastisite modülünün aynı olamayabileceği durumunun, kompozit model sonuçları değerlendirilirken dikkate alınması gerektiği kanısına varılmıştır.

Sonuçta bu şekilde kabul ve yaklaşımlarla pomza agregalı hafif betonların, sadece deneysel basınç dayanımları ve birim hacim ağırlıklarının belirlenmiş olduğu durumlardaki elastisite modüllerinin tahmininde, toplam 20 adet ampirik ve kompozit model kullanılarak bu modellerin performansları değerlendirilmeye çalışılmıştır. Bunun için elastisite modülü tahminleri bu 20 adet modelle yapılmış ve Davraz ve ark. [54] referans çalışmasında yer alan ve Tablo 2’de de verilen deneysel elastisite modülleri ile karşılaştırılarak hata oranları yüzdesel olarak bulunmuştur. Deneysel elastisite modüllerine en yakın tahmin sonuçlarını veren (yaklaşık % 10 hata oranının altında hata veren modellerin seçilmesi gerektiği düşünülmüştür) ampirik ve kompozit modellerin belirlenmesine çalışılmıştır. Deneysel elastisite modülleriyle modeller arasındaki hata oranları, tahmin sonuçlarını etkileyen nedenler ve mekanizmalar tartışılarak pomza agregalı hafif betonların tahmininde kullanılabilen en uygun ampirik ve kompozit modellerin her bir beton türü için sunulması amaçlanmıştır. Bir başka deyişle, model performansları irdelenerek her bir pomza betonunun elastisite modülü tahmini için en uygun performansa sahip her bir model ortaya konulmaya çalışılmıştır.

### 3. BULGULAR VE TARTIŞMA

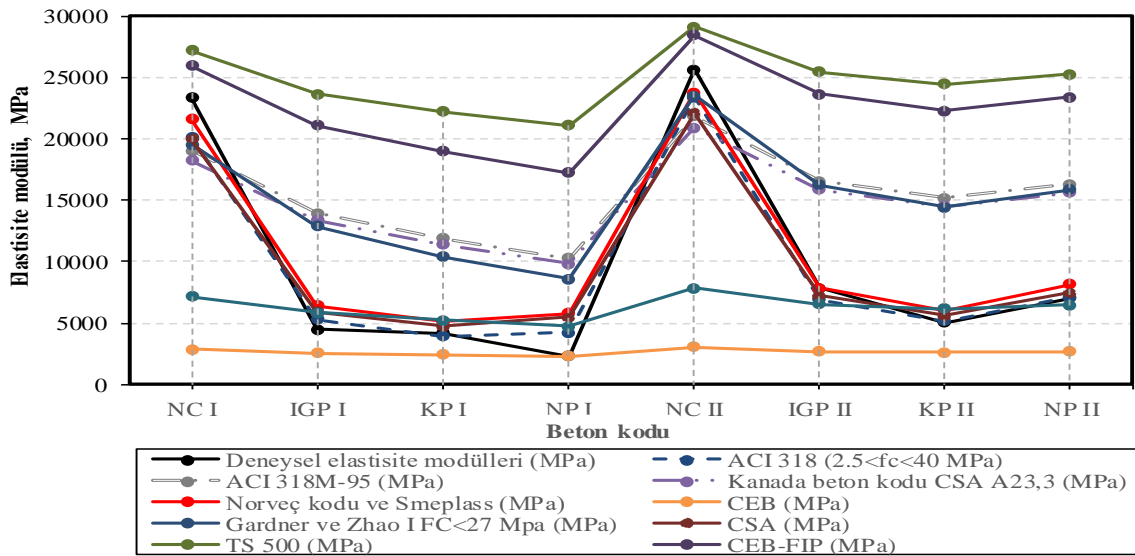
Şekil 1’de ampirik modellerin elastisite modülü tahmin sonuçları ile deneysel elastisite modülleri sunulmaktadır. Tablo 5’de ampirik modellerin hata oranları verilmiş ve % 10 hata oranı siyah, % 10-20 arasında değişen hata oranları kırmızı ve % 20-25 arasında değişen hata oranları ise mavi ile boyanarak sunulmuştur. Böylece model performansları daha açık olarak ortaya konulmuştur. Şekiller aracılığıyla görsel karşılaştırma yapılabilmektedir. Ampirik modellerin tahminlerine bakıldığında CEB ve Eurocode modelleri hariç normal beton NC I ve NC II serilerinde deneysel elastisite modülüne yakın değer tahmin edildiği görülmüştür. Buna karşın, deneysel elastisite modülü ile tahmin edilen değerlerin arasında % 8-25 hata oranları elde edilmektedir. CEB ve Eurocode modelleri için ise hata oranları % 70-80 olarak gerçekleşmiştir. Ampirik modellerde ACI 318, Norwegian Code ve CSA modellerinde birim ağırlık yerine yoğunluklar da kullanılmasına rağmen diğer modellere göre daha hassas sonuçlar verdiği söylenemez. Tüm ampirik modeller yine deneysel elastisite modüllerine bir miktar yakın değerler elde edilmesine rağmen % 5-800 arasında değişen hatalar vermektedir. Bir başka deyişle, bazı modeller bazı seriler için yaklaşık değerler verirken bazı seriler için çok yüksek hata oranlarına neden olmaktadır. Bu yüzden model tahminlerinde değerlendirilebilecek sistematik bir değişim elde edilemediği görülmüştür. Bununla beraber, normal dayanımlı betonlar için geçerli olan TS 500 modeli, NC I ve NC II normal beton serilerinde bile ortalama % 15 civarında hata oranlarıyla tahmin yapabilmektedir. Ayrıca, Şekil 2’de hata oranı % 10 olan tahminlerin kabul edilebilir olduğu düşünülürse hangi modellerin bu hata oranında sonuçlar verdiği görmek için Şekil 1’de deneysel elastisite modülü grafiğine hata çubukları eklenmiştir. TS 500 modelinin bazı sonuçlarının % 10 hata oranına yakın olmalarına rağmen bu değer altında da değildir. Bununla beraber, TS 500 modelinin pomza agregalı hafif betonlar için uygulanamayacağı çok açıktır. ACI 318 M95, Canadian Concrete Code CSA A23.3, CEB, Gardner ve Zhao I ve CEB-FIP modellerinde de benzer sonuçlar ortaya çıkmaktadır. Normal beton için % 10’un üstünde olmasına rağmen daha yakın sonuçlar verirken pomza agregalı betonlar için % 100 değerinin üzerinde hata oranları elde edilmektedir. Bu modellerin de TS 500 gibi ancak normal veya yüksek dayanımlı betonlar için kullanılabildiği sonucu ortaya çıkmaktadır. Bu durum, ampirik formüller verilirken yöntem kısmında belirtilmiştir. Ampirik formüller belirli dayanımlara sahip betonlar için geçerlidir ancak dayanım değerleri uygun görünse de pomza agregalı beton bir çeşit hafif beton olduğu için bu tür betonlara özel ampirik formüllerin geliştirilmesi kaçınılmazdır. Ancak birim hacim ağırlığının kullanıldığı beton serilerinde bile düzenli ve yakın tahmin sonuçları elde edilememektedir. Bununla beraber ilginç bir şekilde CEB modeli sadece NP I betonu için % 1,28 oranında hata ile çok yakın bir tahmin yapmaktadır. Buna karşın NP I serisi için diğer model tahminlerinin de kendi içinde diğer seri sonuçlarıyla karşılaştırıldığında yüksek hata oranları ve uyumsuz tahmin sonuçları verebildiği görülmektedir. Örneğin, NP II serisi benzer bir seri olup sadece garnülometrileri farklı olduğu halde CEB modeli bu seri için uygun tahmin yapmamaktadır. Benzer şekilde,

T. BİLİR

CSA, Eurocode ve Norwegian modelleri ise II numaralı granülometriye sahip pomza agregalı serilerde daha iyi sonuçlar vermektedir. Bütün modellerin içinde ACI 318 modeli NP I serisi hariç daha yakın tahminler yapabilmektedir. Ancak bu yorumlar sadece, hata oranlarının % 25 in altında olduğu durumlar için geçerlidir. Buradan, bu deneysel çalışmada I numaralı granülometriye Nevşehir pomzası agregasının tüm ampirik modelleri tahmininde daha yüksek hata oranları vermesi nedeniyle özel bir seri olduğu sonucu ortaya çıkmaktadır. Betonun içerdiği pomza agregası ve normal agregası türünün, granülometrisinin ve dolayısıyla beton basınç dayanımı ile yoğunluğunun etkisi ortaya çıkmıştır. Ancak bu ampirik modeller normal ve yüksek dayanımlı betonlar için geçerlidir buna karşın normal beton serileri NC I ve NC II için bile nispeten daha iyi performans gösterebilirler de % 10'un altında hata oranları elde edilememektedir. Ayrıca hata oranlarına bakıldığında, modellerin beton seri tipine göre % 25, % 20 veya % 10'un altında hata oranı göstermesi, yani modellerin performanslarının beton serilerinin özelliklerine göre değişimi tam olarak açıklanamamaktadır. Bir başka deyişle, ampirik modellerin beton serilerinin hangi özelliklerinden etkilendiği ve tahmin performansı ile ilgili mekanizma bu sonuçlarla tam olarak ortaya konulamamaktadır. Bununla beraber, ACI 318 modeli KP I, NC II, KP II ve NP II serileri için, Norwegian Code modeli NC I, NC II ve IGP II serileri için, CEB modeli NP I için, Gardner ve Zhao I sadece NC II serisi için, CSA modeli IGP II ve NP II serileri için ve Eurocode modeli sadece NP II serisi için % 10 hata oranının altında hata oranlarıyla, deneysel elastisite modüllerine en yakın tahmin sonuçları vermişlerdir. Çalışma sonucunda, ampirik modellerin pomza agregalı betonların elastisite modüllerinin tahminindeki performanslarının ortaya konulduğu düşünülmektedir. Çoğunlukla çok yüksek performanslar elde edilmemesine rağmen, yukarıda verildiği gibi bazı modeller bazı beton serileri için de çok iyi performanslar da gösterebilmişlerdir. Bununla beraber, pomza agregasının türünün ve agregası granülometrisinin tahmin sonuçlarında etkili olduğu düşünülmektedir. Bu nedenle, pomza agregasının granülometrisinin elastisite modüllerine etkisini gösterebilmek için agregası incelik modülünü; agregasının basınç dayanımına ve tahmin sonuçlarına etkisini göstermek için de agregasının birim hacim ağırlığını da içeren yeni ampirik modellerin daha uygun tahminler yapılabileceği de değerlendirilmektedir. Bu tür yeni modellerin geliştirilmesinin gerekliliği ortaya çıkmaktadır.

**Tablo 5.** Ampirik modellerin hata oranları (%)

Beton Kodu	ACI 318	ACI 318M-95	Kanada Beton Kodu CSA A23.3	Norveç Kodu ve Smeplass	CEB	Gardner ve Zhao I	CSA	TS 500	CEB-FIP	Eurocode
NC I	-13,88	-18,49	-21,95	-7,51	-87,71	-16,29	-14,59	16,32	11,11	-69,32
IGP I	18,19	213,31	199,98	43,75	-42,98	189,44	32,72	431,26	373,76	30,80
KP I	-5,01	187,20	174,98	23,14	-41,75	151,34	14,71	436,76	357,95	26,43
NP I	84,72	349,66	330,52	153,63	1,28	274,73	139,49	822,29	652,20	107,67
NC II	-8,85	-14,81	-18,43	-7,36	-88,07	-8,32	-13,81	13,51	10,91	-69,38
IGP II	-12,03	110,30	101,35	-0,10	-65,63	105,94	-8,02	223,31	200,32	-17,08
KP II	2,82	202,54	189,66	20,95	-47,81	187,54	11,42	388,64	344,90	22,83
NP II	1,33	131,60	121,74	15,84	-61,77	125,54	6,65	259,29	232,55	-8,19



**Şekil 1.** Deneysel elastisite modülleri ve ampirik modellerle tahmin edilen elastisite modülleri

*POMZA AGREGALI BETONLARIN ELASTİSİTE MODÜLLERİNİN TAHMİNİNDE BAZI AMPİRİK VE KOMPOZİT MODELLERİN PERFORMANSLARININ İNCELENMESİ*

Şekil 2’de ise kompozit modellerin elastisite modülü tahmin sonuçları ile deneysel elastisite modülleri gösterilmiştir. Tüm kompozit modellerde,  $E_m = 20$  GPa NC I ve NC II için  $E_a = 42,7$  GPa ve pomza agregalı diğer tüm beton serileri için ise  $E_a = 2,00$  GPa olarak alınmıştır. Tablo 6’da kompozit modellerin hata oranları verilmiş ve % 10 hata oranı siyah, % 10-20 arasında değişen hata oranları kırmızı ve % 20-25 arasında değişen hata oranları ise mavi ile boyanarak sunulmuştur. Ampirik modellerle karşılaştırıldığında, daha yakın tahmin sonucu yapan yani % 10’un altında hata oranı veren model sayısı daha az olmasına rağmen NP I serisi hariç hata oranları genellikle % 50’nin altında kalmaktadır. Ayrıca % 10-20 arasındaki hata oranları ve % 20-25 arasında hata oranları veren model sayısı da daha azdır. Bu açıdan, ampirik modellere göre yakın tahmin yapan ya da performansı kabul edilebilir model sayısı daha az olmasına rağmen, kompozit modellerin hata oranları ampirik modellerinde oluşanlardan çoğunlukla daha azdır. Voigt modeli IGP II ve NP II serileri için, Hirsch-Dougill modeli IGP I ve KP I serileri için, Popovics modeli KP II serisi için, Bache ve Nepper-Christensen modeli IGP I ve KP I serileri için, Illston modeli NP II serisi için ve Maxwell modeli ise yine NP II serisi için % 10 altında hata oranı vermiştir. Bunun yanında, Hirsch-Dougill modeli KP II, Popovics modeli IGP I, Counto ve Hashin modelleri KP II ve NP II serileri için, Bache and Nepper-Christensen modeli KP II serisi için, Mehmel Kern modeli NP II için Illston ve Maxwell modellerinin ikisi de IGP II serisi için % 10-20 arasında değişen hata oranlarında tahminlerde bulunmuştur. Kompozit modellerin hepsinde hacim fraksiyonları tüm agregat türleri yani serilerin hepsinde aynıdır. Bu durumda, matris fazının elastisite modülü 20 GPa olmak üzere aynı değer alındığı için agreganın elastisite modülü deney tahminlerinde etkili olan parametredir. Bu yüzden her model NC I ve NC II serilerinde diğer pomza serilerden farklı tahminler yapmışlardır. Bunun nedeni normal agreganın elastisite modülünün 42,7 GPa ve farklı olmalarına rağmen pomza agregalarının hepsinin elastisite modüllerinin 2 GPa olarak seçilmesidir. Böylece diğer pomza serilerinin hepsinde elastisite modülü tahmini aynı model için hep aynı değerdir. Bu Şekil 1’den de görülmektedir. Ancak, iki granülometri ve farklı pomza agregası elastisite modülleri nedeniyle deneysel elastisite modülleri değerleri arasında birbirinden farklıdır dolayısıyla pomza serilerinde her bir model aynı değeri tahmin ettiği için deneysel elastisite modülü değerleriyle hata oranları farklılık göstermektedir. Kompozit modellerde de ampirik modellere benzer olarak NP I serisinin tahmin değerleri oldukça farklıdır. Bunun dışında, her bir pomza agregasının elastisite modüllerinin birbirinden farklı olduğu da anlaşılmaktadır. Ayrıca granülometrinin farklı olması da agregat fazının elastisite modülünü değiştirmekte ve betonun elastisite modülünü etkilemektedir. Çimento matris fazının elastisite modülünün 20 GPa ve kireçtaşının elastisite modülü 42,7 GPa olarak kabul edilmesi NC I ve NC II normal betonlarında elde edilen fazla elastisite modüllerini nedenidir. Buradan referans deneysel çalışmada kullanılan kireçtaşının, yine literatürden bulunan ve elastisite modülü 42,7 GPa olan agregadan farklı bir türde kireçtaşı olduğu anlaşılmaktadır. Ayrıca agregat fazının yani deneysel çalışmada kullanılan kireçtaşının elastisite modülünün 42,7 GPa değerinden daha düşük değerde olduğu anlaşılmaktadır. II numaralı granülometriye sahip NC II serisinde kompozit modeller NC I’e göre daha yakın tahmin sonuçları vermiştir. Ancak, pomza agregalı serilerdeki farklı tahmin sonuçlarının ve farklı hata oranlarının olması, hem pomza agregalarının elastisite modüllerinin birbirinden farklı olması hem de ortaya çıkan farklı granülometriyle açıklanabilmektedir.

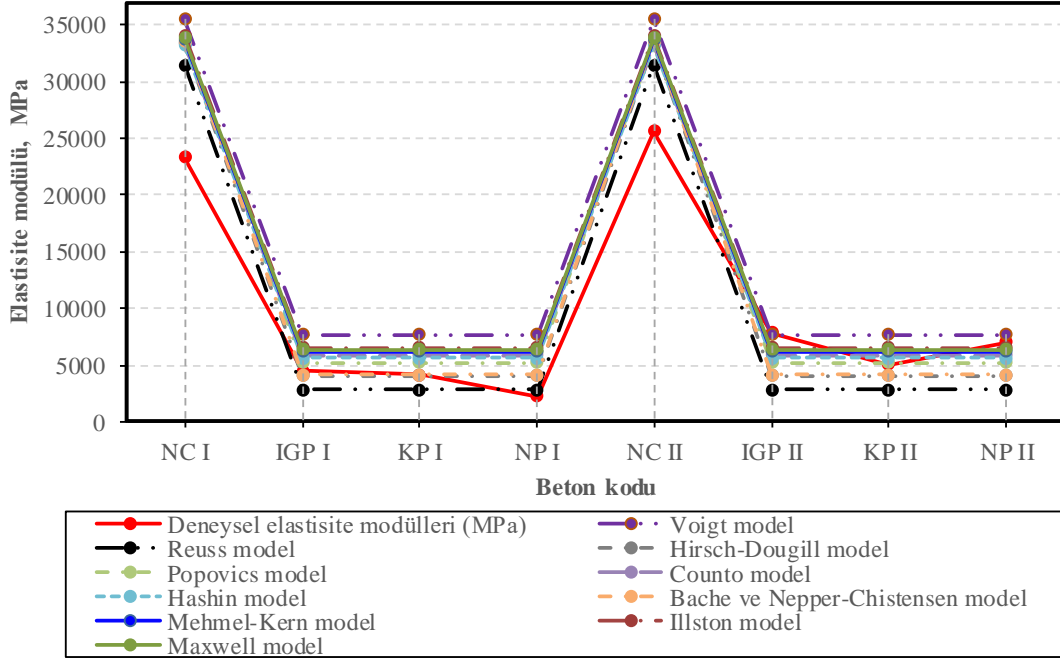
**Tablo 6.** Kompozit modellerin hata oranları (%).

Beton Kodu	Voigt Model	Reuss Model	Hirsch-Dougill Model	Popovics Model	Counto Model	Hashin Model	Bache ve Nepper-Christensen Model	Mehmel-Kern Model	Illston Model	Maxwell Model
NC I	52,20	34,65	42,89	43,43	42,92	42,09	43,95	44,30	45,90	45,10
IGP I	72,64	-37,22	<b>-7,92</b>	<b>17,71</b>	31,78	26,80	<b>-7,03</b>	39,51	47,58	43,68
KP I	85,55	-32,52	<b>-1,03</b>	26,52	41,63	36,29	<b>-0,07</b>	49,94	58,62	54,43
NP I	235,43	<b>21,99</b>	78,91	128,71	156,04	146,37	80,64	171,05	186,74	179,16
NC II	38,59	<b>22,61</b>	30,12	30,60	30,14	29,39	31,08	31,40	32,85	32,13
IGP II	<b>-2,43</b>	-64,51	-47,95	-33,47	-25,53	-28,34	-47,46	<b>-21,16</b>	<b>-16,60</b>	<b>-18,80</b>
KP II	53,33	-44,24	<b>-18,22</b>	<b>4,54</b>	<b>17,04</b>	<b>12,62</b>	<b>-17,43</b>	<b>23,90</b>	31,07	27,61
NP II	<b>9,34</b>	-60,25	-41,69	-25,45	<b>-16,53</b>	<b>-19,69</b>	-41,12	<b>-11,64</b>	<b>-6,53</b>	<b>-9,00</b>

Buradan, pomza agregasının türünün, dolayısıyla elastisite modülünün, birim hacim ağırlığının, boşluk oranı ve yapısının, basınç dayanımının deneysel elastisite modüllerine etkisi olduğu görülmektedir. Bu durum, hem ampirik hem de kompozit model tahminlerinden de anlaşılmaktadır. Son olarak, bu çalışmadaki ampirik ve kompozit modeller yapılan kabuller için geçerlidir. Ortaya çıkan yeni sonuçlara göre modeller geliştirilmemiştir.

T. BİLİR

Bunun nedeni, çalışmanın amacının mevcut yaklaşımlarla kullanılan ampirik ve kompozit modellerin performanslarının değerlendirilmesidir. Bu bağlamda, çalışmanın amacına ulaştığı söylenebilir.



Şekil 2. Deneysel elastisite modülleri ve kompozit modellerle tahmin edilen elastisite modülleri

Çalışmanın amacı ampirik ve kompozit modellerin pomza agregalı betonların elastisite modülü tahminindeki performanslarını değerlendirmek olmasına rağmen deneysel elastisite modül sonuçlarına etkileyen pomza agregasının özellikleri ve deneysel sonuçların değişimleri ile ilgili de analiz yapılabilmesine olanak sağlamaktadır. Bunun yanında, çalışmanın sonuçlarının ve bu modellerin performanslarının değerlendirilmesinin; pomzalı betonun elastisite modülü ile ilgili, dolayısıyla bu tür betonların şekil değiştirme davranışları ile ilgili fikir verebildiği de ve bilime katkı sağladığı da düşünülmektedir.

#### 4. SONUÇLAR

Çalışmadan elde edilen sonuçlar aşağıdaki gibidir.

- Ampirik ve kompozit modeller farklı pomza agregalı beton serileri için iyi veya kötü performans sergileyebilmektedir. Tartışmada en uygun modeller sunulmuştur.

- Her bir ampirik veya kompozit model yapılan kabuller ve elde edildiği betonun özelliklerine bağlı olarak belirli türde betonlar için çalışabilmektedir. Bu nedenle, pomza agregalı betonlar için basınç dayanımı, birim hacim ağırlığı, karışım oranları gibi özellikler yeterli olmamaktadır. Dolayısıyla, pomza agregalı betonlar için çalışan yeni ampirik veya kompozit modellerin geliştirilmesi gereklidir.

- Pomza agregalı betonların deneysel elastisite modülleri, pomza agregasının elastisite modülünden, granülometrisinden, basınç dayanımından ve birim hacim ağırlığından etkilenmektedir. Bu durum, ampirik ve kompozit modellerin tahminlerinden ve oluşan hata oranlarından da anlaşılmaktadır. Ayrıca granülometrinin değişmesi ile deneysel elastisite modülünün değişmesi; beklendiği üzere betonun elastisite modülünün ve basınç dayanımının betonun boşluk yapısından etkilenmesinden kaynaklanmaktadır. Aynı biçimde agrega yığının granülometrisi de betonun birim hacim ağırlığı, basınç dayanımı ve elastisite modülünü etkilemektedir.

- Ampirik modeller için betonun birim hacim ağırlığı ve basınç dayanımı yanında, bu parametrelere etkileyen pomza agregasının birim hacim ağırlığı, granülometrisini temsilen incelik modülü, pomza agregasının basınç dayanımı veya elastisite modülü gibi değerlerin de etkisinden göz önüne alındığı yeni modellerin geliştirilmesinin gerekli olduğu düşünülmektedir. Bir başka deyişle, pomza agregasının boşluk yapısı ampirik model tahmin sonuçlarına etkisi irdelenebilir. Pomza agregasının deneysel olarak tespit edilemeyen özellikleri, o özellikleri temsil eden ve deneysel olarak tespit edilen başka özellikler aracılığıyla dikkate alınabilir.

**POMZA AGREGALI BETONLARIN ELASTİSİTE MODÜLLERİNİN TAHMİNİNDE BAZI AMPİRİK VE KOMPOZİT MODELLERİN PERFORMANSLARININ İNCELENMESİ**

- Kompozit modeller için agrega ve matris fazlarının elastisite modülün deneysel olarak belirlenmesinin önemli bir kez daha ortaya çıkmaktadır. Ancak elastisite modülü deneysel olarak belirlenemeyen agrega ya da matris türleri için bu malzemelerin elastisite modüllerinin dolaylı olarak bulunmasını sağlayacak matematiksel modellerin geliştirilmesi de gereklidir.

- Bunlara ek olarak kullanılan deneysel elastisite modülü değerlerinin sayısı modellerin performanslarının değerlendirilmesi yeterli olmayabilir. Ancak, pomza agregalı betonların deneysel sonuçlarının yer aldığı çalışmalara literatürde rastlanmadığı da eklenmelidir.

- Model performanslarının değerlendirilmesi, sadece her bir pomza agregalı beton türü için en uygun tahmin modelinin belirlenmesinde değil, aynı zamanda bu tür betonların elastisite modüllerinin değişiminin dolayısıyla elastik özelliklerinin irdelenmesine de olanak ve katkı sağlamaktadır. Ayrıca hem deneysel sonuçlar hem de tahmin sonuçlarının, betonun birim hacim ağırlığı, basınç dayanımı, karışım oranları ve faz elastisite modülleri yanında pomza özelliklerinin değişiminden önemli derecede etkilendiği görülmüştür. Betonun deneysel elastisite modülü değerlerini ve tahmin sonuçlarını etkileyen ana etmenler aynı zamanda pomza özelliklerinden etkilenen parametrelerdir. Bu nedenle, ampirik modellerin kompozit modellere göre pomza agregasının özelliklerinin elastisite modülü tahminine etkisini, dolaylı veya doğrudan dikkate alınmasını kolaylaştıracağı düşünülmektedir. Böylece kompozit modellerden çok pomza agregalı betonların elastisite modüllerinin tahmininde yeni ampirik modellerin geliştirilmesi ve kullanılması önerilmektedir.

- Çalışma sonunda, bu şekilde model performanslarının değerlendirilerek veya yeni modeller geliştirilerek beton özelliklerinin değerlendirildiği yeni çalışmaların bilime katkı sağlayacağı öngörülebilir.

**KAYNAKLAR**

- [1] TOPÇU, İ.B., “Alternative Estimation of the Modulus of Elasticity for Dam Concrete”, Cement and Concrete Research, 35, 2199-2202, 2005.
- [2] TOUMI, A., NGUYEN. T.H., TURATSİNZE, A., “Benefits of Low Modulus of Elasticity of Fibre Reinforcement of Cement Based Mortars as Thin Bonded Overlay Materials”, Experimental Mechanics, 53, 1791–1797, 2013.
- [3] ZHOU, F.P., LYDON, F.D., BARR, B.I.G., “Effect of Coarse Aggregate on Elastic Modulus and Compressive Strength of High Performance Concrete”, Cement and Concrete Research, 25, 177-186, 1996.
- [4] RAMESH, G., SOTELINO, E.D., CHEN, W.F., “Effect of Transition Zone on Elastic Moduli of Concrete Materials”, Cement and Concrete Research, 26, 611-622, 1995.
- [5] BOULAY, C., STAQUET, S., DELSAUTE, B., CARETTE, J., CRESPI, M., YAZOGHLI-MARZOUK, O., MERLIOT, E., RAMANICH, S., “How to Monitor the Modulus of Elasticity of Concrete, Automatically Since the Earliest Age?”, Materials and Structures, 47, 141–155, 2014.
- [6] SIMEONOV, P., AHMAD, S., “Effect of Transition Zone on the Elastic Behaviour of Concrete”, Cement and Concrete Research, 25, 304-310, 1995.
- [7] TOPÇU, İ.B., BİLİR, T., “Effect of Bottom Ash as Fine Aggregate on Shrinkage Cracking of Mortars”, ACI-Materials Journal, 107, 48-56, 2010.
- [8] TOPÇU, İ.B., BİLİR, T., “Effect of n-GGBS as Fine Aggregate on Shrinkage Cracking of Mortars”, ACI-Materials Journal, 107, 545-553, 2010.
- [9] TOPÇU, İ.B., BİLİR, T., “Experimental Investigation of Drying Shrinkage Cracking of Composite Mortars Incorporating Crushed Tile Fine Aggregate”, Materials & Design, 31, 4088-4097, 2010.
- [10] BİLİR, T., GENÇEL, O., TOPÇU, İ.B., “Properties of Mortars with Fly Ash as Fine Aggregate”, Construction and Building Materials, 25, 782-789, 2015.
- [11] TOPÇU, İ.B., AVCULAR, N., “Analysis of Rubberized Concrete as a Composite Material”, Cement and Concrete Research, 27, 1135-1139, 1997.
- [12] NILSEN, A.U., MONTERIO, P.J.M., “Concrete: A Three Phase Material”, Cement and Concrete Research, 23, 147-151, 1993.
- [13] VILARDELL, J., AGUADO, A., AGULLO, L., GETTU, R., “Estimation of the Modulus of Elasticity for Dam Concrete”, Cement and Concrete Research, 28, 93-101, 1998.
- [14] MOSTOFINEJAD, D., NOZHATI, M., “Prediction of the Modulus of Elasticity of High Strength Concrete”, Iranian Journal of Science and Technology, 29, 311-321, 2005.
- [15] TOPÇU, İ.B., BİLİR, T., “Analysis of Rubberized Concrete as a Three Phase Composite Material”, Journal of Composite Materials, 43, 1251-1263, 2009.
- [16] TOPÇU, İ.B., BİLİR, T., BOĞA, A.R., “Estimation of the Modulus of Elasticity of Slag Concrete by Using Composite Material Models”, Construction and Building Materials, 24, 741-748, 2010.

## T. BİLİR

- [17] NOGUCHI, T., TOMOSAWA, F., NEMATİ, K.M., CHIAIA, B.M., FANTILLI, A.P., “A Practical Equation for Elastic Modulus of Concrete”, *ACI Structural Journal*, 106, 690-696, 2009.
- [18] CUI, H.Z., LO, T.Y., MEMON, S.A., XING, F., SHI, X., “Analytical Model for Compressive Strength, Elastic Modulus and Peak Strain of Structural Lightweight Aggregate Concrete”, *Construction Building Materials*, 36, 1036-1043, 2012.
- [19] LEE, J., XI, Y., WILLAM, K., JUNG, Y., “A Multiscale Model for Modulus of Elasticity of Concrete at High Temperatures”, *Cement and Concrete Research*, 39, 754-762, 2009.
- [20] DEMİR, F., “A New Way of Prediction Elastic Modulus of Normal and High Strength Concrete—Fuzzy Logic”, *Cement and Concrete Research*, 35, 1531-1538, 2005.
- [21] ZHAO, J., ZHENG, J.J., PENG, G.F., “A Numerical Method of Predicting Young’s Modulus of Heated Cement Paste”, *Construction and Building Materials*, 54, 197-201, 2014.
- [22] LEE, K.M., PARK, J.H., “A Numerical Model for Modulus of Elasticity of Concrete Considering Interfacial Transition Zone”, *Cement and Concrete Research*, 38, 396-402, 2008.
- [23] GUAN, X., LIU, X., JIA, X., YUAN, Y., CUI, J., MANG, H.A., “A Stochastic Multiscale Model for Predicting Mechanical Properties of Fibre Reinforced Concrete”, *International Journal of Solids and Structures*, 56-57, 280-289, 2015.
- [24] LIA, G., ZHAOB, Y., PANGA, S-S., LI, Y., “Effective Young’s Modulus Estimation of Concrete”, *Cement and Concrete Research*, 29, 1455-146, 2015.
- [25] ALENGARAM, U.J., MAHMUD, H., JUMAAT, M.Z., “Enhancement and Prediction of Modulus of Elasticity of Palm Kernel Shell Concrete”, *Materials and Design*, 32, 2143-2148, 2011.
- [26] SUN, Z., GARBOCZI, E.J., SHAH, S.P., “Modelling the Elastic Properties of Concrete Composites: Experiment, Differential Effective Medium Theory, and Numerical Simulation”, *Cement and Concrete Composites*, 29, 22-38, 2007.
- [27] SANAHUJA, J., DORMIEUX, L., CHANVILLARD, G., “Modelling Elasticity of A Hydrating Cement Paste”, *Cement and Concrete Composites*, 37, 1427-1439, 2007.
- [28] CRAEYE, B., VAN ITTERBEECK, P., DESNERCK, P., BOEL, V., DE SCHUTTER, G., “Modulus of Elasticity and Tensile Strength of Self-Compacting Concrete: Survey of Experimental Data and Structural Design Codes”, *Cement and Concrete Composites*, 54, 53-61, 2014.
- [29] GANDOMI, A.H., FARAMARZIFAR, A., GHANAD REZAEI, P., ASGHARI, A., TALATAHARI, S., “New Design Equations for Elastic Modulus of Concrete Using Multi Expression Programming”, *Journal of Civil Engineering and Management*, 21, 761-774, 2015.
- [30] CHUNSHENG, Z., KEFEI, L., FU, M., “Numerical and Statistical Analysis of Elastic Modulus of Concrete as a Three-Phase Heterogeneous Composite”, *Computers and Structures*, 139, 33-42, 2014.
- [31] BEHNOOD, A., OLEK, J., GLINICKI M.A., “Predicting Modulus Elasticity of Recycled Aggregate Concrete Using M5’ Model Tree Algorithm”, *Construction and Building Materials*, 94, 137-147, 2015.
- [32] WANG, H., LI, Q., “Prediction of Elastic Modulus and Poisson’s Ratio for Unsaturated Concrete”, *International Journal of Solids and Structures*, 44, 1370-1379, 2007.
- [33] YAN, K., SHI, C., “Prediction of Elastic Modulus of Normal and High Strength Concrete by Support Vector Machine”, *Construction and Building Materials*, 24, 1479-1485, 2010.
- [34] AHMADI-NEDUSHAN, B., “Prediction of Elastic Modulus of Normal and High Strength Concrete Using ANFIS and Optimal Nonlinear Regression Models”, *Construction and Building Materials*, 36, 665-673, 2012.
- [35] DEMİR, F., “Prediction of Elastic Modulus of Normal and High Strength Concrete by Artificial Neural Networks”, *Construction and Building Materials*, 22, 1428-1435, 2008.
- [36] DUPLAN, F., ABOU-CHAKRA, A., TURATSINZE, A., ESCADEILLAS, G., BRULE, S., MASSE, F., “Prediction of Modulus of Elasticity Based on Micromechanics Theory and Application to Low-Strength Mortars”, *Construction and Building Materials*, 50, 437-447, 2014.
- [37] MONTEIRO, P.J.M., CHANG, C.T., “The Elastic Moduli of Calcium Hydroxide”, *Cement and Concrete Research*, 25, 1605-1609, 1995.
- [38] DUAN, Z.H., KOU, S.C., POON, C.S., “Using Artificial Neural Networks for Predicting the Elastic Modulus of Recycled Aggregate Concrete”, *Construction and Building Materials*, 44, 524-532, 2013.
- [39] DEMİR, F., KORKMAZ, K.A., “Prediction of Lower and Upper Bounds of Elastic Modulus of High Strength Concrete”, *Construction and Building Materials*, 22, 1385-1393, 2008.
- [40] GÜNDÜZ, L., UĞUR, İ., “The Effects of Different Fine and Coarse Pumice Aggregate/Cement Ratios on the Structural Concrete Properties Without Using Any Admixtures”, *Cement and Concrete Research*, 35, 1859-1864, 2005.

*POMZA AGREGALI BETONLARIN ELASTİSİTE MODÜLLERİNİN TAHMİNİNDE BAZI AMPİRİK VE KOMPOZİT MODELLERİN PERFORMANSLARININ İNCELENMESİ*

- [41] ŞAHİN, R., DEMİRBOĞA, R., UYSAL, H., GÜL, R., “The Effects of Different Cement Dosages, Slumps and Pumice Aggregate Ratios on the Compressive Strength and Densities of Concrete”, *Cement and Concrete Research*, 33, 1245-1249, 2003.
- [42] SHKOLNIK, I.E., “Influence of High Strain Rates on Stress–Strain Relationship, Strength and Elastic Modulus of Concrete”, *Cement and Concrete Composites*, 30, 1000-1012, 2008.
- [43] YALTAY, N., EKİNCİ, C.E., ÇAKIR, T., OTO, B., “Photon Attenuation Properties of Concrete Produced with Pumice Aggregate and Colemanite Addition in Different Rates and the Effect of Curing Age to these Properties”, *Progress in Nuclear Energy*, 78, 25-35, 2015.
- [44] GÜNDÜZ, L., “The Effects of Pumice Aggregate/Cement Ratios on the Low-Strength Concrete Properties”, *Construction and Building Materials*, 22, 721-728, 2008.
- [45] BIAN, L., WANG, Q., MENG, D., LI, H., “A Modified Micro-Mechanics Model for Estimating Effective Elastic Modulus of Concrete”, *Construction and Building Materials*, 36, 572-577, 2012.
- [46] ZAETANG, Y., WONGSA, A., SATA, V., CHINDAPRASIRT, P., “Use of Lightweight Aggregates in Pervious Concrete”, *Construction and Building Materials*, 48, 585-591, 2013.
- [47] ONOUE, K., TAMAI, H., SUSENO, H., “Shock-Absorbing Capability of Lightweight Concrete Utilizing Volcanic Pumice Aggregate”, *Construction and Building Materials*, 83, 261-274, 2015.
- [48] OKTAY, H., YUMRUTAŞ, R., AKPOLAT, A., “Mechanical and Thermophysical Properties of Lightweight Aggregate Concretes”, *Construction and Building Materials*, 96, 217-225, 2015.
- [49] KURT, M., GÜL, M.S., GÜL, R., AYDIN, A.C., KOTAN, T., “The Effect of Pumice Powder on the Self-Compactability of Pumice Aggregate Lightweight Concrete”, *Construction and Building Materials*, 103, 36-46, 2016.
- [50] KABAY, N., AKÖZ, F., “Effect of Prewetting Methods on Some Fresh and Hardened Properties of Concrete with Pumice Aggregate”, *Cement and Concrete Composites*, 34, 503-507, 2012.
- [51] SALLI BİDECI, Ö., BİDECI, A., GÜLTEKİN, A.H., OYMAEL, S., YILDIRIM, H., “Polymer Coated Pumice Aggregates and their Properties”, *Composites: Part B*, 67, 239-243, 2014.
- [52] HARIYADI, TAMAI, H., “Enhancing the Performance of Porous Concrete by Utilizing the Pumice Aggregate”, *Procedia Engineering*, 125, 732-738, 2015.
- [53] DAVRAZ, M., KORU, M., AKDAĞ, A.E., “The Effect of Physical Properties on Thermal Conductivity of Lightweight Aggregate”, *Procedia Earth and Planetary Science*, 15, 85-92, 2015.
- [54] DAVRAZ, M., CEYLAN, H., KILINÇARSLAN, Ş., “Mechanical Performances of Artificial Aggregated Lightweight Concrete”, *Acta Physica Polonica A*, 127, 1246-1250, 2014.
- [55] TÜRK STANDARDLARI ENSTİTÜSÜ., TS 500 Betonarme Yapıların Tasarım ve Yapım Kuralları (birinci baskı), TSE, Ankara, Türkiye, 2000.
- [56] ERSOY, H.Y., *Kompozit Malzemeler (birinci baskı)*, Literatür Yayıncılık Dağıtım Pazarlama San. ve Tic. Ltd. Şti., İstanbul, Türkiye, 2001.

## FİBERLE GÜÇLENDİRİLMİŞ SİLİS DUMANI İÇEREN BETONLARIN YARMADA ÇEKME DAYANIMININ GEP İLE TAHMİNİ

Mustafa SARIDEMİR<sup>\*1</sup>, İlker Fatih KARA<sup>2</sup>

<sup>1</sup>İnşaat Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, Niğde Üniversitesi, Niğde, Türkiye  
<sup>2</sup>İnşaat Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, Bursa Teknik Üniversitesi, Bursa, Türkiye

Geliş / Received: 23.05.2016

Düzeltilmelerin gelişi / Received in revised form: 17.06.2016

Kabul / Accepted: 20.06.2016

### ÖZ

Bu çalışmada, çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların farklı günlerdeki yarmada çekme dayanımı ( $f_{yçd}$ ) değerlerini tahmin etmek için gen ifadeli programlama (GEP) tekniği kullanılmıştır. GEP tekniğinde model oluşturmak amacıyla, 126 farklı karışımda üretilen 186 numunenin deneysel sonuçları literatürdeki farklı çalışmalardan elde edilmiştir. Modelde girdi değişkenleri olarak numune yaşı, beton karışım miktarları ve çelik fiberin özellikleri; çıktı değişkeni olarak ise  $f_{yçd}$  değerleri kullanılmıştır. Bu girdi değişkenleri ile çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların farklı günlerdeki  $f_{yçd}$  değerleri, deneysel sonuçlara yakın olarak modelde tahmin edilmiştir. Modeldeki eğitim, test ve doğrulama sonuçlarının deneysel sonuçlarla karşılaştırılması, çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların farklı günlerdeki  $f_{yçd}$  değerlerinin tahmini için GEP tekniğinin güçlü potansiyele sahip olduğunu göstermiştir. Bu durumu, modelden elde edilen eğitim, test ve doğrulama sonuçları ile deneysel sonuçları karşılaştırmak için kullanılan R-kare ( $R^2$ ), mutlak yüzdelik hata ortalaması (MAPE) ve karesel ortalamının karekökü (RMSE) ile ifade edilen istatistiksel parametre değerleri açıkça göstermektedir.

**Anahtar Kelimeler:** Çelik fiber, silis dumanı, beton, yarmada çekme dayanımı

## PREDICTION OF SPLITTING TENSILE STRENGTH OF FIBER REINFORCED CONCRETES CONTAINING SILICA FUME BY GEP

### ABSTRACT

In the present study, the gene expression programming (GEP) technique is used for predicting the splitting tensile strength ( $f_{sts}$ ) values of steel fiber reinforced concretes containing silica fume at different days. The experimental results of 186 specimens produced with 126 different mixtures were obtained from the different literatures for the purpose of constituting the model in the GEP technique. In the sets of the model, the age of specimen, the amounts of concrete mixtures and the properties of steel fibers were entered as the inputs variables, while the  $f_{sts}$  were used as the output variable in the model. According to these input variables, the  $f_{sts}$  values of steel fiber reinforced concretes containing silica fume at different days are in accordance with the experimental results in the model. The results of the training, testing and validation of models compared with the experimental results have shown that GEP technique has strong potential for predicting the  $f_{sts}$  values of concretes containing silica fume at different days. The statistical parameters expressed with the R-squared ( $R^2$ ), the mean absolute percentage error (MAPE) and the root mean square error (RMSE) clearly show the applicability of GEP model.

**Keywords:** Steel fiber, silica fume, concrete, splitting tensile strength

\*Corresponding author / Sorumlu yazar. Tel.: +90 535 247 49 93; e-mail/e-posta: msdemir@nigde.edu.tr



## FİBERLE GÜÇLENDİRİLMİŞ SİLİS DUMANI İÇEREN BETONLARIN YARMADA ÇEKME DAYANIMININ GEP İLE TAHMİNİ

### 1. GİRİŞ

Günümüzde en çok kullanılan yapı malzemesi olan betonun bazı kullanım alanlarındaki çekme dayanımı, aşınma dayanımı, yorulma dayanımı, çeşitli nedenlerle oluşan çatlama sonrası yük taşıma kapasitesini ve enerji yutma kapasitesini arttırmak için çelik lifler belirli oranlarda beton karışımlarında kullanılmaktadır. Beton karışımlarında kullanılan çelik lifler betonun yapısını değiştirmekte ve betona plastik davranış özelliği kazandırmaktadır. Bu davranış özelliği üzerinde fiberin konsantrasyonu, en-boy oranı, geometrisi, yönelimi, dağılımı ve bağlayıcı matris ile bağlanması etkilidir [1]. Ayrıca, bağlayıcı matris içerisine çelik fiberin eklenmesi kuruma büzülmesinin azaltılmasında da etkili olmaktadır [2-5].

Son yıllarda betonun fiziksel, mekanik, dayanıklılık ve geçirimsizlik özelliklerini iyileştirmek ve beton maliyetini azaltmak için, bağlayıcılık özelliğine sahip birçok mineral katkı doğrudan çimento üretiminde veya belirli oranlarda çimento yer değişim malzemesi olarak beton üretiminde kullanılmaktadır [6, 7]. Mineral katkıların beton içerisindeki davranışı fiziksel ve kimyasal olarak gerçekleşmektedir. Mineral katkıların matristeki çimento tanecikleri arasına girerek boşlukları doldurması ve matris ile agrega ara yüzeyindeki boşluk boyutunu azaltması fiziksel davranıştır. Mineral katkıların zayıf kalsiyum-hidroksit ( $\text{Ca}(\text{OH})_2$ ) kristalleri ile girdiği reaksiyon sonucunda oluşan kalsiyum silika hidrat jelleri ise kimyasal davranıştır [8, 9]. Özellikle uçucu kül, granüle yüksek fırın cürufu ve silis dumanı gibi endüstriyel yan ürünlerin beton üretiminde değerlendirilmesi doğal kaynakların korunmasına, çevresel kirliliğin azaltılmasına ve beton özelliklerinin iyileştirilmesine katkı sağlamaktadır.[10-12]. Çimento pastası ile agrega ara yüzeyinin geliştirilmesine önemli katkı sağlamasından dolayı, bu endüstriyel yan ürünlerden biri olan silis dumanı betonun erken dayanım ve dayanıklılığını geliştirmek ve yüksek dayanımlı beton üretmek için kullanılmaktadır [13,14]. Ancak birçok çalışma silis dumanı ilave edilen betonun daha kırılma bir yapıya sahip olduğunu göstermiştir. Bununla birlikte, silis dumanı gibi mineral katkıların beton üretiminde kullanılması büzülmenin neden olduğu erken yaşlardaki çatlak eğilimine de neden olabilir [14,15]. Bu durumları engellemek için beton karışımlarına fiber eklenebilir.

Silis dumanı içeren beton karışımlarına çelik fiber ilavesinin etkisini değerlendirmek için birçok çalışma gerçekleştirilmiştir. Nili ve Afroughsabet [16] betonun darbe direnci ve mekanik özellikleri üzerine çelik fiber ve silis dumanının etkisini araştırmışlardır. Karışımlarda % 0,0, 0,5 ve 1,0 hacim fraksiyonlarında çelik fiber ve % 0 ve 8 oranlarında silis dumanını çimento ile yer değiştirerek kullanmışlardır. Deneysel sonuçlarda çelik fiber ilavesinin betonun dayanım performansını, özellikle  $f_{y\text{cd}}$  ve eğilme dayanımı değerlerini geliştirdiğini gözlemişlerdir. Bununla birlikte, çelik fiberle güçlendirilen silis dumanı içeren numunelerin darbe direnci ve sünekliliğinin önemli ölçüde arttığını belirtmişlerdir. Şahin ve Köksal [17] yüksek dayanımlı betonun kırılma enerjisi üzerine hem çelik fiber hem de matris dayanımının etkisini araştırmışlardır. Karışımlarda iki farklı çekme dayanımına sahip çelik fiberleri % 0,00, 0,33, 0,67 ve 1,00 hacim fraksiyonlarında kullanmışlardır. Çelik fiber ilavesinin betonun basınç dayanımı,  $f_{y\text{cd}}$ , eğilmede çekme dayanımı ve kırılma enerjisinin artmasına neden olduğunu belirtmişlerdir. Özellikle silis dumanı içeren numunelerde bu artışın daha da fazla olduğunu gözlemişlerdir. Al-Ameeri [18] kendiliğinden yerleşen betonun bazı mekanik özellikleri üzerine çelik fiberin etkisini araştırmıştır. Karışımlarda çelik fiberleri % 0,00, 0,50, 0,75, 1,00, 1,25 ve 1,50 hacimce kullanmışlardır. Karışımlarda çelik fiber ilavesi arttıkça işlenebilirliğin azaldığını belirtmiştir. Çelik fiber ilavesi ile basınç dayanımı, eğilme dayanımı ve  $f_{y\text{cd}}$  değerlerinin arttığını ifade etmiştir. En yüksek basınç dayanımı değerlerini %0,75 çelik fiber içeriğinde gözlerken, çelik fiber içeriği arttıkça eğilme dayanımı ve  $f_{y\text{cd}}$  değerlerinin arttığını da gözlemiştir. Eren ve Çelik [19] yüksek dayanımlı betonun işlenebilirlik, basınç dayanımı ve  $f_{y\text{cd}}$  üzerine silis dumanı ve çelik fiberin etkisini araştırmışlardır. Karışımlarda %0,0, 0,5, 1,0, 1,5 ve 2,0 hacim oranlarında çelik fiber ve % 0, 5 ve 10,0 oranlarında silis dumanını çimento ile yer değiştirerek kullanmışlardır. Çelik fiber içeriği arttıkça işlenebilirliğin azaldığını, % 0,5 ve 1,0 oranlarında en yüksek basınç dayanımı değerlerini ve % 1 ve 2 oranlarında en yüksek  $f_{y\text{cd}}$  değerlerini gözlemişlerdir. Karışımlarda kullanılan çelik fiberlerin boy/çap oranlarının da etkili olduğunu gözlemişlerdir. Ayrıca, çelik fiber içeren karışımlarda silis dumanı içeriğinin artmasıyla basınç dayanımı ve  $f_{y\text{cd}}$  değerlerinin arttığını belirtmişlerdir. Ramadoss [20] yüksek dayanımlı betonun  $f_{y\text{cd}}$  üzerine çelik fiber ve silis dumanının etkisini araştırmıştır. 0,40, 0,35, 0,30 ve 0,25 su-bağlayıcı oranlı karışımlarda % 0,0, 0,5, 1,0 ve 1,5 hacim fraksiyonlarında çelik fiber ve % 0, 5 ve 10 oranlarında silis dumanını çimento ile yer değiştirerek kullanmıştır. Su-bağlayıcı oranı azaldıkça ve çelik fiber ile silis dumanı içeriği arttıkça basınç dayanımı ve  $f_{y\text{cd}}$  değerlerinin arttığını belirtmiştir. Köksal ve ark. [21] yüksek dayanımlı betonun mekanik özellikleri üzerine çelik fiber ve silis dumanının etkisini araştırmışlardır. Karışımlarda % 0,0, 0,5 ve 1,0 hacim fraksiyonlarında iki farklı boy/çap oranında çelik fiber ve %0, 5, 10 ve 15 oranlarında silis dumanının çimento ile yer değiştirerek kullanmışlardır. Silis dumanı ilavesinin basınç dayanımı,  $f_{y\text{cd}}$ , eğilme dayanımı ve elastisite modülü değerlerinin artmasına neden olduğunu belirtmişlerdir. Çelik fiber ilavesinin ise basınç dayanımı,  $f_{y\text{cd}}$  ve eğilme dayanımı değerlerinin artmasına neden olduğunu gözlemişlerdir. Ayrıca çelik fiber ilavesinin yüksek dayanımlı betonun tokluğunun önemli derecede artmasına neden olduğunu belirtmişlerdir. Niu ve ark. [22] suda ve NaCl çözeltisindeki donma çözülme döngüsüne maruz kalan çelik fiberle güçlendirilmiş betonların

M. SARIDEMİR, İ.F. KARA

özelliklerini araştırmışlardır. Karışımlarda %0,0, 0,5, 1,0, 1,5 ve 2,0 hacim fraksiyonlarında çelik fiber kullanmışlardır. Normal küre maruz kalan numuneler üzerinde 28 günlük basınç dayanımı, eğilme dayanımı ve  $f_{yçd}$  değerlerini belirlemişlerdir. Farklı donma çözülme döngülerine maruz kalan numuneler üzerinde yüzey hasarı, ağırlık kaybı ve  $f_{yçd}$  değerlerini ölçmüşlerdir. Dahası çelik fiberle güçlendirilmiş betonların taramalı elektron mikroskobu ile mikroyapısını ve gözenek yapısını incelemişlerdir. Lin ve ark. [23] silis dumanı içeren çimento esaslı kompozitlerin mekanik özellikleri üzerine çelik fiberin etkisini araştırmışlardır. 0,35 ve 0,55 su-bağlayıcı oranlı karışımlarda % 0,0, 0,5, 1,0 ve 2,0 hacim fraksiyonlarında çelik fiber ve % 0, 5 ve 10 oranlarında silis dumanını çimento ile yer değiştirerek kullanmışlardır. 0.35 su-bağlayıcı oranında çelik fiber ile silis dumanı içeriği arttıkça basınç dayanımı,  $f_{yçd}$ , doğrudan çekme dayanımı ve tokluk indeksi değerlerinin arttığını belirtmişlerdir. Yukarıdaki literatür çalışmalarından da görüldüğü gibi beton karışımlarında uygun oranlarda silis dumanı ve yeterli miktarda çelik fiber kullanılması beton dayanımlarının iyileştirilmesine katkı sağlamaktadır.

Bu çalışmanın amacı, çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların  $f_{yçd}$  değerlerini GEP tekniğinde tahmin etmek için model oluşturmaktır. Bu modeli oluşturmak amacıyla, GEP tekniğindeki eğitim, test ve doğrulama kümesinde kullanılan 126 farklı karışımdaki 186 adet çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların 7, 28, 90 ve 91 günlük  $f_{yçd}$  deney sonuçları bilimsel literatürler [16-23]'den elde edilmiştir. Modelin eğitim, test ve doğrulama kümelerinde numune yaşı (NY), çimento (C), silis dumanı (SD), su (S), en büyük agrega dane çapı ( $D_{max}$ ), kum (K), agrega (A), süper akışkanlaştırıcı (SA) ve çelik fiber hacim fraksiyonu ( $V_f$ ), çelik fiber uzunluğu ( $L_f$ ) ve çelik fiber çapı ( $d_f$ ) değerleri girdi olarak;  $f_{yçd}$  değerleri ise çıktı olarak kullanılmıştır.

## 2. MATERYAL VE METOT

### 2.1. Gen İfadeli Programlama

Gen ifadeli programlama (gene expression programming, GEP), genetik algoritmalar (genetic algorithms, GAs) ve genetik programlama (genetic programming, GP) yöntemlerinden yararlanılarak Ferreira [24] tarafından geliştirilmiştir. GEP sabit uzunluktaki lineer kromozomların kodlanmasıyla farklı şekil ve boyutlarda geliştirilmiş bilgisayar programlama sistemidir. GEP tekniğinde, kromozomlar ve açıklama ağaçları (AAs) olmak üzere iki önemli bileşen vardır. Kromozomlar bir matematiksel kodu temsil eden bir veya daha çok genden oluşur. Bir genin matematiksel kodu genlerin dili ve AAs'nin dili ile açıklanır [24-27]. AAs şeklinde oluşturulan kromozomlar, GEP tekniğindeki operatör ve işlemciler sayesinde farklı şekil ve boyutlarda ifade edilebilmektedirler. Bu kromozomları, her bir geni daha küçük alt programlarla kodlanmış, birden fazla gen oluşturabilir. Ayrıca lineer kromozomların yapısal ve işlevsel organizasyonu kopyalama mutasyon, yer değiştirme ve yeniden birleştirme gibi genetik operatör oluşturur. Bu genetik operatörler ve işlemciler sabit sayı ve uzunluktaki non-linear değişkenleri farklı boyut ve şekilde lineer dizinlere dönüştürerek uygun fonksiyon türetir [24,28].

GEP tekniğinde en basit problemden en karmaşık probleme kadar tüm problemler AAs ile ifade edilir. Bu AAs operatörler, fonksiyonlar, sabitler ve değişkenlerden oluşur. Örneğin bir kromozom listesinde {+, -, ×, sqrt, 2, a, b} gibi GEP değişkenleri olabilir. Bu kromozomda, "sqrt" karekökü, "2" sabit bir sayıyı, "+, -, ×" cebirsel ifadeleri, "a, b" değişkenlere verilen isimleri ifade eder. Değişkenler arasındaki ilişkiler GEP tekniğini geliştiren Ferreira [24] tarafından AA yapısı ile ifade edilmiştir [24, 28-30]. Çok karmaşık problemlerin çözümü için kullanılan AAs uzun kromozom yapılarını gerektirir. Çok uzun kromozomların kullanılması, karmaşık problemlerin çözümlenebilmesi için daha çok uygun olur. Çünkü her bir gen daha küçük ve daha basit bir yapı taşı için kodlanarak hiyerarşik yapıların karmaşık modüler yapı olmasına izin verir. Bundan dolayı problemin çözümü için alt açıklama ağaçları (Alt-AAs) kullanılır. Alt-AAs bağlantı fonksiyonları ile birleştirilir. Bu bağlantı fonksiyonları toplama, çıkarma, çarpma ve bölme (+, -, × ve /) işlemleridir [25-29]. Örneğin, gen uzunluğu 15 olan, 3 tane genden oluşan kromozomunun uzunluğu 45 olmaktadır. Bu şekilde elde edilen kromozomun baş ve kuyruk kısmını oluşturan açık okuma çerçevesi ile Alt-AAs Şekil 1'de verilmiştir. Şekilde görüldüğü gibi Alt-AAs üç tane açık okuma çerçevesine sahiptir ve her bir alt açıklama ağacı için düzenlenmiş olan açık okuma çerçevesi vardır. Açık okuma çerçevesinde gösterilen "a" ve "b" değişkenleri, "Q" (Sqrt) ise karekökü ifade etmektedir. Eldeki problemin karmaşıklığına bağlı olarak alt açıklama ağaçları, kendi uygunluğuna göre bireysel olarak seçilmiş olabilir ya da daha karmaşık şekilde olabilir. Böylece birçok alt birimli AA tümüyle seçilmiş olur. Bu Alt-AAs'nin matematiksel ifadelerinden problemin çözümü için denklem elde edilir [28,29]. Şekil 1'deki Alt-AAs'den elde edilen matematiksel denklemler sırasıyla Denklem 1-3'te verilmiştir. Bu denklemlerde toplama bağlantı fonksiyonu ile birleştirilirse Denklem 4 elde edilir. GEP

**FİBERLE GÜÇLENDİRİLMİŞ SİLİS DUMANI İÇEREN BETONLARIN YARMADA ÇEKME DAYANIMININ GEP İLE TAHMİNİ**

teknğinde AAs'den elde edilen matematiksel denklemler kullanılarak bir problemin çözümü gerçekleştirilmiş olur.

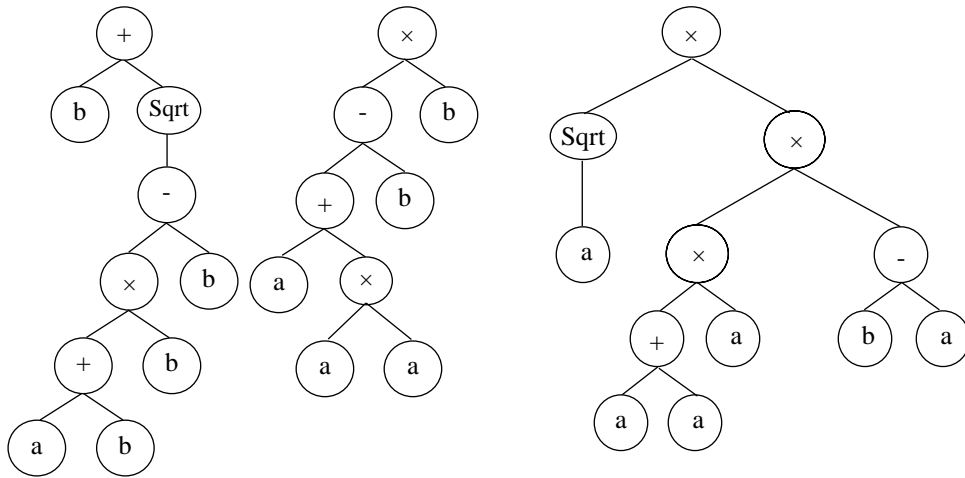
$$\text{Alt-AA1} = (b + \sqrt{((a+b) \times b) - b}) \tag{1}$$

$$\text{Alt-AA2} = (((a + (a \times a)) - b) \times b) \tag{2}$$

$$\text{Alt-AA3} = (\sqrt{a} \times (((a+a) \times a) \times (b-a))) \tag{3}$$

$$\text{AA} = (b + \sqrt{((a+b) \times b) - b}) + (((a + (a \times a)) - b) \times b) + (\sqrt{a} \times (((a+a) \times a) \times (b-a))) \tag{4}$$

012345678901234 +bQ×-b+ <b>bababbbb</b>	012345678901234 ×-b+ ba× <b>aaababab</b>	01 2345678901234 ×Q×a×-+ <b>abaaaaab</b>
Alt-AA1	Alt-AA1	Alt-AA1



Şekil 1. Çok uzun bir kromozomdan elde edilen alt kromozomlar

**2.2. Gen ifadedi programlama modeli**

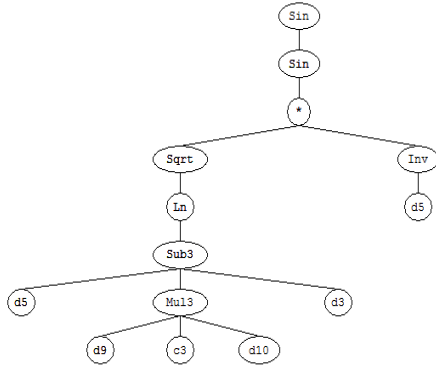
Çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların  $f_{cyd}$  değerlerinin denklem ile hesaplanabilmesi için GEP tekniği kullanılarak bir model geliştirilmiştir. GEP modelinin eğitim, test ve doğrulama kümelerinde NY, C, SD, S,  $D_{max}$ , K, A, SA,  $V_f$ ,  $L_f$  ve  $d_f$  değerleri girdi olarak kullanılırken,  $f_{cyd}$  değerleri çıktı olarak kullanılmıştır. Modelde, bilimsel literatür [16-20]'den elde edilen 137 deney sonucundan, 91 tanesi eğitim için, 46 tanesi de test için, geriye kalan eğitim ve test kümesinde kullanılmayan bilimsel literatür [21-23]'den elde edilen 49 tane deney sonucu da doğrulama için kullanılmıştır. Modelde kullanılan girdi ve çıktı verileri ile ilgili daha fazla bilgi bilimsel literatürler [16-23]'den elde edilebilir. Çok karmaşık problemin çözümü için uzun kromozom yapılarının kullanılmasıyla geliştirilen GEP modelinde kullanılan parametre değerleri Tablo 1'de verilmiştir.

Çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların  $f_{cyd}$  değerlerinin denklem ile hesaplanabilmesi için 8 genli (8 Sub-ET) GEP modelinin açıklama ağaçları Şekil 2'de verilmiştir. Modelin açıklama ağaçlarının bağlantısı çarpma işlemi ile sağlanmıştır.  $f_{cyd}$  değerlerini etkileyen girdi değişkenlerinin çok fazla olması nedeniyle çok sayıda açıklama ağacı ve çok uzun kromozom yapıları kullanılmıştır. Açıklama ağaçları sembollerinde görülen d0=NY, d1=C, d2=SD, d3=S, d4= $D_{max}$  d5=K, d6=A, d7=SA, d8= $V_f$ , d9= $L_f$  ve d10= $d_f$  girdi değişkenlerini ifade etmektedir. Açıklama ağaçlarına göre GEP modelinden elde edilen açık formül Denklem 5'te verilmiştir. GEP modelindeki alt açıklama ağaçlarında kullanılan "ci" (i=1, 2, 3, 4) ile gösterilen sabitler ise Tablo 2'de verilmiştir.

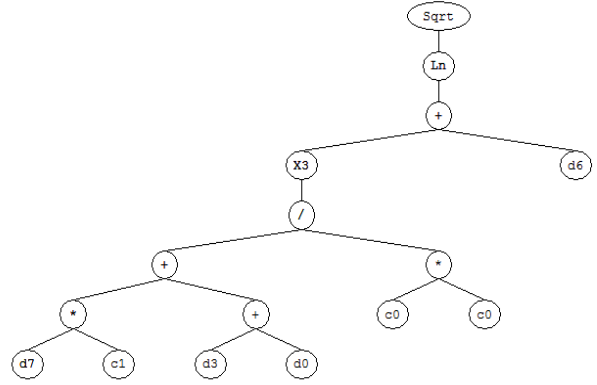
Gerekli kat sayılar ve girdi değişkenleri Denklem 5'te yerine konularak gerekli sadeleştirmeler yapıldıktan sonra elde edilen Denklem 6 yardımıyla, çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların 28, 90 ve 91 günlük  $f_{cyd}$  değerleri, yukarıdaki girdi değişkenlerine göre hesaplanabilmektedir. Şekil 2'de ve Denklem 5'te görülen Sqrt=karekökü, Exp=üstel sayıyı, Ln=doğal logaritmayı, Inv=tersi, X2= kareyi, X3=üçüncü dereceden kuvveti, 3Rt=üçüncü dereceden kökü, Sub3=üç değişkenin çıkarılmasını ve Mul3=üç değişkenin çarpımını ifade eder.

M. SARIDEMİR, İ.F. KARA

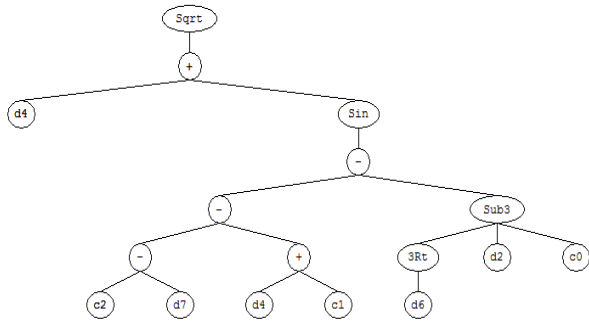
Sub-ET 1



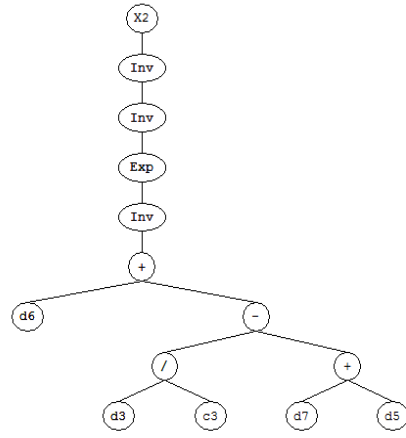
Sub-ET 5



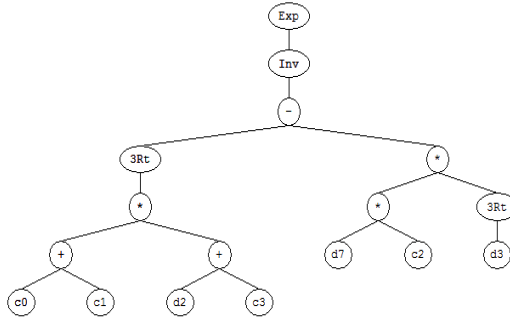
Sub-ET 2



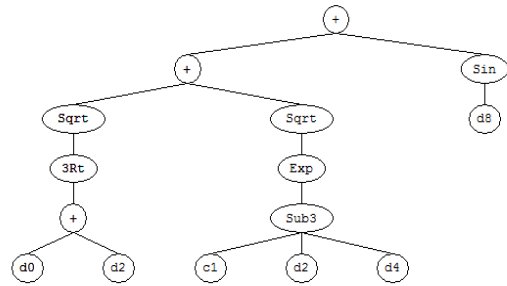
Sub-ET 6



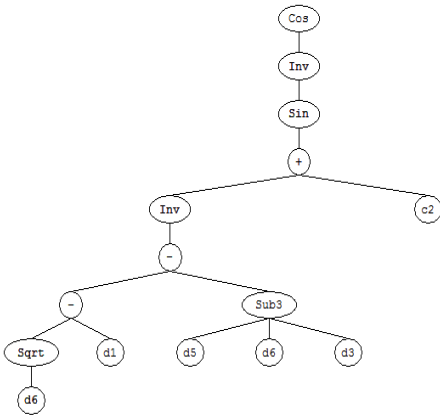
Sub-ET 3



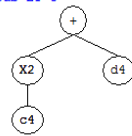
Sub-ET 7



Sub-ET 4



Sub-ET 8



Şekil 2. Çok genli GEP modelinin alt açıklama ağaçları



### 3. BULGULAR VE TARTIŞMA

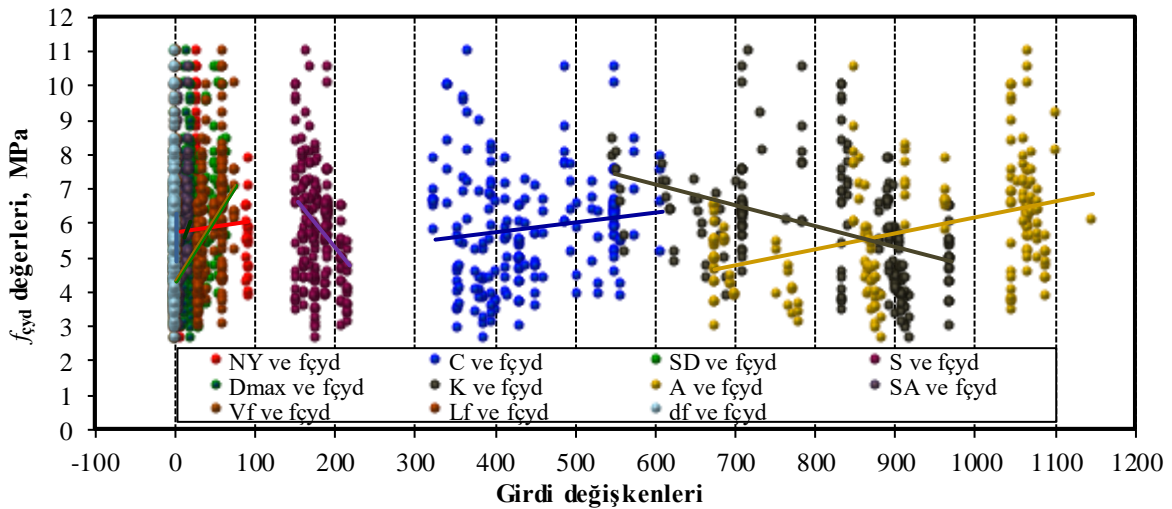
Çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların  $f_{çyd}$  değerlerinin tahmininde kullanılan GEP modelinin performansını değerlendirmek için üç istatistiksel parametre kullanılmıştır. Bu parametreler modeldeki eğitim test ve doğrulama kümelerinden elde edilen sonuçlar ile deneysel sonuçlardan elde edilen sonuçları karşılaştırmak için kullanılmıştır. Bu parametreler Denklem 7, 8 ve 9’da görüldüğü gibi sırasıyla R-kare ( $R^2$ ), mutlak yüzdelik hata ortalaması (MAPE) ve karesel ortalamanın karekökü (RMSE) ile ifade edilmektedir. Bu denklemlerde “t” hedef değeri, “o” çıktı değerini, “n” numune sayısını göstermektedir.

$$R^2 = \frac{\left( n \sum_{i=1}^n t_i o_i - \sum_{i=1}^n t_i \sum_{i=1}^n o_i \right)^2}{\left( n \sum_{i=1}^n t_i^2 - \left( \sum_{i=1}^n t_i \right)^2 \right) \left( n \sum_{i=1}^n o_i^2 - \left( \sum_{i=1}^n o_i \right)^2 \right)} \quad (7)$$

$$MAPE = \frac{1}{n} \left[ \frac{\sum_{i=1}^n |t_i - o_i|}{\sum_{i=1}^n t_i} \times 100 \right] \quad (8)$$

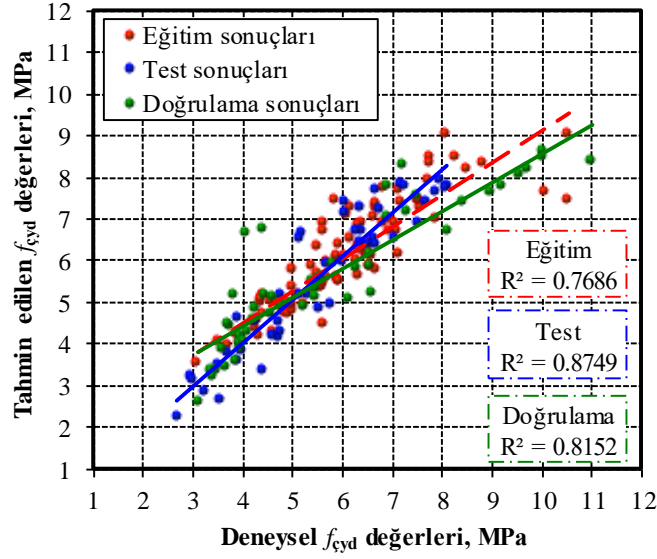
$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (t_i - o_i)^2} \quad (9)$$

Bu çalışmada, çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların  $f_{çyd}$  değerlerinin tahmininde kullanılan GEP modelinin eğitim, test ve doğrulama kümelerinde, farklı literatürden [16-23] elde edilen numunelerin yaşı, beton karışım miktarları ve çelik fiberin özellikleri girdi değişkenleri olarak ve  $f_{çyd}$  deney sonuçları da çıktı değişkeni olarak kullanılmıştır. Bu deneysel verilerdeki numune yaşı, beton karışım miktarları ve  $f_{çyd}$  değerlerinin karşılaştırılması Şekil 3’te verilmiştir. Şekilde görüldüğü gibi NY, C, SD ve A karışım miktarlarının artması  $f_{çyd}$  değerlerini arttırırken, S ve K karışım miktarlarının artması  $f_{çyd}$  değerlerini net bir şekilde azaltmıştır. Diğer girdi değişkenlerinin değerleri birbirine yakın olduğu için  $f_{çyd}$  değerlerine etkisi net olarak şekilde görülmemektedir. Bu durumları şekil üzerindeki eğilim çizgileri net bir şekilde göstermektedir. Çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların farklı günlere ait (28, 90 ve 91 günlük)  $f_{çyd}$  değerleri ile GEP modelinin eğitim, test ve doğrulama kümelerinden tahmin edilen  $f_{çyd}$  değerleri Şekil 4’te görüldüğü gibi karşılaştırılmıştır. Eğitim, test ve doğrulama kümeleri için doğrusal en küçük kareler çizgisi ve  $R^2$  değerleri şekil üzerinde verilmiştir. Şekil 4’te görüldüğü gibi GEP modelindeki eğitim, test ve doğrulama kümelerinden elde edilen  $f_{çyd}$  değerleri, deneysel değerlere çok yakındır. Bu durum, çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların  $f_{çyd}$  değerlerini tahmin etmede GEP tekniğinin başarılı bir şekilde uygulandığını göstermektedir.



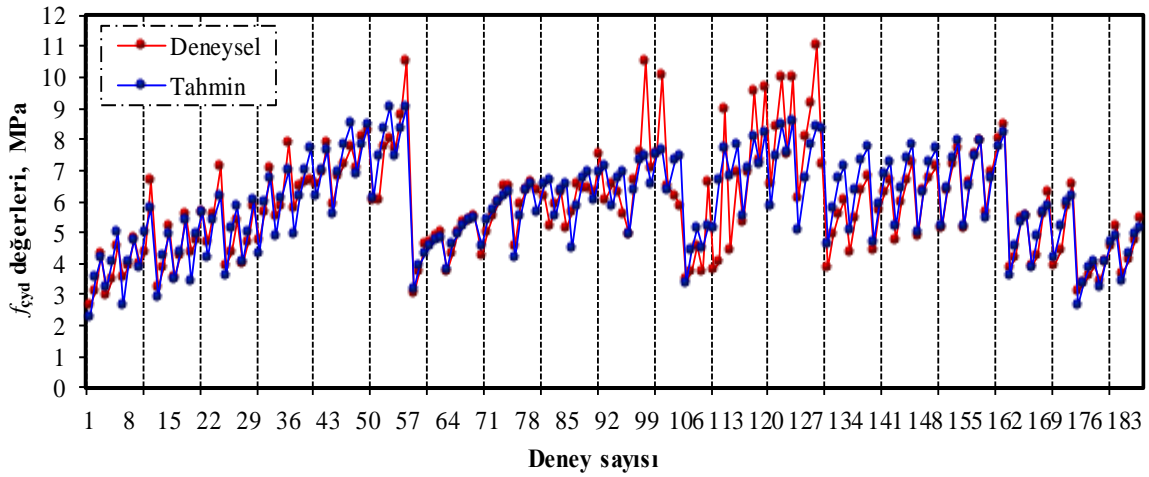
Şekil 3. Numune yaşı, karışım miktarları ve fiber özellikleri ile  $f_{çyd}$  sonuçlarının karşılaştırması

*FİBERLE GÜÇLENDİRİLMİŞ SİLİS DUMANI İÇEREN BETONLARIN YARMADA ÇEKME DAYANIMININ GEP İLE TAHMİNİ*



**Şekil 4.** Model eğitim, test ve doğrulama sonuçları ile deneysel sonuçların karşılaştırması

Çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların farklı günlere ait (28, 90 ve 91 günlük)  $f_{cyd}$  değerleri ile GEP modelinden tahmin edilen tüm  $f_{cyd}$  değerleri Şekil 5'te görüldüğü gibi karşılaştırılmıştır. Bu karşılaştırmadan da görüldüğü gibi deneysel  $f_{cyd}$  değerleri ile GEP modelinden tahmin edilen  $f_{cyd}$  değerleri genellikle üst üste çakışmıştır. Ancak, birkaç tane deneysel  $f_{cyd}$  değerleri ile GEP modelinden tahmin edilen  $f_{cyd}$  değerleri birbiri ile çakışmamaktadır. Bunun nedeni olarak deneysel çalışmanın yapıldığı ortam koşulları, deneysel çalışmada kullanılan malzemelerin özelliklerinin farklı olması, numunelere uygulanan kür koşullarının farklı olması, deneysel çalışma hataları gibi nedenler gösterilebilir.



**Şekil 5.** Modelde tahmin edilen tüm sonuçlar ile deneysel sonuçların karşılaştırması

Çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların farklı günlere ait  $f_{cyd}$  değerlerini tahmin etmek için kullanılan GEP modelinin performansı  $R^2$ , MAPE ve RMSE istatistiksel parametre değerleri ile irdelenmiştir. GEP modelinde kullanılan eğitim, test ve doğrulama küme sonuçlarının deneysel sonuçlarla karşılaştırılmasından elde edilen  $R^2$ , MAPE ve RMSE istatistiksel parametre sonuçları Tablo 3'te verilmiştir. Tablodaki istatistiksel sonuçlara göre GEP modeli, çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların farklı günlere ait  $f_{cyd}$  değerlerinin tahmin edilebileceğini göstermektedir. En yüksek  $R^2$  değeri 0.875 ile test kümesinden en iyi MAPE değeri 7.654 ile eğitim kümesinden, en iyi RMSE değeri 0.603 ile test kümesinden elde edilmiştir. Bununla birlikte, çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların farklı günlere ait  $f_{cyd}$  değerlerinin belirlenmesiyle ilgili yapılacak olan deneysel çalışmaların sonuçları, bu modelden elde edilen denklem kullanılarak deneysel sonuçlara yakın olarak tahmin edilebilecektir.

**Tablo 3.** GEP modelinde kullanılan parametre sonuçları

İstatistiksel Parametreler	R <sup>2</sup>	MAPE	RMSE
Eğitim kümesi	0,769	7,654	0,682
Test kümesi	0,875	8,902	0,603
Doğrulama kümesi	0,815	11,602	0,961

#### 4. SONUÇLAR

Bu çalışmada, çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların farklı günlere ait  $f_{cyd}$  değerlerini tahmin etmek için GEP tekniğinde geliştirilen model kullanılmıştır. GEP tekniğinde geliştirilen model deneysel çalışmalardan elde edilen numune yaşı, beton karışım miktarları ve çelik fiberin özelliklerinin girdi değişkenleri ve  $f_{cyd}$  deney sonuçlarının çıktı değişkeni olarak kullanılmasıyla eğitilmiştir. Eğitilen modelde de sadece girdi verileri kullanılarak modelin testi yapılmıştır. Eğitim ve test kümesinde kullanılmayan başka literatürlerden elde edilen deneysel çalışma sonuçlarına ait verilerle de modelden elde edilen denklemin doğrulaması yapılmıştır. Modelin eğitim, test ve doğrulama kümelerinin sonuçları, çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların farklı günlere ait  $f_{cyd}$  değerlerinin tahmin edilebildiğini göstermiştir. Deneysel  $f_{cyd}$  değerleri ile GEP modelinin eğitim, test ve doğrulama kümelerinden elde edilen  $f_{cyd}$  değerleri birbirine çok yakındır. Bu durumu, modelden tahmin edilen sonuçlar ile deneysel çalışmalardan elde edilen sonuçları karşılaştırmak için kullanılan R<sup>2</sup>, MAPE ve RMSE istatistiksel parametre değerleri açıkça ortaya koymaktadır.

Sonuç olarak, çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların farklı günlere ait  $f_{cyd}$  değerleri, GEP modelinden elde edilen denklem kullanılarak çok küçük hata oranlarıyla kısa sürede belirlenmiş ve GEP tekniğine aşina olmayanlar bile bu denklemi kullanarak çelik fiberle güçlendirilmiş silis dumanı içeren betonların farklı günlere ait  $f_{cyd}$  değerlerini belirleyebilecektir.

#### KAYNAKLAR

- [1] GÜNEYİSİ, E., GESOĞLU, M., AKOI, A.O.M., MERMERDAŞ, K., “Combined Effect of Steel Fiber and Metakaolin Incorporation on Mechanical Properties of Concrete”, Composites: Part B, 56, 83-91, 2014.
- [2] CHERN, J.C., YOUNG C.H., “Compressive Creep and Shrinkage of Steel Fiber Reinforced Concrete”, International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete, 11, 205-14, 1989.
- [3] SIVAKUMAR, A., SANTHANAM, M., “A Quantitative Study on the Plastic Shrinkage Cracking in High Strength Hybrid Fiber Reinforced Concrete”, Cement and Concrete Composites, 29, 575-81, 2007.
- [4] MANGAT, P.S., MOTAMEDİ-AZARI, M., “Shrinkage of Steel Fiber Reinforced Cement Composites”, Materials and Structures, 21, 163-71, 1988.
- [5] KAIKEA, A., ACHOURA, D., DUPLAN, F., RIZZUTI, L., “Effect of Mineral Admixtures and Steel Fiber Volume Contents on the Behavior of High Performance Fiber Reinforced Concrete”, Materials and Design, 63, 493-499, 2014.
- [6] MEHTA, P.K., “Advancements in Concrete Technology”, Concrete Institute, 96, 69-76, 1999.
- [7] ELAHI, A., BASHEER, P.A.M., NANUKUTTA, S.V., KHAN, Q.U.Z., “Mechanical and Durability Properties of High Performance Concretes Containing Supplementary Cementitious Materials”, Construction and Building Materials, 24, 292-299, 2010.
- [8] SHI, Z., ZHONGHE, SHUI, Z., LI, Q., GENG, H., “Combined Effect of Metakaolin and Sea Water On Performance and Microstructures of Concrete”, Construction and Building Materials, 74, 57-64, 2015.
- [9] DUAN, P., SHUI, Z., CHEN, W., SHEN, C., “Effects of Metakaolin, Silica Fume and Slag on Pore Structure, Interfacial Transition Zone and Compressive Strength of Concrete”, Construction and Building Materials, 44, 1-6, 2013.
- [10] MALHOTRA, V.M., MEHTA, P.K., Pozzolanic and Cementitious Materials, Gordon and Breach Publishers, Amsterdam, Netherlands, 1996.
- [11] AITCIN, P.C., High Performance Concrete, Taylor and Francis, Lewiston, NY, USA, 1998.
- [12] MEHTA, P.K., MONTEIRO P.J.M., Concrete-Microstructure Properties and Materials (3rd ed.), Mc Graw-Hill, New York, USA, 2006.



*FİBERLE GÜÇLENDİRİLMİŞ SİLİS DUMANI İÇEREN BETONLARIN YARMADA ÇEKME DAYANIMININ GEP İLE TAHMİNİ*

- [13] LEE, S.T., LEE, S.H., “Mechanical Properties and Durability of Cement Concrete Incorporating Silica Fume”, Journal of the Korean Ceramic Society, 47, 412-8, 2010.
- [14] ZHANG, P., LI, Q.F., “Effect of Polypropylene Fiber on Durability of Concrete Composite Containing Fly Ash and Silica Fume”, Composites: Part B, 45, 1587-1594, 2013
- [15] LEE, K.M., LEE, H.K., LEE, S.H., KIM, G.Y., “Autogenous Shrinkage of Concrete Containing Granulated Blast-Furnace Slag”, Cement and Concrete Research, 36, 1279-85, 2006.
- [16] NILI, M., AFROUGHSABET, V., “Combined Effect of Silica Fume and Steel Fibers on the Impact Resistance and Mechanical Properties of Concrete”, International Journal of Impact Engineering, 37, 879-886, 2010.
- [17] ŞAHİN, Y., KÖKSAL, F., “The Influences of Matrix and Steel Fiber Tensile Strengths on the Fracture Energy of High-Strength Concrete”, Construction and Building Materials, 25, 1801-1806, 2011.
- [18] AL-AMEERI, A., “The Effect of Steel Fiber on Some Mechanical Properties of Self Compacting Concrete”, American Journal of Civil Engineering, 1, 102-110, 2013.
- [19] EREN, Ö., ÇELİK, T., “Effect of Silica Fume and Steel Fibers on Some Properties of High-Strength Concrete”, Construction and Building Materials, 11, 373-382, 1997.
- [20] RAMADOSS, P., “Combined Effect of Silica Fume and Steel Fiber on the Splitting Tensile Strength of High-Strength Concrete”, International Journal of Civil Engineering, 12, 96-103, 2014.
- [21] KÖKSAL, F., ALTUN, F., YİĞİT, İ., ŞAHİN, Y., “Combined Effect of Silica Fume and Steel Fiber on the Mechanical Properties of High Strength Concretes”, Construction and Building Materials, 22, 1874-1880, 2008.
- [22] NIU, D., JIANG, L., BAI, M., MIAO, Y., “Study of the Performance of Steel Fiber Reinforced Concrete to Water and Salt Freezing Condition”, Materials and Design, 44, 267-273, 2013.
- [23] LIN, W.T., HUANG, R., LEE, C.L., HSU, H.M., “Effect of Steel Fiber on the Mechanical Properties of Cement-Based Composites Containing Silica Fume”, Journal of Marine Science and Technology, 16, 214-221, 2008.
- [24] FERREIRA, C., “Gene Expression Programming: A New Adaptive Algorithm for Solving Problems”, Complex Systems, 13, 87-129, 2001.
- [25] SARIDEMİR M., “Genetic Programming Approach for Prediction of Compressive Strength of Concretes Containing Rice Husk Ash”, Construction and Building Materials, 24, 1911-1919, 2010.
- [26] KARA, İ.F., “Prediction of Shear Strength of FRP-Reinforced Concrete Beams Without Stirrups Based on Genetic Programming”, Advances in Engineering Software, 42, 295-304, 2011.
- [27] NAZARI, A., RIAHI, S., “Prediction Split Tensile Strength and Water Permeability of High Strength Concrete Containing TiO<sub>2</sub> Nanoparticles by Artificial Neural Network and Genetic Programming”, Composites: Part B, 42, 473-488, 2011.
- [28] FERREIRA, C., “Function Finding and the Creation of Numerical Constants in Gene Expression Programming”, 7th Online World Conference on Soft Computing in Industrial Applications, 1-9, Bristol, UK, 2002.
- [29] FERREIRA, C., “Genetic Representation and Genetic Neutrality in Gene Expression Programming”, Advances in Complex Systems, 5, 389-408, 2002.
- [30] SEVERCAN, M.H., “Prediction of Splitting Tensile Strength from the Compressive Strength of Concrete Using GEP”, Neural Computing and Applications, 21, 1937-1945, 2012.

## **ATIK KİL PESTİLİ VE ATIK PET ŞİŞE KIRIKLARININ KOMPOZİT MALZEME ÜRETİMİNDE DEĞERLENDİRİLMESİ**

**Semiha AKÇAÖZOĞLU<sup>\*1</sup>, Kubilay AKÇAÖZOĞLU<sup>2</sup>**

<sup>1</sup>Mimarlık Bölümü, Mimarlık Fakültesi, Niğde Üniversitesi, Niğde, Türkiye  
<sup>2</sup>İnşaat Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, Niğde Üniversitesi, Niğde, Türkiye

*Geliş / Received:* 02.06.2016

*Düzeltilmelerin gelişi / Received in revised form:* 29.06.2016

*Kabul / Accepted:* 30.06.2016

### **ÖZ**

Bu çalışmada Kütahya Emet Kolemanit Borik Asit İşletmesinde bor üretimi sırasında ortaya çıkan ve “kil pestili” olarak adlandırılan katı atıklar ve İskenderun Demir Çelik Fabrikası’nın atığı olan öğütülmemiş cüruf agregalar, atık PET şişe kırıkları çeşitli oranlarda karıştırılarak kompozit bir malzeme üretimi amaçlanmıştır. Sadece atık PET kırıkları içeren şahit karışım, dere kumu agregalı 4 karışım, cüruf agregalı 4 karışım ve kil pestili agregalı 4 karışım olmak üzere toplam 13 farklı karışım hazırlanmıştır. Karışımlarda agregalar, atık PET şişe kırıkları ile ağırlıkça % 20, 40, 60 ve 80 oranlarında yer değiştirilerek kullanılmıştır. Karışımlar 70x70x70 mm boyutlarında kalıplara dökülerek 300°C sıcaklıktaki fırında 140 dakika süreyle ısıtılarak küp numuneler elde edilmiştir. Numuneler üzerinde gerçekleştirilen birim ağırlık ve basınç dayanımı deneyleri sonucunda, cüruf agreganın ve atık kil pestilinin kompozit yapı malzemesi üretimi amacıyla % 40-60 oranları arasında kullanılabileceği sonucuna varılmıştır. Bor üretimi sırasında ortaya çıkan atık kil pestilinin ve demir çelik fabrikası atığı olan cürufların atık PET’lerle karıştırılarak geri dönüşümlü kompozit üretiminde değerlendirilmesinin; sözü edilen atıkların depolanma sorunun ortadan kaldırılması ve çevresel zararların azaltılmasına katkıda bulunacağı düşünülmektedir.

**Anahtar Kelimeler:** Bor, kil pestili, cüruf agrega, atık PET, basınç dayanımı

## **EVALUATION OF WASTE BORON CLAYS AND PET BOTTLE FRACTURES IN COMPOSITE MATERYAL PRODUCTION**

### **ABSTRACT**

In this study, a composite material production was aimed by mixing solid wastes at various rates such as clay pulp which is formed during boron production in Kütahya Emet Colemanite Boric Acid Plant, unground slag aggregates obtained from Iskenderun Steel Factory and waste PET bottles granules. Thirteen different mixtures were prepared (the control mixtures containing only waste PET granules, four natural sand aggregate mixtures, four unground slag aggregate mixtures and four clay pulp aggregate mixtures). Aggregates were replaced with waste PET granules, in amount of 20, 40, 60 and 80% by weight. The mixtures were placed into molds of 70x70x70 mm in size and fired for 140 minutes at 300 °C. It was concluded as a result of unit weight and compressive strength tests performed on the specimens, unground slag aggregate and waste clay pulp has the potential to be used in the production of composite material on the ratios between 40-60%. Evaluation of waste clay pulp formed during boron production and unground slag obtained from iron and steel plants by mixing with waste PET to produce recycled composite materials; can contribute to elimination the storage problem of mentioned wastes and reduction of environmental damages.

**Keywords:** Boron, clay pulp, slag aggregate, waste PET, compressive strength

\*Corresponding author / Sorumlu yazar. Tel.: +90 533 642 19 91; e-mail/e-posta: sakcaozoglu@nigde.edu.tr

## 1. GİRİŞ

Son yıllarda, yapı imalat süreçlerinde doğal kaynak kullanımını azaltmak amacıyla, atık malzemelerin alternatif kullanım alanlarında değerlendirilmesi konusu dünyada ve ülkemizde önem kazanmıştır. Atık malzemelerin yapı sektörünün farklı alanlarında kullanılması ile öncelikle doğal kaynakların hızlı tüketiminin önlenmesi, büyük miktarda atık malzemenin geri dönüşümünün sağlanması ve atıkların sebep olduğu çevre problemlerine çözüm getirilmesi amaçlanmaktadır.

Dünyadaki bor yataklarının % 72'si ülkemizde bulunmaktadır [1]. Büyük stratejik öneme sahip doğal bir kaynak olan bor cevherlerinin verimli şekilde üretimi ve açığa çıkan atıklarının da etkili şekilde değerlendirilmesi ülkemiz açısından önem taşımaktadır. Bor tesislerinde cevherin zenginleştirilmesi işlemi sırasında kil pestili, slam gibi atık malzemeler ortaya çıkmaktadır. Her yıl milyonlarca ton civarında ortaya çıkan bu atık malzemeler genellikle tesislerin yakınında oluşturulan katı ve sıvı atık depolama alanlarında depolanmaktadır [2, 3]. Bor üretimi sırasında ortaya çıkan bu atıkların biriktirilmesi sonucunda, özellikle toprak ve su kirliliği sorunu ortaya çıkmaktadır [4].

Maden yataklarının yakınına depolanan ya da akarsu ve denizlere boşaltılan bu maddelerin değerlendirilmesi konusunda çalışmalar yapılmaktadır [5]. Bor atıklarının değerlendirilmesine yönelik çalışmalar içinde, öncelikle bor atıklarının tekrar kazanılmasının veya geriye kalan kil içerikli minerallerin uygun sektörlerde kullanılabilir hale getirilmesinin ele alındığı görülmektedir. Yan kayacının çoğunlukla kil mineralleri içermesinden dolayı, bor atıklarının, esas ham maddesi kil olan inşaat ve seramik sektörlerinde kullanılabilirliğine yönelik çalışmalar yaygındır [6]. Bor atıkları seramik sanayinde (sır, çini hamuru, döküm çamuru yapımı, yer ve duvar karosu üretiminde), yapı sektöründe (çimento, hazır beton, hafif yapı elemanı, dolgu malzemesi, tuğla ve kiremit üretiminde), ayrıca cam, emaye ve silika refrakterler için hammadde veya katkı maddesi olarak kullanılabilir [7-12]. Atık killerin tuğla sanayinde değerlendirmesi ile tuğla üretiminde ek hammadde kaynağı sağlanmaktadır [13, 14].

Bor atıklarının değerlendirilmesine yönelik çalışmalardan elde edilen sonuçlar olumlu olmakla birlikte, hala atık yığınlarını azaltacak düzeyde değildir [15]. Bu sebeple atık kil pestilinin büyük miktarlarda kullanılabileceği yeni alanlar araştırılmaktadır. Bu çalışmada, mevcut çalışmalardan farklı olarak, atık kil pestilinin atık PET'lerle karıştırılıp eritilmesiyle elde edilen, kompozit bir yapı malzemesi üretimi amaçlanmıştır.

Çalışma kapsamında agrega olarak kullanılan diğer bir malzeme olan öğütülmüş cüruf, yüksek fırınlarda demir üretimi esnasında endüstriyel bir yan ürün olarak elde edilmektedir. Fırından çıkarıldığında yaklaşık olarak 1400-1600°C sıcaklıkta olan cüruf soğutulmuş kullanılmaktadır. Cüruf, uygulanan soğutma tekniklerine bağlı olarak farklı özellikler kazanmaktadır. Cüruf hızlı bir şekilde soğutulduktan sonra uygun incelikte öğütülerek bağlayıcı bir malzeme haline getirilmektedir. Bu şekilde çimento ve beton katkısı olarak kullanılmaktadır. Cürufun yavaş bir şekilde soğutulması durumunda ise, bağlayıcılık değeri olmayan kristal bir yapı ortaya çıkmaktadır [16]. Taş gibi sert bir malzemeye dönüşen gri renkli ve kristal yapı bu cüruflar, kırılarak agrega haline getirildiğinde, hidrolik bağlayıcılık özellikleri bulunmadığından, yol dolgu malzemesi ya da beton agregası olarak kullanılabilir. Cüruf inşaat sektöründe yaygın olarak kullanılmakla birlikte, hala işletmelerde tüketilmeyi bekleyen büyük miktarlarda cüruf atığı bulunmaktadır. Geri kazanımı gerçekleştirilemeyen cüruflar çevre sorunu oluşturmakta ve depolama alanlarının büyüklüğü nedeniyle ek maliyet gerektirmektedir.

Çalışma kapsamında sentetik bağlayıcı olarak kullanılan diğer bir atık malzeme ise atık PET şişe kırıklarıdır. Bir termoplastik türü olan PET şişelerin doğada parçalanma süresi çok uzundur. Bu nedenle plastiklerin mümkün olduğunca ayrı biriktirilip geri kazanılmaları sağlanmalıdır. Birçok ülkedeki geri dönüşümle ilgili kanunlarda, çevre kirliliğini ve kaynak israfını önlemek amacıyla, plastik atıkların yeniden kullanılarak geri kazanılması, diğer kaynaklar arasında öncelikli olarak belirlenmiştir. İnşaat sektörü, doğal kaynak kullanımını azaltmak amacıyla plastiklerin ve diğer katı atıkların büyük miktarlarda kullanılabildiği alanlardan biridir. Atık plastiklerin alternatif bir yapı malzemesi olarak değerlendirilmesi, doğal kaynak kullanımının azaltılmasının yanı sıra, enerji tasarrufunun sağlanması, plastik atıkların güvenli bir şekilde geri dönüşümünün sağlanması ve katı atıkların sebep olduğu çevre kirliliğinin önlenmesi gibi açılardan da yarar sağlayacaktır.

## 2. MATERYAL VE METOT

### 2.1. Materyal

Numunelerin üretiminde sentetik bağlayıcı olarak atık PET şişe kırıkları kullanılmıştır. Agrega olarak ise kum, cüruf agrega ve atık kil pestili kullanılmıştır.

S. AKÇAÖZOĞLU, K. AKÇAÖZOĞLU

### 2.1.1. Sentetik bağlayıcı

Karışımlarda sentetik bağlayıcı olarak kullanılan ve maksimum tane büyüklüğü 4 mm olan atık PET şişe kırıkları kullanılmıştır (Şekil 1). Atık PET kırıklarının özgül ağırlığı  $1,27 \text{ g/cm}^3$ 'tür. Atık PET agreganın granülometrik dağılımı Tablo 1'de sunulmuştur.



Şekil 1. Atık PET şişe kırıkları

Tablo 1. Atık PET şişe kırıklarının eleklerden geçen miktarları

Elek Genişliği (mm)	Elek Üstünde Kalan (g)	Elek Üstünde Kalan (%)	Yığılımlı Kalan (%)	Elekten Geçen (%)
4,000	0,00	0,00	0,00	100,00
2,000	138,50	13,85	13,85	86,15
1,000	726,00	72,60	86,45	13,55
0,500	115,50	11,55	98,00	2,00
0,250	16,00	1,60	99,60	0,40
0,125	3,50	0,35	99,95	0,05
0,063	0,50	0,05	100,00	0,00
Tava	0,00	0,00	100,00	0,00
TOPLAM	1000			

### 2.1.2. Agregası

Karışımlarda agrega olarak kullanılan dere kumunun özgül ağırlığı  $2,45 \text{ g/cm}^3$ , su emme kapasitesi ise %2,5'tir [17]. Maksimum tane çapı 4 mm olan agreganın elekten geçen miktarları Tablo 2'de verilmiştir.

Tablo 2. Dere kumunun eleklerden geçen miktarları

Elek Genişliği (mm)	Elek Üstünde Kalan (g)	Elek Üstünde Kalan (%)	Yığılımlı Kalan (%)	Elekten Geçen (%)
4,00	0	0,00	0,00	100,00
2,00	1357	33,93	33,93	66,07
1,00	1022	25,55	59,48	40,52
0,50	646	16,15	75,63	24,37
0,25	460	11,50	87,13	12,87
Tava	515	12,87	100,00	0,00
TOPLAM	4000			

Karışımlarda agrega olarak kullanılan öğütülmemiş yüksek fırın cürufu İskenderun Demir Çelik Fabrikası'nın atığıdır (Şekil 2). Cüruf agreganın kuru özgül ağırlığı  $2,29 \text{ g/cm}^3$ , doymun yüzey özgül ağırlığı ise  $2,49 \text{ g/cm}^3$ 'tür. Su emme kapasitesi ise % 8,7'dir. Öğütülmemiş cüruf agreganın elekten geçen miktarları Tablo 3'te verilmiştir.

Karışımlarda agrega olarak kullanılan diğer bir atık ise Kütahya Emet Kolemanit Borik Asit İşletmesi tesislerinden alınan kil pestilidir (Şekil 3). İşletmeden getirilen atık kil pestili serilerek kurutulmuştur. Bu şekilde karışımlarda kullanılmaya hazır hale getirilen atık kil pestilinin özgül ağırlığı  $2,12 \text{ g/cm}^3$ 'tür. Kil pestilinin kimyasal özellikleri Tablo 4'te verilmiştir.

## ATIK KİL PESTİLİ VE ATIK PET ŞİŞE KIRIKLARININ KOMPOZİT MALZEME ÜRETİMİNDE DEĞERLENDİRİLMESİ



Şekil 2. Öğütülmemiş cüruf agrega

Tablo 3. Öğütülmemiş yüksek fırın cürufu agreganın eleklerden geçen miktarları

Elek Genişliği (mm)	Elek Üstünde Kalan (g)	Elek Üstünde Kalan (%)	Yığılımlı Kalan (%)	Elekten Geçen (%)
4,000	0,0	0,00	0,00	100,00
2,000	144,0	14,40	14,40	85,60
1,000	383,0	38,30	52,70	47,30
0,500	304,0	30,40	83,10	16,90
0,250	127,0	12,70	95,80	4,20
0,125	28,5	2,85	98,65	1,35
0,063	9,0	0,90	99,55	0,45
Tava	4,5	0,45	100,00	0,00
TOPLAM	1000,0			



Şekil 3. Kil pestili

Tablo 4. Kil pestilinin kimyasal özellikleri [15]

Oksit Bileşenler	(%)
B <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	8,78
CaO	22,86
MgO	18,26
SiO <sub>2</sub>	15,47
Na <sub>2</sub> O	5,13
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	2,55
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1,74
K <sub>2</sub> O	1,33
Kızdırma kaybı	23,88

S. AKÇAÖZOĞLU, K. AKÇAÖZOĞLU

## 2.2. Metot

### 2.2.1. Karışım Oranları

Atık PET bağlayıcı ve agregalar çeşitli oranlarda karıştırılarak 70x70x70 mm boyutlu küp kalıplara dökülmüştür (Şekil 4). Numunelerin karışım oranları Tablo 5'te verilmiştir.



Şekil 4. Kalıplara dökülen karışımlar

Tablo 5. Karışımların içerikleri

Karışım Numarası	Atık PET (%)	Agrega (%)		
		Kum	Cüruf	Kil Pestili
1	100	-	-	-
2	80	20	20	20
3	60	40	40	40
4	40	60	60	60
5	20	80	80	80

Hazırlanan harç karışımları 300°C sıcaklıktaki fırına yerleştirilerek 140 dk süreyle pişirilmiştir. Oda sıcaklığına kadar soğutulan numuneler kalıplardan çıkarılmıştır (Şekil 5, 6).



Şekil 5. Fırına yerleştirilmiş numuneler

*ATIK KİL PESTİLİ VE ATIK PET ŞİŞE KIRIKLARININ KOMPOZİT MALZEME ÜRETİMİNDE DEĞERLENDİRİLMESİ*

Şekil 6. Kıl pestili agregalı numuneler (soldan sağa kontrol, % 20, 40, 60 ve 80 oranlı)

### 2.2.2. Numuneler Üzerinde Gerçekleştirilen Deneyler

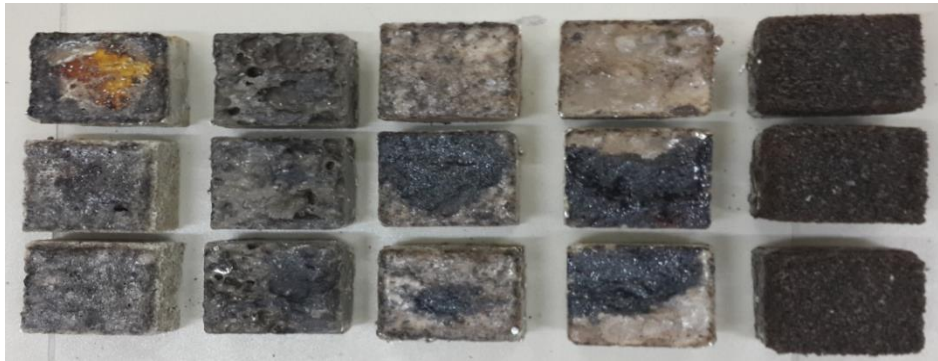
Numunelerin hava kuru birim ağırlıklarını tespit etmek amacıyla her bir karışım için üç tartım yapılarak ortalama değerler alınmıştır. Numunelerin basınç dayanımlarının tespiti TS EN 1015-11 [18]'e uygun olarak tek eksenli basınç deneyi ile gerçekleştirilmiştir. Deneyler 200 KN kapasiteli tek eksenli basınç aleti ile yürütülmüştür.

## 3. BULGULAR VE TARTIŞMA

Çalışma kapsamında üretilen kompozit numunelerin hava kuru birim ağırlık değerleri Tablo 6'da verilmiştir. Tablo 6 incelendiğinde, sadece PET içeren şahit numunenin birim ağırlık değerinin  $1,180 \text{ g/cm}^3$  olduğu görülmektedir. Numunelerdeki kum, cüruf ve kıl pestili miktarları arttıkça, genel olarak birim ağırlık değerlerinin de arttığı görülmektedir. Bu durumun sebebi, kullanılan agregaların özgül ağırlık değerlerinin atık PET'e göre daha yüksek olmasıdır. Bununla beraber, % 80 oranında cüruf agrega içeren numunenin birim ağırlık değerinin diğerlerinin aksine azaldığı görülmektedir. Bu numunede PET miktarı oldukça az olduğundan dolayı, eriyerek bağlayıcılık görevini tam olarak yerine getirememiş, sıcaklık etkisiyle numune genişerek hacmi artmış ve boşluklu bir yapıya sahip olmuştur. Bu sebeple birim ağırlığının azaldığı kanaatine varılmıştır (Şekil 7).

Tablo 6. Numunelerin birim ağırlıkları

Numune Numarası	Karışımın İçeriği (%)		Birim Ağırlık ( $\text{g/cm}^3$ )		
	PET	Agrega	Kum	Cüruf	Kıl Pestili
1	100	-	1,180	1,180	1,180
2	80	20	1,304	1,446	1,187
3	60	40	1,652	1,452	1,330
4	40	60	1,723	1,609	1,470
5	20	80	1,732	1,503	1,598



Şekil 7. Cüruf agregalı numuneler (soldan sağa kontrol, % 20, 40, 60 ve 80 oranlı)

Çalışma kapsamında üretilen numunelerin basınç dayanım değerleri Tablo 7’de sunulmuştur. Atık agrega miktarının numunelerin basınç dayanımına etkisi ise Şekil 8’de yer alan grafikte gösterilmiştir.

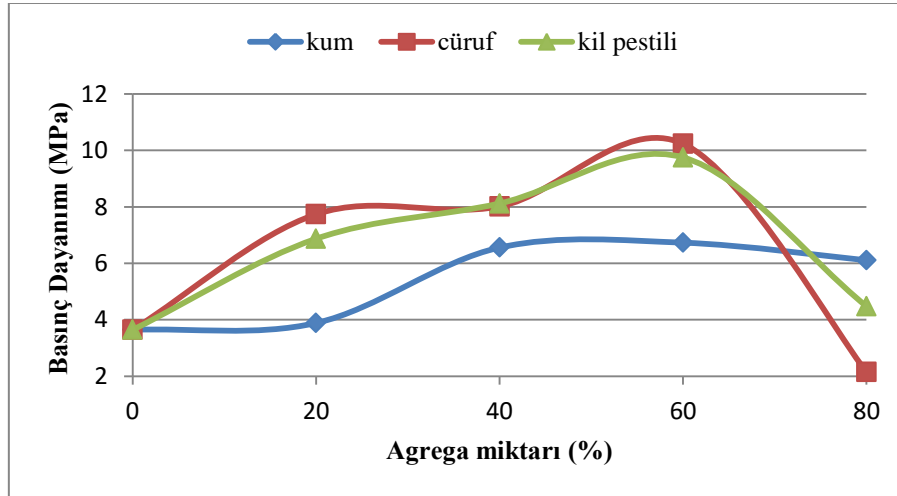
**Tablo 7.** Numunelerin basınç dayanımları

Numune Numarası	Karışımın İçeriği (%)		Basınç dayanımı (MPa)		
	PET	Agrega	Kum	Cüruf Agregası	Kil Pestili
1	100	-	3,64	3,64	3,64
2	80	20	3,89	7,74	6,87
3	60	40	6,56	8,02	8,12
4	40	60	6,73	10,24	9,75
5	20	80	6,11	2,15	4,48

Tablo 7’den görüldüğü üzere, sadece atık PET şişe içeren şahit numunenin basınç dayanımı 3,64 MPa olarak bulunmuştur. Numuneye ağırlıkça % 20 oranında kum ilavesi ile basınç dayanımı 3.89 MPa seviyesine yükselmiştir. % 20 oranında cüruf agrega ve kil pestili içeren numunelerde ise basınç dayanımları sırasıyla 7,74 ve 6,87 MPa olmuştur.

Karışımlardaki agrega miktarları arttıkça basınç dayanım değerleri de artmıştır. Bu artış % 60 agrega oranına kadar devam etmiştir. % 60 oranında agrega içeren cüruf ve kil pestili içerikli karışımların basınç dayanımları sırasıyla 10,24 MPa ve 9,75 MPa seviyelerine yükselmiştir.

Agrega içeriği % 80’e çıktığında, bütün karışımların basınç dayanım değerleri azalmıştır. Bu durumun, karışımda sentetik bağlayıcılık görevini gören PET miktarının karışımdaki bütün agregaları bağlayacak miktarda olmamasından (% 20 oranında) kaynaklandığı düşünülmektedir. Numuneler uygun bir karışım oranına sahip olmadığı için oldukça boşluklu yapıya sahip olmuş ve düşük dayanımlar sergilemişlerdir. Bütün karışımlarda, en uygun basınç dayanım değerlerinin % 40 ve 60 oranında agrega içeren numunelerde olduğu görülmektedir.



**Şekil 8.** Agregasyon miktarının basınç dayanımına etkisi

Şekil 8’de yer alan basınç dayanım eğrileri incelendiğinde, karışımdaki agrega miktarları arttıkça, numunelerin basınç dayanımlarının arttığı, ancak % 80 agrega oranında dayanımların tekrar azaldığı görülmektedir. En yüksek basınç dayanımları % 60 oranında agrega içeren numunelerde görülmektedir.

Karışımlardaki cüruf agrega ve kil pestili içeren karışımlarda, karışımlardaki agrega miktarı arttıkça basınç dayanımlarında görülen değişimler, birbirine benzer şekilde gelişmektedir. Kum agregalı numunelerin basınç dayanım değişiminin ise diğerlerinden farklı olduğu görülmektedir. Kum agregalı numunelerde % 40, 60 ve 80 oranında kum içeren numunelerin basınç dayanımları birbirine yakın değerlerde bulunmuştur. Cüruf agrega ve kil pestili içeren numunelerde ise % 80 oranında agrega içeren numunelerin basınç dayanım değerleri oldukça düşük çıkmıştır.

Numunelerin basınç dayanım değerleri genel olarak incelendiğinde, belirli dayanımda sentetik bağlayıcılı bir kompozit üretilmek amacıyla; % 40-60 oranları arasında cüruf agrega ve kil pestilinin kum yerine kullanılabilirliği görülmektedir.



#### 4. SONUÇLAR

Bu çalışma kapsamında aşağıdaki sonuçlara ulaşılmıştır:

- Karışımlardaki agrega miktarları arttıkça genel olarak numunelerin birim ağırlık değerleri de artmaktadır.
- PET bağlayıcılı bütün karışımlara % 60 oranına kadar agrega ilavesiyle, numunelerin basınç dayanımlarında artış gözlenmiştir. En yüksek basınç dayanımı, % 60 oranında cüruf agrega içeren numunede gözlenmiştir.
- Belirli dayanımda PET bağlayıcılı kompozit malzeme üretmek amacıyla, % 40-60 oranlarında cüruf agrega ve kil pestili kullanımının mümkün olduğu görülmüştür.
- Çalışma sonucunda; demir-çelik fabrikası atığı olan öğütülmemiş cürufun ve bor üretimi sırasında ortaya çıkan atık kil pestillerinin atık PET kırıkları ile karıştırılarak eritilmesi suretiyle, tamamen atıklardan elde edilmiş bir kompozit üretilebileceği sonucuna varılmıştır.
- Üretilen kompozit malzemelerin düşük birim ağırlıkları ve belirli bir seviyedeki basınç dayanımları göz önüne alınarak, dış mekânlarda zemin kaplama malzemesi olarak kullanılabilme potansiyeli bulunmaktadır.
- Atık kil pestilinin, atık PET şişe kırıklarının ve endüstriyel bir atık olan cürufun geri dönüşümlü yapı malzemesi üretiminde değerlendirilmesi; doğal kaynak kullanımının azaltılmasının yanı sıra, enerji tasarrufunun sağlanması, atıkların güvenli bir şekilde geri dönüşümünün sağlanması, atık depolama sorununun ortadan kaldırılması ve katı atıkların sebep olduğu çevre kirliliğinin azaltılması gibi açılardan yarar sağlayacaktır. Geri dönüştürülmüş malzemelerden üretilen kompozit yapı malzemesi kullanılan yapılar; kaynak etkinliği, enerji etkinliği ve sürdürülebilirlik gibi önemli çevresel özelliklere sahip olacaktır.
- Bununla beraber çalışma kapsamında üretilen geri dönüşümlü kompozit yapı malzemesinin yapı üretiminde kullanılması için, dayanıklılık özelliklerinin ve çevresel koşullar etkisi altındaki performansının belirlenmesi önem taşımaktadır.

#### KAYNAKLAR

- [1] <http://www.etimaden.gov.tr/dunyada-bor-rezervi-55s.htm>, 2015 (erişim tarihi: 31.05.2016).
- [2] KAVAS, T., Seydişehir Kırmızı Çamuru ve Kırka Bor Atıkları Kullanılarak Kaliteli Yapı Malzemesi Üretim İmkanlarının Araştırılması, Yüksek Lisans Tezi, Afyon Kocatepe Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Afyon, Türkiye, 1997.
- [3] ELBEYLİ, F.Y., Boraks ve Borik Asit Üretiminde Ortaya Çıkan Katı Atıkların Çimento Sanayinde Değerlendirilmesi, Yüksek Lisans Tezi, Yıldız Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul, Türkiye, 1997.
- [4] TANER, C.V., SPARKS, L.D., "Chemical Relaxation and Double Layer Model Analysis of Boron Adsorption on Alumino", Soil Science Society of American Journal, 59, 395-404, 1995.
- [5] ERDOĞMUŞ, E., Çimentoya Bor Katkısı, Uçucu Kül, Yüksek Fırın Cürufu İlavesiyle Özelliklerinin İncelenmesi, Doktora Tezi, Yıldız Teknik Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü İstanbul, Türkiye, 2006.
- [6] BAYCA, S.U., BATAR, T., SAYIN, E., SOLAK, O., KAHRAMAN, B., "The Influence of Coal Ash and Tincal (Boron Mineral) Additions on the Physical Properties and Microstructures of Ceramic Bodies", Journal of Ceramic Processing Research, 9, 118-122, 2008.
- [7] AKYILDIZ, A., Beton Üretiminde Bor Atıklarının Puzzolan Materyal Olarak Kullanılabilirliğinin Araştırılması, Doktora Tezi, Namık Kemal Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Tekirdağ, Türkiye, 2012.
- [8] AKSU, C., Eti Bor A.Ş. Kırka Boraks İşletmesi Atık Göletlerindeki Killerin Değerlendirilmesi, Yüksek Lisans Tezi, Selçuk Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Konya, Türkiye, 2003.
- [9] BENTLİ, İ., ÇAKI, M., "Kırka Boraks İşletmesi DSM Atık Kilinin Çini Hamuru Yapımında Kullanılabilirliğinin Araştırılması", 10.Ulusal Kil Sempozyumu, Selçuk Üniversitesi, 502-511, Konya, Türkiye, 2001.
- [10] KARASU, B., KAYA, G., KARALAR, M., "Use of Concentrator Wastes of Etibor Kırka Borax Company in Soft Porcelain Opaque Glazes as an Alternative Fluxing Agent", Euro Ceramics VIII, Key Engineering Materials, 264, 2497-2500, 2004.
- [11] UĞURLU, A., Boraks Üretiminde Ortaya Çıkan Atık Malzemenin Çimento İçerisinde Değerlendirilmesi, Yüksek Lisans Tezi, Eskişehir Osmangazi Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Eskişehir, Türkiye, 2004.
- [12] EDİZ, N., TOPÇU, İ.B., "Kırka Boraks Tesis Atıklarının Tuğla Malzemesi Olarak Kullanımı", İMO Endüstriyel Atıkların İnşaat Sanayinde Kullanımı Sempozyumu, 141-150, Ankara, Türkiye, 1995.
- [13] KAVAS, K., EMRULLAOĞLU, Ö.F., "Seydişehir Kırmızı Çamuru ve Kırka Bor Atıklarının Endüstriyel Hammadde Olarak Kullanımı", I. Batı Anadolu Hammadde Kaynakları Sempozyumu, TMMOB Jeoloji Mühendisleri Odası, 216-225, İzmir, Türkiye, 1999.

*S. AKÇAÖZOĞLU, K. AKÇAÖZOĞLU*

- [14] UĞURLU, A., Boraks Üretiminde Ortaya Çıkan Atık Malzemenin Çimento İçerisinde Puzolanik Malzemeler ile Birlikte Kullanılmasının Çimento Üzerindeki Etkileri, Doktora Tezi, Eskişehir Osmangazi Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Eskişehir, Türkiye, 2009.
- [15] NEWMAN, J., CHOO, B.S., Advanced Concrete Technology Processes, Butterworth-Heinemann, An Imprint of Elsevier, Oxford, UK, 2003.
- [16] ÖZDEMİR, M., ÖZTÜRK, N.U., “Utilization of Clay Waste Containing Boron as Cement Additives”, *Cement and Concrete Composites*, 33, 1659-1661, 2003.
- [17] TS EN 1097-6, Agregaların Mekanik ve Fiziksel Özellikleri için Deneyler, Bölüm 6: Tane Yoğunluğu ve Su Emme Oranının Tayini, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara, Türkiye, 2002.
- [18] TS EN 1015-11, Kâgir Harcı Deney Metotları, Bölüm 11: Sertleşmiş Harcın Basınç ve Eğilme Dayanımlarının Tayini, Türk Standartları Enstitüsü, Ankara, Türkiye, 2000.

## ÜÇ TABAKALI HOMOJEN OLMAYAN ORTOTROP SİLİNDİRİK KABUKLARIN DOĞRUSAL DİNAMİK STABİLİTESİ

**Zihni ZERİN\***, **Zeki KARACA**

*İnşaat Mühendisliği Bölümü, Mühendislik Fakültesi, Ondokuz Mayıs Üniversitesi, Samsun, Türkiye*

*Geliş / Received: 08.05.2016*

*Düzeltilmelerin gelişi / Received in revised form: 20.06.2016*

*Kabul / Accepted: 20.06.2016*

### ÖZ

Bu çalışmada elastisite modülleri kalınlık koordinatına bağlı olarak parçalı sürekli değişen ortotrop elastik malzemeden oluşturulan üç tabakalı silindirik kabukların, zamana göre kuvvet fonksiyonu şeklinde değişen yanal dış basınç yükü etkisi altında doğrusal dinamik stabilitesi araştırılmıştır. Önce temel bağıntı, doğrusal dinamik stabilite ve deformasyon uygunluk denklemleri çıkarılmıştır. Bu denklemlere Ritz tipi yöntem uygulanarak, kritik yükler ve dinamiklik katsayısı için genel formüller elde edilmiştir. Homojen ortotrop ve izotrop tek tabakalı silindirik kabuklar için uygun ifadeler, bu formüllerden özel olarak elde edilmiştir. Daha sonra sayısal hesaplar yapılarak elastisite modülleri değişiminin, yükleme hızının, tabaka sayısı ve dizilişinin kritik parametrelere etkileri incelenmiştir.

**Anahtar Kelimeler:** Üç tabakalı silindirik kabuk, ortotrop elastik malzeme, homojen olmama, doğrusal dinamik stabilite, yanal dış basınç yükü, kritik yük ve dinamiklik katsayısı

## THE LINEAR DYNAMIC STABILITY OF THREE LAYERED NON-HOMOGENEOUS ORTHOTROPIC CYLINDRICAL SHELLS

### ABSTRACT

In this study, the linear dynamic stability of three layered orthotropic cylindrical shells in which elasticity moduli is varying piecewise continuously in the thickness direction, under external pressure which vary as a power function of time, was investigated. Firstly, fundamental relations, linear dynamic stability and deformation compatibility equations were derived. By applying modified Ritz type method general formulas were obtained for critical loads and dynamic factor. Proper expressions for homogeneous orthotropic and isotropic single-layer cylindrical shells were obtained as special cases. Then, effects of variation of elasticity moduli, loading speeds, number and ordering of layers on the critical parameters were examined.

**Keywords:** Three layered cylindrical shell, orthotropic elastic material, non-homogeneity, linear dynamic stability, external pressure load, critical load and dynamic factor

### 1. GİRİŞ

Günümüzde elektronik, uzay araçları, modern füze ve havacılık endüstrisinde, denizaltı yapıları ve nükleer reaktörlerinde, inşaat ve makinelerde, homojen ve homojen olmayan özelliklere sahip malzemelerden oluşan çok tabakalı silindirik kabuk elemanları kullanılmaktadır. Çok tabakalı kabuk elemanlarının yaygınlaşmasındaki en önemli etkenlerden biri de sürekli olarak yeni kompozit malzemelerin oluşumu ve kullanımınıdır. Çok tabakalı

\*Corresponding author / Sorumlu yazar. Tel.: +90 362 312 19 19/1055; e-mail/e-posta: zihniz@omu.edu.tr

Z. ZERİN, Z. KARACA

kabuklar teorisinin oluşturulması için Bolotin [1] tarafından yapılan girişimlerden sonra, çok tabakalı homojen kabukların stabilite ve titreşimi ile ilgili literatürde pek çok sayıda makale yayınlanmıştır [2-8].

Stabilite ve titreşim problemlerinin çözümünde homojen olmamanın göz önüne alınmaması, beklenen değerlerden sapmalara sebep olur. Homojen olmayan cisim deformasyona uğradığında, kırılmaya kadar yapısını korur. Bu önemli özellik, homojen olmayan malzemelerden oluşan yapı elemanlarının stabilite hesabında, deformasyona maruz cisimler mekaniğinin temel bağıntı ve denklemlerinin kullanılabilmesini sağlar. Malzemenin homojen olmaması, doğal olabileceği gibi değişik etkiler sonucu homojen malzemenin elastik özelliklerinin değişimi ile de meydana gelebilir. Örneğin; uçak ve roketlerdeki bazı kısımlar yüksek sıcaklık etkisi altında işlev gördüğü için o kısımlardaki homojen malzeme homojen olmayan malzemeye dönüşür ve elastik özellikleri koordinatların fonksiyonu olur. Bunun yanı sıra, üretim tekniği, radyasyon etkisi, termik ve yüzeysel cilalamalar vs. ise malzemenin homojenliğini bozan faktörlerdir. Bu durumda malzemenin mekanik özellikleri noktadan noktaya sürekli olarak değişir ve nokta koordinatlarının sürekli fonksiyonu olur [9-11].

Günümüzde imalat yöntemlerindeki hızlı gelişmelere bağlı olarak homojen olmayan malzemelerin oluşumu ve değişik yapı elemanlarında uygulanabilme olasılığı daha da artmıştır. Homojen olmayan malzemelerden oluşan yapı elemanları daha az ağırlık, yüksek mukavemet vs. gibi avantajlara sahip olduğu için onların titreşimi ile ilgili hesap ve yöntemlerin yenilenmesi ve geliştirilmesi bir zorunluluk olarak araştırmacıların önüne çıkmaktadır. Kaynaklarda homojen olmayan malzemelerin davranışlarını sunan çok az sayıda model bulunmaktadır [12-15]. Bu modeller kullanılarak homojen olmayan ortotrop kabukların statik stabilite ve titreşimi ile ilgili son yıllarda yapılan bazı önemli çalışmalar mevcuttur [16-19].

Füze ve uçak sanayisinde yoğun kullanımlarından dolayı, çok tabakalı homojen ve homojen olmayan kompozit silindirik kabukların dinamik yükler etkisi altında stabilite problemlerinin çözümü ile ilgili çalışmalar tüm dönemlerde araştırmacıların ilgi odağı olmuştur. Dinamik basınç yükü etkisi altında silindirik kabukların stabilite problemlerinin deneysel ve teorik incelenmesi ile ilgili ilk çalışmalar 1960 larda başlamıştır [20, 21]. Volmir [22] tarafından sunulan monografide, değişik dinamik yükler etkisi altındaki silindirik kabukların lineer ve lineer olmayan stabilite problemlerinin çözüm yöntemleri sunulmuş ve yayın tarihine kadar olan önemli teorik ve deneysel çalışmaların listesi sunulmuştur. Bu çalışmaların ardından homojen ortotrop malzemeden oluşan kabukların zamana bağlı periyodik olmayan yükler etkisi altında dinamik stabilite probleminin değişik yöntem ve yaklaşımlarla çözümü ile ilgili dikkat çeken birçok çalışma ortaya konulmuştur [23-26]. Homojen olmayan ortotrop kabukların zamana bağlı periyodik olmayarak değişen basınç yükleri etkisi altındaki dinamik burkulma problemlerinin çözümü, sayısal analizler esnasında çıkan zorluklardan dolayı az sayıdadır [27-32]. Üç tabakalı kabukların statik ve dinamik stabilite problemleri ile ilgili çalışmaların tamamı fonksiyonel değişimli izotrop kabuklarla ilgilidir [33-35].

Zamana bağlı kuvvet fonksiyonu şeklinde değişen yanal dış basınç yükleri etkisi altında homojen olmayan ortotrop üç tabakalı silindirik kabukların stabilite problemleri henüz incelenmemiştir. Bu çalışmada söz konusu problemin çözümü hedeflenmektedir. Çalışmada tabakaları oluşturan malzemelerin Poisson oranları ve yoğunlukları sabit kabul edilmektedir.

## 2. MATERYAL VE METOT

### 2.1. Temel Bağıntı ve Denklemler

#### 2.1.1. Üç Tabakalı Homojen Olmayan Ortotrop Silindirik Kabukların Temel Bağıntıları

Çalışmada göz önüne alınan orta uzunluklu üç tabakalı silindirik kabuğun kalınlığı  $2h$ , yarıçapı  $R$  ve uzunluğu  $L$ 'dir. Koordinat sistemi referans yüzeyde olup  $Oz$  eksenini orta tabakanın referans yüzeyinin normali doğrultusunda,  $Ox$  ve  $Oy$  eksenleri ise eksen ve çevre doğrultuları ile çakışıktır (Şekil 1).

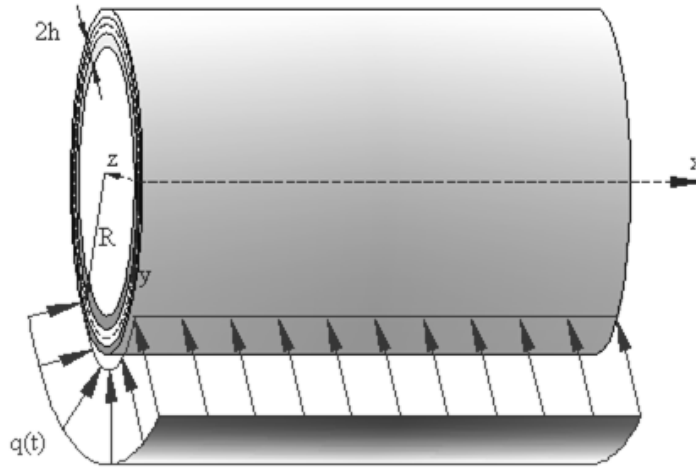
Homojen olmayan ortotrop elastik malzemelerden oluşturulmuş silindirik kabuk, eşit kalınlıkta üç tabakadan oluşturulmuştur. Tabakalar arasındaki değme koşulu rijit bağlanma koşuludur. Bu koşul tüm kabuk için yerdeğiştirmelerin ve deformasyonların aynı olmasını sağlar. Deformasyon anında tabakalar arasında ayrılma ve kayma olmadığı varsayılır. Tabakalar deformasyondan sonra da elastikliğini korur. Kirchhoff hipotezi tüm kabuk için geçerlidir. Bunun sonucu olarak tabakaların birinin diğerine basıncı ihmal edilebilir [1-3, 7].

Üç tabakalı silindirik kabuk silindirik ortotropiye sahip malzemelerden yapılmıştır. Malzemeler homojen olmayıp, elastisite modülleri tabakaların kalınlıkları doğrultusunda değişim göstermektedir [9,11]:

ÜÇ TABAKALI HOMOJEN OLMAYAN ORTOTROP SİLİNDİRİK KABUKLARIN DOĞRUSAL DİNAMİK STABİLİTESİ

$$\begin{aligned}
 E_1^{(r+1)}(\bar{z}) &= E_{01}^{(r+1)}\varphi^{(r+1)}(\bar{z}) , \quad E_2^{(r+1)}(\bar{z}) = E_{02}^{(r+1)}\varphi^{(r+1)}(\bar{z}) , \\
 G^{(r+1)}(\bar{z}) &= G_0^{(r+1)}\varphi^{(r+1)}(\bar{z}) , \quad (r = 0, 1, 2) , \\
 -h + r\delta &\leq z \leq h + (r+1)\delta , \quad \bar{z} = z/h , \quad \delta = 2h/3
 \end{aligned}
 \tag{1}$$

Burada, tabakaları oluşturan homojen ortotrop malzemelerin,  $E_{0i}^{(r+1)}$  aksenal,  $E_{02}^{(r+1)}$  çevresel doğrultudaki elastisite modüllerini,  $G_0^{(r+1)}$  kayma modüllerini ve  $\delta = 2h/3$  her bir tabakanın kalınlığını göstermektedir.  $\varphi^{(r+1)}(\bar{z}) = 1 + \mu\varphi_i^{(r+1)}(\bar{z})$  olup  $\varphi_i^{(r+1)}(\bar{z})$  elastisite modülleri değişimine karşı gelen sürekli fonksiyondur ve  $|\varphi_i^{(r+1)}(\bar{z})| \leq 1$  koşulunu sağlar,  $\mu$  elastisite modüllerinin kabuk kalınlığı doğrultusunda değişimini gösteren bir parametre olup  $0 \leq \mu < 1$  aralığında değişmektedir.  $\mu = 0$  olması halleri homojen ortotrop malzeme hallerine karşı gelmektedir.



Şekil 1. Üç tabakalı silindirik kabukta koordinat sistemi

Tabakaları oluşturan malzemelerin yoğunlukları sabit olup  $\rho^{(r+1)}$ ,  $(r = 0, 1, 2)$  ile gösterilecek olursa, tabakalı silindirik kabuğun temel denklemlerine girecek olan  $\tilde{\rho}$  için şu tanım geçerli olmaktadır:

$$\tilde{\rho} = \frac{2h}{r+1} \sum_{k=0}^{r+1} \rho^{(k+1)}
 \tag{2}$$

2 numaralı denklemden bir, iki ve üç tabakalı silindirik kabuklarda;

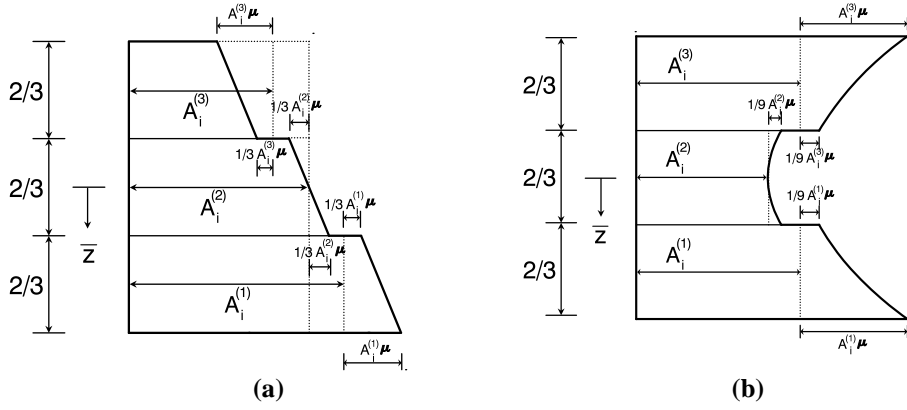
$$\tilde{\rho} = 2h\rho^{(1)}, \quad \tilde{\rho} = h[\rho^{(1)} + \rho^{(2)}], \quad \tilde{\rho} = \frac{2h}{3}[\rho^{(1)} + \rho^{(2)} + \rho^{(3)}]
 \tag{3}$$

olduğu görülmektedir.

$A_i^{(r+1)}$ ,  $(r = 0, 1, 2)$ ,  $(i = 1, 2, 3)$  değerleri sırasıyla,  $A_1^{(r+1)} = E_{01}^{(r+1)}$ ,  $A_2^{(r+1)} = E_{02}^{(r+1)}$  ve  $A_3^{(r+1)} = G_0^{(r+1)}$  tabakaları oluşturan malzemelerin elastisite modüllerini göstermek üzere, kabukta elastisite modüllerinin kalınlık koordinatına bağlı olarak değişimi aşağıdaki şekillerde sunulmaktadır [14].

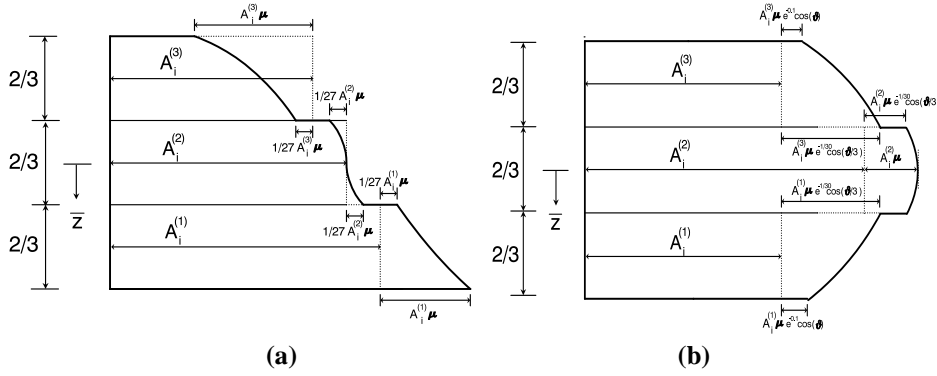
a)  $\varphi_1^{(r+1)}(\bar{z}) = \bar{z}$  ve  $\varphi_1^{(r+1)}(\bar{z}) = \bar{z}^2$ ,  $(r = 0, 1, 2)$  olduğunda elastisite modüllerinin değişimi aşağıdaki gibidir (Şekil 2).

Z. ZERİN, Z. KARACA



**Şekil 2.** Üç tabakalı kabukta elastisite modüllerinin (a)  $\varphi_1^{(r+1)}(\bar{z}) = \bar{z}$  ve (b)  $\varphi_1^{(r+1)}(\bar{z}) = \bar{z}^2$  fonksiyonları şeklinde değişimi

b)  $\varphi_1^{(r+1)}(\bar{z}) = \bar{z}^3$  ve  $\varphi_1^{(r+1)}(\bar{z}) = e^{-0.1|\bar{z}|} \cos(\vartheta\bar{z})$ , ( $r = 0, 1, 2$ ) olduğunda elastisite modüllerinin değişimi aşağıdaki gibidir. Burada  $\vartheta$  reel bir sayıdır (Şekil 3):



**Şekil 3.** Üç tabakalı kabukta elastisite modülünün (a)  $\varphi_1^{(r+1)}(\bar{z}) = \bar{z}^3$  ve (b)  $\varphi_1^{(r+1)}(\bar{z}) = e^{-0.1|\bar{z}|} \cos(\vartheta\bar{z})$ , ( $r = 0, 1, 2$ ) fonksiyonları şeklinde değişimi

Kirchhoff-Love hipotezine göre referans yüzeyinden  $z$  uzaklığındaki tabakanın deformasyonu,

$$\varepsilon_{ij} = e_{ij} + z \chi_{ij} \quad (i, j = 1, 2) \quad (4)$$

şeklinde tanımlanır. Burada,  $e_{ij}$ , ( $i, j = 1, 2$ ) orta yüzeydeki deformasyonlar olup,

$$\chi_{11} = -\frac{\partial^2 W}{\partial x^2}, \quad \chi_{22} = -\frac{\partial^2 W}{\partial y^2}, \quad \chi_{12} = -2 \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} \quad (5)$$

tanımları geçerli olup  $e_{11}$ ,  $e_{22}$  referans yüzeyde  $x$  ve  $y$  eksenleri doğrultusunda deformasyonlar,  $e_{12}$  kayma deformasyonu,  $\chi_{11}$ ,  $\chi_{22}$  deformasyona maruz kabuğun  $x$  ve  $y$  eksenleri doğrultusunda eğrilik değişimleri,  $\chi_{12}$  referans yüzeyin burulması,  $W$  radyal yer değiştirme olup, eğrilik merkezine doğru yönü pozitif kabul edilmektedir [7, 22].

Kabuğun ince olduğu ve lineer teorisin geçerli olduğu kabul edilmektedir. Bu çalışmada göz önüne alınan silindirik kabuğun  $W$  radyal yer değiştirmeleri, Kirchhoff-Love kabuk teorisindeki  $W$  yer değiştirmelerine

ÜÇ TABAKALI HOMOJEN OLMAYAN ORTOTROP SİLİNDİRİK KABUKLARIN DOĞRUSAL DİNAMİK STABİLİTESİ

oranla çok daha küçük olup ( $W \ll 2h$ ), bu özellik ileride temel denklemlerin çıkarılmasında kullanılmaktadır [22]. Buna göre yukarıda tanımlanan kabuk için gerilme-şekil değiştirme bağıntıları aşağıdaki gibi olur:

$$\sigma_{11}^{(r+1)} = \frac{E_{01}^{(r+1)} \varphi^{(r+1)}(\bar{z})}{1 - \nu_{21}^{(r+1)} \nu_{12}^{(r+1)}} (\varepsilon_{11} + \nu_{12}^{(r+1)} \varepsilon_{22}), \quad \sigma_{12}^{(r+1)} = 2 G_0^{(r+1)} \varphi^{(r+1)}(\bar{z}) \varepsilon_{12},$$

$$\sigma_{22}^{(r+1)} = \frac{E_{02}^{(r+1)} \varphi^{(r+1)}(\bar{z})}{1 - \nu_{21}^{(r+1)} \nu_{12}^{(r+1)}} (\varepsilon_{22} + \nu_{21}^{(r+1)} \varepsilon_{11}), \quad (r = 0, 1, 2)$$
(6)

Burada,  $\nu_{21}^{(r+1)}$  ve  $\nu_{12}^{(r+1)}$  tabakaları oluşturan malzemelerin sabit Poisson oranları olup  $\nu_{21}^{(r+1)} E_{01}^{(r+1)} = \nu_{12}^{(r+1)} E_{02}^{(r+1)}$  bağıntısı geçerlidir.

Birim boyutlu kabuk elemanı kesitine etkileyen kuvvet ve moment bileşenleri şu şekilde ifade edilir [22]:

$$T_{ij} = \int_{-h}^{-1/3h} \sigma_{ij}^{(1)} dz + \int_{-1/3h}^{1/3h} \sigma_{ij}^{(2)} dz + \int_{1/3h}^h \sigma_{ij}^{(3)} dz$$
(7)

$$M_{ij} = \int_{-h}^{-1/3h} \sigma_{ij}^{(1)} z dz + \int_{-1/3h}^{1/3h} \sigma_{ij}^{(2)} z dz + \int_{1/3h}^h \sigma_{ij}^{(3)} z dz, \quad (i, j = 1, 2)$$
(8)

4 numaralı denklem ile tanımlanan deformasyon ifadeleri 6 bağıntılarında göz önüne alınıp, elde edilen ifadeler 7 bağıntılarında yerine yazıldığında kuvvet bileşenleri için,

$$T_{11} = A_{11}^0 e_{11} + A_{12}^0 e_{22} + A_{11}^1 \chi_{11} + A_{12}^1 \chi_{22}, \quad T_{12} = A_{33}^0 e_{12} + A_{33}^1 \chi_{12}$$

$$T_{22} = A_{21}^0 e_{11} + A_{22}^0 e_{22} + A_{21}^1 \chi_{11} + A_{22}^1 \chi_{22}$$
(9)

ifadeleri elde edilir. Aynı şekilde, 4 ifadeleri 6 bağıntılarında göz önüne alınıp, elde edilen ifadeler 8 bağıntısında yerine yazıldığında moment bileşenleri için,

$$M_{11} = A_{11}^1 e_{11} + A_{12}^1 e_{22} + A_{11}^2 \chi_{11} + A_{12}^2 \chi_{22}, \quad M_{12} = A_{33}^1 e_{12} + A_{33}^2 \chi_{12}$$

$$M_{22} = A_{21}^1 e_{11} + A_{22}^1 e_{22} + A_{21}^2 \chi_{11} + A_{22}^2 \chi_{22}$$
(10)

ifadeleri elde edilir. Burada,  $A_{ij}^{k_i}$ , ( $k_i = 0, 1, 2$ ), ( $i, j = 1, 2, 3$ ) katsayıları için aşağıdaki tanımlar geçerlidir:

$$A_{11}^{k_i} = h^{k_i+1} \left[ \frac{E_{01}^{(1)}}{1 - \nu_{21}^{(1)} \nu_{12}^{(1)}} \int_{-1}^{-1/3} \bar{z}^{k_i} \varphi^{(1)}(\bar{z}) d\bar{z} + \frac{E_{01}^{(2)}}{1 - \nu_{21}^{(2)} \nu_{12}^{(2)}} \int_{-1/3}^{1/3} \bar{z}^{k_i} \varphi^{(2)}(\bar{z}) d\bar{z} + \frac{E_{01}^{(3)}}{1 - \nu_{21}^{(3)} \nu_{12}^{(3)}} \int_{1/3}^1 \bar{z}^{k_i} \varphi^{(3)}(\bar{z}) d\bar{z} \right]$$

$$A_{12}^{k_i} = A_{21}^{k_i} = h^{k_i+1} \left[ \frac{\nu_{12}^{(1)} E_{01}^{(1)}}{1 - \nu_{21}^{(1)} \nu_{12}^{(1)}} \int_{-1}^{-1/3} \bar{z}^{k_i} \varphi^{(1)}(\bar{z}) d\bar{z} + \frac{\nu_{12}^{(2)} E_{01}^{(2)}}{1 - \nu_{21}^{(2)} \nu_{12}^{(2)}} \int_{-1/3}^{1/3} \bar{z}^{k_i} \varphi^{(2)}(\bar{z}) d\bar{z} + \frac{\nu_{12}^{(3)} E_{01}^{(3)}}{1 - \nu_{21}^{(3)} \nu_{12}^{(3)}} \int_{1/3}^1 \bar{z}^{k_i} \varphi^{(3)}(\bar{z}) d\bar{z} \right]$$

$$A_{22}^{k_i} = h^{k_i+1} \left[ \frac{E_{02}^{(1)}}{1 - \nu_{21}^{(1)} \nu_{12}^{(1)}} \int_{-1}^{-1/3} \bar{z}^{k_i} \varphi^{(1)}(\bar{z}) d\bar{z} + \frac{E_{02}^{(2)}}{1 - \nu_{21}^{(2)} \nu_{12}^{(2)}} \int_{-1/3}^{1/3} \bar{z}^{k_i} \varphi^{(2)}(\bar{z}) d\bar{z} + \frac{E_{02}^{(3)}}{1 - \nu_{21}^{(3)} \nu_{12}^{(3)}} \int_{1/3}^1 \bar{z}^{k_i} \varphi^{(3)}(\bar{z}) d\bar{z} \right]$$

$$A_{33}^{k_i} = h^{k_i+1} \left[ G_0^{(1)} \int_{-1}^{-1/3} \bar{z}^{k_i} \varphi^{(1)}(\bar{z}) d\bar{z} + G_0^{(2)} \int_{-1/3}^{1/3} \bar{z}^{k_i} \varphi^{(2)}(\bar{z}) d\bar{z} + G_0^{(3)} \int_{1/3}^1 \bar{z}^{k_i} \varphi^{(3)}(\bar{z}) d\bar{z}, \quad (k_i = 0, 1, 2) \right]$$
(11)

Z. ZERİN, Z. KARACA

### 2.1.2. Üç Tabakalı Homojen Olmayan Ortotrop Silindirik Kabukların Doğrusal Dinamik Stabilité ve Deformasyon Uygunluk Denklemlerinin Çıkarılması

Doğrusal kabuk teorisine göre silindirik kabukların doğrusal dinamik stabilité ve deformasyon uygunluk denklemleri aşağıdaki gibi tanımlanmaktadır [22]:

$$\frac{\partial^2 M_{11}}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial^2 M_{12}}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 M_{22}}{\partial y^2} + \frac{T_{22}^0}{R} + T_{11}^0 \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} + 2T_{12}^0 \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} + T_{22}^0 \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} = \tilde{\rho} \frac{\partial^2 W}{\partial t^2} \quad (12)$$

$$\frac{\partial^2 e_{11}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 e_{22}}{\partial x^2} - 2 \frac{\partial^2 e_{12}}{\partial x \partial y} = - \frac{1}{R} \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \quad (13)$$

$T_{ij}^0$ , ( $i, j = 1, 2$ ) membran kuvvetleri göstermekte olup;  $T_{ij}$ , ( $i, j = 1, 2$ ) kuvvet bileşenleri ile  $\bar{\Phi} = \Phi / h$  gerilme fonksiyonu arasındaki bağıntı aşağıdaki gibidir [22]:

$$T_{11} = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2}, \quad T_{22} = \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2}, \quad T_{12} = - \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x \partial y} \quad (14)$$

14 bağıntısı göz önüne alınarak 9 ifadelerinden referans yüzeydeki  $e_{ij}$  ( $i, j = 1, 2$ ) deformasyon bileşenleri aşağıdaki şekilde dönüştürülür:

$$e_{11} = B_{11} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2} + B_{12} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} - B_{13} \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} - B_{14} \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} \quad (15)$$

$$e_{22} = B_{21} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2} + B_{22} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} - B_{23} \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} - B_{24} \frac{\partial^2 W}{\partial y^2}, \quad e_{12} = -B_{31} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x \partial y} - 2B_{32} \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y}$$

Burada, aşağıdaki tanımlar geçerlidir:

$$B_{11} = A_{22}^0 Q^{-1}, \quad B_{12} = -A_{12}^0 Q^{-1}, \quad B_{13} = [A_{12}^0 A_{21}^1 - A_{11}^1 A_{22}^0] Q^{-1},$$

$$B_{14} = [A_{12}^0 A_{22}^1 - A_{12}^1 A_{22}^0] Q^{-1}, \quad B_{21} = -A_{21}^0 Q^{-1}, \quad B_{22} = A_{11}^0 Q^{-1},$$

$$B_{23} = [A_{21}^0 A_{11}^1 - A_{11}^0 A_{21}^1] Q^{-1}, \quad B_{24} = [A_{21}^0 A_{12}^1 - A_{11}^0 A_{22}^1] Q^{-1},$$

$$B_{31} = 1 / A_{33}^0, \quad B_{32} = -A_{33}^1 / A_{33}^0, \quad Q = A_{11}^0 A_{22}^0 - A_{21}^0 A_{12}^0 \quad (16)$$

14 bağıntısı 11 ifadelerinde yerine yazıldığında üç tabakalı silindirik kabuk için,

$$M_{11} = C_{11} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2} + C_{12} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} - C_{13} \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} - C_{14} \frac{\partial^2 W}{\partial y^2}, \quad M_{12} = -C_{31} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x \partial y} - 2C_{32} \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} \quad (17)$$

$$M_{22} = C_{21} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial y^2} + C_{22} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} - C_{23} \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} - C_{24} \frac{\partial^2 W}{\partial y^2}$$

ifadeleri elde edilir. Burada, şu tanımlar geçerlidir:

$$C_{11} = A_{11}^1 B_{11} + A_{12}^1 B_{21}, \quad C_{12} = A_{11}^1 B_{12} + A_{12}^1 B_{22},$$

$$C_{13} = A_{11}^1 B_{13} + A_{12}^1 B_{23} + A_{11}^2, \quad C_{14} = A_{11}^1 B_{14} + A_{12}^1 B_{24} + A_{12}^2, \quad C_{31} = A_{33}^1 B_{31},$$

$$C_{32} = A_{33}^1 B_{32} + A_{33}^2, \quad C_{21} = A_{21}^1 B_{11} + A_{22}^1 B_{21}, \quad C_{22} = A_{21}^1 B_{12} + A_{22}^1 B_{22},$$

$$C_{23} = A_{21}^1 B_{13} + A_{22}^1 B_{23} + A_{21}^2, \quad C_{24} = A_{21}^1 B_{14} + A_{22}^1 B_{24} + A_{22}^2 \quad (18)$$



ÜÇ TABAKALI HOMOJEN OLMAYAN ORTOTROP SİLİNDİRİK KABUKLARIN DOĞRUSAL DİNAMİK STABİLİTESİ

Kabul edelim ki, homojen olmayan ortotrop elastik üç tabakalı malzemeden oluşturulan silindirik kabuk zamana göre kuvvet fonksiyonu şeklinde değişen üniform yanal dış basınç yükü etkisi altında olsun:

$$T_{11}^0 = 0, T_{22}^0 = q(t) = -R(P_1 + P_0 t^\alpha), T_{12}^0 = 0 \quad (19)$$

Burada,  $P_0$  yükleme hızı,  $P_1$  statik yanal basınç yükü ve  $\alpha$  dış basıncın zamana göre değişim katsayısı olup pozitif bir sayıdır.

14, 15, 17 ve 19 ifadeleri 12 ve 13 doğrusal dinamik stabilite ve deformasyon uygunluk denklemlerinde yerine yazıldığında, homojen olmayan ortotrop elastik üç tabakalı silindirik bir kabuğun doğrusal dinamik stabilite ve deformasyon uygunluk denklemleri şu şekilde olur:

$$C_{12} \frac{\partial^4 \Phi}{\partial x^4} + (C_{11} - 2C_{31} + C_{22}) \frac{\partial^4 \Phi}{\partial x^2 \partial y^2} + C_{21} \frac{\partial^4 \Phi}{\partial y^4} - C_{13} \frac{\partial^4 W}{\partial x^4} - C_{24} \frac{\partial^4 W}{\partial y^4} - (C_{14} + 4C_{32} + C_{23}) \frac{\partial^4 W}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{1}{R} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} - R(P_1 + P_0 t^\alpha) \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} = \tilde{\rho} \frac{\partial^2 W}{\partial t^2} \quad (20)$$

$$B_{22} \frac{\partial^4 \Phi}{\partial x^4} + (B_{12} + 2B_{31} + B_{21}) \frac{\partial^4 \Phi}{\partial x^2 \partial y^2} + B_{11} \frac{\partial^4 \Phi}{\partial y^4} - B_{23} \frac{\partial^4 W}{\partial x^4} - (B_{13} - 4B_{32} + B_{24}) \frac{\partial^4 W}{\partial x^2 \partial y^2} - B_{14} \frac{\partial^4 W}{\partial y^4} = -\frac{1}{R} \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \quad (21)$$

20 ve 21 homojen olmayan ortotrop elastik üç tabakalı silindirik bir kabuğun doğrusal dinamik stabilite ve deformasyon uygunluk denklemleridir.

**2.2. Doğrusal Dinamik Stabilite ve Deformasyon Uygunluk Denklemlerinin Çözümü**

Kabul edelim ki, üç tabakalı silindirik kabuk kenarlarından kayıcı mafsallı olarak mesnetlenmiş olsun. Bu durumda sınır koşulları aşağıdaki gibi olacaktır [22, 23]:

$$x = 0 \text{ ve } x = L \text{ de } W = 0, M_{11} = 0, T_{11} = 0 \text{ ve } T_{12} = 0 \quad (22)$$

Silindirik kabuk kenarlarından mafsallı olduğundan, 20 ve 21 diferansiyel denklemlerinin çözümü genel halde iki katlı trigonometrik seri şeklinde aranır [22, 23]:

$$W = \sum_i \sum_j \xi_{ij}(t) \sin \frac{i_j x}{R} \sin \frac{jy}{R}, \Phi = \sum_i \sum_j \phi_{ij}(t) \sin \frac{i_j x}{R} \sin \frac{jy}{R} \quad (23)$$

23 ifadeleri 20 ve 21 denklemlerinde yerine koyulur ve  $\sin \frac{m_1 x}{R} \sin \frac{ny}{R}$  ile çarpımları  $0 < x < L$ ,  $0 < y < 2\pi R$  aralığında integrale edilerek, yani Galerkin Yöntemi uygulanarak, bazı matematiksel işlemlerden sonra elde edilen denklemlerden  $\phi(t)$  yok edildiğinde (her terimin diğerlerinden bağımsız olarak çözülebileceği dikkate alınır),

$$\frac{d^2 \xi(\tau)}{d\tau^2} + \frac{t_{kr}^2}{\tilde{\rho} R^4} [\lambda - R^3 (P_1 + P_0 t_{kr}^\alpha \tau^\alpha) n^2] \xi(\tau) = 0 \quad (24)$$

diferansiyel denklemi elde edilir. Burada  $m_1 = \frac{m \pi R}{L}$  ve m eksen doğrultusunda yarım dalga sayısı, n çevre doğrultusunda dalga sayısı  $\phi(t)$  ve  $\xi(t)$  zamana bağlı genliklerdir;  $t_{kr}$  değeri artan yükün etkisiyle  $\xi(t)$ ' nin sonsuza gittiği t zaman değeridir. Bu  $t_{kr}$  zamanı kullanılarak,  $t = t_{kr} \tau$  değişken dönüşümü yapılmış olup,  $\tau$

Z. ZERİN, Z. KARACA

boyutsuz zaman parametresi  $0 \leq \tau \leq 1$  aralığında tanımlanır. Burada adı geçen  $\lambda$  ifadesi için şu tanım geçerlidir:

$$\lambda = [C_{13} m_1^4 + (C_{14} + 4C_{32} + C_{23}) m_1^2 n^2 + C_{24} n^4] + [(B_{13} - 4B_{32} + B_{24}) m_1^2 n^2 + b_{23} m_1^4 + B_{14} n^4 + m_1^2 R] \times \frac{[m_1^2 R - C_{12} m_1^4 - (C_{11} - 2C_{31} + C_{22}) m_1^2 n^2 - C_{21} n^4]}{B_{22} m_1^4 + (B_{12} + 2B_{31} + B_{21}) m_1^2 n^2 + B_{11} n^4} \quad (25)$$

Kabukların yerel stabilite teorisinde açıklandığı gibi, orta uzunluklu kabuklar için,  $m = 1$  olduğunda, dalga parametrelerinin  $n^4 \gg m_1^4$  eşitsizliğini sağladığı düşünülürse, 24 numaralı denklem şu şekle dönüşür [14, 23, 27]:

$$\frac{d^2 \xi(\tau)}{d\tau^2} + \frac{1}{\tilde{\rho} R^4} \left[ \left( \frac{C_{24} B_{11} - C_{21} B_{14}}{B_{11}} \right) n^4 + \frac{m_1^4 R^2}{b_{11} n^4} - R^3 (P_1 + P_0 t_{kr}^\alpha \tau^\alpha) n^2 \right] t_{kr}^2 \xi(\tau) = 0 \quad (26)$$

26 denkleminde Ritz tipi varyasyon yöntemi uygulandığında, yani bu denklem önce  $\frac{d\xi}{d\tau}$  ile çarpılıp,  $\tau$  ya göre, sırasıyla 0'dan  $\tau$  ya ve 0'dan 1'e integrallendiğinde,

$$P_0 t_{kr}^\alpha = B_0(\alpha) \left[ \left( \frac{C_{24} B_{11} - C_{21} B_{14}}{B_{11} R^3} \right) n^2 + \frac{1}{B_{11} R} \frac{m_1^4}{n^6} - P_1 \right] + \frac{B_1(\alpha) \tilde{\rho} R}{t_{kr}^2 n^2} \quad (27)$$

karakteristik denklemleri elde edilmektedir. Burada  $B_0(\alpha)$  ve  $B_1(\alpha)$  aşağıdaki şekilde tanımlanmaktadır:

$$B_0(\alpha) = \frac{\int_0^1 [\xi(\tau)]^2 d\tau}{\int_0^1 \int_0^\tau \eta^\alpha \xi'(\eta) \xi(\eta) d\eta d\tau}, \quad B_1(\alpha) = \frac{\int_0^1 [\xi'(\tau)]^2 d\tau}{2 \int_0^1 \int_0^\tau \eta^\alpha \xi'(\eta) \xi(\eta) d\eta d\tau} \quad (28)$$

Basıncın zamana göre değişim katsayısı  $\alpha$  'nın değişik değerlerinde  $\xi(\tau)$  yaklaşım fonksiyonu seçimine göre  $B_0(\alpha)$  ve  $B_1(\alpha)$  değerleri Çizelge 1'de gösterilmektedir.

**Çizelge 1.** Değişik  $\alpha$  değerleri için  $\xi(\tau)$ 'ya bağlı  $B_0(\alpha)$  ve  $B_1(\alpha)$  'nın dağılımı

$\xi(\tau) = A e^{50\tau} \tau \left( \frac{52}{51} - \tau \right), \quad \xi(0) = \frac{d\xi(1)}{d\tau} = 0$					
$\alpha$	1,000	1,500	2,000	2,500	3,000
$B_0(\alpha)$	1,037	1,055	1,074	1,093	1,112
$B_1(\alpha)$	539,947	549,464	559,464	569,402	579,462

$\xi(\tau)$  yaklaşım fonksiyonu içinde geçen A, yerdeğiştirme genliği olup, statik duruma geçiş koşulundan bulunur [16, 27, 33].

27 ifadesindeki  $P_0 t_{kr}^\alpha$  fonksiyonu  $n^2$  'ye göre minimize edilerek,

$$\frac{B_1(\alpha) \tilde{\rho} R}{t_{kr}^2 n^2} = B_0(\alpha) \left( \frac{C_{24} B_{11} - C_{21} B_{14}}{B_{11} R^3} \right) n^2 - \frac{3 B_0(\alpha) m_1^4}{B_{11} R n^6} \quad (29)$$

ÜÇ TABAKALI HOMOJEN OLMAYAN ORTOTROP SİLİNDİRİK KABUKLARIN DOĞRUSAL DİNAMİK STABİLİTESİ

elde edilir. 29 ifadesi 27 denkleminde yerine konursa kritik yanal dış basınç yükünün bulunması için,

$$P_0 t_{kr}^\alpha = 2 B_0(\alpha) \left[ \left( \frac{C_{24} B_{11} - C_{21} B_{14}}{B_{11} R^3} \right) n^2 - \frac{I}{R B_{11}} \frac{m_1^4}{n^6} - \frac{P_1}{2} \right] \quad (30)$$

denklemini elde edilir. 27 ve 30 numaralı denklemlerden  $t_{kr}$  yok edildiğinde,

$$(1 - 3\Omega)^{\frac{2\alpha}{1+\alpha}} (1 - \Omega - \frac{I}{2} \overline{P_1} \Omega^{1/4})^{\frac{4}{1+\alpha}} = \Lambda^{\frac{2\alpha}{1+\alpha}} \Omega \quad (31)$$

cebirsel denklemini bulunur. Burada ise,

$$\Omega = \frac{R^2}{(C_{24} B_{11} - C_{21} B_{14})} \frac{m_1^4}{n^8}, \quad \overline{P_1} = \frac{P_1 R^{5/2} B_{11}}{(C_{24} B_{11} - C_{21} B_{14})^{3/4} m_1}, \quad (32)$$

$$\Lambda = \frac{B_1(\alpha) P_0^\alpha R^\alpha b_{11}^\alpha \tilde{\rho}}{2^\alpha (B_0(\alpha))^{\frac{2+\alpha}{\alpha}} m_1^\alpha (C_{24} B_{11} - C_{21} B_{14})^{\frac{3+\alpha}{2\alpha}}}$$

tanımları geçerlidir.  $P_1 = 0$  olduğunda 31 numaralı denklem,

$$(1 - 3\Omega)^{\frac{2\alpha}{1+\alpha}} (1 - \Omega)^{\frac{4}{1+\alpha}} = \Lambda^{\frac{2\alpha}{1+\alpha}} \Omega \quad (33)$$

şekline dönüşür.  $\Omega < 1$  ve denklemin sağ ve sol tarafındaki sayılar pozitif olduğundan çözümü;

$$\Omega = \Lambda^{-\frac{2\alpha}{1+\alpha}} \quad (34)$$

şeklinde elde edilir. 34 ifadesi, 26 ifadesinde göz önüne alındığında yanal dış basınç yüklemesinde dinamik kritik yük karşı gelen dalga sayısı için,

$$n_d^2 = \left( \frac{R^2 m_1^4}{C_{24} B_{11} - C_{21} B_{14}} \right)^{1/4} \Lambda^{\frac{\alpha}{2(1+\alpha)}} \quad (35)$$

elde edilir.  $P_1 = 0$  olduğunda  $n_d^2$  ifadesi 30 denkleminde yerine konursa, dış basınç yüklemesinde dinamik kritik yük için,

$$P_{kr}^d = P_0 t_{kr}^\alpha = \frac{2 B_0(\alpha) m_1}{B_{11} R^{5/2}} (C_{24} B_{11} - C_{21} B_{14})^{3/4} \Lambda^{\frac{\alpha}{2(1+\alpha)}} \quad (36)$$

ifadesi elde edilir. Statik durumda ( $t_{kr} \rightarrow \infty, P_0 \rightarrow 0$ ), 29 numaralı denkleminde statik kritik yanal dış basınç yüküne karşı gelen dalga sayısı için,

$$n_{st}^2 = \left( \frac{3 m_1^4 R^2}{C_{24} B_{11} - C_{21} B_{14}} \right)^{1/4} \quad (37)$$

ifadesi elde edilir.  $n_{st}^2$  ifadesi 30 numaralı denkleminde yerine yazıldığında, statik kritik yanal dış basınç yükü ve dinamiklik katsayısı için aşağıdaki ifadeler elde edilir.

Z. ZERİN, Z. KARACA

$$P_{kr}^{st} = \frac{4 B_0(\alpha) m_1}{3^{3/4} B_{11} R^{5/2}} (C_{24} B_{11} - C_{21} B_{14})^{3/4} \quad (38)$$

$$K_d = \frac{P_{kr}^d}{P_{kr}^{st}} = \frac{3^{3/4}}{2} \Lambda^{\frac{\alpha}{2(1+\alpha)}} \quad (39)$$

$\mu = 0$ ,  $\alpha = 1$  ve  $N = 1$  olduğunda, zamana bağlı lineer değişen yanal dış basınç yükü etkisi altında homojen ortotrop malzemeden oluşan bir tabakalı silindirik kabuğun kritik parametreleri için ifadeler elde edilir. Bu ifadelerden homojen izotrop malzemeden oluşan silindirik kabuk için kritik parametrelerin uygun ifadeleri özel olarak elde edilebilir.

### 3. BULGULAR VE TARTIŞMA

#### 3.1. Sayısal Hesaplar ve Analiz

##### 3.1.1. Karşılaştırmalar

Yapılan çalışmanın doğruluğunu kanıtlamak için homojen ( $\mu = 0$ ), tek tabakalı silindirik kabuk dinamik kritik yük ve dinamiklik katsayılarının değişik  $P_0$  yükleme hızlarındaki değerleri, teorik [23] ve deneysel [21] çalışmalarındaki sonuçlarla karşılaştırılmakta ve Çizelge 2’de sunulmaktadır. Hesaplarda  $E_0^{(r+1)} = 7,75 \times 10^4$  MPa ,  $\nu^{(r+1)} = 0,3$  ,  $\rho^{(r+1)} = 3100$  kg / m<sup>3</sup> , ( $r = 0$ ) malzeme özellikleri kullanılmıştır [23]. Çizelge 2’den bizim sonuçların literatürdeki sonuçlarla uyum içinde olduğu görülmektedir.

**Çizelge 2.** Kritik parametre değerlerinin teorik ve deney sonuçlarıyla karşılaştırılması

$P_0$ (MPa / sn)	[23] Teorik		[21] Deney		Bizim Çalışma $\mu = 0$	
	$P_{kr}^d$ (MPa)	$K_d$	$P_{kr}^d$ (MPa)	$K_d$	$P_{kr}^d$ (MPa)	$K_d$
200	0,590	2,560	0,562	2,273	0,670	2,600
470	0,880	3,310	0,861	3,485	0,890	3,240
650	1,040	4,110	1,013	4,098	1,060	4,000

Çizelge 3’de homojen ve homojen olmayan ( $\varphi_1^{(0)}(\bar{z}) = e^{-0,1|\bar{z}|} \cos(0,2\bar{z})$ ) ortotrop silindirik kabuğun kritik dinamik yük ve dinamiklik katsayısı değerleri Sofiyev ve Aksogan [14] değerleri ile karşılaştırılmakta ve sonuçların uyum içinde olduğu görülmektedir.

**Çizelge 3.** Kritik parametre değerlerinin Sofiyev ve Aksogan [14] sonuçlarıyla karşılaştırılması

$\mu$	Sofiyev ve Aksogan [14]		Bizim Çalışma	
	$P_{kr}^d$ (MPa)	$K_d$	$P_{kr}^d$ (MPa)	$K_d$
0,0	0,241	6,218	0,241	6,218
0,3	0,274	5,479	0,274	5,479
0,6	0,303	4,953	0,303	4,952
0,9	0,330	4,554	0,329	4,554

### 3.1.2. Üç Tabakalı Homojen Olmayan Silindirik Kabukların Doğrusal Dinamik Stabilité Analizi

Bu bölümde silindirik kabuklar bir, iki ve üç tabakalı olduğunda tabakaları oluşturan ortotrop elastik malzeme sabitlerine,  $\varphi_i^{(r+1)}(\bar{z}) = \bar{z}; \bar{z}^2; \bar{z}^3$  ve  $e^{-0.1|\bar{z}|} \cos(\nu\bar{z})$  ( $r = 0, 1, 2$ ) homojen olmama fonksiyonlarına ve kabuğun karakteristiklerine bağlı olarak elde edilen sayısal hesaplar yapılmaktadır. Tüm hesaplarda kabuk ölçülerine ait parametreler  $R/h = 225$ ,  $L/R = 2,22$ , yükleme hızı  $P_0 = 200$  MPa/s ve basıncın zamana göre değişimini gösteren  $\alpha$  katsayısı için 1,0, 1,5, 2,0, 2,5, 3,0 değerleri kullanılmaktadır [14, 23, 27].

Kabuğun tabakalarında kullanılan grafit-epoksi malzeme sabitleri [7];  $E_{01}^{(r+1)} = 1,724 \times 10^5$  MPa,  $E_{02}^{(r+1)} = 7,79 \times 10^3$  MPa,  $\nu_{21}^{(r+1)} = 0,35$ ,  $\nu_{12}^{(r+1)} = 0,016$ ,  $\rho^{(r+1)} = 1530$  kg/m<sup>3</sup> şeklinde olup, tabakanın 1 doğrultusu, silindir eksenine paralel yerleştirilmiş ise buna (0°) dizilişi, silindirin çevresel doğrultusunda yerleştirilmiş ise buna (90°) dizilişi adı verilmektedir. Buna göre her tabakanın farklı yerleştirileceği düşünülürse, tek tabakalı kabuk için (0°) ve (90°), iki tabakalı kabuk için (0°/90°) ve (90°/0°), üç tabakalı kabuk için (0°/90°/0°) ve (90°/0°/90°) tabaka dizilişleri olabilmektedir. Ardışık iki tabaka aynı yönde yerleştirilmemekte ve (0°) ve (90°) dizilişleri dışındaki açılar kullanılmamaktadır.

Elastisite modülleri değişim fonksiyonu  $\varphi_i^{(r+1)}(\bar{z}) = \bar{z}; \bar{z}^2; \bar{z}^3$  ve  $e^{-0.1|\bar{z}|} \cos(1,2\bar{z})$  ( $r = 0, 1, 2$ ) fonksiyonlar şeklinde değiştiği durumlarda tabaka sayısı ve dizilişine bağlı olarak kritik parametrelerin değişimi Çizelge 4'te sunulmaktadır ( $P = P_0 t^\alpha$ ,  $\alpha = 1$ ).

**Çizelge 4.** Elastisite modüllerinin kuvvet ve üstel fonksiyonlar şeklinde değiştiği durumlarda tabaka dizilişine bağlı olarak kritik parametrelerin değişimi ( $P = P_0 t$ )

$\varphi_i^{(r+1)}(\bar{z}) = \bar{z}, (r = 0, 1, 2)$						
Tabaka Dizilişi	$P_{kr}^d$ (MPa), ( $n_d$ )		$P_{kr}^{st}$ (MPa), ( $n_s$ )		$K_d$	
	$\mu = 0$	$\mu = 0,9$	$\mu = 0$	$\mu = 0,9$	$\mu = 0$	$\mu = 0,9$
(0°)	1,458(39)	1,348(44)	0,050(8)	0,040(9)	28,929	33,859
(90°)	3,163(12)	2,924(13)	0,237(4)	0,187(4)	13,338	15,611
(0°/90°)	2,103(22)	2,138(22)	0,129(6)	0,118(6)	16,339	18,059
(90°/0°)	2,103(22)	1,917(25)	0,129(6)	0,106(7)	16,339	18,046
(0°/90°/0°)	1,685(31)	1,659(32)	0,071(7)	0,068(7)	23,818	24,564
(90°/0°/90°)	3,135(12)	2,779(14)	0,389(5)	0,271(5)	8,055	10,246
$\varphi_i^{(r+1)}(\bar{z}) = \bar{z}^2, (r = 0, 1, 2)$						
(0°)	1,458(39)	1,625(33)	0,050(8)	0,074(8)	28,929	21,832
(90°)	3,163(12)	3,524(10)	0,237(4)	0,350(4)	13,338	10,066
(0°/90°)	2,103(22)	2,292(19)	0,129(6)	0,178(6)	16,339	12,883
(90°/0°)	2,103(22)	2,292(19)	0,129(6)	0,178(6)	16,339	12,883
(0°/90°/0°)	1,685(31)	1,809(28)	0,071(7)	0,096(7)	23,818	18,910
(90°/0°/90°)	3,135(12)	3,502(10)	0,389(5)	0,551(5)	8,055	6,351
$\varphi_i^{(r+1)}(\bar{z}) = \bar{z}^3, (r = 0, 1, 2)$						
(0°)	1,458(39)	1,422(40)	0,050(8)	0,047(9)	28,929	30,447
(90°)	3,163(12)	3,083(12)	0,237(4)	0,220(4)	13,338	14,037
(0°/90°)	2,103(22)	2,142(22)	0,129(6)	0,128(6)	16,339	16,693
(90°/0°)	2,103(22)	1,990(24)	0,129(6)	0,114(7)	16,339	17,422
(0°/90°/0°)	1,685(31)	1,682(31)	0,071(7)	0,070(7)	23,818	23,914
(90°/0°/90°)	3,135(12)	3,013(13)	0,389(5)	0,346(5)	8,055	8,719
$\varphi_i^{(r+1)}(\bar{z}) = e^{-0.1 \bar{z} } \cos(1,2\bar{z}), (r = 0, 1, 2)$						
(0°)	1,458(39)	1,616(33)	0,050(8)	0,078(9)	28,929	20,732
(90°)	3,163(12)	3,505(10)	0,237(4)	0,367(4)	13,338	9,558
(0°/90°)	2,103(22)	2,355(19)	0,129(6)	0,205(6)	16,339	11,468
(90°/0°)	2,103(22)	2,355(19)	0,129(6)	0,205(6)	16,339	11,468
(0°/90°/0°)	1,685(31)	1,910(26)	0,071(7)	0,116(7)	23,818	16,531
(90°/0°/90°)	3,135(12)	3,466(10)	0,389(5)	0,613(5)	8,055	5,658

Z. ZERİN, Z. KARACA

Çizelge 4 incelendiğinde elastisite modülleri değişim katsayısı olan  $\mu$ 'nün 0,9 alınması durumunda elde edilen sonuçların, 0 olması (homojen hal) haline göre değişimleri yüzde ifadeler olarak aşağıdaki gibi ifade edilebilmektedir. Tek tabakalı, ( $0^\circ$ ) ve ( $90^\circ$ ) dizilişli silindirik kabuklarda elastisite modülleri değişim fonksiyonları lineer, parabolik, kübik ve üstel fonksiyonlar şeklinde değiştiğinde; dinamik kritik yüke olan etkiler, sırasıyla % 7,56, % 11,40, % 2,53 ve % 10,79, dinamiklik katsayısına olan etkiler, sırasıyla % 17,04, % 24,53, % 5,25 ve % 28,34 olmaktadır. İki tabakalı silindirik kabuklarda;  $\varphi_1^{(r+1)}(\bar{z}) = \bar{z}; \bar{z}^2; \bar{z}^3$  ve  $e^{-0.1|\bar{z}|} \cos(1,2\bar{z})$ , ( $r = 0, 1, 2$ ) olduğunda; ( $0^\circ/90^\circ$ ) dizilişe sahip silindirik kabukta dinamik kritik yüke olan etkiler, sırasıyla % 1,63, % 8,98, % 1,82 ve % 11,95, dinamiklik katsayısına olan etkiler, sırasıyla % 10,53, % 21,15; % 2,17 ve % 28,34 olmaktadır. ( $90^\circ/0^\circ$ ) dizilişe sahip silindirik kabukta dinamik kritik yüke olan etkiler, sırasıyla % 8,86, % 8,98, % 5,40 ve % 11,95, dinamiklik katsayısına olan etki sırasıyla % 10,45, % 21,15, % 6,63 ve % 29,81 olmaktadır.

Üç tabakalı silindirik kabukta  $\varphi_1^{(r+1)}(\bar{z}) = \bar{z}; \bar{z}^2; \bar{z}^3$  ve  $e^{-0.1|\bar{z}|} \cos(1,2\bar{z})$ , ( $r = 0, 1, 2$ ) olduğunda, ( $0^\circ/90^\circ/0^\circ$ ) dizilişli silindirik kabukta dinamik kritik yüke olan etkiler, sırasıyla % 1,53, % 7,38, % 0,1 ve % 13,36, dinamiklik katsayısına olan etkiler, sırasıyla % 3,13, % 20,61, % 0,1 ve % 30,6 olmaktadır. Ayrıca ( $90^\circ/0^\circ/90^\circ$ ) dizilişli silindirik kabukta dinamik kritik yüke olan etkiler, sırasıyla % 11,34; % 11,72, % 3,89 ve % 10,57, dinamiklik katsayısına etkiler ise sırasıyla % 27,21, % 21,15, % 8,25 ve % 29,75 olmaktadır. Tek tabakalı ( $90^\circ$ ) dizilişe sahip silindirik kabukta dinamik kritik yük en büyük değerlerini almaktadır. Dinamiklik katsayısı ise ( $90^\circ/0^\circ/90^\circ$ ) dizilişe sahip üç tabakalı silindirik kabukta en küçük değerlerini almaktadır. Elastisite modüllerinin değişiminin kritik parametrelere en fazla etkisi de yine üç tabakalı ( $90^\circ/0^\circ/90^\circ$ ) tabaka dizilişine sahip silindirik kabukta oluşmaktadır.

Elastisite modülleri değişim fonksiyonları ve basıncın zamana göre değişim katsayısına bağlı olarak kritik parametrelerin değişimi Çizelge 5'te sunulmaktadır. ( $P = P_0 t^\alpha$ ,  $\alpha = 1,0, 1,5, 2,0, 2,5, 3,0$ ). Çizelgeye göre, basıncın zamana göre değişim katsayısı olan  $\alpha$  arttığında dinamik kritik yük ve dinamiklik katsayısı değerleri azalmaktadır. Ayrıca  $\alpha$  arttığında elastisite modüllerinin değişiminin dinamik kritik yüke etkisi artmakta, dinamiklik katsayısına etkisi azalmaktadır. Elastisite modülleri değişim fonksiyonları  $\varphi_1^{(r+1)} = e^{-0.1|\bar{z}|} \cos(0,8\bar{z})$ , ( $r = 0, 1, 2$ ) olduğunda dinamik kritik yüke olan etki; ( $0^\circ$ ) ve ( $90^\circ$ ) dizilişe sahip tek tabakalı silindirik kabuklarda  $\alpha = 1$  olduğunda % 13,89,  $\alpha = 3$  olduğunda % 21,55, ( $0^\circ/90^\circ$ ) ve ( $90^\circ/0^\circ$ ) dizilişe sahip iki tabakalı silindirik kabuklarda  $\alpha = 1$  olduğunda % 14,52,  $\alpha = 3$  olduğunda % 22,56, ( $0^\circ/90^\circ/0^\circ$ ) dizilişe sahip üç tabakalı silindirik kabukta  $\alpha = 1$  olduğunda % 15,17,  $\alpha = 3$  olduğunda % 23,61 ve ( $90^\circ/0^\circ/90^\circ$ ) dizilişe sahip üç tabakalı silindirik kabukta  $\alpha = 1$  olduğunda % 13,77,  $\alpha = 3$  olduğunda % 21,36 olmaktadır. Dinamiklik katsayısına olan etki; ( $0^\circ$ ) ve ( $90^\circ$ ) dizilişe sahip tek tabakalı silindirik kabuklarda  $\alpha = 1$  için % 33,15 ve  $\alpha = 3$  için % 28,67 olmaktadır. İki tabakalı ( $0^\circ/90^\circ$ ) ve ( $90^\circ/0^\circ$ ) dizilişe sahip silindirik kabuklarda  $\alpha = 1$  için % 33,90,  $\alpha = 3$  için % 29,26 olmaktadır. ( $0^\circ/90^\circ/0^\circ$ ) dizilişli üç tabakalı silindirik kabukta  $\alpha = 1$  için % 34,19,  $\alpha = 3$  için % 29,37 ve ( $90^\circ/0^\circ/90^\circ$ ) dizilişe sahip üç tabakalı silindirik kabukta  $\alpha = 1$  için % 33,86,  $\alpha = 3$  için % 29,45 olduğu görülmektedir.

$0^\circ$  dizilişe sahip tek tabakalı silindirik kabukta dinamik kritik yükün farklı  $\alpha$  değerleri için burkulma anına kadar değişimi Şekil 4'te sunulmaktadır. Şekil 4'e göre,  $\alpha$  değeri arttıkça, dinamik kritik yükün artışı daha yavaş olmakta, kritik zaman süresi artmakta, ancak daha küçük dinamik kritik yük değerlerinde silindirik kabuk stabilitesini kaybetmektedir.

Elastisite modülleri arasında  $k$  oranı bulunan izotrop malzemelerden oluşturulmuş iki ve üç tabakalı silindirik kabuklarda kritik parametrelerin değişimi Çizelge 6-8'de sunulmaktadır. Çizelge 6-8'de elastisite modülleri değişim fonksiyonları  $\varphi_1^{(r+1)} = e^{-0.1|\bar{z}|} \cos(0,5\bar{z})$ , ( $r = 0, 1, 2$ ),  $P = P_0 t$  olarak dikkate alınmıştır.

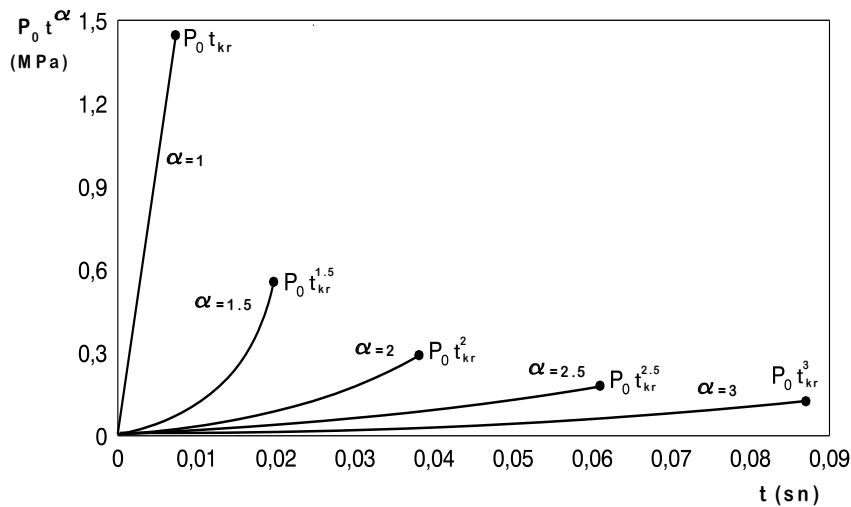
Çizelge 6 incelendiğinde, elastisite modülleri arasındaki oran  $k$  olan iki tabakalı izotrop malzemelerden oluşturulmuş silindirik kabukta kritik parametrelerin değişimi görülmektedir. İki tabakalı silindirik kabuk için  $E_0^{(1)} = kE_0^{(2)}$  ve  $E_0^{(2)} = kE_0^{(1)}$  olması durumlarında kritik parametrelerin değerlerinin homojen ve homojen olmayan durumda aynı olduğu görülmektedir.  $k = 10$  olması durumunda dinamik ve statik kritik yük değerleri  $k = 1$  durumuna göre azalma göstermektedir.  $k$ 'nin değerlerine bağlı olarak iki tabakalı silindirik kabuk için elde edilen kritik parametre değerlerinden yararlanarak, çalışmada homojen izotrop ve tek tabakalı kabuk için elde edilen kritik parametrelerin özel ifadelerinde malzeme sabitleri ve kabuğun geometrik karakteristikleri yerine koyularak elde edilen denklemin çözümünden, bunlara eşdeğer olan kritik parametre değerlerinin elde

ÜÇ TABAKALI HOMOJEN OLMAYAN ORTOTROP SİLİNDİRİK KABUKLARIN DOĞRUSAL DİNAMİK STABİLİTESİ

edilebildiği tek tabakalı kabuğun elastisite modülü ve Poisson oranı kolayca bulunabilmektedir.  $k$  oranı arttığında, dinamik kritik yük değerleri azalmaktadır. Buna bağlı olarak, silindirik kabuk daha kararsız olmaktadır. Aynı sebeple, statik yük  $k$  oranı arttıkça daha hızlı azalmakta, dinamiklik katsayısı ve dinamik dalga sayısı artmaktadır.

**Çizelge 5.** Elastisite modülleri değişim fonksiyonları ve basıncın zamana göre değişim katsayısına bağlı olarak kritik parametrelerin değişimi

$P_{kr}^d (MPa)$						
$\alpha$	(0°)		(90°)		(0°/90°)	
	$\mu = 0$	$\mu = 0,9$	$\mu = 0$	$\mu = 0,9$	$\mu = 0$	$\mu = 0,9$
1,0	1,458	1,661	3,163	3,602	2,103	2,409
1,5	0,551	0,644	1,395	1,631	0,855	1,006
2,0	0,290	0,344	0,813	0,967	0,472	0,565
2,5	0,184	0,221	0,556	0,669	0,310	0,377
3,0	0,131	0,160	0,419	0,510	0,227	0,279
$\alpha$	(90°/0°)		(0°/90°/0°)		(90°/0°/90°)	
1,0	2,103	2,409	1,685	1,941	3,135	3,567
1,5	0,855	1,006	0,655	0,776	1,380	1,611
2,0	0,472	0,565	0,351	0,424	0,803	0,954
2,5	0,310	0,377	0,226	0,277	0,549	0,660
3,0	0,227	0,279	0,163	0,202	0,414	0,502
$K_d$						
$\alpha$	(0°)		(90°)		(0°/90°)	
1,0	28,93	19,34	13,34	8,916	16,34	10,8
1,5	10,735	7,365	5,778	3,964	6,524	4,431
2,0	5,544	3,870	3,309	2,310	3,538	2,447
2,5	3,458	2,444	2,222	1,570	2,285	1,601
3,0	2,427	1,731	1,648	1,176	1,646	1,165
$\alpha$	(90°/0°)		(0°/90°/0°)		(90°/0°/90°)	
1,0	16,34	10,8	23,82	15,68	8,055	5,327
1,5	6,524	4,431	9,098	6,159	3,483	2,364
2,0	3,538	2,447	4,790	3,304	1,992	1,375
2,5	2,285	1,601	3,029	2,118	1,336	0,934
3,0	1,646	1,165	2,148	1,517	0,991	0,699



**Şekil 4.** Dinamik kritik yükün farklı  $\alpha$  için burkulma anına kadar değişimi

**Çizelge 6.** Elastisite modülleri arasındaki oran  $k$  olan iki tabakalı izotrop malzemelerden oluşturulmuş silindirik kabukta kritik parametrelerin değişimi

$E_o^{(1)} = kE_o^{(2)}, E_o^{(1)} = 2 \times 10^5 \text{ MPa}, \nu^{(1)} = 0,3, \rho_o^{(1)} = \rho_o^{(2)} = 7800 \text{ kg/m}^3$						
$k$	$P_{kr}^d \text{ (MPa)}, (n_d)$		$P_{kr}^{st} \text{ (MPa)}, (n_{st})$		$K_d$	
	$\mu = 0$	$\mu = 0,9$	$\mu = 0$	$\mu = 0,9$	$\mu = 0$	$\mu = 0,9$
1	0,897(5)	1,035(4)	0,638(5)	1,139(6)	1,406	0,909
5	0,704(8)	0,813(6)	0,272(6)	0,487(6)	2,588	1,669
10	0,641(9)	0,742(7)	0,201(6)	0,362(6)	3,188	2,052
$E_o^{(2)} = kE_o^{(1)}, E_o^{(2)} = 2 \times 10^5 \text{ MPa}, \nu^{(2)} = 0,3, \rho_o^{(1)} = \rho_o^{(2)} = 7800 \text{ kg/m}^3$						
1	0,897(5)	1,035(4)	0,638(5)	1,139(6)	1,406	0,909
5	0,704(8)	0,813(6)	0,272(6)	0,487(6)	2,588	1,669
10	0,641(9)	0,742(7)	0,201(6)	0,362(6)	3,188	2,052

$E_o^{(1)} = E_o^{(3)} = kE_o^{(2)}$  olması durumunda izotrop üç tabakalı silindirik kabukta kritik parametrelerin değişimi Çizelge 7’de sunulmaktadır. Üç tabakalı silindirik kabuk için  $E_o^{(1)} = E_o^{(3)} = kE_o^{(2)}$  olması durumunda  $k$  ’nın artımına bağlı olarak dinamik ve statik kritik yük değerlerinin azalmakta olduğu görülmektedir. Ayrıca, iki tabakalı kabuklar için yapılmış hesaplamalarla karşılaştırıldığında beklenildiği gibi  $k = 1$  değerinde iki ve üç tabakalı kabuk için kritik parametreler eşit değerler almaktadır. Üç tabakalı silindirik kabukta, dıştaki iki tabakanın elastisite modülleri sabit kalırken iç tabakanın elastisite modülü  $k$  oranında azaldığında, dinamik kritik yükteki azalma oranı küçük olmaktadır. Sadece orta tabakanın elastisite modülünün değiştiği durumda, tüm kabuğun elastisite modülündeki değişim az olmakta ve bu durumda da kritik yükteki azalma oranı küçük olmaktadır. Aynı sebeple, statik yükteki azalma ve dinamiklik katsayısındaki artma oranları da küçük olmaktadır. Dinamik kritik yüke karşı gelen dalga sayısı ise değişmemektedir.

Çizelge 8’ de,  $E_o^{(2)} = kE_o^{(1)} = kE_o^{(3)}$  olması durumunda izotrop üç tabakalı silindirik kabukta kritik parametrelerin değişimi sunulmaktadır. Üç tabakalı silindirik kabuk için  $E_o^{(2)} = kE_o^{(1)} = kE_o^{(3)}$  olması durumunda  $k$  ’nın artımına bağlı olarak dinamik ve statik kritik yük değerlerinin azalmakta olduğu görülmektedir. Ayrıca  $E_o^{(1)} = E_o^{(3)} = kE_o^{(2)}$  durumunda olduğu gibi, iki tabakalı kabuklar için yapılmış hesaplamalarla karşılaştırıldığında beklenildiği gibi  $k = 1$  değerinde iki ve üç tabakalı kabuk için kritik parametreler eşit değerler almaktadır.

Üç tabakalı silindirik kabukta, dıştaki iki tabakanın elastisite modülleri  $k$  oranında azalırken, iç tabakanın elastisite modülü sabit kaldığında, dinamik kritik yük değerindeki azalma oranı büyük olmaktadır. Sadece orta tabakanın elastisite modülünün sabit kaldığı bu durumda, tüm kabuğun elastisite modülündeki değişim miktarı fazla olmakta ve bu durumda da kritik yükteki azalma oranı büyük olmaktadır. Aynı sebeple, statik yükteki azalma ve dinamiklik katsayısındaki artma oranları da büyük olmaktadır. Dinamik kritik yüke karşı gelen dalga sayısı değerleri de artış göstermektedir.

**Çizelge 7.**  $E_o^{(1)} = E_o^{(3)} = kE_o^{(2)}$  olması durumunda izotrop üç tabakalı silindirik kabukta kritik parametrelerin değişimi

$E_o^{(1)} = E_o^{(3)} = 2 \times 10^5 \text{ MPa}, \nu^{(1)} = \nu^{(3)} = 0,3, \rho^{(1)} = \rho^{(2)} = \rho^{(3)} = 7800 \text{ kg / m}^3$						
$k$	$P_{kr}^d \text{ (MPa)}, (n_d)$		$P_{kr}^{st} \text{ (MPa)}, (n_{st})$		$K_d$	
	$\mu = 0$	$\mu = 0,9$	$\mu = 0$	$\mu = 0,9$	$\mu = 0$	$\mu = 0,9$
1	0,897(5)	1,035(4)	0,638(5)	1,139(6)	1,406	0,909
2	0,892(5)	1,030(4)	0,601(5)	1,070(5)	1,485	0,962
3	0,891(5)	1,028(4)	0,588(5)	1,047(5)	1,515	0,982
4	0,890(5)	1,027(4)	0,582(5)	1,034(5)	1,531	0,993
5	0,890(5)	1,027(4)	0,577(5)	1,027(5)	1,541	1,000
10	0,889(5)	1,026(4)	0,569(5)	1,011(5)	1,563	1,014



ÜÇ TABAKALI HOMOJEN OLMAYAN ORTOTROP SİLİNDİRİK KABUKLARIN DOĞRUSAL DİNAMİK STABİLİTESİ

**Çizelge 8.**  $E_o^{(2)} = kE_o^{(1)} = kE_o^{(3)}$  olması durumunda izotrop üç tabakalı silindirik kabukta kritik parametrelerin değişimi ( $\varphi_1^{(r+1)} = e^{-0.1|z|} \cos(0,5z)$ , ( $r = 0, 1, 2$ ),  $P = P_o t$ )

$E_o^{(2)} = 2 \times 10^5 \text{ MPa}$ , $\nu^{(2)} = 0,3$ , $\rho^{(1)} = \rho^{(2)} = \rho^{(3)} = 7800 \text{ kg / m}^3$						
$k$	$P_{kr}^d \text{ (MPa) }, (n_d)$		$P_{kr}^{st} \text{ (MPa) }, (n_{st})$		$K_d$	
	$\mu = 0$	$\mu = 0,9$	$\mu = 0$	$\mu = 0,9$	$\mu = 0$	$\mu = 0,9$
1	0,897(5)	1,035(4)	0,638(5)	1,139(6)	1,406	0,909
5	0,609(10)	0,704(8)	0,166(6)	0,299(6)	3,676	2,356
6	0,587(10)	0,679(8)	0,146(6)	0,265(6)	4,009	2,566
7	0,569(11)	0,659(9)	0,132(6)	0,240(6)	4,300	2,749
8	0,555(11)	0,643(9)	0,122(6)	0,221(6)	4,557	2,911
9	0,543(12)	0,629(9)	0,114(6)	0,206(6)	4,786	3,055
10	0,533(12)	0,617(10)	0,107(6)	0,194(6)	4,994	3,185

#### 4. SONUÇLAR

Bu çalışmada homojen olmayan ortotrop üç tabakalı silindirik kabukların zamana bağlı kuvvet fonksiyonu şeklinde değişen üniform yanal dış basınç yükü etkisi altında doğrusal dinamik stabilitesi incelenmiştir. Elastisite modülleri tabakaların kalınlık koordinatına bağlı olarak parçalı sürekli değişen ortotrop malzemelerden meydana gelmiş üç tabakalı silindirik kabukların temel bağıntıları, doğrusal dinamik stabilite ve deformasyon uygunluk denklemleri elde edilmiştir. Kenarlarından kayıcı mafsallı sınır koşulunda doğrusal dinamik stabilite ve deformasyon uygunluk denklemleri çözülerek kritik parametreler için analitik ifadeler bulunmuştur. Elde edilen genel ifadelerden elastisite modülleri değişim katsayısı sıfır olduğunda (homojen malzemeden oluşturulmuş silindirik kabuk) zamana bağlı lineer olarak değişen yanal dış basınç yükü etkisi altında homojen ortotrop ve izotrop malzemelerden oluşturulmuş silindirik kabuklar için uygun özel ifadeler elde edilmiştir. Bilgisayar programlaması yardımıyla genel ifadeler kullanılarak sayısal hesaplamalar yapılmış ve elastisite modüllerinin değişiminin, basıncın zamana göre değişim katsayısı, yükleme hızı değişimi, tabaka sayısı ve dizilişi değişiminin kritik parametrelere etkileri incelenmiştir.

Sayısal analizler sonrası şu sonuçlar elde edilmiştir:

- Elastisite modüllerinin değişimi lineer, kuadratik ve kübik fonksiyonlar şeklinde değiştiğinde en büyük etki kuadratik halde olmaktadır.
- Dinamik kritik yükün en büyük değerinin ( $90^\circ$ ) dizilişe sahip tek tabakalı silindirik kabukta elde edildiği görülmektedir.
- Dinamiklik katsayısının en küçük değerinin ( $90^\circ/0^\circ/90^\circ$ ) dizilişe sahip üç tabakalı silindirik kabukta elde edildiği görülmektedir.
- Çapraz dizilişe sahip tabakalı silindirik kabukta, tüm tabaka sayısı ve dizilişlerinde basıncın zamana göre değişim katsayısı arttığında dinamik kritik yük ve dinamiklik katsayısı değerleri azalmaktadır.
- Basıncın zamana göre değişim katsayısı arttığında elastisite modüllerinin değişiminin dinamik kritik yüke etkisi artmakta, dinamiklik katsayısına etkisi azalmakta, ayrıca dinamik kritik yüke karşı gelen dalga sayısı değerleri azalma göstermektedir.
- Basıncın zamana göre değişim katsayısı arttıkça, dinamik kritik yükün artışı yavaş olmakta, ayrıca, kritik zaman artmakta, ancak daha küçük kritik yük değerlerinde silindirik kabuk stabilitesini kaybetmektedir.
- Tabakaları oluşturan malzemelerin elastisite modülleri arasındaki oran arttıkça, dinamik ve statik kritik yükler azalmakta, dinamiklik katsayısı ve dinamik dalga sayısı değerleri arttığından silindirik kabuk daha kararsız olmaktadır.
- Elastisite modülleri arasında  $k$  oranı bulunan tabakalı silindirik kabuklarla eşdeğer kritik yükün elde edilebileceği tek tabakalı silindirik kabuğu oluşturan malzemenin elastisite modülleri ve Poisson oranları bulunabilmektedir.
- Tabakalı silindirik kabuklarda, tabakaları oluşturan malzemelerin elastisite modülleri arasındaki oran bir olduğunda aynı elastisite modülüne sahip tek tabakalı silindirik kabuğun kritik parametre değerleri elde edilmektedir.

**KAYNAKLAR**

- [1] BOLOTIN, V.V., “Vibration of Layered Elastic Plates”, Proceedings of Vibration Problems, Moscow, 4, 331-346, 1963.
- [2] WEINGARTEN, V.I., “Free Vibrations of Multilayered Cylindrical Shells”, Journal of Experimental Mechanics, 4, 200-205, 1964.
- [3] JONES, R.M., MORGAN, H.S., “Buckling and Vibration of Cross-Ply Laminated Circular Cylindrical Shells”, American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal, 13, 664-671, 1975.
- [4] NOOR, A.K., PETERS, J.M., “Stress, Vibration and Buckling of Multilayered Cylinders”, Journal of Structural Engineering, 115, 69-88, 1989.
- [5] ARGENTO, A., SCOTT, R.A., “Dynamic Instability of Layered Anisotropic Circular Cylindrical Shells”, Journal of Sound and Vibration, 162, 311-322, 1993.
- [6] MESSINA, A., SOLDATOS, K.P., “Ritz-type Dynamic Analysis of Cross-ply Laminated Circular Cylinders Subjected to Different Boundary Conditions”, Journal of Sound and Vibration, 227, 749-768, 1999.
- [7] REDDY, J.N., Mechanics of Laminated Composite Plates and Shells, Theory and Analysis (2nd ed.), CRC Press, Boca Raton, London, 2004.
- [8] CIVALEK, O., “A Parametric Study of the Free Vibration Analysis of Rotating Laminated Cylindrical Shells Using the Method of Discrete Singular Convolution”, Thin-Walled Structures, 45, 692-698, 2007.
- [9] LOMAKIN, V.A., The Elasticity Theory of Non-homogeneous Materials, Nauka, Moscow, Russia, 1976.
- [10] WIDERA, G.E.O., CHUNG, S.W., “A Theory for Non-homogeneous Anisotropic Cylindrical Shells”, Journal of Applied Mathematics and Physics, 21, 378-399, 1970.
- [11] KHOROSHUN, L.P., KOZLOV, S.Y., The Generalized Theory of Plates and Shells Non-homogeneous in Thickness Direction. Naukova Dumka, Kiev, Ukraine, 1988.
- [12] ERDOĞAN, F., KAYA, A.C., JOSEPH, P.F., “The Crack Problem in Bonded Non-homogeneous Materials”, ASME Journal of Applied Mechanics, 58, 410-418, 1991.
- [13] ZHANG, X., HASEBE, N., “Elasticity Solution for a Radially Non-homogeneous Hollow Circular Cylinder”, ASME Journal of Applied Mechanics, 66, 598-606, 1999.
- [14] SOFİYEYEV A.H., AKSOĞAN O., “Homojen Olmayan Ortotropik Elastik Silindirik Bir Kabuğun Zamanla Değişen Dış Basınç Etkisi Altında Dinamik Stabilitesi”, Teknik Dergi, TMMOB İnşaat Mühendisleri Odası, 10, 2011-2028, 1999.
- [15] OOTAO, Y., TANIGAWA, Y., “Three-dimensional Solution for Transient Thermal Stresses of an Orthotropic Functionally Graded Rectangular Plate”, Composite Structures, 80, 10-20, 2007.
- [16] HEYLIGER, P.R., JILANI, A., “The Free Vibrations of Inhomogeneous Elastic Cylinders and Spheres”, International Journal of Solids Structures, 29, 2689-2708, 1992.
- [17] DING, H.J., WANG, H.M., CHEN, W.Q., “A Solution of a Non-homogeneous Orthotropic Cylindrical Shell for Axisymmetric Plane Strain Dynamic Thermo-Elastic Problems”, Journal of Sound and Vibration, 263, 815-829, 2003.
- [18] IEŞAN, D., QUINTANILLA, R., “On the Deformation of Inhomogeneous Orthotropic Elastic Cylinders”, European Journal of Mechanics A Solids, 26, 999-1015, 2007.
- [19] SOFİYEYEV, A.H., OMURTAG, M., SCHNACK, E., “The Vibration and Stability of Orthotropic Conical Shells with Non-Homogeneous Material Properties under a Hydrostatic Pressure”, Journal of Sound and Vibration, 319, 963-983, 2009.
- [20] YAO, J.C., “Dynamic Stability of Cylindrical Shells under Static and Periodic Axial and Radial Loads”, American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal, 1, 1391-1396, 1963.
- [21] MINEEV, V.E., “A Study of Cylindrical Shell under Uniform Dynamic External Pressure”, Research on The Theory of Plates and Shells, 6-7, 596-623, 1970.
- [22] VOLMIR, A.S., Nonlinear Dynamics of Plates and Shells, Nauka, Moscow, Russia, 1972.
- [23] SACHENKOV, A.V., BAKTIEVA, L.U., “Approach to the Solution of Dynamic Stability Problems of Thin Shells”, Research on the Theory of Plates and Shells, 13, 137-152, 1978.
- [24] SHUMIK, M.A., “Dynamic Stability of Orthotropic Elastic Shell under External Pressure”, Journal of Applied Mechanics, 5, 124-128, 1991.
- [25] YAKUSHEV, A.N., “The Stability of Orthotropic Cylindrical Shells under Dynamic External Pressure”, Research on the Theory of Plates and Shells, 20, 215- 222, 1990.
- [26] LEE, D.S., “Nonlinear Dynamic Buckling of Orthotropic Cylindrical Shells Subjected to Rapidly Applied Loads”, Journal of Engineering Mathematics, 38, 141-154, 2000.

*ÜÇ TABAKALI HOMOJEN OLMAYAN ORTOTROP SİLİNDİRİK KABUKLARIN DOĞRUSAL DİNAMİK STABİLİTESİ*

- [27] SOFİYEV, A.H., BİRİNCİ, F., ZERİN Z., DENİZ A., “Homogen Olmayan Elastik Konik Bir Kabuğun Zamana Bağlı Kuvvet Fonksiyonu Şeklinde Değişen Dış Basınç Yüğü Etkisi Altındaki Dinamik Stabilesi”, Turkish Jorunal of Engineering and Environmental Sciences, 25, 225-236, 2001.
- [28] SOFİYEV, A.H., ERDEM, H., “The Dynamic Stability of a Non-homogeneous Elastic Cylindrical Thin Shell with Variable Thickness under a Dynamic External Pressure”, Turkish Journal of Engineering and Environmental Sciences, 26, 155-165, 2002.
- [29] SOFİYEV, A.H., ZERIN, Z., TURKMEN M., “The Buckling of Laminated Cylindrical Thin Shells under Torsion Varying as a Linear Function of Time”, Turkish Journal of Engineering and Environmental Sciences, 27, 237-246, 2003.
- [30] SOFİYEV, A.H., SCHNACK, E., “The Stability of Functionally Graded Cylindrical Shells under Linearly Increasing Dynamic Torsional Loading”, Journal of Engineering Structures, 26, 1321-1331, 2004.
- [31] KUBIAK, T., “Dynamic Buckling of Thin-Walled Composite Plates with Varying Widthwise Material Properties”, International Journal of Solids and Structures, 42, 5555-5567, 2005.
- [32] SOFİYEV, A.H., ZERIN, Z., YUCEL, K., AVCAR, M., “The Dynamic Stability of Orthotropic Cylindrical Shells with Non-homogenous Material Properties under Axial Compressive Load Varying as a Parabolic Function of Time”, Journal of Reinforced Plastics and Composites, 25, 1877-1886, 2006.
- [33] LI, S.R., BATRA, R.C., “Buckling of a Laminated Cylindrical Shell with Functionally Graded Middle Layer under Axial Compressive Load”, Proc. Int. Conf. Mech. Eng. Mech., 796-800, Nanjing, China, 2005.
- [34] SOFİYEV, A.H., ZERIN, Z., KORKMAZ, A., “The Stability of a Thin Three-Layered Composite Truncated Conical Shell Containing a FGM Layer Subjected to Non-Uniform Lateral Pressure”, Composite Structures, 85, 105-115, 2008.
- [35] LI, S.R., FUB, X.H., BATRA, R.C., “Free Vibration of Three-Layer Circular Cylindrical Shells with Functionally Graded Middle Layer”, Mechanics Research Communications, 37, 577–580, 2010.

# ALÜMİNYUM OKSİT VE TİTANYUM DİOKSİT PARTİKÜL TAKVİYELİ YAPIŞTIRICILARLA BİRLEŞTİRİLMİŞ BAĞLANTILARIN MEKANİK ÖZELLİKLERİNİN DENEYSEL OLARAK BELİRLENMESİ

**Salih AKPINAR\***

*Makine Mühendisliği Bölümü, Mühendislik ve Mimarlık Fakültesi, Erzurum Teknik Üniversitesi, Erzurum, Türkiye*

*Geliş / Received: 25.04.2016*

*Düzeltilmelerin gelişi / Received in revised form: 13.06.2016*

*Kabul / Accepted: 13.06.2016*

## ÖZ

Havacılık alanında kullanılan yapısal yapıştırıcılar içerisine partikül katılarak elde edilen kompozit yapıştırıcılar, nano teknolojiye meydana gelen son gelişmelerle birlikte yapıştırma bağlantılarının tasarımına yeni bir bakış açısı kazandırmıştır. Bu çalışmada; farklı özelliklerdeki yapısal yapıştırıcılar içerisine alüminyum oksit ve titanyum dioksit katılarak elde edilen tek tesirli bindirme bağlantılarının mekanik özellikleri çeki yükü altında deneysel olarak incelenmiştir. DP460, DP270, Araldite2015 ve AV138 yapıştırıcı olarak, ağırlıkça % 1 ve % 2 oranında alüminyum oksit ( $Al_2O_3$ ) ve titanyum dioksit ( $TiO_2$ ) katkı maddesi olarak, AA2024-T3 alüminyum alaşımı ise yapıştırılan malzeme olarak kullanılmış ve tek tesirli bindirme bağlantı numuneleri üretilmiştir. Deneylerden elde edilen sonuçlar incelendiğinde; partikül katkılı yapıştırıcıların kullanılmasıyla elde edilen bağlantılarda çeki hasar yükünün arttığı görülmüştür. Ayrıca bağlantıların kuvvet-yer değiştirme eğrileri incelendiğinde, partikül katkılı yapıştırıcıyla birleştirilmiş bağlantıların yer değiştirme kapasitelerinin de arttığı belirlenmiştir.

**Anahtar Kelimeler:** Nanoyapı, kompozit yapıştırıcı, tek tesirli bağlantı, çekme testi, mekanik özellikler

## EXPERIMENTAL DETERMINATION OF THE MECHANICAL PROPERTIES OF ALUMINIUM OXIDE AND TITANIUM DIOXIDE PARTICLE REINFORCED ADHESIVELY BONDED JOINTS

### ABSTRACT

The composite adhesives which are produced by adding particles into the structural adhesives used in aviation area as well as the latest developments in nanotechnology have given a new perspective to the design of adhesively bonded joints. This study examined the mechanical aspects of adhesively-bonded single lap joints produced by adding aluminium oxide and titanium dioxide into adhesives with different characteristics in an experimental manner under tensile load. DP460, DP270, Araldite2015 and AV138 were used as the adhesives; aluminium oxide ( $Al_2O_3$ ) and titanium dioxide ( $TiO_2$ ) were used as additive materials at 1% or 2% by weight, and AA2024-T3 aluminium alloy was used as the adhered material. Under these conditions, adhesively-bonded single-lap joints were produced. The results of the experiment showed that tensile failure load was increased in the bonded joints with particle-reinforced adhesive. In addition, the study examined the force-displacement curves and found that the joints with nanoparticle-added adhesive had an increased displacement capacity.

**Keywords:** Nanostructure, composite adhesive, single lap joint, tensile test, mechanical properties

\*Corresponding author / Sorumlu yazar. Tel.: 444 53 88; e-mail/e-posta: salih.akpinar@erzurum.edu.tr

*ALÜMİNYUM OKSİT VE TİTANYUM DİOKSİT PARTİKÜL TAKVİYELİ YAPIŞTIRICILARLA BİRLEŞTİRİLMİŞ BAĞLANTILARIN MEKANİK ÖZELLİKLERİNİN DENEYSEL OLARAK BELİRLENMESİ***1. GİRİŞ**

Endüstride yapısal yapıştırıcıların kullanılması yeni olmakla birlikte, meydana gelen gelişmeler sonucunda gün geçtikçe artarak havacılık, otomotiv, uzay sanayileri gibi alanlarda perçin, kaynak gibi geleneksel birleştirme yöntemlerinin yerini almaktadır. Yapıştırma bağlantıları; diğer geleneksel bağlantı şekillerinde olduğu gibi ergime sonucu kristal yapıda değişikliğe sebep olmaması, gerilme yığılmaları oluşturmaması, ergime sıcaklıkları altında birleşme işleminin gerçekleşmesi ve ayrıca daha düzgün ve temiz yüzeyler elde edilebilmesi açısından diğer bağlantı türlerine göre avantajlar sağlamaktadır [1-3].

Fakat yapıştırma bağlantılarının dayanımının işletme şartlarına bağımlı olması ve soyulma gerilmelerine dayanıksız olması nedeniyle özel birleştirme yöntemleri gerektirmektedir. Literatür incelendiğinde soyulma gerilmelerinin etkisinin azaltılmasında artık gerilme, kademeli bağlantı modeli, ikili yapıştırıcı kullanımı gibi birçok yöntemin olduğu görülmektedir [4-11].

Temiz ve ark. [8] tarafından yapılan bir çalışmada; bağlantının serbest uçlarında oluşan soyulma gerilmelerini azaltmak için bası artık gerilmeleri kullanarak tek tesirli bindirme bağlantısı incelenmiştir. Bindirme bölgesinde bası artık gerilmesi oluşturularak soyulma gerilmelerinin etkisi azaltılmış ve bağlantının yük taşıma kapasitesinde önemli artış sağlanmıştır.

Üç farklı malzeme kullanarak (alüminyum, sertleştirilmiş çelik ve karbon/epoksi kompozit) birleştirilmiş tek tesirli bindirme bağlantısı üzerine Reis ve ark. [11]'nin yaptıkları çalışmada; kayma gerilmesinin malzemenin rijitliğine bağlı olduğu ve en yüksek kayma gerilmesi en yüksek rijitlikteki malzemelerin birleştirildiği bağlantıdan elde edildiği ifade edilmiştir. Ayrıca rijitliğin artması bağlantının mukavemetini artırmış, bağlantının serbest uçlarında meydana gelen dönmeyi azaltmış ve yapıştırıcıda daha düzgün bir gerilme dağılımı oluşmasını sağlamıştır [11].

Nanoteknoloji alanında son yıllarda meydana gelen gelişmeler birçok alanda olduğu gibi yapısal yapıştırıcıların kullanımında da kendine yer bularak, yapıştırıcıyla birleştirilmiş bağlantılara yeni bir boyut kazandırmıştır. Nanopartikül ilavesiyle elde edilen kompozit yapıştırıcıların kullanılmasıyla, yapıştırma bağlantılarının mukavemetini etkileyen faktörler incelenmiş, bağlantıların dayanımının arttığı tespit edilmiştir [12-21].

Tutunchi ve ark. [22] tarafından yapılan bir çalışmada; akrilik yapıştırıcı içerisine titanyum dioksit nanopartikülleri eklenerek çelik-epoksi kompozitlerle birleştirilmiş bağlantıların dayanımı incelenmiştir. Yapıştırıcı içerisine titanyum dioksit ( $TiO_2$ ) eklenmesiyle elde edilen bağlantılarda, bağlantının kayma ve çekme mukavemetinde artma olduğu görülmüştür. En iyi sonucun yapıştırıcı içerisine ağırlıkça % 3'e kadar nanopartikül eklenmesiyle sağlandığını, bu değerden sonra bağlantının mukavemetinde azalma olduğunu ifade etmişlerdir.

Gilbert ve ark. [23] tarafından yapılan bir çalışmada ise; film yapıştırıcılar içerisine nano alümina katılarak kompozit ve alüminyum bağlantılar elde edilmiştir. Yapıştırıcı içerisine alümina eklenmesiyle yapıştırıcının soyulma ve kayma mukavemetinin arttığı saptanmıştır.

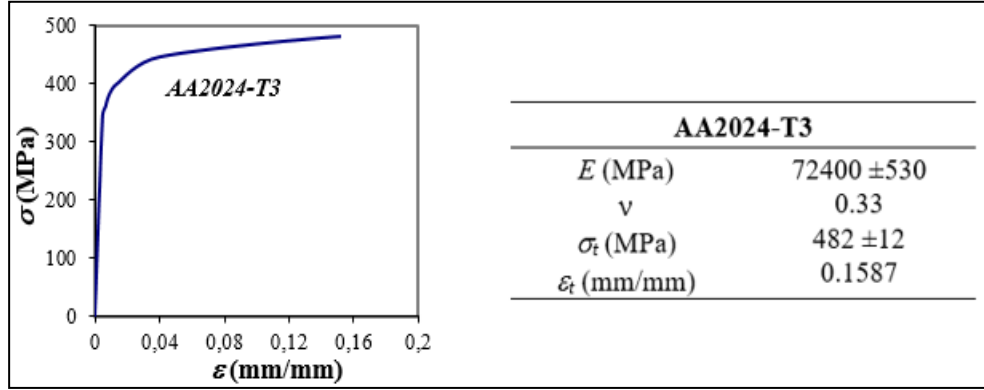
Sunulan çalışmada; farklı özelliklerdeki yapısal yapıştırıcılar içerisine alüminyum oksit ( $Al_2O_3$ ) ve titanyum dioksit katılarak elde edilen tek tesirli bindirme bağlantılarının mekanik özellikleri çeki yükü altında deneysel olarak incelenmiştir.

**2. MATERYAL VE METOT****2.1 Materyal**

Çalışmada, yapıştırıcı olarak 3M firması (St. Paul, MN, USA) tarafından üretilen çift bileşenli epoksi yapıştırıcı olan DP460 ve DP270, Huntsman (Basel, İsviçre) firması tarafından üretilen çift bileşenli Araldite2015 ve AV138 kullanılmıştır. Yapıştırılan malzeme olarak ise, hafifliği, işlenebilirliği, fiziksel ve mekanik özellikleri ve yüksek korozyon dayanımından dolayı havacılık ve otomotiv endüstrilerinde sıklıkla tercih edilen AA2024-T3 alüminyum alaşım malzemesi (Şekil 1) kullanılmıştır [24].

Yapıştırıcı içerisine eklenecek olan nanopartikül olarak ise; Sigma Aldrich firmasından temin edilen 21 nm çapında titanyum dioksit ( $TiO_2$ ) ve 50 nm çapında olan alüminyum oksit ( $Al_2O_3$ ) kullanılmıştır.

S. AKPINAR



Şekil 1. AA2024-T3 alüminyum alaşımının mekanik özellikleri

## 2.2. Deneysel Çalışma

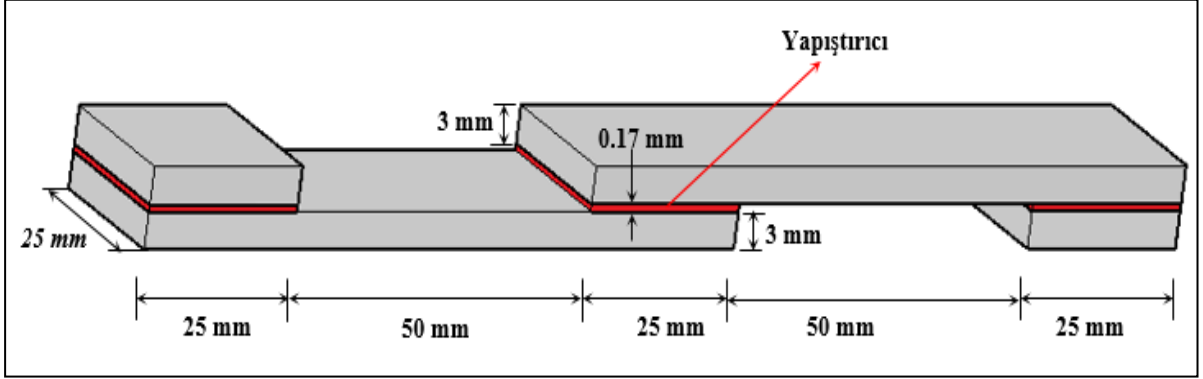
Çalışmada, çeki yüklerine maruz tek tesirli bindirme bağlantısının mekanik davranışları deneysel olarak incelenmiştir. Deneysel çalışmada kullanılan parametreler ve bağlantı geometrisi Tablo 1 ve Şekil 2’de verilmiştir. Tek tesirli bağlantı tipleri nanoyapı katkı türüne ve oranına bağlı olarak dört ana gruba ayrılmıştır.

**Tablo 1.** Deneysel çalışmada kullanılan parametreler

TİP	Yapıştırıcı	Katkı Türü	Katkı Oranı (%)
Tip I	DP460	Katkısız	-
Tip-I a-1	DP460	TiO <sub>2</sub>	1
Tip -I b-1	DP460	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1
Tip -I a-2	DP460	TiO <sub>2</sub>	2
Tip -I b-2	DP460	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	2
Tip II	DP270	Katkısız	-
Tip-II a-1	DP270	TiO <sub>2</sub>	1
Tip -II b-1	DP270	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1
Tip -II a-2	DP270	TiO <sub>2</sub>	2
Tip -II b-2	DP270	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	2
Tip III	Araldite2015	Katkısız	-
Tip-III a-1	Araldite2015	TiO <sub>2</sub>	1
Tip -III b-1	Araldite2015	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1
Tip -III a-2	Araldite2015	TiO <sub>2</sub>	2
Tip -III b-2	Araldite2015	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	2
Tip IV	AV138	Katkısız	-
Tip-IV a-1	AV138	TiO <sub>2</sub>	1
Tip -IV b-1	AV138	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1
Tip -IV a-2	AV138	TiO <sub>2</sub>	2
Tip -IV b-2	AV138	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	2

Çalışmada kullanılmak üzere verilen ölçülere uygun olarak kesilen alüminyum alaşımının yapıştırma işleminden önce yüzey hazırlama metotları uygulamak gerekmektedir. Bu amaçla; deney numunelerinin üzerindeki yağ, kir ve toz gibi atıkların temizlenmesi için, numuneler asetonla yıkanmış ve parçalardan aseton tamamıyla buharlaşmaya kadar bekletilmiştir. AA2024-T3 alüminyum numuneleri sıcaklığı 65°C olan kromik asit çözeltisi içerisine daldırılıp 20 dakika bekletilmiştir. Asit kalıntılarının oluşumunu engellemek amacıyla bol su ile yıkanmıştır. Tüm numune parçaları 60°C sıcaklıktaki bir fırın içerisinde 30 dakika kurutularak yapıştırma öncesi yüzey hazırlama işlemleri tamamlanmıştır [24].

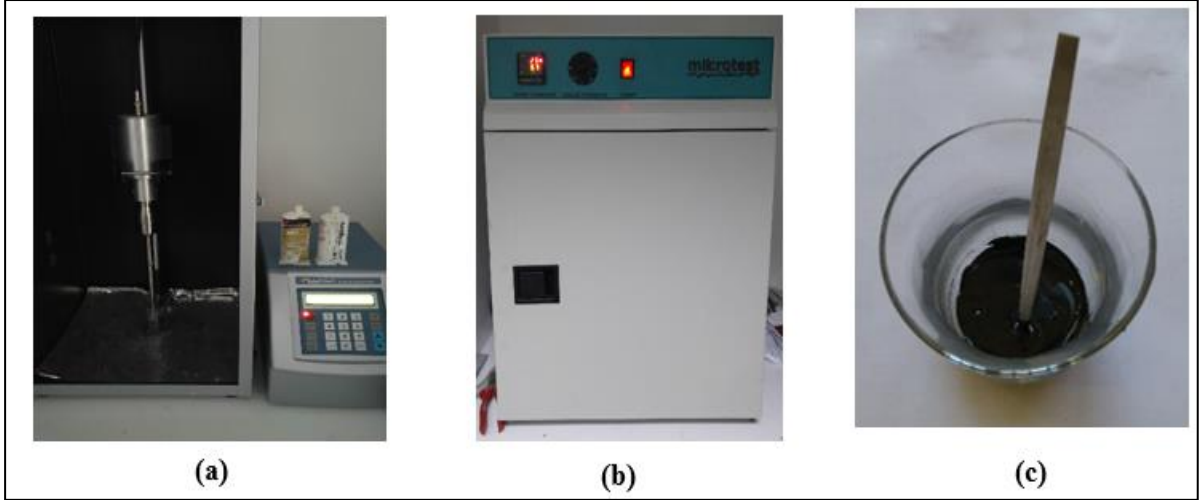
*ALÜMİNYUM OKSİT VE TİTANYUM DİOKSİT PARTİKÜL TAKVİYELİ YAPIŞTIRICILARLA BİRLEŞTİRİLMİŞ BAĞLANTILARIN MEKANİK ÖZELLİKLERİNİN DENEYSEL OLARAK BELİRLENMESİ*



Şekil 2. Tek tesirli bindirme bağlantı geometrisi

### 2.2.1. Katkısız Yapıştırıcıların Hazırlanması

Katkısız yapıştırıcıların hazırlanması için ilk olarak, temizliği yapılmış boş bir cam bardağa yapılması planlanan yapıştırıcı karışım (epoksi+sertleştirici) miktarının bileşim oranına göre epoksi ve epoksi miktarının iki katı kadar aseton ilave edilerek ultrasonik karıştırıcıda 30 KHz frekans değerinde 30 dakika karıştırılmıştır (Şekil 3 a). Aseton+epoksi karışımı, kürlenme sıcaklığının altında bir sıcaklıktaki etüv içinde bekletilerek asetonun tamamen uçması sağlanmıştır (Şekil 3 b). Asetonun tamamen uçup uçmadığı, hassas terazide ağırlık ölçümüyle kontrol edilmiştir. Daha sonra bu karışıma epoksi-sertleştirici bileşim oranına göre sertleştirici eklenerek 10 dakika elle karıştırılmıştır (Şekil 3 c).



Şekil 3. (a) Ultrasonik karıştırıcı, (b) Etüv, (c) Karışım sonrası yapıştırıcı

### 2.2.2. Partikül Katkılı Yapıştırıcıların Hazırlanması

Nanoyapı katkılı yapıştırıcıların hazırlanmasında ilk olarak temizliği yapılmış boş bir cam bardağa yapılması planlanan yapıştırıcı karışım (epoksi+sertleştirici) miktarına, ağırlıkça belirlenen oran kadar (% 1 ve % 2) nanopartikül ve eklenecek epoksi miktarının iki katı kadar aseton eklenerek ultrasonik karıştırıcıda 30 KHz frekans değerinde 10 dakika karıştırılmıştır. Aseton+nanoyapı karışımı 10 dakika karıştırıldıktan sonra, karışımın içerisinde bulunan aseton buharlaştırılmadan karışıma planlanan miktarda epoksi eklenerek ultrasonik karıştırıcı ile 30 KHz frekansında 30 dakika karıştırılmıştır. Aseton+nanoyapı+epoksi karışımı, kürlenme sıcaklığının altında bir sıcaklık değerinde etüv içinde bekletilerek asetonun tamamen uçması sağlanmıştır. Asetonun tamamen uçup uçmadığı, hassas terazide ağırlık ölçümüyle kontrol edilmiştir. Daha sonra bu karışıma epoksi-sertleştirici bileşim oranına göre sertleştirici eklenerek 10 dakika elle karıştırılmıştır.

S. AKPINAR

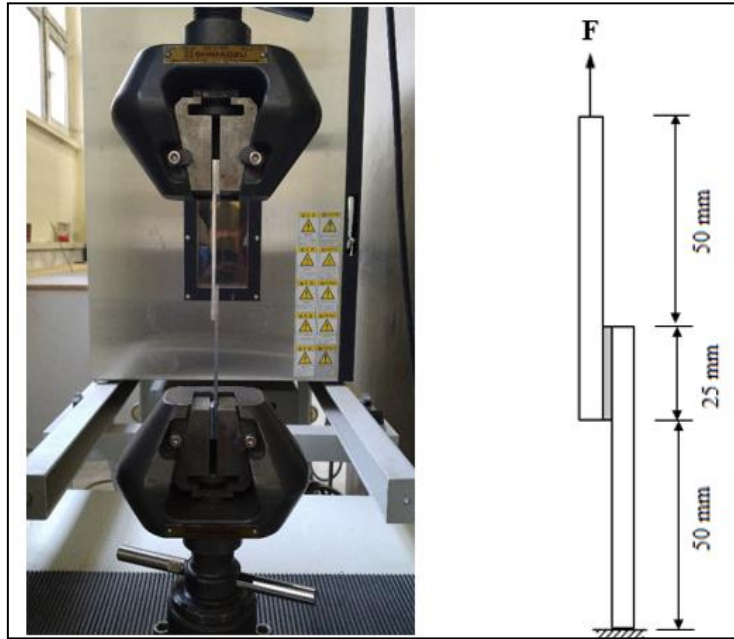
### 2.2.3. Bağlantı Numunelerin Hazırlanması

Yapıştırma malzemelerin konumunu koruması, yapıştırıcı kalınlığını ve bindirme uzunluğunu istenilen ölçüde ayarlamak için kalıp kullanılmıştır. Yapıştırma işleminden önce kalıp temizlenmiş ve yapışmaz sprey yapışmayı önlemek için kalıp üzerine sıkılmıştır. Yapıştırıcılar yapıştırılan malzemenin bindirme bölgesine uygulanarak, hava üfleme sıcak pres içerisinde Tablo 2’de verilen yapıştırıcılar için uygun kürleşme sıcaklığında bekletilerek kürleşmesi sağlanmıştır.

**Tablo 2.** Yapısal yapıştırıcılar ve kürleşme şartları

Yapıştırıcı	Bileşen Oranı (Epoksi:A / Sertleştirici:B)	Kürleşme sıcaklığı/zaman
3M™ DP-460	A:B=2:1	60°C/120 dakika
3M™ DP-270	A:B=1:1	70°C/120 dakika
Araldite2015	A:B=1:1	70°C/60 dakika
AV138	A:B=2:1	70°C/60 dakika

Her bir bağlantı konfigürasyonundan üçer adet numune olmak üzere toplamda 60 adet tek tesirli bağlantı numunesi üretilmiştir. Yapıştırma bağlantılarının çekme testi bilgisayar kontrollü Shimadzu AG-I (Kyoto, Japonya) üniversal çekme cihazında 1 mm/dk’lık çekme hızında yapılmıştır. Sınır şartları ve numunelere uygulanan kuvvetler Şekil 4’de gösterildiği gibidir.



**Şekil 4.** Sınır şartları ve çekme testi

### 3. BULGULAR VE TARTIŞMA

Tablo 3’te verilen DP460 kullanılarak elde edilen katkısız veya partikül katkılı tek tesirli bindirme bağlantılardan elde edilen ortalama hasar yükleri incelendiğinde, yapıştırıcıya  $TiO_2$  ve  $Al_2O_3$  ilave edilmesi bağlantının hasar yükünü artırmaktadır. % 1 oranında iki farklı partikül ilave edilerek elde edilen katkılı bağlantılar ile katkısız bağlantıların ortalama hasar yükleri karşılaştırıldığında, katkısız bağlantılara göre  $TiO_2$  katkılı bağlantılar yaklaşık % 20,  $Al_2O_3$  katkılı bağlantılar ise yaklaşık % 24 daha fazla yük taşımıştır. Partikül ilave oranı % 2 ye çıktığında, bağlantının hasar yüklerindeki artış oranı azalmaktadır.

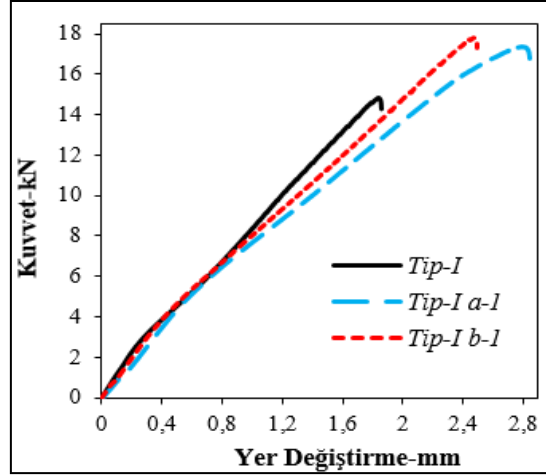


## ALÜMİNYUM OKSİT VE TİTANYUM DİOKSİT PARTİKÜL TAKVİYELİ YAPIŞTIRICILARLA BİRLEŞTİRİLMİŞ BAĞLANTILARIN MEKANİK ÖZELLİKLERİNİN DENEYSEL OLARAK BELİRLENMESİ

**Tablo 3.** DP460 yapıştırıcısı ile elde edilen bağlantıların ortalama hasar yükleri

Tip	Partikül	Partikül İlave Oranı (%)	Ortalama Hasar Yükü (N)
Tip-I	-	-	14420
Tip-I a-1	TiO <sub>2</sub>	1	17365
Tip -I b-1	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1	17823
Tip -I a-2	TiO <sub>2</sub>	2	16731
Tip -I b-2	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	2	16834

Tek tesirli bindirme bağlantılarında hasar bindirme bölgesinin her iki uçundan başlayarak merkeze doğru ilerlemektedir. Bunun sebebi tek tesirli bindirme bağlantıların geometrisindeki eksantriklik bindirme bölgesinin uçlarında soyulma gerilmelerini oluşturmaktadır [10-24]. Şekil 5'te verilen kuvvet-yer değiştirme eğrileri incelendiğinde, yapıştırıcıya partikül ilave edilmesi bağlantının yer değiştirme kapasitesini artırmaktadır. Yer değiştirme kapasitesindeki artış, bağlantının uçlarında meydana gelen gerilmeler şekil değiştirme enerjisi tarafından absorbe edilerek hasarın başlamasını geciktirdiği ve bağlantılardan elde edilen ortalama hasar yüklerindeki artış ile uyumlu olduğu görülmektedir.

**Şekil 5.** DP460 yapıştırıcısına ait katkısız ve katkılı bağlantı numunelerinin kuvvet-yer değiştirme eğrileri

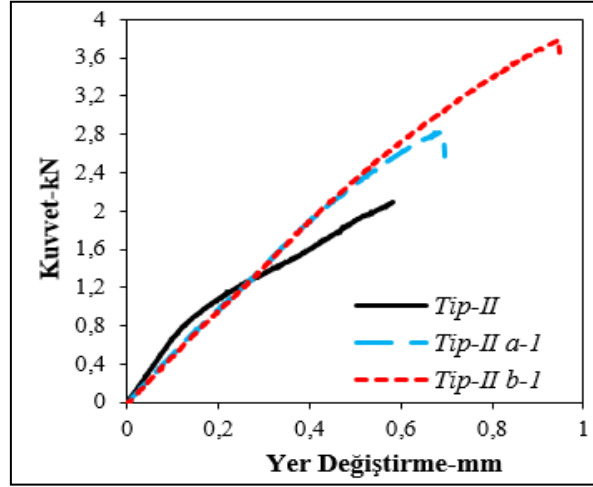
DP270 rijit yapıştırıcı kullanılarak elde edilen katkısız ve partikül katkılı bağlantı numunelerinin ortalama hasar yükleri incelendiğinde, DP270 yapıştırıcıya partikül ilave edilmesi bağlantıların hasar yükünü artırmaktadır. Ancak bu artış, yapıştırıcıya partikül ilave oranına göre değişmektedir. DP270 yapıştırıcıya % 1 oranında TiO<sub>2</sub> ilave edilmesi bağlantının hasar yükünü yaklaşık % 38 artırırken, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> ilave edilmesi bağlantının hasar yükünü yaklaşık % 82 artırdığı Tablo 4'den açıkça görülmektedir.

**Tablo 4.** DP270 yapıştırıcısı ile elde edilen bağlantıların ortalama hasar yükleri

Tip	Partikül	Partikül İlave Oranı (%)	Ortalama Hasar Yükü (N)
Tip-II	-	-	2063
Tip-II a-1	TiO <sub>2</sub>	1	2846
Tip -II b-1	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1	3761
Tip -II a-2	TiO <sub>2</sub>	2	2556
Tip -II b-2	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	2	3200

Şekil 6'da verilen katkısız ve % 1 oranında partikül katkılı bağlantılardan elde edilen kuvvet-yer değiştirme eğrileri incelendiğine, rijit bir yapıştırıcıya nanoyapı ilave edilmesi bağlantının yer değiştirme kapasitesini önemli derecede artırmaktadır.

S. AKPINAR



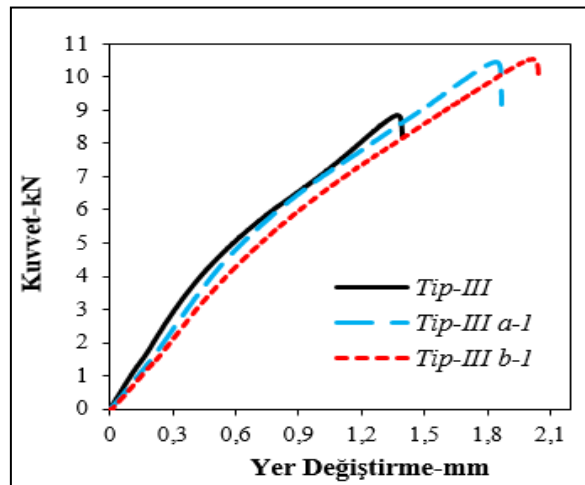
Şekil 6. DP270 yapıştırıcıya ait katkısız ve katkıli bağlantı numunelerinin kuvvet-yer değiştirme eğrileri

Araldite2015 yapıştırıcı içerisinde % 1 oranında  $TiO_2$  ve  $Al_2O_3$  partikül katkı bağlantılar ile katkısız bağlantı tipleri karşılaştırıldığında, katkıli bağlantıların ortalama hasar yükleri sırasıyla % 19 ve % 20 oranında artmaktadır. Benzer şekilde; yapıştırıcı içerisinde % 2 oranında  $TiO_2$  ve  $Al_2O_3$  partikül katkısı bağlantıların hasar yükünü sırasıyla yaklaşık % 6 ve % 11 oranında artırmaktadır (Tablo 5).

Tablo 5. Araldite2015 yapıştırıcısı ile elde edilen bağlantıların ortalama hasar yükleri

Tip	Partikül	Partikül İlave Oranı (%)	Ortalama Hasar Yüğü (N)
Tip-III	-	-	8784
Tip-III a-1	$TiO_2$	1	10472
Tip-III b-1	$Al_2O_3$	1	10587
Tip-III a-2	$TiO_2$	2	9331
Tip-III b-2	$Al_2O_3$	2	9756

Şekil 7'de verilen kuvvet-yer değiştirme eğrileri incelendiğinde, Tip-III a-1 ile Tip-III b-1 bağlantı tiplerinde yer değiştirme kapasitesinin artması, bağlantıların hasar yüklerini artırmaktadır. Bu artış Tip-III b-1 bağlantı tipinde daha fazla olması, deneylerden elde edilen ortalama hasar yükündeki artış oranını desteklemektedir.



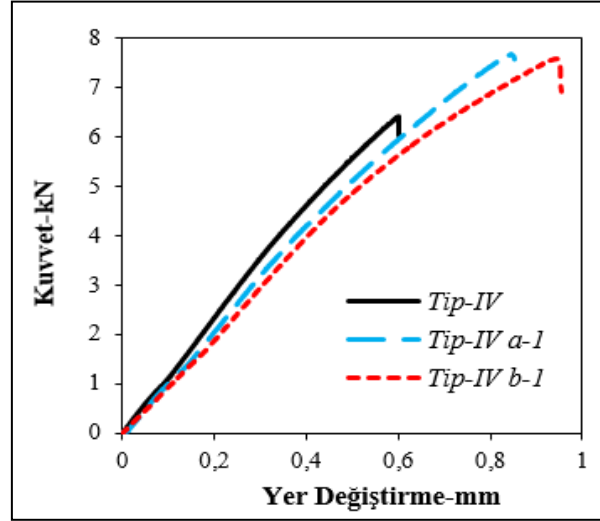
Şekil 7. Araldite2015 yapıştırıcıya ait katkısız ve katkıli bağlantı numunelerinin kuvvet-yer değiştirme eğrileri

**ALÜMİNYUM OKSİT VE TİTANYUM DİOKSİT PARTİKÜL TAKVİYELİ YAPIŞTIRICILARLA BİRLEŞTİRİLMİŞ BAĞLANTILARIN MEKANİK ÖZELLİKLERİNİN DENEYSEL OLARAK BELİRLENMESİ**

Diğer bir rijit yapıştırıcı olan AV138 yapıştırıcısına  $TiO_2$  ve  $Al_2O_3$  partikül ilave edilmesi bağlantıların hasar yükünü artırmaktadır. Bu artış partikül oranının % 1 olduğunda daha iyi olduğunu ve katkısız göre  $TiO_2$  partikül katkılı bağlantıların yaklaşık % 20,  $Al_2O_3$  partikül katkılı bağlantıların ise yaklaşık % 18 daha fazla yük taşıdığı Tablo 6'dan anlaşılmaktadır. Ayrıca yapıştırıcıya partikül ilave edilmesi bağlantının yer değiştirme kapasitesini artırdığı Şekil 8'den görülmektedir.

**Tablo 6.** AV138 yapıştırıcısı ile elde edilen bağlantıların ortalama hasar yükleri

Tip	Partikül	Partikül İlave Oranı (%)	Ortalama Hasar Yükü (N)
Tip-IV	-	-	6403
Tip-IV a-1	$TiO_2$	1	7693
Tip -IV b-1	$Al_2O_3$	1	7568
Tip -IV a-2	$TiO_2$	2	6734
Tip -IV b-2	$Al_2O_3$	2	7103



**Şekil 8.** AV138 yapıştırıcısına ait katkısız ve katkılı bağlantı numunelerinin kuvvet-yer değiştirme eğrileri

#### 4. SONUÇLAR

Bu çalışmadan elde edilen sonuçlar aşağıdaki gibi özetlenebilir:

Yapıştırıcıya  $TiO_2$  ve  $Al_2O_3$  partikülleri ilave edilmesi yapıştırıcıyla birleştirilmiş bağlantıların hasar yükünü artırmaktadır.

Tek tesirli bindirme bağlantıların ortalama hasar yüklerine göre, DP460, DP270, Araldite2015 ve AV138 yapıştırıcısına en iyi  $TiO_2$  ve  $Al_2O_3$  partikül ilave oranının % 1 olduğu ve ilave oranının artmasıyla hasar yükündeki artış oranının azaldığı tespit edilmiştir.

Bağlantıların hasar yüklerine göre, yapıştırıcıya en iyi partikül ilavesinin  $Al_2O_3$  olduğu anlaşılmaktadır. Ayrıca bağlantıların hasar yüklerindeki artışın kuvvet-yer değiştirme eğrileriyle de uyumlu olduğu görülmektedir.

#### KAYNAKLAR

- [1] EDWARDS, K.L., "A Brief Insight into the Selection and Use of Engineering Adhesives for Preliminary Joint Design", Materials and Design, 19, 121-123, 1998.
- [2] HIGGINS, A., "Adhesive Bonding of Aircraft Structures", International Journal of Adhesion and Adhesives, 20, 367-376, 2000.

S. AKPINAR

- [3] GRANT, L.D.R., ADAMS, R.D., DA SILVA, L.F.M., “Experimental and Numerical Analysis of Single-Lap Joints for the Automotive Industry”, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 29, 405-413, 2009.
- [4] GÜLTEKİN, K., *Yapıştırıcıyla Birleştirilmiş Bağlantılarda Malzeme Genişliğinin ve Kalınlığının Bağlantının Yük Taşıma Kapasitesine Etkisi*, Yüksek Lisans Tezi, Atatürk Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Erzurum, Türkiye, 2014.
- [5] SOLMAZ, M.Y., TOPKAYA, T., “Progressive Failure Analysis in Adhesively, Riveted, and Hybrid Bonded Double-Lap Joints”, *Journal of Adhesion*, 89, 822-836, 2013.
- [6] ZHAO, X., ADAMS, R.D., DA SILVA, L.F.M., “Single Lap Joints with Rounded Adherend Corners: Experimental Results and Strength Prediction”, *Journal of Adhesion Science and Technology*, 25, 837–856, 2011.
- [7] SOLMAZ, M.Y., “Residual Stress Analysis of Steel Fibre Reinforced Composite Inverted-Tooth Chains” *Materials Testing*, 54, 694–699, 2012.
- [8] TEMİZ, S., AKPINAR, S., AYDIN, M.D., SANCAKTAR, E., “Increasing Single Lap Joint Strength by Adherend Curvature-Induced Residual Stresses”, *Journal of Adhesion Science and Technology*, 27, 244-251, 2013.
- [9] SOLMAZ, M.Y., TURGUT, A., “An Experimental and Numerical Study on the Effects of Taper Angles and Overlap Length on the Failure and Stress Distribution of Adhesively-Bonded Single-Lap Joints”, *Mathematical and Computational Applications*, 16, 159–170, 2011.
- [10] AKPINAR, S., “The Strength of the Adhesively Bonded Step-Lap Joints for Different Step Numbers”, *Composites Part B*, 67, 170-78, 2014.
- [11] REIS, P.N.B., FERREIRA, J.A.M., ANTUNES, F., “Effect of Adherent’s Rigidity on the Shear Strength of Single Lap Adhesive Joints”, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 31, 193-201, 2011.
- [12] ZHOY, H., LIU, H.Y., ZHOU, H., ZHANG, Y., GAO, X., MAI, W.Y., “On Adhesive Properties of Nano-Silica/Epoxy Bonded Single-Lap Joints”, *Material and Design*, 95, 212-218, 2016.
- [13] GHOSH, P.K., PATEL, A., KUMAR, K., “Adhesive Joining of Copper Using Nano-Filler Composite Adhesive”, *Polymer*, 87, 159-169, 2016.
- [14] JOJIBABU, P., JAGANNATHAM, M., HARIDOSS, P., RAM, J.G.D., DESHPANDE, A.P., BAKSHI, S.R., “Effect of Different Carbon Nano-Fillers on Rheological Properties and Lap Shear Strength of Epoxy Adhesive Joints”, *Composite Part A*, 82, 53-64, 2016.
- [15] KWON, D.J., WANG, Z.J., CHOI, J.Y., SHIN, P.S., DEVRIES, K.L., PARK, J.M., “Interfacial and Mechanical Properties of Epoxy Composites Containing Carbon Nanotubes Grafted with Alkyl Chains of Different Length”, *Composite Part A*, 82, 190-197, 2016.
- [16] LIU, S., FAN, Z., HE, C., “Improving the Fracture Toughness of Epoxy with Nanosilica-Rubber Core-Shell Nanoparticles”, *Composite Science and Technology*, 126, 132-140, 2016.
- [17] TÜZÜN, F.N., TUNALIOĞLU, M.Ş., “The Effect of Finely-Divided Fillers on the Adhesion Strengths of Epoxy-Based Adhesives”, *Composite Structures*, 121, 296-303, 2015.
- [18] GHOSH, P.K., NUKALA, S.K., “Properties of Adhesive Joint of Inorganic Nano Filler Composite Adhesive”, *Indian Journal of Engineering and Material Sciences*, 15, 68-74, 2008.
- [19] GKIKAS, G., BARKOULA, N.M., PAIPETIS, A.S., “Effect of Dispersion Conditions on the Thermo-Mechanical and Toughness Properties of Multi Walled Carbon Nanotubes-Reinforced Epoxy”, *Composite Part B*, 43, 1697-2705, 2012.
- [20] ZHAI, L.L., LING, G.P., WANG Y.W., “Effect of Nano-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> on Adhesion Strength of Epoxy Adhesive and Steel”, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 28, 23-28, 2007.
- [21] GKIKAS, G., SIOULAS, D., LEKATOU, A., BARKOULA, N.M., PAIPETIS, A.S., “Enhanced Bonded Aircraft Repair Using Nano-Modified Adhesives”, *Material and Design*, 41, 394-402, 2012.
- [22] TUTUNCHI, A., KAMALI, R., KIANVASH, A., “Steel-Epoxy Composite Joints Bonded with Nano-TiO<sub>2</sub> Reinforced Structural Acrylic Adhesive”, *Journal of Adhesion*, 91, 663-676, 2015.
- [23] GILBERT, E.N., HAYES, B.S., SEFERIS, J.C., “Nano-Alumina Modified Epoxy Based Film Adhesives”, *Polymer Engineering and Science*, 43, 1096-1104, 2003.
- [24] GÜLTEKİN K., AKPINAR, S., ÖZEL, A., “The Effect of Moment and Flexural Rigidity of Adherend on the Strength of Adhesively Bonded Single Lap Joints”, *Journal of Adhesion*, 91, 637-650, 2015.

## **FAILURE ANALYSIS OF AN UPPER BENDING CYLINDER BUSHING IN A PLATE MILL**

**Mustafa Merih ARIKAN\***

*Metallurgical and Materials Engineering Department, Engineering Faculty, Alanya Alaaddin Keykubat University, Antalya, Turkey*

*Geliş / Received: 09.05.2016*

*Düzeltilmelerin gelişi / Received in revised form: 27.06.2016*

*Kabul / Accepted: 27.06.2016*

### **ABSTRACT**

Premature failure of a bending cylinder bushing in a plate mill was investigated in this study. Visual, chemical and microscopic analyses were performed to detect the possible reasons of this failure and possible measures to be taken were mentioned not to be encountered for this type of failures in the future. No traces of welding were observed in the performed studies. Intensive elongated MnS inclusions, fatigue striations and splits from the grain boundaries were detected in the microstructural investigations. It was also proved that the base of the bushing was worked without chamfering. The importance of the removing hydrogen from the structure by annealing to decrease the hydrogen brittleness risk which would occur after the chromium coating process, and the chamfering of the bushing base to decrease the crack susceptibility was stressed.

**Keywords:** Failure analysis, bending cylinder bushing, hot rolling, fatigue

## **BİR LEVHA HADDEHANESİNDEKİ ÜST EĞME SİLİNDİRİ KOVANINDA OLUŞAN HASARIN ANALİZİ**

### **ÖZ**

Bu çalışmada bir levha haddehanesinde eğme silindiri kovanında meydana gelen erken hasar incelenmiştir. Oluşan bu hasarın sebeplerini tespit etmek için görsel, kimyasal ve mikroskopik analizler yapılmış ve gelecekte bu tip hasarlarla karşılaşmamak için alınması gereken tedbirlerden bahsedilmiştir. Gerçekleştirilen çalışmalarda herhangi bir kaynak izine rastlanılmamıştır. Yapılan mikroskopik incelemelerde, şiddetli bir şekilde uzamış MnS inklüzyonları, yorulma adımları ve tane sınırlarından ayrılmalar belirlenmiştir. Ayrıca kovan tabanının pah kırılmadan işlendiği de tespit edilmiştir. Krom kaplama prosesinden sonra oluşabilecek hidrojen gevrekliği riskini azaltmak için tavlama ile yapıdan hidrojenin uzaklaştırılmasının ve çatlak hassasiyetini azaltmak için kovan tabanında pah kırmanın önemi vurgulanmıştır.

**Anahtar Kelimeler:** Hasar analizi, eğme silindiri kovani, sıcak haddeleme, yorulma

### **1. INTRODUCTION**

Hydraulic cylinders are used in various types for different aims in many types of equipment. Cylinders convert fluid power into mechanical motion [1]. They are hydraulic actuators that are constructed of plungers that operate in cylindrical housing by the action of liquid. A cylinder consists of a cylindrical body (bushing), closures at each end, movable piston, and a rod attached to the piston. When fluid pressure acts on the piston, the

\*Corresponding author / Sorumlu yazar. Tel.: +90 242 518 22 77; e-mail/e-posta: meriharikan@yahoo.com

M. M. ARIKAN

pressure is transmitted to the piston rod, resulting in linear motion. The piston rod thrust force developed by the fluid pressure acting on the piston is easily determined by multiplying the line pressure by the piston area.

Hydraulic cylinders are also used to move the rolls which realize the rolling operation in the rolling mills. The work rolls deform during rolling operation towards the back-up rolls. Bending cylinders seal the work rolls onto the backup rolls by pushing the upper and lower work rolls in the vertical axis from the trunnion zones by means of hydraulic fluid inside the cylinder to achieve the desired crown values. The gap between the work and backup rolls are also calculated by the model considering the reduction ratio at the pass during rolling.

Failures can occur on the materials due to some reasons. Fatigue is one of the failures that can be encountered during the operation of the part. Fatigue may occur when a material is subjected to cyclic loading. If the loads are above a certain threshold value then a crack will begin to form at the stress concentration points. Eventually a crack will grow and reach a critical size; the crack will propagate suddenly and the material will fracture.

Bending cylinders are exposed to cyclic loading in their working conditions and if the cracks cannot be detected during periodical maintenances of the system then failure can occur. If the failed part and the operating conditions are analyzed in a detailed way, traces of failure can be detected and judged whether the failure is due to fatigue or not.

Many studies have been carried out on fatigue failures [2-4]. Fatigue striation spacing measurements were carried in some investigations [5, 6]; and models for the formation of fatigue striations have been put forward [7,8]. In the current study, fatigue formation in the bushing material which was made of S355J2 (EN10025-2-2005) was analyzed.

## 2. MATERIAL AND METHOD

Bending cylinder bushing in plate mill was investigated to find out why it failed during the early stages of its lifetime. Measured values of the elements in the failed cylinder bushing and chemical analysis which this bushing material should have are given in Table 1.

Cylinder stroke is 358.8 mm, working pressure is 275 bars, bushing material is S355J2, and working temperature is -20°C / +120°C for hydraulic cylinder system in this study. According to the contract in which the machine manufacturer describes the specifications and manufacturing conditions for the bending cylinder, chromium coating thickness over the bushing should be 25-30 µm. Outer diameter of the bushing is 203 mm and inner diameter (diameter of cylinder) is 165 mm. Although cylinder bushings' working lifetimes in this plate mill are about 10000 hours, the bushing under investigation failed after about 1000 hours of working.

General view of the broken cylinder bushing is given in Figure 1. Fracture occurred in the zone which is shown by the arrows in the Figure 1 and propagated along the periphery of the bushing.

**Table 1.** Chemical analysis of broken cylinder bushing

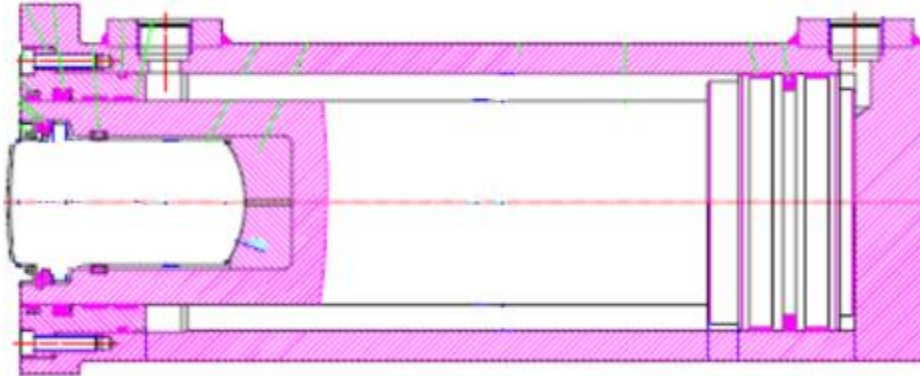
Material	C %	Mn %	Si %	P %	S %	Cu %
S355J2	0.23 (max)	1.70 (max)	0.60 (max)	0.035 (max)	0.035 (max)	0.60 (max)
Tested Sample	0.16	1.42	0.23	0.013	0.019	0.22



**Figure 1.** General view of the broken cylinder bushing

*FAILURE ANALYSIS OF AN UPPER BENDING CYLINDER BUSHING IN A PLATE MILL*

Technical schematic drawing of bending cylinder system is seen in Figure 2. Piston rod moves inside the cylinder by means of the fluid.



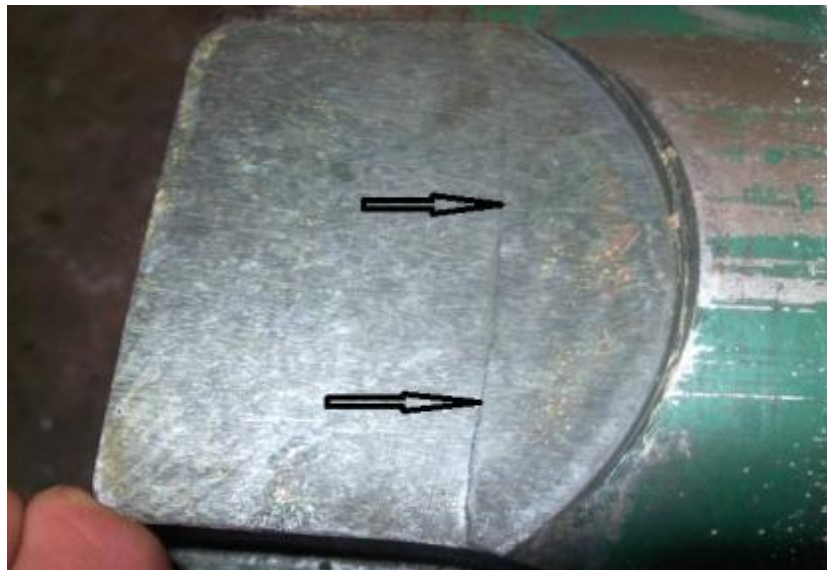
**Figure 2.** Technical schematic drawing of the bending cylinder system

The broken part was investigated to detect whether the part has welding or not. Fractured zone of the broken part was cleaned by sandpaper and etched by a nital solution (nitric acid + alcohol) for the macroscopic investigations.

Specimen which was taken from the fractured zone was prepared by metallographic methods for the microstructural investigation and microstructure was examined using Nikon MA 200 optical microscope (Nikon, Tokyo, Japan). Fracture surface of the part was examined using Jeol scanning electron microscope (Jeol JSM 5600, Tokyo, Japan) equipped with Oxford X-ray microprobe (EDX) unit (Oxford, UK). The thickness of the chromium coating on the bushing was also measured.

**3. RESULTS AND DISCUSSION**

The chemical composition of the material which the cylinder bushing is made is within the prescribed limits for steel S355J2. Etched surface view is seen in Figure 3. There is a long crack on the surface and it is observed that the crack propagated along the periphery of the bushing.

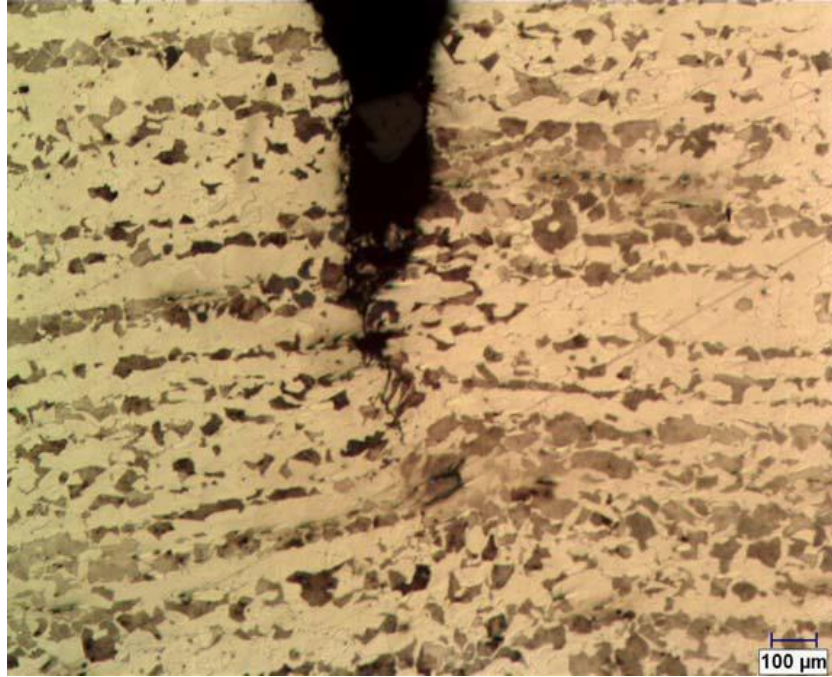


**Figure 3.** Surface view of the part after etching

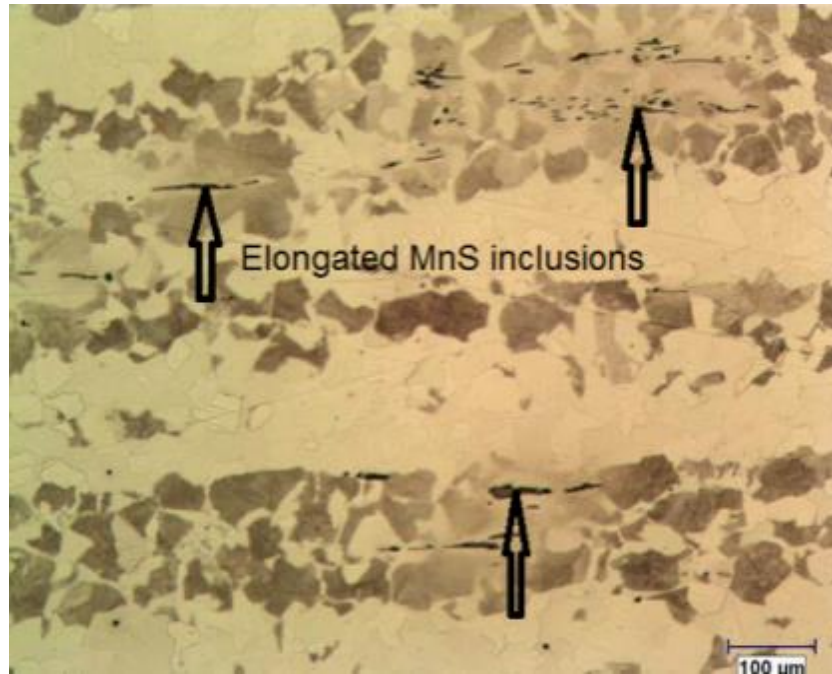
It is seen that the general microstructure of the bushing material consists of ferrite and banded pearlite phases (Figure 4). Elongated MnS inclusions in the microstructure (Figure 5) show that the part was possibly produced

*M. M. ARIKAN*

from a processed forged bloom. These sulfide inclusions act as stress raisers and fatigue cracks initiate at these points [9].



**Figure 4.** Image of the fractured zone

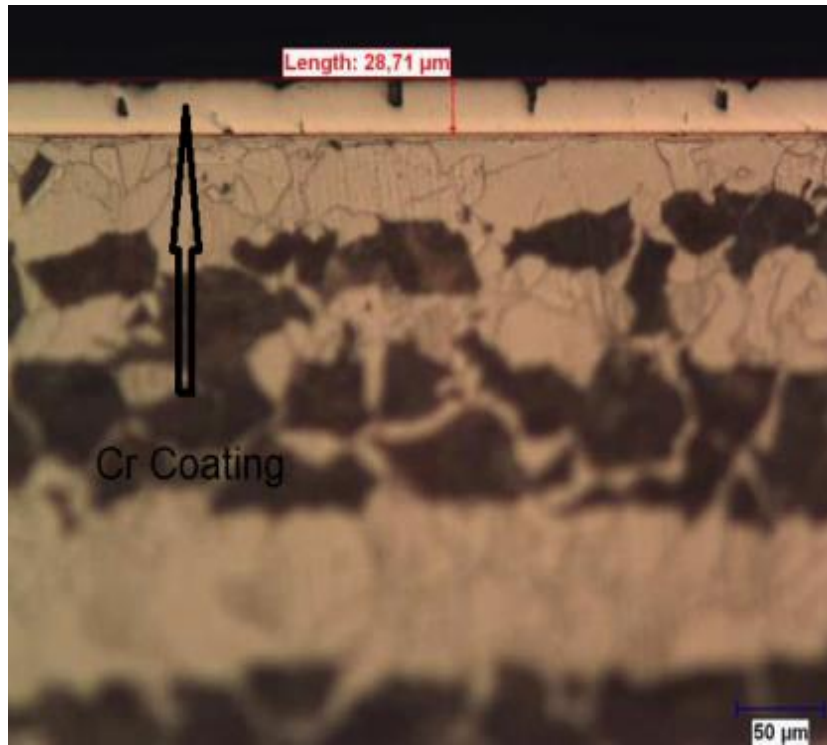


**Figure 5.** General microstructure of the part and elongated MnS inclusions

Chromium coating thickness measurements were also performed on the bushing whether the coating was between the limits written in the contract. It was detected from the coating thickness measurements that the measured thickness of chromium coating over the bushing confirmed the desired thickness value in the technical contract (Figure 6).

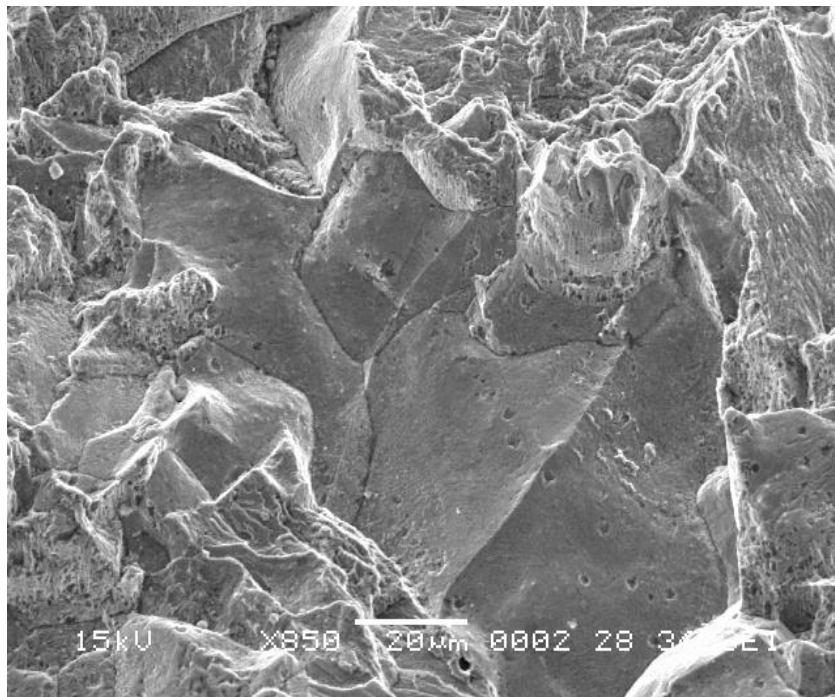


*FAILURE ANALYSIS OF AN UPPER BENDING CYLINDER BUSHING IN A PLATE MILL*



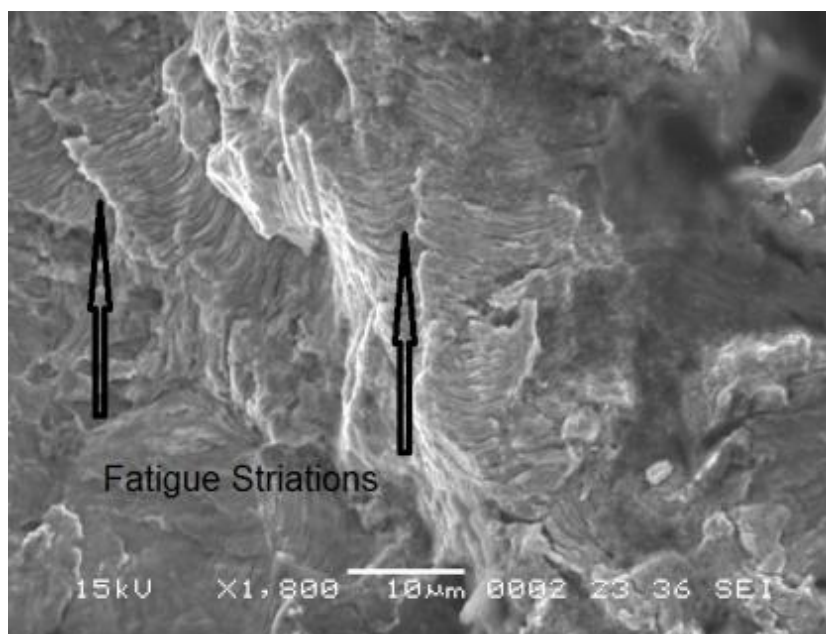
**Figure 6.** Chromium coating on the part

Specimen which was taken from the fractured zone was divided into two pieces from each other and broken surfaces were investigated in the SEM (Figure 7 and 8).



**Figure 7.** SEM image of the fracture surface

M. M. ARIKAN



**Figure 8.** SEM image of the fracture surface

It was detected from the SEM investigations that fracture initiated from the grain boundaries. Furthermore fatigue striations were detected in the zone shown by the arrows in Figure 8.

Splits from the grain boundaries were detected on the broken surface investigations; these splits raise doubts that the part could pick up hydrogen during chromium coating process. Hydrogen may cause embrittlement of the material along selective paths, which can drastically reduce the resistance of a forged part to crack propagation resulting from impact loading, fatigue or stress corrosion [10]. Also, fatigue steps detected on the fractured surface show that fracture has occurred in a process by the time. This can be accepted ordinary as the part is thought to be exposed to the cyclic load. Removing the hydrogen from the structure by annealing the part at a proper temperature for a certain time can be useful to be able to decrease the hydrogen brittleness risk which would occur after the chromium coating process [11].

Welding or another manufacturing process which combine two or more pieces should not be used in the production of this type of parts. This condition was also pointed out in the contract as “bushing should be manufactured as a unique part”. No traces of welding process were seen in the performed studies. Intensive elongated MnS inclusions were detected in the microstructural investigations. The risk of creating sensitive zone for the crack initiation of these inclusions is very high.

It was also seen that the base of the bushing was finished without chamfering: this type of finishing increases the crack susceptibility since the crack propagated by initiating from the internal surface and the base of bushing.

#### 4. CONCLUSIONS

The chemical composition of the material which the cylinder bushing is made is within the specifications. Traces of fatigue on the part were observed and can be attributed to the cyclic loads during working. Nonmetallic inclusions such as manganese sulfide detected in the microstructure can behave as stress raisers and fatigue can initiate from these points. Also, the part can pick up hydrogen during chromium coating process: hydrogen removal by annealing can be useful to decrease the hydrogen brittleness risk after the chromium coating process. Finishing the bushing base by chamfering can be effective to lower the crack susceptibility.

#### ACKNOWLEDGEMENT

The author gratefully acknowledges Ramazan TÖTÜK for his valuable contributions.

*FAILURE ANALYSIS OF AN UPPER BENDING CYLINDER BUSHING IN A PLATE MILL*

**REFERENCES**

- [1] [http://www.milwaukeeecylinder.com/pdfs/mc\\_design\\_engineers\\_guide.pdf](http://www.milwaukeeecylinder.com/pdfs/mc_design_engineers_guide.pdf), (accession date 01.01.2012).
- [2] SOPPA, E.A., KOHLER, C., ROOS, E., “Fatigue Mechanisms in an Austenitic Steel under Cyclic Loading: Experiments and Atomistic Simulations”, *Materials Science and Engineering A*, 597, 128-138, 2014.
- [3] HINTIKKA, J., LEHTOVAARA, A., MÄNTYLÄ, A., “Fretting Fatigue and Friction of Quenched and Tempered Steel in Dry Contact with Aluminum Bronze”, *Wear*, 308, 155-165, 2013.
- [4] BAGHERIFARD, S., GUAGLIANO, M., “Fatigue Behavior of a Low-Alloy Steel with Nanostructured Surface Obtained by Severe Shot Peening”, *Engineering Fracture Mechanics*, 81, 56-68, 2012.
- [5] HEIN, L.R.O., OLIVEIRA, J.A., CAMPOS, K.A., “Correlative Fractography: Combining Scanning Electron Microscopy and Light Microscopes for Qualitative and Quantitative Analysis of Fracture Surfaces”, *Microscopy and Microanalysis*, 19, 496-500, 2013.
- [6] WILLIAMS J.J., YAZZIE, K.E., PHILLIPS N.C., CHAWLA, N., XIAO, X., CARLO, F.D., IYYER, N., KITTUR, M., “On the Correlation between Fatigue Striation Spacing and Crack Growth Rate: A Three-Dimensional (3-D) X-ray Synchrotron Tomography Study”, *Metallurgical and Materials Transactions A*, 42, 3845-3848, 2011.
- [7] SURESH, S., *Fatigue of Materials*, Cambridge University Press, Cambridge, United Kingdom, 1998.
- [8] NEUMANN, P., “Coarse Slip Model of Fatigue”, *Acta Metallurgica*, 17, 1219-1225, 1969.
- [9] WULPI, D.J., *Failures of Shafts*, POWELL G.W., MAHMOUD S.E. (Eds.), *ASM Metals Handbook, Vol.11, Failure Analysis and Prevention*, (pp.459-482), 9<sup>th</sup> edition, ASM International, Metals Park, OH, 1986.
- [10] COLANGELO, V.J., THORNTON, P.A., *Failures of Forgings*. In G.W. POWELL, S.E. MAHMOUD (Eds.), *ASM Metals Handbook, Vol.11 (9<sup>th</sup> ed.)*, *Failure Analysis and Prevention* (pp. 314-343), ASM International, Metals Park, OH, USA, 1986.
- [11] DINI, J.W., *Electrodeposition: The Materials Science of Coatings and Substrates*, Noyes Publications, Reprint Edition, Park Ridge, New Jersey, USA, 1993.