



TMMOB İnşaat Mühendisleri Odası

Teknik Dergi

Cilt 32 Sayı 5 Eylül 2021

TEKNİK DERGİ YAYIN İLKELERİ

Teknik Dergi, inşaat mühendisliğinin bütün alanlarını içeren, Science Citation Index Expanded (Genişletilmiş Bilimsel Atıf Endeksi) kapsamında bilimsel ve teknik bir dergidir. Ocak, Mayıs ve Eylül aylarında Türkçe, Mart, Temmuz ve Kasım aylarında İngilizce olmak üzere yılda altı sayı olarak yayımlanır. Derginin yayın ilkelerinden başlıcaları aşağıda özetlenmektedir:

1. Yalnızca özgün bilimsel araştırma çalışmalarını ve ilginç mühendislik uygulamaları yansıtan yazılara yer verilir. “Özgünlük” kapsamı içinde, çalışmanın ya yeni bilgi üretmiş olması veya varolan bilgiye yeni bir boyut kazandırmış olması, ya da yeni bir yöntem geliştirmiş veya bilinen bir yöntemi elle tutulur bir ölçüde ilerletmiş olması koşulu aranır.
2. Bilimsel çalışmaların öndeğerlendirme sonuçlarını aktaran yazılar ile bilimsel içeriği makale için yeterli görülmeyen, ancak okuyucuya yararlı bilgi aktarabileceği düşünülen yazılar, “teknik not” olarak yayımlanabilir.
3. Yayın tarihinden başlayarak üç ay içinde, okurlardan alınan tartışma yazıları, Yayın Kurulu’nca değerlendirildikten sonra, yazarın yanıtı ile birlikte yayımlanır.
4. Yayımlanmak üzere gönderilen yazılar iki veya üç danışman tarafından değerlendirilir; kabul-red kararı Yayın Kurulu tarafından verilir. Yazıları değerlendiren danışman adları yazarlara bildirilmez. Yeterli görülmeyen yazıların danışman önerileri doğrultusunda geliştirilmesi genel yaklaşımdır. Amaçlanan düzeye erişilemeyen yazılar reddedilir.
5. Yazardan, yazının daha önce “dergi makalesi veya kitap bölümü olarak yayımlanmamış” olduğunu belirten imzalı bir bildirim alınır. Yayın Kurulu, yazının ufak tefek değişikliklerle başka bir dergide/kitapta yayımlanmış olduğu ya da intihal vb bir başka etik ihlali bulunduğu kanısına ulaşırsa, yalnızca o yazı değil, o yazarın hiçbir yazısı yayımlanmaz.
6. Daha önce bir konferansa bildiri olarak sunulmuş olan bir çalışmayı geliştirerek aktaran yazılar yayımlanabilir. Bu durumda, daha önce sunulduğu konferans, birinci sayfada dip not olarak belirtilir.
7. Ayrıca, yazar(lar) tarafından imzalanmış, yazının telif hakkının TMMOB İnşaat Mühendisleri Odası’na devredildiğini bildiren bir belgenin yazı ile birlikte gönderilmesi istenir.

 TMMOB İnşaat Mühendisleri Odası

Teknik Dergi

*Technical Journal
of
Turkish Chamber of Civil Engineers
Volume 32 Number 5 September 2021*

Cilt 32 Sayı 5 Eylül 2021



TMMOB

İnşaat Mühendisleri Odası

Necatibey Cad. No: 57, Kızılay 06440 Ankara

Tel: 0.312.294 30 00 - Faks: 294 30 88

E-posta: imo@imo.org.tr - www.imo.org.tr

Sahibi:

TMMOB İnşaat Mühendisleri Odası adına

Taner YÜZGEÇ

Yazı İşleri Müdürü:

Özer AKKUŞ

Cilt 32 - Sayı 5 - Eylül 2021

İki ayda bir yayınlanır, yerel süreli yayın.

Baskı tarihi: 1 Eylül 2021 / 1.000 adet basılmıştır.

Yayın Kurulu'nun yazılı onayı olmaksızın alıntı yapılamaz.

ISSN: 1300-3453

Teknik Dergi

- Science Citation Index Expanded
- Scopus
- Journal Citation Reports / Science Edition
- Engineering Index
- Concrete Abstracts (American Concrete Institute)
- National Technical Information Service (US NTIS)
- CITIS
- Ulrich's International Periodical's Directory
- TR Dizin

tarafından taranmaktadır.

Teknik Dergi, özgün bilimsel araştırmalar ile ilginç uygulama çalışmalarına yer veren ve bu niteliği ile hem araştırmacılara hem de uygulamadaki mühendislere seslenmeyi amaçlayan hakem sistemini etkin kullanan açık erişimli bir dergidir.

Baskı

Boyut Tanıtım Matbaa Basım Yayın San. Tic. Ltd. Şti.

İvedik Organize Sanayi 1354. Cad. Fora İşmerkezi No: 138/18 - Yenimahalle /Ankara

Tel: 0.312.385 72 12 - Faks: 0.312.385 72 13

TMMOB İnşaat Mühendisleri Odası

Teknik Dergi

Editör:

Tuğrul TANKUT

Yardımcı Editörler:

İsmail AYDIN

Özer ÇİNİCİOĞLU

Metin GER

Gürkan Emre GÜRCANLI

Alper İLKİ

Kutay ORAKÇAL

İsmail ŞAHİN

Özkan ŞENGÜL

Emine Beyhan YEĞEN

Yayın Sekreteri:

Cemal ÇİMEN

Danışma Kurulu:

Prof. S. Akman, Türkiye

Prof. M. Aral, ABD

Prof. D. Arditi, ABD

Prof. A. Aydilek, ABD

Prof. K. Beyer, İsviçre

Prof. N. Çatbaş, ABD

Prof. M. Çetin, ABD

Prof. M. Dewoolkar, ABD

Prof. T. Edil, ABD

Prof. K. Elwood, Yeni Zelanda

Prof. M. Fardis, Yunanistan

Prof. G. Gazetas, Yunanistan

Prof. P. Gülkan, Türkiye

Prof. J. Han, Türkiye

Prof. I. Hansen, Hollanda

Prof. T. Hartmann, Almanya

Prof. F. Imamura, Japonya

Prof. T. Kang, Kore

Prof. K. Kusunoki, Japonya

Prof. S. Lacasse, Norveç

Prof. R. Al-Mahaidi, Avustralya

Prof. K. Özbay, ABD

Prof. H. Özer, ABD

Prof. G. Özmen, Türkiye

Prof. S. Pampanin, İtalya

Prof. A. J. Puppala, ABD

Prof. M. Saatçioğlu, Kanada

Prof. C. Santamarina, Suudi Arabistan

Prof. S. Sheikh, Kanada

Prof. E. C. Shin, Güney Kore

Prof. J. Smallwood, Güney Afrika

Prof. M. Sümer, Türkiye

Dr. H. A. Şentürk, Türkiye

Dr. S. S. Torisu, Japonya

Prof. E. Tutumluer, ABD

Prof. M. Tümay, ABD

Danışmanlar:

Bu liste, son iki yayın yılında danışmanlık yapmış olan kişileri içerir ve her Ocak sayısında yenilenir.

Stüleyman ADANUR	Kutay ÇELEBİOĞLU	BÜYÜKKAYIÇI	Mehmet Hakkı	Egemen TEOMETE
Ali Mardani	Tevfik Kutay	Melike GÜREL	OMURTAG	Serdal TERZİ
AGHABAGLOU	ÇELEBİOĞLU	İbrahim GÜRER	Engin ORAKDÖĞEN	Berrak TEYMUR
Ayda Şafak AĞAR	Ahmet Ozan ÇELİK	Aslı Pelin GÜRGÜN	Şeref ORUÇ	H. Onur TEZCAN
ÖZBEK	Oğuz Cem ÇELİK	Gürşans GÜVEN İŞİN	Akın ÖNALP	Hüseyin Onur TEZCAN
Perviz AHMEDZADE	Osman Nuri ÇELİK	İman	Halil ÖNDER	Mesut TİĞDEMİR
Ragıp AKBAŞ	Semet ÇELİK	HAJİRASOULİHA	Jülide ÖNER	Şahnaz TİĞREK
Sami Oğuzhan AKBAŞ	Hilmi Berk	Soner HALDENBİLEN	Bihrat ÖNÖZ	Salih TİLEYLİOĞLU
Şeref Doğuşcan AKBAŞ	ÇELİKÖĞLU	Murat HAMDERİ	Mustafa ÖZAKÇA	Vedat TOĞAN
Rıfat AKBIYIKLI	Mecit ÇETİN	Ufuk HANCILAR	Bergüzar ÖZBAHÇECİ	Onur Behzat
Özge AKBOĞA KALE	Gökhan ÇEVİKBILEN	Ingo A. HANSEN	Ceyhun ÖZÇELİK	TOKDEMİR
Hüseyin AKBULUT	Mesut ÇİMEN	Mustafa HATİPOĞLU	Gökhan ÖZDEMİR	Cengiz TOKLU
Burcu AKÇAY	Safiye FeYZa	Nejan HUVAJ	İlker ÖZDEMİR	Nuray TOKYAY
ALDANMAZ	ÇİNİCİOĞLU	SARIHAN	Osman Nuri ÖZDEMİR	Ali TOPAL
Cihan Taylan AKDAĞ	Erdal ÇOKÇA	Metin HÜSEM	Halit ÖZEN	İlker Bekir TOPÇU
Adem AKPINAR	Şekvet ÇOKGÖR	Zeynep İŞİK	Murat ÖZEN	Cem TOPKAYA
Muhammet Vefa	İsa ÇÖMEZ	Hande İŞİK ÖZTÜRK	Pelin ÖZENER	Selçuk TOPRAK
AKPINAR	Atilla DAMCI	Sabriye Banu İKİZLER	Cem ÖZER	Kamile TOSUN
Atakan AKSOY	Yakup DARAMA	Ragıp İNCE	Hasan ÖZER	FELEKOĞLU
Hafzullah AKSOY	Osama M.F. DAWOUD	Eren İNCİ	Serkan ÖZGEN	Cengiz TOKLU
Hakan AKSU	Özgür DEĞERTEKİN	Pınar İNCİ KOÇAK	Eren Arman ÖZGÜVEN	Nursu TUNALIĞLU
Tülay AKSU ÖZKUL	Abdullah DEMİR	Sedat KABDAŞLI	Hakkı Oral ÖZHAN	Kağan TUNCAY
Büşra AKTÜRK	Cem DEMİR	Volkan KAHYA	Yener ÖZKAN	Gürsoy TURAN
Güzin AKYILDIZ	Uğur DEMİR	Mehmet Rifat	M. Hulusi ÖZKUL	Ö. Tuğrul TURAN
ALÇURA	Ender DEMİREL	KAHYAOĞLU	Gülen ÖZKULA	Cüneyt TÜZÜN
Zuhal AKYÜREK	Mehmet Cüneyd	Volkan KALPAKÇI	Turan ÖZTURAN	Latif Onur UĞUR
Uğurhan AKYÜZ	DEMİREL	Alper KANYILMAZ	Hasan Tahsin ÖZTÜRK	Mehmet Fevzi
Sadık ALASHAN	Fatih DİKBAŞ	Murat KARACASA	Mustafa ÖZUYUSAL	UGURYOL
Cenk ALHAN	Seyyit Ümit DİKMEN	Tanay KARADEMİR	Polat ÖZYİĞİT	Berna UNUTMAZ
Sinan ALTIN	İrem DİKMEN TOKER	Halil KARAHAN	Gülizar ÖZYURT	Volkan Emre UZ
Selim ALTUN	Ali Ersin DİNÇER	Ali KARAIPEKLİ	TARAKÇIOĞLU	Nihal UZCAN ERATLI
Adlen ALTUNBAŞ	Selim DÜNDAR	Cenk KARAKURT	Onur PEKCAN	İbrahim Mert UZUN
Ahmet Can ALTUNİŞİK	Nurhan ECEMİŞ	Mustafa KARASAĞIN	Elişan Filiz PİROĞLU	Deniz ÜLGEN
Yalçın ALVER	ZEREN	Zülküf KAYA	Cengiz POLAT	Mehmet ÜLKER
Egemen ARAS	Alper ELÇİ	Mustafa Kubilay	Selim PUL	Cüneyt VATANSEVER
Ergin ARIOĞLU	Şebnem ELÇİ	KELEŞOĞLU	Selçuk SAATÇI	Syed Tanvir WASTI
Yalçın ARISOY	Muhammet Emin	Mustafa Erol KESKİN	Selman SAĞLAM	Nazmiye YAHNİOĞLU
Musa Hakan ARSLAN	EMİROĞLU	Havvanur KILIÇ	Mehmet SALTAN	Cem YALÇIN
Deniz ARTAN İLTER	Hakan ERDEM	İsmail Emrah KILIÇ	İlyas SARIBAŞ	Mehmet Cem YALÇIN
Şenay ATABAY	Sinan Turhan	Sami And KILIÇ	Afşin SARITAŞ	Aslı YALÇIN
Ali Osman ATAHAH	ERDOĞAN	Fahriye KILINÇKALE	Altuğ SAYGILI	DAYIOOĞLU
Hakan Nuri ATAHAH	Esin ERGEN	Ufuk KIRBAŞ	Serdar SELAMET	Hamid Cevdet
Abdullah AVEY	PEHLEVAN	Veysel Şadan Özgür	Senem SEYİS	YALÇINER
Ersin AYDIN	Ayşen ERGİN	KIRCA	Alper SEZER	İsmail Özgür YAMAN
İsmail AYDIN	Gökmen ERGÜN	Güven KIYMAZ	Faiz Uddin Ahmed	Arcan YANIK
Mustafa Tamer AYVAZ	Ebru ERİŞ	Young Hoon KİM	SHAIKH	Mert Yücel YARDIMCI
Ela BABALIK	Bülent ERKMEN	Gökhan KIRKIL	Osman SİVRİKAYA	Ufuk YAZGAN
Can Elmar BALAS	Barış ERKUŞ	Salih KOÇAK	Behzad SOLTANBEİĞİ	Anıl YAZICI
Selim BARADAN	Esra Ece ESELLER	Niyazi Uğur KOÇKAL	Celal SOYARSLAN	Halit YAZICI
Türkay BARAN	BAYAT	Önder KOÇYİĞİT	Serdar SOYÖZ	Kasım YENİĞÜN
Bekir Oğuz BARTIN	Tuğba ESKİŞAR TEFÇİ	Mehmet Melih	Tayfun Altuğ SÖYLEV	Seda YEŞİLMEN
Eyüp Ensar BAŞAKIN	Burak FELEKOĞLU	KOŞUCU	Aleksandar	İrem Zeynep YILDIRIM
Cemal BAŞARAN	Okan FİSTİKOĞLU	Baha Vural KÖK	STEVANOVİC	Mehmet
Özgür BAŞKAN	Abdullah GEDİKLİ	Mete KÖKEN	Erol ŞADOĞLU	YILDIRIMOĞLU
İdris BEDİRHANOĞLU	Ergun GEDİZLİOĞLU	Fuat KÖKSAL	Güvenç ŞAHİN	Osman YILDIZ
Niyazi Özgür BEZGİN	Mohammad Ali	Şerife Yurdağul	Remzi ŞAHİN	Cetin YILMAZ
Senem BİLİR	GHORBANİ	KUMCU	Yuşa ŞAHİN	Fatih YILMAZ
MAHÇİCEK	Ömer GIRAN	Murat KURUOĞLU	Mustafa ŞAHMARAN	Koray Kamil YILMAZ
Ahmet BİRİNCİ	Konuralp GİRGIN	Akif KUTLU	Nermin ŞARLAK	Mehmet YILMAZ
İlknur BOZBEY	Zehra Canan GİRGIN	Semih	Ömer Lütfi ŞEN	Murat YILMAZ
Zafer BOZKUŞ	İlgin GÖKAŞAR	KÜÇÜKARSLAN	Burak ŞENGÖZ	Mustafa Tuğrul
Atıl BULU	Çağlar GÖKSU	Abdullah KÜRKÇÜ	Aynur ŞENSOY	YILMAZ
Burcu BURAK BAKIR	Serdar GÖKTEPE	Hilmi LUŞ	ŞORMAN	Veysel YILMAZ
Halil İbrahim BURGAN	Fazlı Erol GÜLER	Kasım MERMERTAŞ	Okan ŞİRİN	Yüksel YILMAZ
Yusuf CALAYIR	Hakan GÜLER	Mehmet Murat	Ali Arda ŞORMAN	Fatih YONAR
Erdem CANBAY	İlgin GÜLER	MONKUL	Ali Ünal ŞORMAN	Recep YURTAL
Zekai CELEP	Gürkan GÜNAY	Hamid MORTEZAİE	Özcan TAN	İsmail YÜCEL
Cihan CENGİZ	Taylan GÜNAY	Yetiş Şazi MURAT	Gültim TANIRCAN	Ömer YÜKSEL
Halim CEYLAN	Abdurrahman GÜNER	Sepanta NAIMİ	Kürşat TANRIÖVEN	Ercan YÜKSEL
Hüseyin CEYLAN	Samet GÜNER	Öcal NECMİOĞLU	Serhan TANYEL	Yeliz YÜKSELEN
Ömer CİVALEK	Ülker GÜNER	Sinan Melih NİĞDELI	Yüksel TAŞDEMİR	AKSOY
Özgür ÇAKIR	BACANLI	Elif OĞUZ	Kerem TAŞTAN	Ahmet Şahin
Melih ÇALAMAK	Oğuz GÜNEŞ	Didem OKTAY	Gökmen TAYFUR	ZAİMOĞLU
Gülben ÇALIŞ	Mehmet Şükrü GÜNEY	Derviş Volkan OKUR	İlker TEKİN	Abdullah Can
Erkan ÇELEBİ	Tuba GÜRBÜZ	Volkan OKUR	Beytullah TEMEL	ZÜLFİKAR

TMMOB İnşaat Mühendisleri Odası

Teknik Dergi

Cilt: 32 Sayı: 5 Eylül 2021

İÇİNDEKİLER

Önsöz

Bazı Gelişmeler ve İstatistiksel Yansımaları

Kısa Zamanlı Trafik Tahmini ile Devre Süresi Optimizasyonu ve Gecikme Analizi..... 11097

Ravza Nur YİĞİT, Soner HALDENBİLEN

Türk Deprem Yönetmelikleri (DBYBHY ve TBDY) Spektrum Tanımlarının Deprem Yalıtım Sistemi Tasarımı Özelinde Karşılaştırılması 11127

Hicran ERDOĞDU, Esengül ÇAVDAR, Gökhan ÖZDEMİR

Silindirle Sıkıştırılmış Beton (SSB) Kaplamaların Yüzey Özelliklerine Karışım Parametrelerinin Etkisi 11153

Reza SHABANI, Emin ŞENGÜN, Hande I. ÖZTÜRK, İ. Özgür YAMAN

Sonlu Eleman Modellerinin Maksimum Olasılık Tahmini ile Güncellenmesi..... 11175

Çağlayan HIZAL

TBDY 2018'e Göre Geoteknik Tasarım: Sıvılaşma ve Yapı-Kazık-Zemin Etkileşimi Analizleri..... 11197

Ozan ALVER, Atila SEZEN, E. Ece ESELLER-BAYAT

Önsöz

BAZI GELİŞMELER VE İSTATİSTİKSEL YANSIMALARI

TMMOB İnşaat Mühendisleri Odası'nın açık erişimli bilimsel ve teknik dergisi olan Teknik Dergi, inşaat mühendisliği alanındaki özgün araştırma çalışmalarını ve önemli projeleri bildiren makaleler yayınlamaktadır.

Teknik Dergi'nin temel amacı, başta İnşaat Mühendisleri Odası üyeleri olmak üzere Türk ve uluslararası inşaat mühendisliği topluluklarını güncel bilimsel ve teknik gelişmeler hakkında bilgilendirmek, böylece inşaat mühendisliği uygulamalarının iyileştirilmesine katkıda bulunmaktır. Başka bir deyişle, araştırma dünyası ile uygulama dünyası arasında bir köprü kurmaktır.

Başlangıçta sadece Türkçe makalelere basılı olarak erişilebilirken 2004 yılından itibaren "online" erişim de olanaklı kılınmıştır. 2017 yılından itibaren ise yayımlanmak üzere kabul edilen tüm makalelere yayım kararı ile birlikte DOI ataması da yapılmaya başlanmıştır. Böylece kabul edilen makalelerin etkin olarak yayımlanmaları sağlanmıştır. 2018 yılında esasa ilişkin bir değişiklik yapılarak iki dilli bir yapıya geçilmiştir. Böylece, Türkçe okumayı tercih eden Türk inşaat mühendislerine kolay erişim sağlanmaya devam edilirken aynı zamanda uluslararası alanda sesini duyurmak ve böylece küresel olarak inşaat mühendisliği camiasına seslenmek isteyenlere de ulaşmak hedeflenmiştir. Teknik Dergi, 2018 yılından bu yana üçü Türkçe ve üçü İngilizce olmak üzere yılda altı sayı yayınlamakta olup derginin hem basılı hem de elektronik versiyonları inşaat mühendisliği camiasının hizmetine sunulmaktadır.

2017-2018 yıllarında uygulamaya konulan değişikliklerden sonra

- 2017 öncesinde Teknik Dergide yayımlanması için yıl başına yaklaşık 40-80 başvuru yapılırken 2017 sonrası bu sayı 80-160 aralığına yükselmiştir. Ayrıca, başvurulardaki yıllık artış oranında da bariz bir yükselme gözlenmektedir.
- 2017 öncesinde yıl başına yaklaşık 20 makale yayımlanırken 2017 sonrası bu sayı giderek artarak yaklaşık iki katına, 40'a yükselmiştir.
- Her sayıdaki ortalama makale sayısı 5'ten 6'ya yükselmiştir. 2018 ve sonrası geçerli olmak üzere yılda 4 sayıdan yılda 6 sayıya yapılan değişiklik, görünüşe göre sayı başına makale sayısının 5-6 aralığında kalmasının en büyük nedenidir.
- Yazı değerlendirme işlem süresi değişim öncesi dönemde ortalama 450 gün iken 2020'de ortalama 230 güne gerilemiştir.

Teknik Dergi, ana ilkelerinden ödün vermeden, beklentileri göz önünde bulundurarak verdiği hizmetin kalitesini artırmak için aralıksız çabalamaktadır.

Teknik Dergi okurlarının ve yazarlarının bilgisine saygı ile sunarız.

Yayın Kurulu adına,
Prof. Dr. A. Metin Ger

Kısa Zamanlı Trafik Tahmini ile Devre Süresi Optimizasyonu ve Gecikme Analizi

Ravza Nur YİĞİT¹
Soner HALDENBİLEN²

ÖZ

Çalışmada akıllı ulaşım sistemleri için parametrik ve parametrik olmayan tahmin yöntemlerin kısa zamanlı trafik tahmin performansları incelenmiş ve tahmin değerlerinin sinyalizasyon kavşaklarının devre süresine ve performansına olan etkisi araştırılmıştır. Kavşakta gözlemlenen trafik verilerine bağlı olarak gecikme sürelerinin iyileştirilmesi ve kavşak bekleme sürelerinin azaltılarak, kavşak performansı iyileştirilmesi amaçlanmıştır. Çalışma bölgesi olarak Denizli ilinde yer alan Mimar Sinan kavşağı seçilmiştir. Kavşağın yaklaşım kollarında bulunan sensörler yardımıyla elde edilen veriler, veri setleri olarak düzenlenmiştir. Oto-regresif entegre hareketli ortalama (Auto-Regressive Integrated Moving Average-ARIMA) ve yapay sinir ağları (YSA) yöntemleri ile kısa zamanlı trafik tahminleri yapılmıştır. Tahmin sonuçları Webster yöntemi kullanılarak kavşak devre süresi optimizasyonu yapılmıştır. Optimum devre süresi ve yeşil süreleri hesaplandıktan sonra Webster gecikme metodu ile kavşak yaklaşım kollarının ve kavşak genelinin gecikme değerleri hem ARIMA yönteminden elde edilen hem de YSA yönteminden elde edilen tahmin sonuçları karşılaştırılmıştır. Kısa zamanlı trafik tahmininde YSA yönteminin ARIMA yöntemine göre daha başarılı olduğu görülmüştür.

Anahtar Kelimeler: Trafik hacim tahmini, ARIMA, YSA, Webster.

ABSTRACT

Optimization of Cycle Length with Short Term Traffic Prediction and Delay Analysis

In the study, the effect of parametric and nonparametric methods on short-term traffic prediction and intersection cycle length and performance were investigated. According to the data of the intersection, it is aimed to improve the delay times and reduce the intersection waiting times and improve the intersection performance. The methods were applied, for

Not: Bu yazı

- Yayın Kurulu'na 1 Nisan 2020 günü ulaşmıştır. 11 Aralık 2020 günü yayımlanmak üzere kabul edilmiştir.
- 30 Kasım 2021 gününe kadar tartışmaya açıktır.

• <https://doi.org/10.18400/tekderg.713080>

1 Denizli Büyükşehir Belediyesi Ulaşım Dairesi Başkanlığı, Denizli - reminoglu11@posta.pau.edu.tr
<https://orcid.org/0000-0001-5136-702X>

2 Pamukkale Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Denizli - shaldenbilen@pau.edu.tr
<https://orcid.org/0000-0002-3612-2726>

example, to the Mimar Sinan intersection of Denizli. The data obtained with the help of sensors located in the approach arms of the intersection are arranged as data sets. Short-term traffic prediction has been made with auto-regressive integrated moving average (ARIMA) and artificial neural networks (ANN) methods. Estimation results the intersection cycle length optimization was made using the Webster method. After calculating the optimum cycle length and green times, the lag values of the Webster delay method and intersection approach arms and the intersection general were compared with the estimated results obtained from both the ARIMA method and the ANN method. In the short-term traffic prediction, the results obtained using the ANN method were found to be more successful than the results obtained with the ARIMA method.

Keywords: Traffic volume estimation, ARIMA, ANN, Webster.

1. GİRİŞ

Günümüzde artan nüfus ve şehirleşmeyle birlikte, araç sahiplik sayısının artışı trafikte problemlere neden olmaktadır. Trafikte oluşan sıkışıklık, kaza, kuyruklanma vb. sorunlar sonucu oluşan gecikmeler yaşam standartlarını olumsuz yönde etkilemektedir. Dünyada ve ülkemizdeki büyük kentlerde trafik sıkışıklığı daha yüksek seviyelerde yaşanmaktadır. Kaynakların sınırlı olması ve talebin sürekli olarak artması trafiğin kesişim noktaları olan kavşaklarda bekleme sürelerini de arttırmaktadır. Ortaya çıkan problemlerin çözümlenebilmesi amacıyla yapılan üstyapı ve altyapı çalışmaları ise trafiği hafifletmek adına yetersiz kalmaktadır. Bekleme sürelerinin artması psikolojik ve ekonomik olarak insanları etkilediği gibi fiziksel olarak bütün dünyayı etkilemektedir. Hava kirliliği ve küresel ısınma hem dünya sağlığı için hem de halk sağlığı için ciddi tehditler oluşturmaktadır [1].

Trafik sıkışıklığını azaltmak, güvenliğini arttırmak, gecikmeleri minimize etmek, yol kapasitelerini verimli kullanmak, taşıtları yönlendirmek, seyahat süresini asgari seviyeye indirmek için teknolojik gelişmelerden faydalanılmaya başlanmıştır. Güvenli, verimli ve sürdürülebilir bir ulaştırma sistemi için günümüzdeki bilimsel gelişmeler sayesinde üretilen teknolojilerin farklı alanlarda kullanımı, genel olarak Akıllı Ulaşım Sistemleri (AUS) olarak tanımlanmaktadır [2]. AUS için önemli bileşenlerden biri kısa zamanlı trafik tahminidir. Kısa zamanlı trafik tahmini, beklenen trafik koşullarının, geçmiş ve mevcut verilerle, yakın gelecek tahminleme süreci olarak tanımlanabilir [3]. Son on yılda, öncelikle kısa vadeli ufuklardaki (genellikle 5 ila 15 dakika) trafik koşullarını tahmin etmek için geliştirilen trafik tahmin yöntemlerinde bir artış olmuştur. Öngörülen trafik koşulları bilgilerinin yayılması, temel olarak günlük hayattaki seyahat süresini ve seçilen rotadaki kararlarını etkileyecektir. Talebin daha iyi dağıtılması ve mevcut kapasitesinin maksimum kullanılması için öngörülen bilgilerin kesinliği ve güvenilirliği çok önemlidir. Kısa zamanlı trafik tahmini, kısa vadeli gelecekte öngörülen trafik koşullarını geçmiş ve güncel trafik bilgileri de göz önüne alarak tahmin etme süreci olarak tanımlanabilir [4].

Çalışma kapsamında Denizli'nin ana arterlerinden biri olan Saltak Caddesi üzerindeki Mimar Sinan kavşağının kapasitesinin etkin ve verimli kullanılabilmesi, bekleme sürelerinin azaltılması için kısa zamanlı trafik tahmini ile devre süresi optimizasyonu yapılmıştır. Kavşak konumu itibarıyla ev ve iş seyahatlerinin yoğun kullanıldığı aks üzerindedir. Diğer taraftan kavşak üzerinde hali hazırda bulunan pinomatik sensörler ile sürekli olarak veri toplanmaktadır. Bu sebeplerle çalışmada Mimar Sinan kavşağı seçilmiştir.

Çalışmanın amacı adaptif kavşak sistemlerinin kısa zamanlı trafik tahmini ile etkin ve verimli bir şekilde yönetimini sağlamaktır. Tahmin metotlarının doğrulukları kavşağın geometrik özelliklerine, sürücü davranışlarına vb. parametrelere göre değişkenlik göstermektedir. Bu sebeple çalışma, kavşak yaklaşım kollarındaki hacimlerin parametrik ve parametrik olmayan yöntemler yardımıyla kısa zamanlı tahmin yaparak sonuçların karşılaştırılmasını ve hesaplanan tahmin sonuçlarına göre devre süresini optimize ederek kavşak gecikme performansını iyileştirmeyi amaçlamaktadır. Çalışmada kısa zamanlı trafik tahmini parametrik yöntemlerden oto-regresif entegre hareketli ortalama (ARIMA), parametrik olmayan yöntemlerden yapay sinir ağları (YSA) yöntemi kullanılarak çıkan sonuçların karşılaştırılması ve kavşak devre süresi optimizasyonu ile gecikme performans analizi yer alacaktır.

2. TAHMİN YÖNTEMLERİ

2.1. Giriş

Tahmin yöntemleri temelde 3 kategoride incelenmektedir. Bunlar istatistiksel metotlar, yapay zeka tabanlı metotlar ve hibrit tahmin metotlarıdır. İstatistiksel metotlar; üssel düzeltme, ARIMA, lineer regresyon ve kalman filtreleme vb. şekilde kendi içerisinde ayrılmaktadır. Yapay zeka tabanlı metotlar; bulanık mantık, YSA ve k-en yakın komşu (k-NN) vb. şekilde tanımlanabilir. Hibrit metotlar ise seçilen iki farklı tahmin yönteminin birleşiminden oluşmaktadır.

Önceki çalışmalarda ARIMA yönteminin, belirli koşullar altında diğer parametrik tahmin yöntemlerine göre daha doğru sonuç verdiği belirlenmiştir. Aynı şekilde parametrik olmayan yöntemlerden YSA yönteminin de kısa zamanlı tahminlerde başarılı sonuçlar verdiği görülmüştür. Bu sebeple kavşak performansındaki iyileştirmelerin karşılaştırılabilmesi için ARIMA yöntemi, parametrik olmayan yöntemlerden biri olan YSA yöntemiyle karşılaştırılmıştır.

2.2. ARIMA Modeli (Box-Jenkins)

Box-Jenkins yaklaşımı [5] olarak da bilinen Oto - Regresif Entegre Hareketli Ortalama (ARIMA) zaman serisi modeli, zaman serisi analizinde en sık kullanılan istatistiksel modellerden biridir. ARIMA modeli, zaman serilerinin geçmiş değerlerine (oto-regresif terimler) veya geçmiş tahmin hatalarına (hareketli ortalama terimleri) gerileyen doğrusal tahmin edicilerdir.

Bağımlı değişkenlerin kendisinden önceki değerlere bağlı olduğu ve bu değerlerin bir fonksiyonu olarak ifade edilebildiği zaman serisi modeline oto-regresif model (AR) adı verilir. Tahmin edilmek istenen veri kendisinden önce gelen veriler ve hata terimi ile bir grup sabite bağlı olarak değişir. Bu süreç AR(p) olarak gösterilir. Bağımlı değişkenlerin kendisinden önceki değerlerin hatalarına bağlı olduğu ve ağırlıklı hataların bir fonksiyonu olarak ifade edilebildiği zaman serisi modeline hareketli ortalamalar modeli (MA) adı verilir. Hareketli ortalamalar modeli MA(q) olarak gösterilir ve model mertebesi belirlenerek ilgili denklemde kaç adet değişken kullanılacağına karar verilir. Eğer bir zaman serisi hem oto-regresif hem de hareketli ortalamalar modellerinin özelliklerini taşıyorsa, bu zaman serisi

için tahmin edilmek istenen değer iki modelin de özelliklerini içeren bir formülle hesaplanır. İki süreci bir araya getiren bu modele oto-regresif hareketli ortalamalar modeli (ARMA) adı verilir. Başka bir ifadeyle zaman serisi modeli, hem AR hem de MA bileşenleri p ve q'uncu dereceden olmak üzere ARMA(p,q) olarak tanımlanabilir.

Bazı zaman serilerinin ortalamaları sabit değildir. Bu gibi zaman serilerine durağan olmayan zaman serileri denir. Durağan olmayan zaman serilerinde belirli bir aralıktaki ölçümlerin ortalama değerleri serinin geri kalanından farklıdır. Bu zaman serilerinde bu farklılığı ortadan kaldırmak ve seriyi durağan hale getirmek amacıyla serinin farkı alınır. Süreç durağan hale geldikten sonra ARMA modeli ile veri tahmini yapmak için uygun hale gelir. Bu model ARIMA(p,d,q) olarak gösterilir. Box-Jenkins yaklaşımında oto-regresif hareketli ortalama ARMA(p,q) sürecine entegrasyon (d) sürecinin eklenmesiyle oto-regresif entegre hareketli ortalama ARIMA(p,d,q) süreci geliştirilmiş ve kullanılmıştır.

ARIMA'nın genel tahmin denklemi ise aşağıdaki gibi gösterilebilir (1);

$$\hat{y}_t = \mu + \Phi_1 \cdot y_{t-1} + \dots + \Phi_p \cdot y_t + \theta_1 \cdot e_{t-1} + \dots + \theta_q \cdot e_{t-q} \quad (1)$$

Burada \hat{y} , iki ölçüm arasındaki fark, t, zaman, μ , sabit bir değer, ϕ , oto-regresif katsayı, y ölçüm değerleri, p, oto regresif terimlerin sayısı, e, hata terimi, θ , model parametresi ve q, gecikme değeridir.

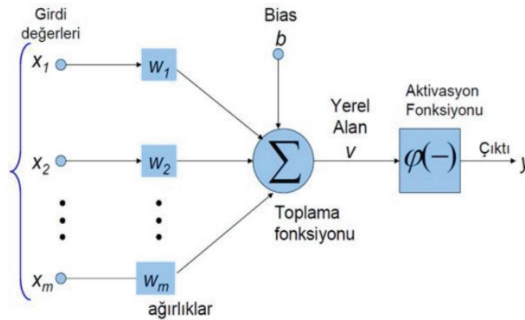
Zaman serileri analizinde doğru sonuçların elde edilebilmesi için incelenen serilerin durağan olması gereklidir. Bir değişkenin durağan olup olmadığını veya durağanlık derecesini belirlemede kullanılan en geçerli yöntem birim kök testidir. Uygulamada en fazla kullanılan birim kök testleri Dickey-Fuller (DF) [6], Genişletilmiş Dickey-Fuller (ADF) ve Kwiatkowski-Phillips-Schmidt-Shin (KPSS) [7] testleridir. Dickey-Fuller testi; serinin birim kök içerdiği (durağan olmadığı) sıfır hipotezinin, birim kök içermediği (durağan olduğu) alternatif hipotezine göre değerlendirmesidir. Bir seri test yöntemlerinden başarıyla geçemiyor ve hala birim kök içeriyorsa, serinin bir önceki dönemden farkını alarak hareket etmek uygulanacak ilk çözümdür, belki bu durumda seri, durağanlık gösterebilir. Birincil farklar üzerinden hareket etmek zorunda kalınır. Eğer birincil farklar halen durağan değilse ikincil veya üçüncül farklarını alarak, serinin durağanlık taşıyan bir türevi elde edilene kadar işlem sürdürülür. Bu noktada serinin kaçınıcı mertebeden entegre olduğunu gösteren I(d) gösterimi, serinin karakteristiğini anlamada oldukça bize yardımcı olacaktır. Örneğin hiç farkları alınmadan durağanlık gösteren herhangi bir y serisi I(0), birincil farkları durağanlık gösteren serisi I(1) olarak gösterilir ve parantez içindeki değeri bize serinin kaçınıcı mertebeden bütünlük olduğunu gösterir.

Modeli belirleme aşamasında tahmin edilen otokorelasyon (ACF) ve kısmi otokorelasyon (PACF) fonksiyonlarına dayanarak örneklem verileri için deneme niteliğinde bir ARIMA modeli belirlenir. Seri durağansa veya durağanlaştırıldığında otokorelasyonlar incelenir. Bir MA(q) sürecine ilişkin otokorelasyonlar $k > q$ için $\rho_k = 0$ 'dır veya gecikme q'dan sonra anlamlı otokorelasyonlar yoktur. Kısmi otokorelasyonlar bir süre daha anlamlı olmaya devam ederler. Bir AR(p) sürecine ilişkin kısmi otokorelasyonlar $k > p$ için $\phi_{kk} = 0$ 'dır veya gecikme p'den sonra anlamlı kısmi otokorelasyon yoktur. Otokorelasyonlar bir süre daha anlamlı olmaya devam eder.

Bir ARIMA modelinin belirlenmesi, mertbe ve değişkenlerin belirlenmesini içermektedir. Bunların belirlenmesinde bilgi kriterlerinden faydalanılmaktadır. En çok başvurulan yöntemlerden biri Akaike bilgi kriteri (AIC) ve Bayesian bilgi kriteridir (BIC) ölçütüdür. Zaman serisi analizlerinde olabilirlik fonksiyonun tanımı karmaşık yapıda olduğundan AIC yöntemi model kurulurken seçilecek değişken sayısını kısıtlamayı hedefler. Bu sebeple ile farklı sayıda parametreye sahip farklı modeller karşılaştırılır. Karşılaştırılan birçok model arasından en küçük AIC değerini veren parametre seçilir [8]. BIC ve AIC birbirine benzeyen yöntemlerdir. Bu yöntemde de parametre sayısı kısıtlanır. Böylece en çok olabilirlik fonksiyonun karmaşık bir yapıda olmasının önüne geçilmiş olunur.

2.3. Yapay Sinir Ağları

Yapay sinir ağları (YSA), insan beynindeki nöron olarak isimlendirilen birçok sinir hücresinden oluşan biyolojik sinir ağlarının çalışma mekanizmasından esinlenerek geliştirilmiş, beynin temel özelliklerini modellemeye çalışarak verileri işleyecek şekilde tasarlanan sistemlerdir. Yapay nöronlar da aralarında bağ kurarak yapay sinir ağlarını oluştururlar. Aynı biyolojik nöronlarda olduğu gibi yapay nöronların da giriş sinyallerini aldıkları, bu sinyalleri toplayıp işledikleri ve çıktılarını ilettikleri bölümleri bulunmaktadır. Şekil 1’de örnek bir yapay sinir ağı modeli gösterilmiştir.



Şekil 1 - YSA örneği

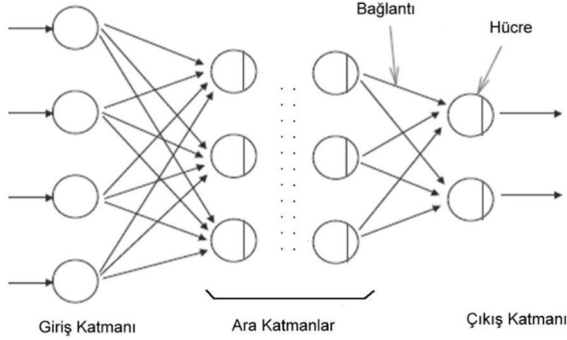
Bir yapay sinir hücresi beş bölümden oluşmaktadır;

- Girdiler nöronlara gelen verilerdir. Girdiler yapay sinir hücresine bir diğer hücreden gelebileceği gibi direkt olarak dış dünyadan da gelebilir. Bu girdilerden gelen veriler biyolojik sinir hücrelerinde olduğu gibi toplanmak üzere nöron çekirdeğine gönderilir.
- Yapay sinir hücresine gelen bilgiler girdiler üzerinden çekirdeğe ulaşmadan önce geldikleri bağlantıların ağırlığıyla çarpılarak çekirdeğe iletilir. Bu sayede girdilerin üretilen çıktı üzerindeki etkisi ayarlanabilmektedir.
- Toplama fonksiyonu bir yapay sinir hücresine ağırlıklarla çarpılarak gelen girdileri toplayarak o hücrenin net girdisini hesaplayan bir fonksiyondur.

- Aktivasyon fonksiyonu hücreye gelen net girdiyi işleyerek hücrenin bu girdiye karşılık üreteceği çıktıyı belirler. Günümüzde en yaygın olarak kullanılan aktivasyon fonksiyonu olarak “Sigmoid fonksiyonu” kullanılır.
- Aktivasyon fonksiyonundan çıkan değer hücrenin çıktı değeri olmaktadır. Bu değer ister yapay sinir ağının çıktısı olarak dış dünyaya verilir isterse tekrardan ağın içinde kullanılabilir.

2.3.1. Yapay Sinir Ağı Modeli

Yapay sinir ağları üç ana katmanda incelenir; Bunlar dış dünyadan gelen bilgilerin ağa girdiği ilk katman olan girdi katmanı, dış dünyaya çıktıların aktarıldığı ve bilgilerin işlendiği çıktı katmanı ve ağda girdi ile çıktı katmanında bulunmayan diğer nöronların oluşturulduğu ve yine bilginin işlendiği ara ya da gizli olarak adlandırılan katmandır. Ara katman sayısı ağdan ağa değişebilir. Birden fazla ara katman olan ağlarda ara katmanların kendi aralarındaki hücre sayıları da farklı olabilir. Şekil 2’de yapay sinir ağının katmanları gösterilmiştir.



Şekil 2 - Yapay sinir ağının katmanları

2.4. Yapay Sinir Ağlarının Eğitimi ve Testi

YSA’larında nöronların bağlantılarının ağırlık değerlerinin belirlenmesi işlemine “ağın eğitilmesi” denir. Ağlar kendilerine örnekler gösterildikçe bu ağırlık değerlerini değiştirirler [9]. YSA kurulumu aşamasında örnek veri seti, ağın eğitim ve test işlemleri için iki veri setine ayrılır. Verileri ayırma işleminde genel bir kural yoktur. Ancak veri tipi, veri miktarı ve problem veri setini ayırma işleminde önemli etkenlerdir. Eğitim ve test veri setinin seçimindeki hatalar ağın performansını etkileyecektir. Ayrılan verilerden eğitim örnekleri yapay sinir ağı modelini geliştirmek için kullanılırken, test örnekleri ise geliştirilen modelin tahmin yeteneğinin değerlendirilmesinde kullanılır. Öğrenme sürecinde, başlangıçta ağırlıklar rastgele atanır ve seçilen öğrenme algoritmasına göre örnekler ağa gösterildikçe ağırlık değerleri güncellenir. Amaç, ağa gösterilen örnekler için doğru çıktıları üretecek ağırlık değerlerini bulmaktır. Doğru ağırlık değerlerine ulaşan ağ, örneklerin temsil ettiği olay hakkında genellemeler yapabilir duruma gelmiştir ve ağ öğrenmesini tamamlamıştır.

3. SİNYALİZE KAVŞAKLARDA GECİKME VE KAPASİTE HESAPLARI

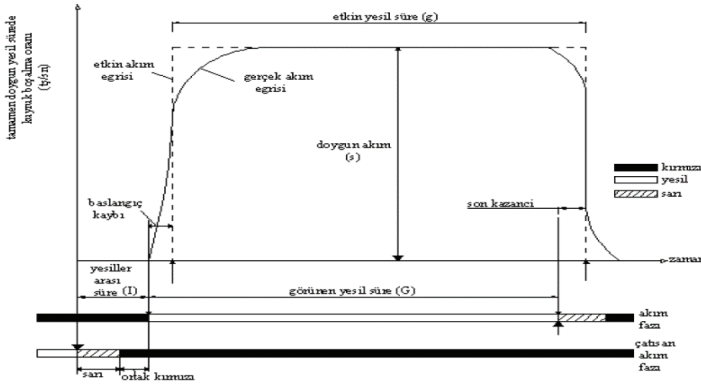
3.1. Giriş

Sinyalize kavşaklarda gecikme hesaplarında en çok kullanılan üç yöntem Webster (İngiliz), Yolların Kapasitesi El Kitabı (HCM) ve Dr. Rahmi Akçelik'e ait olan Avustralya yöntemidir. Bu çalışmada gecikme hesapları için dünyada yaygın olarak kullanılan Webster yöntemi seçilmiştir.

3.2. Webster (İngiliz Yöntemi)

3.2.1. Doygun Akım

Doygun akım, bir sinyalize kavşakta ışığı yeşile dönmesi ile geçişine izin verilen maksimum taşıt sayısıdır. Başka bir deyişle kavşak yaklaşım kolunda sürekli taşıt bulunması ve ışığın sürekli yeşil yanması durumu olarak açıklanabilir. Doygun akımın belirlenmesinde birçok araştırmacı farklı yaklaşımlar ve matematiksel modeller geliştirmiştir. Pursula ve Niittymäki [10] yapmış oldukları çalışmada doygun akım değerlerinin 1800-2475 otomobil/saat/şerit aralığında değişebildiğini belirlemişlerdir. Şekil 3'te yeşil süre boyunca taşıtların kavşağı girişi ve doygun akıma ulaşma durumu gösterilmiştir [11].



Şekil 3 - Kavşak yaklaşım kolundaki taşıtların yeşil ışık boyunca hareketi

Şekil 3'te görüleceği kavşaklarda etkin süreler ve kayıp süreler meydana gelmektedir. Kavşak yaklaşım kolunda yeşil ışık yandığı andan itibaren taşıtların hareketine başlamasına kadar geçen sürede başlangıç kaybı meydana gelmektedir. Ayrıca devre süresi içerisinde fazların geçişleri sırasında yeşiller arası süre ve koruma süreleri de kayıp süreler eklenmektedir. Bu sebeple kavşak kapasiteleri etkin yeşil süre ve kayıp süreleri ile bağlantılıdır. Doygun takip aralığına bağlı olarak doygun akım değeri denklem (2) ile hesaplanır.

$$S = 3600/h_n \quad (2)$$

Burada h_n , yaklaşım kolunun hacim/kapasite oranını göstermektedir.

Kavşağın geometrik özellikleri göz ardı edilmiştir. Bilindiği gibi şerit sayıları, yol eğimi, sürücü davranışları gibi etkenler doygun akım değerlerine etkisi olmaktadır. Kimber ve diğ.

[12] yapmış oldukları çalışmada doygun akım değerinin hesaplanmasında geometrik faktörleri de dahil etmişlerdir. Bu çalışmada geometrik etkiler altında doygun akım değerini denklem (3) ve (4) ile hesaplamışlardır.

$$S_1 = (S_0 - 140 \cdot d_n) / (1 + 1,5 \cdot \frac{f}{r}) \quad (3)$$

$$S_0 = 2080 - 42 \cdot d_g \cdot G + 100 \cdot (w - 3,25) \quad (4)$$

Burada S, doygun akım oranı, d_n , banket kenarı şeritlerde 1, banket kenarı olmayan şeritlerde 0 değeri, d_g , yokuş yukarı çıkış şeritlerinde 1, yokuş aşağı şeritlerde 0 değeri, G, yol dikey eğimi, w, şerit genişlikleri, f, şeritte dönüş yapan taşıtların oranı ve r, şeritlerin dönüş yarıçaplarıdır.

3.2.2. Taşıt Kompozisyonu

Kavşaklarda gecikmeyi etkileyen önemli faktörlerden biri de ağır taşıt sayılarıdır. Motorlu taşıtları, hafif taşıtlar ve ağır taşıtlar olmak üzere iki genel sınıfta toplamak mümkündür. Tek dingilli araçlardan oluşan hafif taşıtlar, otomobil, minibüs ve kamyonet ile daha küçük yapıdaki araçları temsil eder. Otobüs ve kamyon gibi büyük taşıtlar ise, ağır taşıtlar sınıfına girer. Bu taşıtların arka taraflarında birden fazla dingil olabileceği gibi bu dingillerin her iki ucunda iki tekerlek bulunur [13]. Kavşaklar trafik hacimleri ve taşıt türü dağılımları belirlendikten sonra, hesaplamalarda kullanılmak üzere birim otomobile çevrilirler. Tablo 1'de farklı türdeki araçların birim otomobil değerleri verilmiştir.

Tablo 1 - Taşıt türlerine göre birim otomobil değerleri [14]

Taşıt Türü	Birim Oto Değeri
Otomobil	1
Ticari	1,5
Ağır taşıt	2,3
Otobüs	2

3.2.3. Hacim/Kapasite Oranı

Sinyalize kavşaklarda kapasite doygun akıma (s_i) bağlıdır. Kavşağın herhangi bir yaklaşım kolundaki trafik hacmi(v), doygun akıma bölünmesiyle hacim/kapasite oranı belirlenir. Kavşaklarda hacim/kapasite oranı denklem (5) ile hesaplanır.

$$X_i = (v/c) = (v_i / (s_i \cdot \frac{g_i}{c})) \quad (5)$$

Burada X_i , yaklaşım kolunun hacim/kapasite oranını, v_i , trafik hacmini (ta/sa), C_i , kapasiteyi (ta/sa), S_i , doygun akım değerini, g_i , etkin yeşil süreyi ve c , devre süresini göstermektedir.

Etkin yeşil süre ise denklem (6) ile hesaplanır.

$$g = G - l \quad (6)$$

Burada G , görünen yeşil süre, l , kayıp süredir. Webster yöntemine göre kavşağın kapasitesi, devre içindeki kayıp sürelerin toplamına (L) bağlıdır.

3.2.4. Optimum Devre Süresi

Webster yöntemine göre bir fazdaki toplam kayıp süre, yeşiller arası süreden sarı ışık süresinin farkı alınarak bir fazdaki kayıp sürenin toplanması ile elde edilir. Bir fazdaki kayıp süre (l), başlangıç kaybı ve fazın sarı süresinin ikinci yarısının toplamıdır. Devrenin geri kalanı yararlı süre olarak adlandırılmaktadır. Bu yararlı süre fazlar arasında paylaşılmaktadır. Bu paylaşımda her fazın ağırlıklı akım hacminin, doygun akımına olan oranı alınarak hesaplanır. Webster yönteminde bu oran doygunluk derecesini belirtmektedir. Doygunluk derecesi “ y ” ile gösterilirse, kavşaktan en iyi gecikmeyi dağılayacak optimum devre süresi denklem (7) ile hesaplanır.

$$D_0 = \phi \cdot L + 5 / 1 - Y \quad (7)$$

Burada D_0 , optimum devre süresi, L , bir devredeki toplam kayıp süre, Y , her faz için akımların doygun derecelerinin toplamı ve ϕ , 1,2-1,8 arasında değişen kat sayıdır.

3.2.5. Gecikme Hesabı

Işıklı bir kavşaktaki toplam gecikme bir taşıtın denetimli bir kavşakta beklemeden kavşağı boşalttığı süre ile kavşağa gelerek beklediği süre (durma gecikmesine maruz kaldığı süre) arasındaki zaman farkı olarak tanımlanmaktadır. Webster (İngiliz) yöntemine göre sabit zamanlı sinyalizasyonda bir akım için ortalama gecikme değeri aşağıdaki gibi ifade edilebilir. Doygunluk derecesi; bir kavşak kolundan geçen akımın o kavşaktan geçebilecek maksimum akıma oranıdır ve denklem (8) yardımı ile hesaplanır.

$$w = \left(\frac{D \cdot (1-\lambda)^2}{2 \cdot (1-\lambda \cdot x)} \right) + \left(\frac{x^2}{2 \cdot q \cdot (1-x)} \right) - (0,65 \cdot \left(\frac{D}{q^2} \right)^{\frac{1}{8}} \cdot x^{(2+5 \cdot \lambda)}) \quad (8)$$

Burada, w , bir kavşak kolundaki taşıt başına ortalama gecikme (sn), λ , yeşil süre oranı ($\lambda = g/D$) g , yeşil süre, D , devre süresi, x , Doygunluk derecesi; bir kavşak kolundan geçen akımın o kavşaktan geçebilecek maksimum akıma oranıdır ($x = q / \lambda \cdot s$), q , trafik hacmi (b.o/sa) ve s , doygun akımdır.

4. ARAŞTIRMA VE BULGULAR

4.1. Giriş

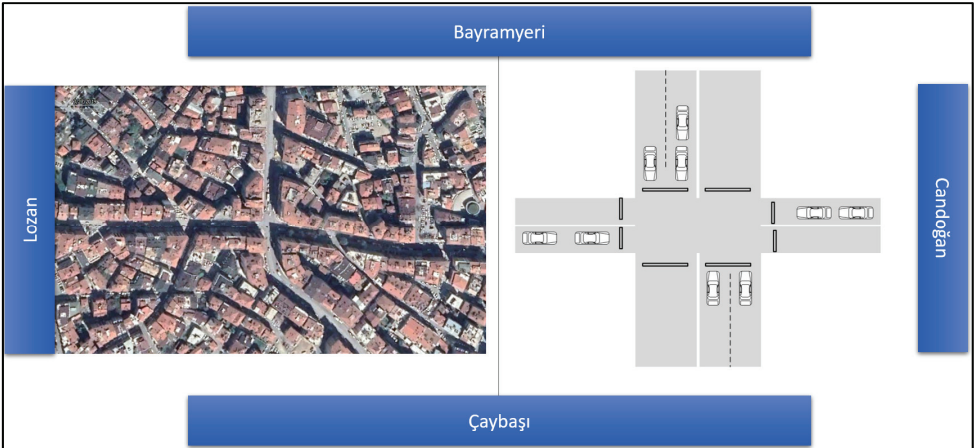
Örnek uygulama alanı olarak Mimar Sinan kavşağı seçilmiştir. Bu çalışma, parametrik olmayan yöntemlerden biri olan yapay sinir ağları (YSA) ve parametrik yöntemlerden biri olan ARIMA yöntemlerini kullanılarak yapılan kısa zamanlı trafik tahmini sonucunda, Webster yöntemiyle devre süresi optimizasyonu ve gecikme performans analizi sunmaktadır. Loop detektörlerden elde edilen taşıt sayısı tahmin ufkunun performansına etkisini ölçmek amacıyla 5, 10 ve 15 dakikalık veri setlerine ayrılmıştır.

4.2. Trafik Etüdü ve Ağ Tasarımı

Trafik etütleri, karayolları ulaşım ağında taşıt ve yol karakteristiklerini belirlenmesine yönelik yapılmaktadır. Trafığın temel bileşenlerinden olan otomobiller, yayalar, ağır taşıtlar, motosikletler vb. motorlu ve motorsuz elemanlar trafik kompozisyonunu oluştururlar.

Saha etütleri sonucunda; kavşak vaziyet planı, trafik hacimleri, faz planları ve sinyal süreleri bilgileri olmak üzere genel olarak üç grupta etütler yapılmıştır.

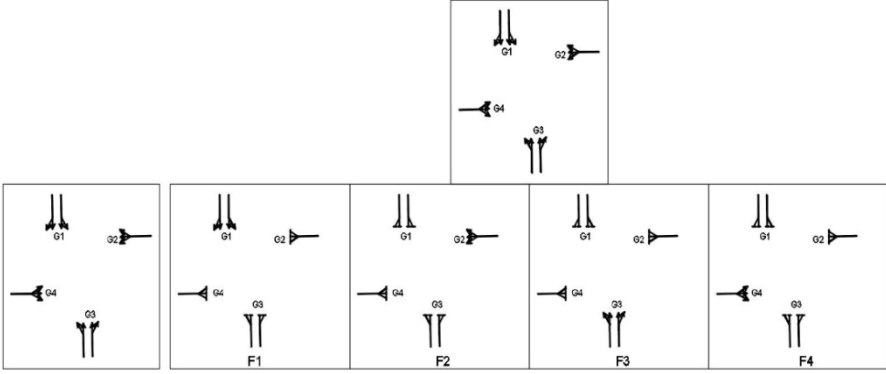
- Kavşağın yaklaşım kolu genişlikleri, şerit genişlikleri, şerit sayıları, orta refüj genişlikleri, sağa veya sola dönüşlerde yaklaşım kolu ceplerinin varlığı, yaklaşım kolu sayısı, dönüş yasakları, yaklaşım ve çıkış yollarının eğimleri, dönüş şeridi veya park şeridi gibi kısa şeritler vb. ile ilgili bilgiler elde edilmelidir.
- Trafik sayımları kavşağın tüm yaklaşım kollarından gelen araçlar sayıları, taşıtların kompozisyonu, ağır taşıt oranları, kuyruklanma durumu gibi bilgiler belirlenir.
- Kavşakların faz planları, devre diyagramları, yeşil süreler, yeşiller arası (intergreen) süreler, devre süreleri gibi bilgiler belirlenir.



Şekil 4 - Mimar Sinan Kavşağı yaklaşım kolları

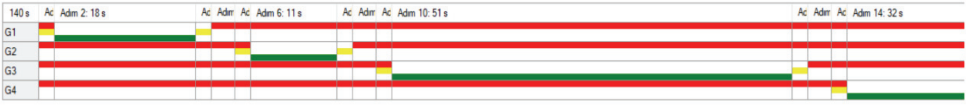
Çalışmada, trafik etütleri kavşağın zirve ve zirve dışı saatlerini kapsayacak şekilde bir günlük yapılmıştır. Trafik etütleri ve kavşağın sinyal plan bilgileri, Denizli Büyükşehir Belediyesi Ulaşım Daire Başkanlığı Trafik Kontrol Merkezi (TKM) tarafından sağlanmıştır. Sayımlar kavşağın yaklaşım kollarında bulunan loop sensörleri aracılığı gerçekleştirilmiştir. Ayrıca kavşağın faz planları çıkarılmış, mevcut durumdaki sinyal süreleri ve şerit sayıları ile yaklaşım kolu genişlikleri gibi geometrik özellikleri de belirlenmiştir.

Çalışma kapsamında; Saltak Caddesi üzerinde bulunan Mimar Sinan kavşağında hafta içi bir gün 12 saatlik trafik etüdü yapılmıştır. Mimar Sinan kavşağı, Bayramyeri Meydanı ve Denizli Lisesini birbirine bağlayan Saltak Caddesi ve Mimar Sinan Caddesi kesişiminde bulunmaktadır. Kavşak izole olarak çalışmaktadır. Mimar Sinan kavşağının konumu ve yaklaşım kolları Şekil 4’te, sinyal grupları ve faz planı ise Şekil 5’te verilmiştir.

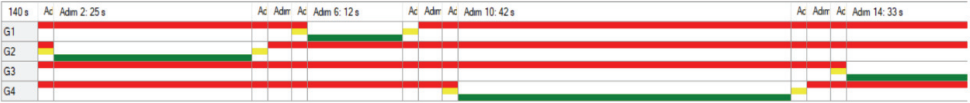


Şekil 5 - Mimar Sinan Kavşağı sinyal grupları ve faz planı

Kavşağın sabah zirve saat ve zirve dışı saat sinyal programları Şekil 6 ve Şekil 7 ‘de verilmiştir.



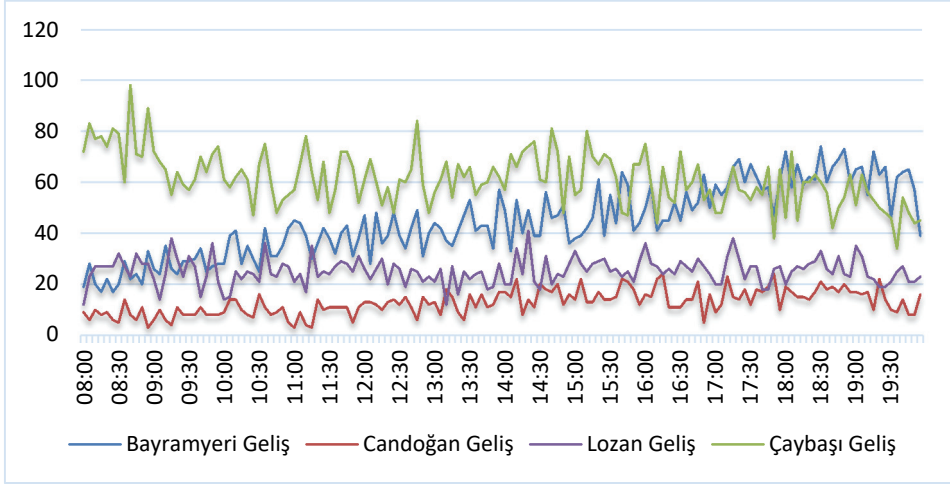
Şekil 6 - Mimar Sinan kavşağı zirve saat sinyal planı



Şekil 7 - Mimar Sinan kavşağı zirve dışı saat sinyal planı

Şekil 8 ve Tablo 2’de günlük trafik hacim değerleri 5 dakikalık periyotlar halinde gösterilmiştir. Şekilde görüldüğü gibi Bayramyeri geliş ve Çaybaşı geliş kollarının trafik hacmi Lozan ve Candoğan geliş kollarına göre daha fazladır.

Kısa Zamanlı Trafik Tahmini ile Devre Süresi Optimizasyonu ve Gecikme Analizi



Şekil 8 - Günlük trafik hacim değerleri (5 dk aralık ile)

Tablo 2 - Günlük trafik hacim değerleri (5 dk aralık ile)

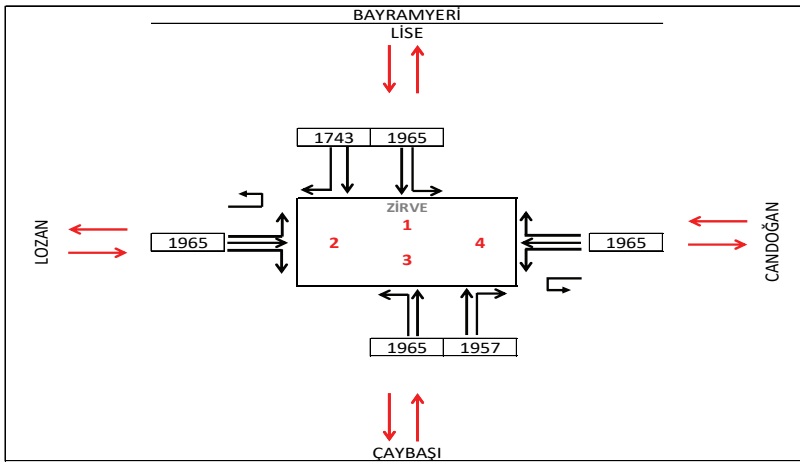
Saat	Bayramyeri	Candoğan	Çaybaşı	Lozan	Toplam
08:00:00	19	9	72	12	112
08:05:00	28	6	83	23	140
08:10:00	20	10	77	27	134
08:15:00	17	8	78	27	130
08:20:00	22	9	74	27	132
08:25:00	17	6	81	27	131
08:30:00	20	5	79	32	136
08:35:00	29	14	60	27	130
08:40:00	22	8	98	23	151
08:45:00	24	6	71	32	133
08:50:00	20	11	70	28	129
08:55:00	33	3	89	28	153
09:00:00	26	6	72	22	126
.
.
19:00:00	65	17	51	35	168
19:05:00	66	16	63	31	176
19:10:00	55	17	56	23	151
19:15:00	72	10	53	22	157
19:20:00	63	22	50	19	154
19:25:00	66	14	48	19	147
19:30:00	46	10	46	21	123
19:35:00	62	9	34	25	130
19:40:00	64	14	54	27	159
19:45:00	65	8	48	21	142
19:50:00	57	8	44	21	130
19:55:00	48	16	45	23	132

4.3. Doymun Akım Hesabı

Çalışma kapsamında Mimar Sinan kavşağının geometrik özellikleri gözlemlenmiştir. Daha sonra elde edilen verilen ofis ortamında analiz edilmiş, Microsoft Excel programını kullanarak denklem 3 ve 4'te verilen denklemler yardımı ile gerçekleştirilmiştir. Hesaplamalarda eğim %4 olarak alınmıştır. Böylece trafik etütleri bölümünde açıklanan kavşağın geometrik özellikleri baz alınarak Tablo 3'te doymun akım değerleri hesap adımları, Şekil 9'da ise şerit başına doymun akım sonuçları verilmiştir.

Tablo 3 - Mimar Sinan Kavşağı doymun akım değerleri (otomobil/saat/şerit)

SAĞ DÖNÜŞ		DÜZ GİDİŞ		SOLA DÖNÜŞ	
dn	1	dn	1	dn	1
dg	1	dg	1	dg	1
G	0	G	0	G	5
w	3,5	w	3,5	w	3,5
f	5,70%	f	0,00%	f	10,27%
r	20	r	20	r	20
So	2105	So	2105	So	1895
S1	1957	S1	1965	S1	1742



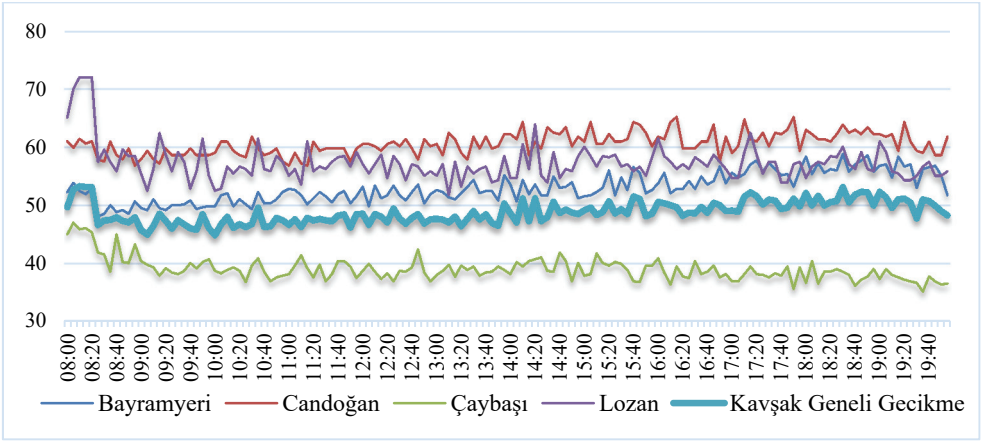
Şekil 9 - Mimar Sinan Kavşağı doymun akım değerleri

4.4. Mevcut Durum Analizi

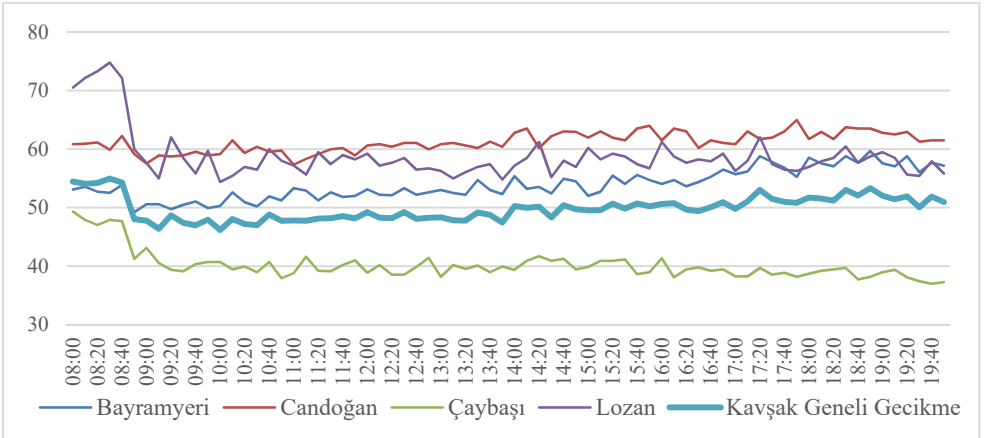
Çalışmada kavşak gecikmeleri Webster yöntemi ile hesaplanmıştır. Denklem 8'de verilen gecikme hesapları saatlik trafik hacimleri üzerinden gerçekleştirildiğinden 5'er dakikalık

periyotlar ile yapılan sayımlar 12, 10'ar dakikalık periyotlar ile yapılan sayımlar 6 ve 15'er dakikalık periyotlar ile yapılan sayımlar 4 ile saatlik trafik hacim değerlerine çevrilmiştir. Trafik hacim değerleri ile doymun akım hesabında açıklanan kapasite değerleri baz alınarak kavşak geneli ve kavşak yaklaşım kollarındaki taşıt gecikmeleri Şekil 10 – Şekil 12'de gösterilmiştir. Lozan ve Candoğan geliş kolları tek şerit olması ve devre süresi nedeniyle yan kolların gecikme değerleri Bayramyeri ve Çaybaşı kollarına göre yüksek çıkmaktadır.

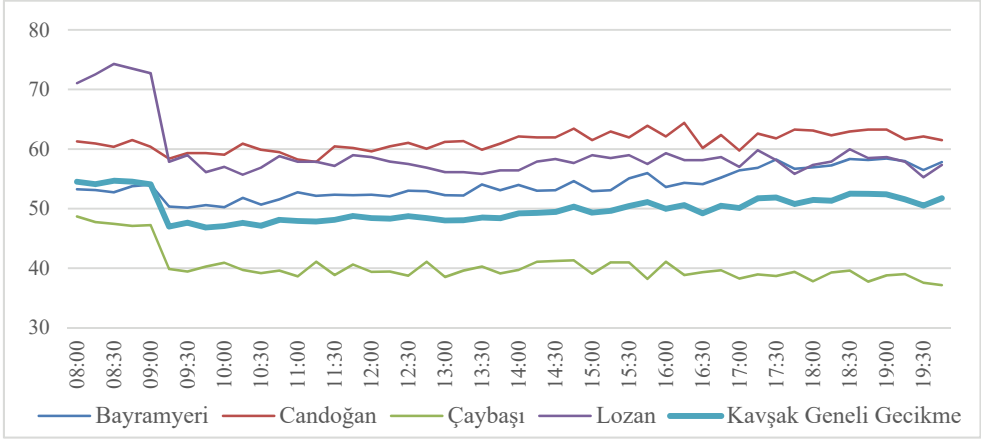
Kavşakta görüldüğü üzere Bayramyeri ve Çaybaşı geliş kolları, Lozan ve Candoğan kollarına göre daha fazla araç hacmi gelmektedir. Kavşak geneli mevcut durum değerlerine bakılarak yapılan ortalama kavşak gecikme değerleri Tablo 4'te gösterilmektedir.



Şekil 10 - Saatlik trafik hacimlerine göre mevcut gecikme analiz sonuçları (5 dk.)



Şekil 11 - Saatlik trafik hacimlerine göre mevcut gecikme analiz sonuçları (10 dk.)



Şekil 12 - Saatlik trafik hacimlerine göre mevcut gecikme analiz sonuçları (15 dk.)

Tablo 4 - Kavşak mevcut durum ortalama gecikme analiz değerleri (sn/taşıt)

Periyot	Sabah Zirve	Zirve Dışı	Akşam Zirve
5 dk.	49,4	49	51,6
10 dk.	51	48,8	51,7
15 dk.	52,3	48,8	51,5

Kavşak yaklaşım kollarının 5, 10 ve 15 dakikalık veri setleri baz alınarak yapılan gecikme analizlerine bakıldığında ise Lozan ve Candoğan kollarının gecikme değerleri, Bayramyeri ve Çaybaşı kollarının gecikme değerlerine göre daha fazla hesaplanmaktadır. Bunun temel sebepleri kavşağın ana akım yaklaşım kollarına yeşil sürelerin daha fazla verilmesi ve yan kolların (Lozan ve Candoğan) tek şeritli olmasıdır. Gelecek bölümde veri setleri baz alınarak yapılan kısa zamanlı trafik tahminleri ve tahmin sonuçlarının karşılaştırılması gösterilmiştir.

4.5. Kısa Zamanlı Trafik Tahminleri

4.5.1. ARIMA Metodu

ARIMA modelinin belirlenebilmesi için öncelikle zaman serilerinin durağan olup olmadığı kontrol edilmiştir. Yaklaşım kollarından elde edilen 5, 10 ve 15 dakikalık verilere birim kök testi uygulanarak durağanlık belirlenmiştir. Birim kök testi ile durağanlık analizi için KPSS testi ve Dickey-Fuller testi kullanılmıştır. KPSS testinde, sıfır hipotezi verilerin durağan olduğu ve sıfır hipotezinin yanlış olduğuna dair kanıtlar araştırılmıştır. KPSS testinde hesaplanan p değeri alfa (0,05) değerinden küçük olması durumunda zaman serisi alternatif hipotez kabul edilir, seri durağan değildir. P değerinin büyük olması durumunda sıfır hipotezi kabul edilir, seri durağandır. Dickey-Fuller testinde ise sıfır hipotezi zaman serisinin durağan olmadığını ve alternatif hipotezi zaman serisinin durağan olduğunu göstermektedir. Hesaplanan p değerinin belirlenen alfa (0,05) anlamlılık seviyesinden büyük olması sıfır

hipotezi kabul edilir, serinin durağan değildir. Küçük olması durumunda alternatif hipotez kabul edilir, seri durağandır. Yapılan birim kök testi analizi sonucu kavşak yaklaşım kollarından elde edilen verilerin durağan olmadığı gözlemlenmiştir. Tablo 5'te yaklaşım kollarının Dickey-Fuller ve KPSS testlerinin p değerleri verilmiş ve p değerlerine göre durağanlıkları belirlenmiştir.

Tablo 5 - Yaklaşım kollarının birim kök analiz sonuçları

	Dickey-Fuller (p değeri)	KPSS (p değeri)	Durağanlık
Bayramyeri 5 dk.	0,174	< 0,0001	Durağan değil.
Bayramyeri 10 dk.	0,289	< 0,0001	Durağan değil.
Bayramyeri 15 dk.	0,219	< 0,0001	Durağan değil.
Candoğan 5 dk.	0,185	< 0,0001	Durağan değil.
Candoğan 10 dk.	0,390	< 0,0001	Durağan değil.
Candoğan 15 dk.	0,394	< 0,0001	Durağan değil.
Çaybaşı 5 dk.	0,124	< 0,0001	Durağan değil.
Çaybaşı 10dk.	0,221	< 0,0001	Durağan değil.
Çaybaşı 15 dk.	0,260	< 0,0001	Durağan değil.
Lozan 5 dk.	0,156	< 0,0001	Durağan değil.
Lozan 10 dk.	0,183	< 0,0001	Durağan değil.
Lozan 15 dk.	0,193	< 0,0001	Durağan değil.

Teorik çerçevesi sunulan yöntem dahilinde zaman serisi verileri için, en uygun ARIMA modelleri belirlenmeye çalışılmış ve tahmin modelinin parametreleri hesaplanmıştır. Uygun modelin belirlenmesi birçok modelin denenmesini gerektirmektedir. Modelin belirlenmesi aşamasında ACF ve PACF grafiklerinden de faydalanılmış, her bir yaklaşım kolu için farklı ARIMA modeli hesaplanmıştır. Modeller arasında kıyaslama yapılabilmesi için (RMSE), Ortalama Mutlak Yüzde Hata (MAPE) ve Akaike kriterlerine (AIC) bakılmıştır. Otokorelasyon ve kısmi otokorelasyon değerlerine göre belirlenen p,d,q değerleri Tablo 6'da gösterilmiştir.

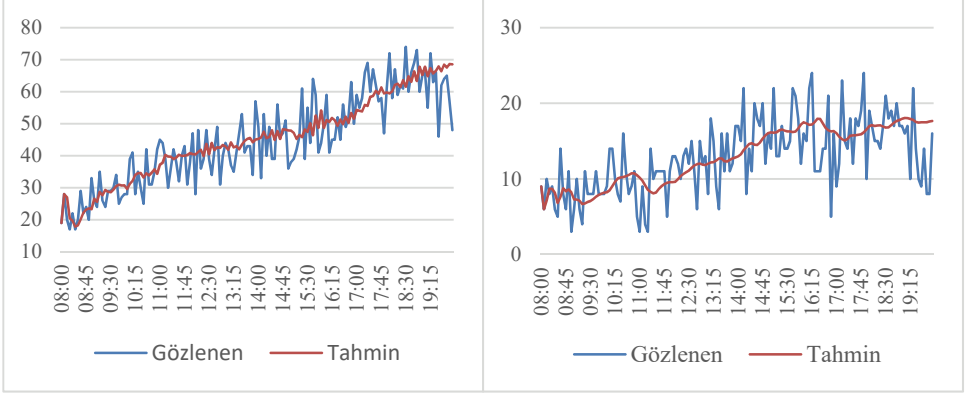
Tablo 6 - Kavşak yaklaşım kollarının p,d,q değerleri

	ARIMA (p,d,q)
Bayramyeri 5 dk.	(3,2,3)
Bayramyeri 10 dk.	(3,2,3)
Bayramyeri 15 dk.	(3,2,3)
Candoğan 5 dk.	(3,2,3)

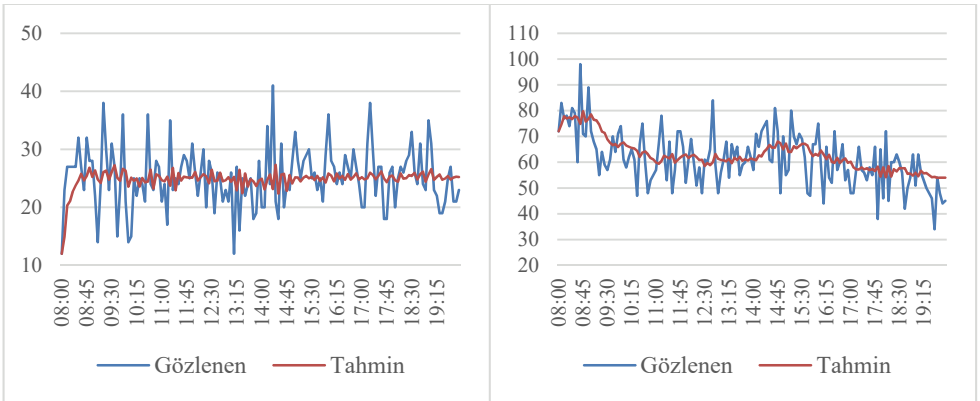
Tablo 6 - Kavşak yaklaşım kollarının p,d,q değerleri (devamı)

	ARIMA (p,d,q)
Candoğan 10 dk.	(3,2,3)
Candoğan 15 dk.	(3,2,3)
Çaybaşı 5dk.	(3,1,3)
Çaybaşı 10dk.	(3,1,3)
Çaybaşı 15dk.	(3,1,3)
Lozan 5dk.	(3,1,1)
Lozan 10dk.	(3,1,1)
Lozan 15dk.	(3,1,1)

ARIMA modelinin 5, 10 ve 15'er dakikalık veri setlerinin tahmin sonuçları her bir yaklaşım kolu için hesaplanarak Şekil 13 – Şekil 18 arasında gösterilmiştir.

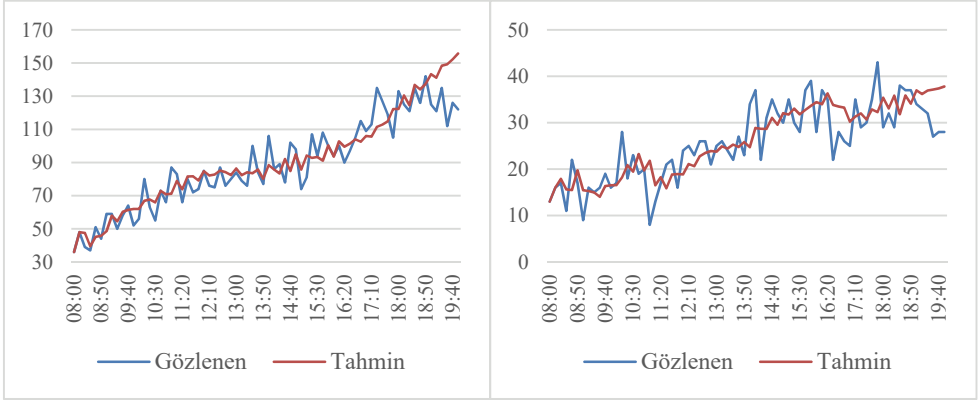


Şekil 13 - Bayramyeri ve Candoğan geliş kolları 5 dakikalık veri tahmini

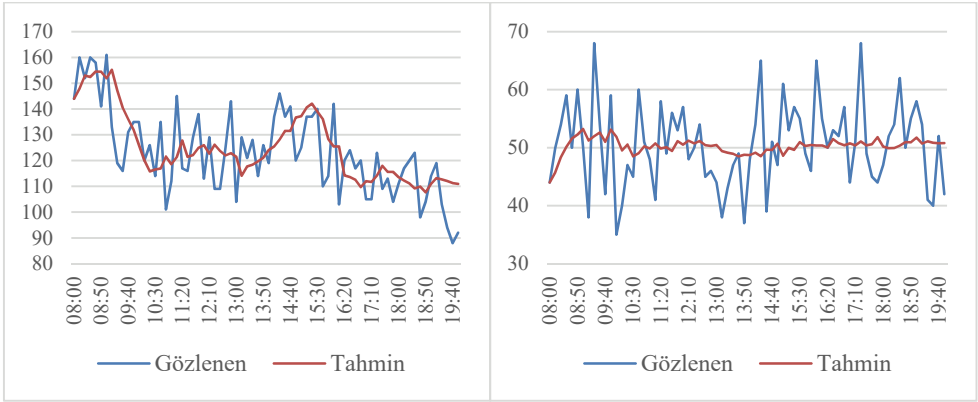


Şekil 14 - Çaybaşı ve Lozan geliş kolları 5 dakikalık veri tahmini

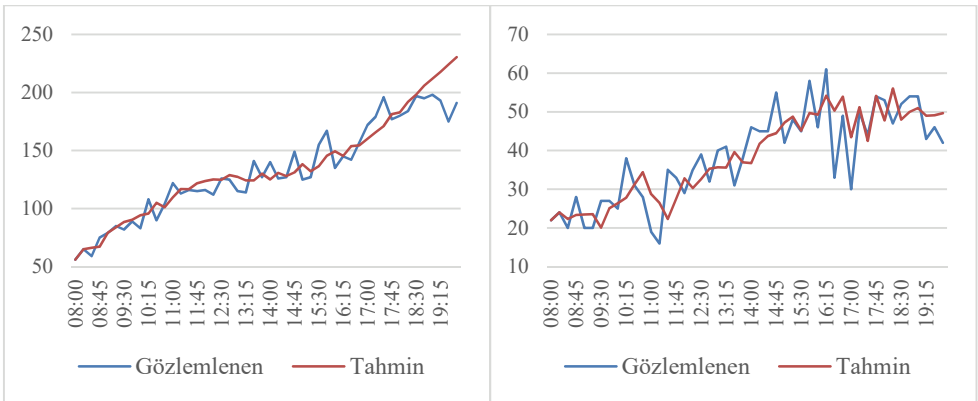
Kısa Zamanlı Trafik Tahmini ile Devre Süresi Optimizasyonu ve Gecikme Analizi



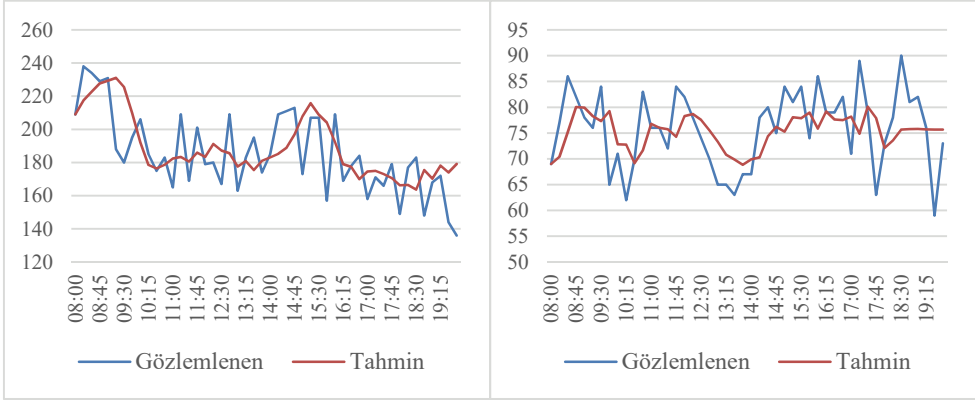
Şekil 15 - Bayramyeri ve Candoğan geliş kolları 10 dakikalık veri tahmini



Şekil 16 - Çaybaşı ve Lozan geliş kolları 10 dakikalık veri tahmini



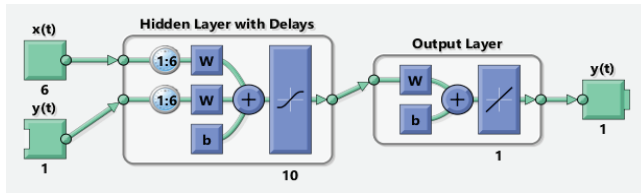
Şekil 17 - Bayramyeri ve Candoğan geliş kolları 15 dakikalık veri tahmini



Şekil 18 - Çaybaşı ve Lozan geliş kolları 15 dakikalık veri tahmini

4.5.2. YSA Metodu

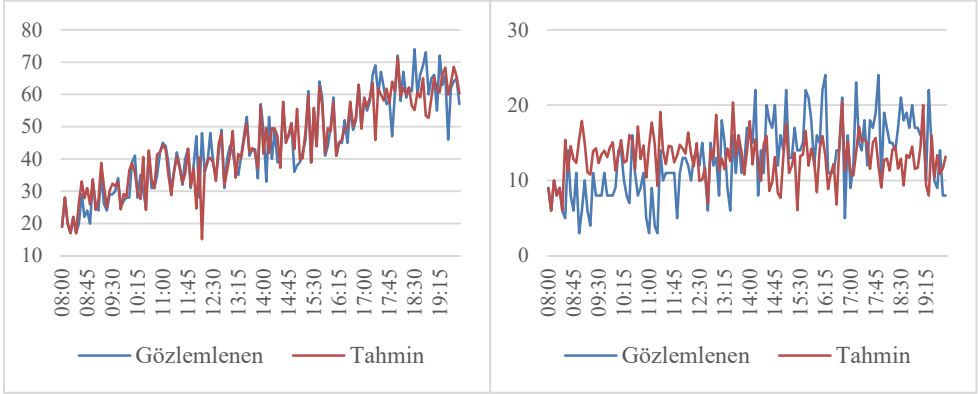
Verilerin analizi için MATLAB programının NTSTOOL isimli araç takımından faydalanılmıştır. Şekil 19'da modelde kullanılan yapay sinir ağı algoritması gösterilmiştir.



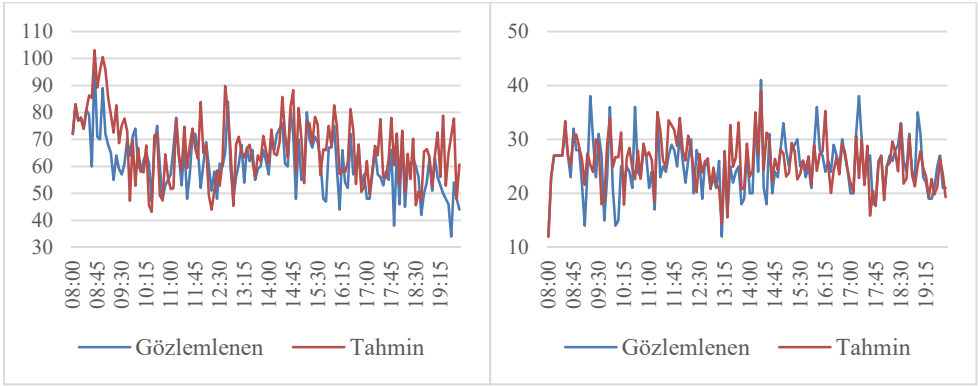
Şekil 19 - Modelde kullanılan yapay sinir ağı algoritması

Veri setleri için lineer olmayan oto-regresif harici girdi (NARX) algoritması uygun görülmüştür. Veri setleri %70 eğitim, %15 doğrulama ve %15 test olacak şekilde ayrılmıştır. Veri seti Levenberg-Marquardt geri yayılım algoritması ile eğitilmiştir. Optimizasyon algoritmaları arasında sıkça tercih edilen Levenberg-Marquardt geri yayılım algoritmasının seçilmesinin nedeni; kısa dönemli veya orta dönemli veri setlerinde hızlı, kararlı ve tutarlı bir sonuca ulaşılmasına yardımcı olmasından kaynaklanmaktadır. Uygulama esnasında ağıın gizli katman sayısı kullanıcı tarafından belirlenmektedir. Çalışmada uygulanan gizli katman sayısı, bu katmanlardaki nöron sayısı ve kullanılan aktivasyon fonksiyonu da deneme yanılma ile bulunmaktadır. Yapılan denemeler sonrasında gizli katman sayısının 10, gecikme sayısının 6 olarak alınmasının uygun olacağı değerlendirilmiştir. Az sayıda gizli katman seçilmesi durumunda ağdaki genelleme yeteneğinin yükseldiği görülmektedir. Çok sayıda nöron seçilmesi durumunda ise ağıın eğitim yeteneğinde artma gözlenmektedir. Bununla birlikte ağa çok sayıda gizli katman eklenmesi, hesaplama sayısının artmasına neden olmaktadır. Her veri seti için aynı eğitimler gerçekleştirilip, regresyon analizlerinin uyum grafikleri incelenmiştir. YSA modelinin veri setlerinin tahmin sonuçları her bir yaklaşım kolu için hesaplanarak Şekil 20 – Şekil 25 arasında gösterilmiştir.

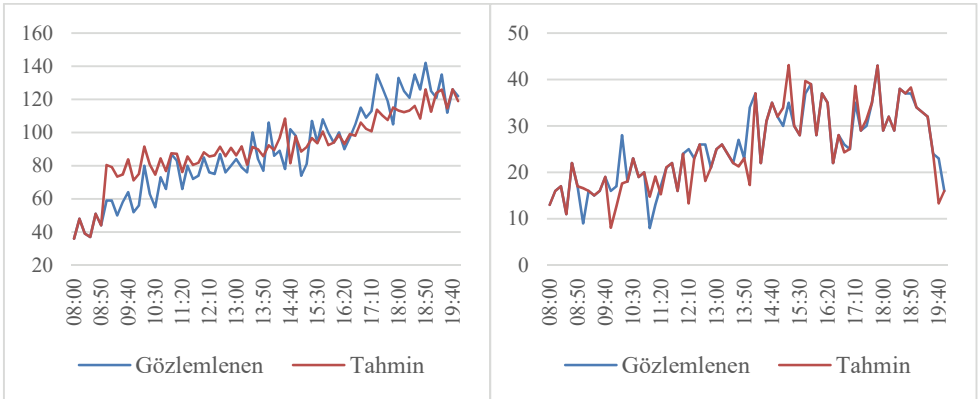
Kısa Zamanlı Trafik Tahmini ile Devre Süresi Optimizasyonu ve Gecikme Analizi



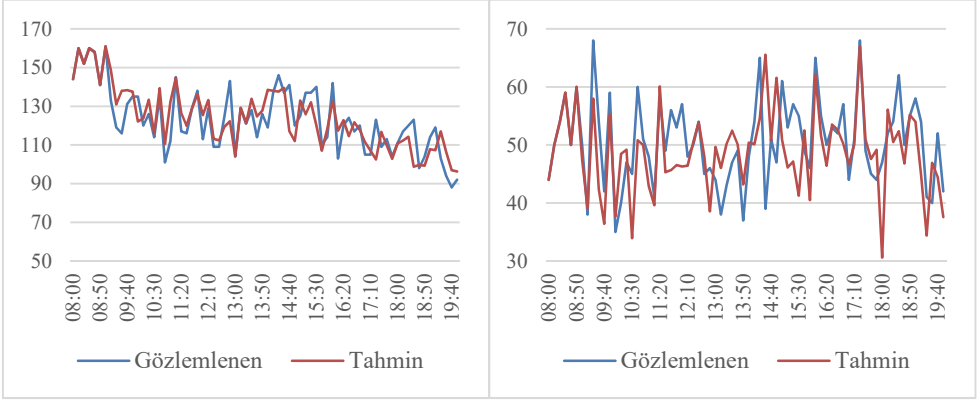
Şekil 20 - Bayramyeri ve Candoğan geliş kolu 5 dakikalık YSA tahmini



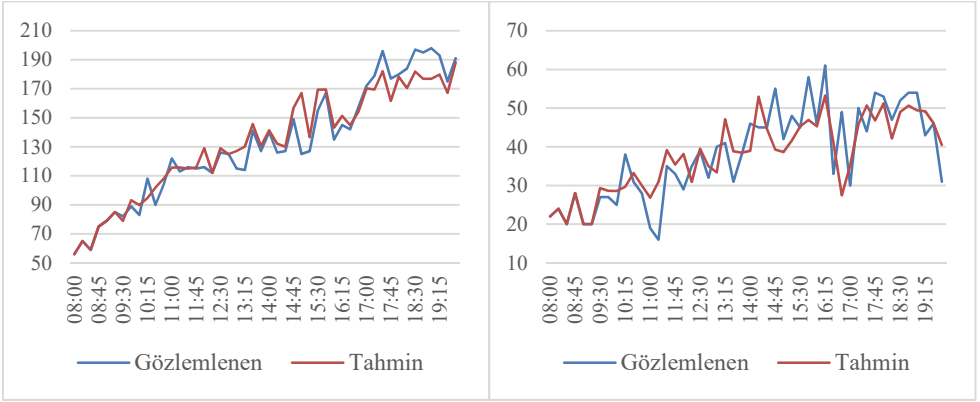
Şekil 21 - Çaybaşı ve Lozan geliş kolu 5 dakikalık YSA tahmini



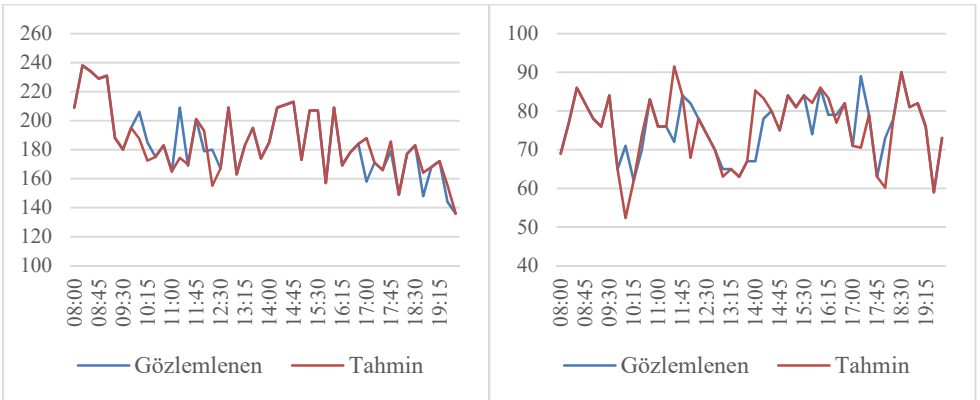
Şekil 22 - Bayramyeri ve Candoğan geliş kolu 10 dakikalık YSA tahmini



Şekil 23 - Çaybaşı ve Lozan geliş kolu 10 dakikalık YSA tahmini



Şekil 24 - Bayramyeri ve Candoğan geliş kolu 15 dakikalık YSA tahmini



Şekil 25 - Çaybaşı ve Lozan geliş kolu 15 dakikalık YSA tahmini

4.6. Tahmin Sonuçları

YSA ve ARIMA modellerinin tahmin sonuçlarını karşılaştırmak için MAPE ve RMSE hata değerleri üzerinde karşılaştırma yapılacaktır. Mutlak ortalama yüzde hata (MAPE) denklemi (9) ve hata karelerinin ortalamasının karekökü (RMSE) denklemi (10)'da verilmiştir;

$$MAPE = \frac{1}{p} \cdot (\sum_j [(t_j - o_j) / t_j]) \cdot 100 \quad (9)$$

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{p} \cdot \sum_j [(t_j - o_j)^2]} \quad (10)$$

Denklemlerde yer alan “t” gerçek zamanlı veri, “o” tahmin verisi, “p” ise toplam veri sayısını ifade etmektedir.

ARIMA ve YSA yöntemleriyle yapılan kısa zamanlı trafik tahminlerinde, ARIMA modelinin seriyi geç yakaladığı ve serinin tepkilerine geç cevap verdiği gözlenmektedir. Bu nedenle kısa zamanlı tahmin aşamalarında hata düzeyleri gerçekleşen değerler ile fark çıkarmaktadır. Bununla birlikte YSA ile yapılan modele bakıldığında, modelin seriyi yakalamak için sert hareketleri gözlenmekte ve serinin yapmış olduğu kısa vadeli hareketleri uzun vadeli hareketlermiş gibi hesaplamaya çalışmaktadır. Bu nedenle gerçekleşen değerler ile YSA modeli arasında da fark gözlemlenmiştir.

Tablo 7’de ARIMA ve YSA modellerinin hata karşılaştırma değerleri gösterilmektedir. Tablo 6’da 5 dakikalık veri setinde YSA ve ARIMA yönteminin hata oranları birbirlerine göre bir üstünlük göstermez iken, 10 ve 15 dakikalık veri setlerinde YSA hata oranlarının ARIMA hata oranlarına daha başarılı olduğu görülmektedir.

Tablo 7 - ARIMA ve YSA modellerinin hata değerlerinin karşılaştırması

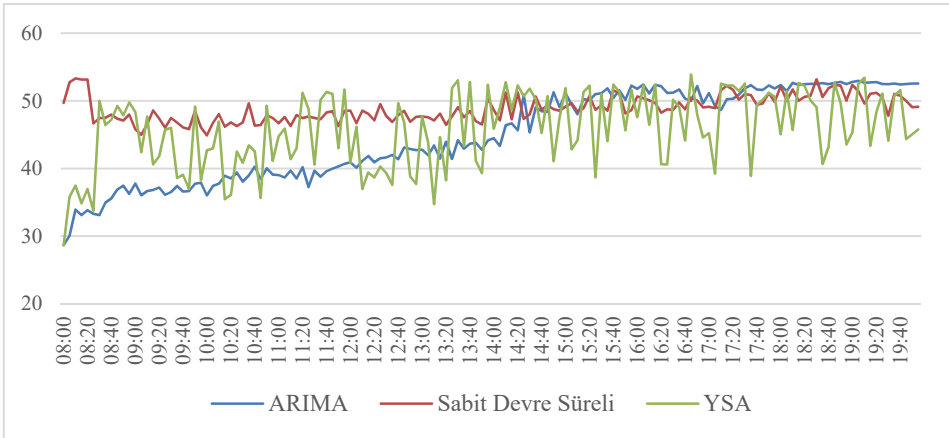
	ARIMA	ARIMA	YSA	YSA
	MAPE (%)	RMSE	MAPE (%)	RMSE
Bayramyeri Geliş (5 dk)	41	6	9	7
Candoğan Geliş (5 dk)	30	4	43	5
Çaybaşı Geliş (5 dk)	12	9	15	12
Lozan Geliş (5 dk)	17	5	13	5
Bayramyeri Geliş (10 dk)	8	9	13	12
Candoğan Geliş (10 dk)	17	5	9	4
Çaybaşı Geliş (10 dk)	8	12	6	10
Lozan Geliş (10 dk)	11	7	11	7
Bayramyeri Geliş (15 dk)	7	11	6	11
Candoğan Geliş (15 dk)	16	7	15	7
Çaybaşı Geliş (15 dk)	8	19	2	10
Lozan Geliş (15 dk)	11	7	4	7

4.7. Kavşak Gecikme İyileşmesi

Kavşakların sinyal sürelerinin optimizasyonu için birçok yöntem bulunmaktadır. Bu çalışmada devre süresi optimizasyonu Webster ve Cobbe [15] tarafından bulunan denklem (8) kullanılmıştır. YSA ve ARIMA yöntemleriyle yapılan kısa zamanlı trafik tahminleri kol bazlı ve kavşak geneli taşıt gecikme değerleri çıkartılmıştır. Optimizasyon çalışmasında 5, 10 ve 15'er dakikalık tahminler saatlik hacimlere dönüştürülerek optimum devre ve yeşil süreleri hesaplanmıştır. Böylece kavşağın izole sistemden adaptif sisteme dönüştürülmesi durumunda YSA ve ARIMA modellerinde sağlanan kavşak geneli taşıt gecikme değerleri hesaplanmıştır. Kavşaktaki gecikme iyileşmesi için 7 adımlı optimizasyon tekniği uygulanmıştır.

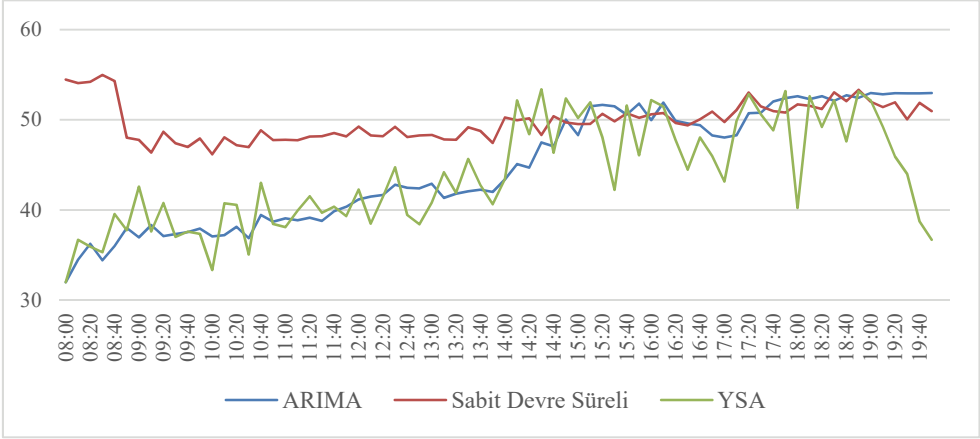
- Tahminleme sonucu elde edilen trafik hacimlerinin (5, 10 ve 15 dakikalık) saatlik trafik hacmine dönüştürülmesi
- Şerit sayılarının ve doymun akım değerlerinin belirlenmesi
- Hacim/Kapasite oranlarının bulunması
- Faz sayısı ve kayıp sürelerin belirlenmesi
- Webster yöntemi ile optimum devre süresinin belirlenmesi
- Yaklaşım kollarına göre yeşil süresinin dağıtılması
- Webster yöntemi ile kol bazlı ve kavşak geneli gecikme analizi

5 dakikalık tahmin verileriyle hesaplanan kavşak geneli gecikme değerleri Şekil 26'da verilmiştir. Sabah zirve saatlerden gün içi saatlere kadar ARIMA model tahminleri daha iyi bir sonuç gösterirken, YSA 5 dakikalık tahmin analizlerinden elde edilen gecikme değerleri kararsızlık göstermektedir. Fakat akşam saatleri ve akşam zirve saatleri için trafik yoğunluğunun her bir yaklaşım kolu içi artması, yan kolların (Lozan ve Candoğan geliş) tek şerit olmasından dolayı tahmin değerlerinden elde edilen gecikme sonuçları mevcut gecikme değerlerine yaklaşıdır.



Şekil 26 - 5 dakikalık tahmin verileriyle hesaplanan kavşak geneli gecikme değerleri (sn/taşıt)

10 dakikalık tahmin verileriyle hesaplanan kavşak geneli gecikme değerleri Şekil 27’de verilmiştir. Sabah zirve saatlerden gün içi saatlere kadar ARIMA model tahminleri daha iyi bir sonuç gösterirken, YSA 5 dakikalık tahmin analizlerine göre daha iyi bir sonuç sergilemektedir. Fakat akşam zirve saatlerinde YSA tahminlerine göre hesaplanan gecikme değerleri daha başarılı olduğundan sabah zirve saatlerindeki gibi bir iyileşme gözlemlenmektedir. Ancak ARIMA tahminlerinden elde edilen gecikme değerleri mevcut ile aynı seviyelerde görülmektedir.



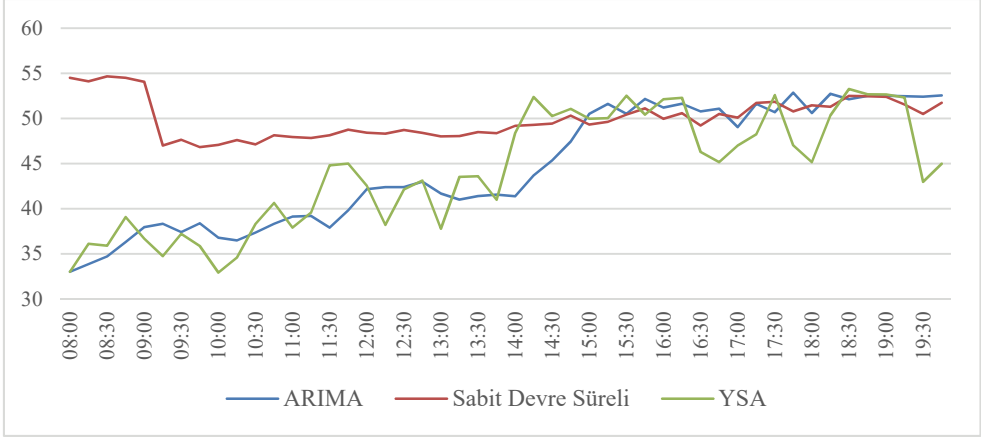
Şekil 27 - 10 dakikalık tahmin verileriyle hesaplanan kavşak geneli gecikme değerleri (sn/taşı)

15 dakikalık tahmin verileriyle hesaplanan kavşak geneli gecikme değerleri Şekil 28’de verilmiştir. Sabah zirve saatlerden gün içi saatlere kadar ARIMA model tahminleri daha iyi bir sonuç gösterirken, YSA 5 dakikalık tahmin analizlerine göre daha iyi bir sonuç sergilemektedir. Fakat akşam zirve saatlerinde YSA tahminlerine göre hesaplanan gecikme değerleri daha başarılı olduğundan sabah zirve saatlerindeki gibi bir iyileşme gözlemlenmektedir. Ancak ARIMA tahminlerinden elde edilen gecikme değerleri mevcut ile aynı seviyelerde görülmektedir.

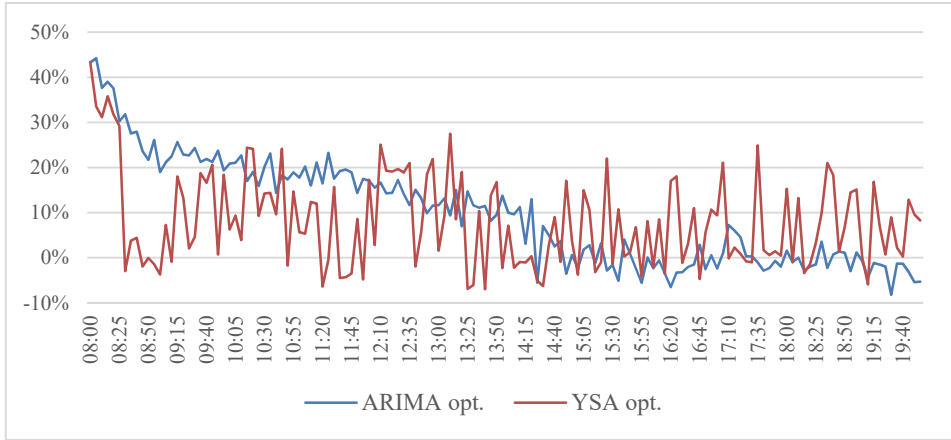
Sonuç olarak çalışmada Mimar Sinan kavşağının bir günlük 08:00-20:00 saatleri arasındaki 5, 10 ve 15’er dakikalık araç sayımları ARIMA ve YSA yöntemleri ile kısa zamanlı tahmin edilmiş, Webster yöntemi ile devre süresi optimizasyonu yapılmış ve Webster gecikme yöntemi ile gecikme performans analizi gözlemlenmiştir.

Tahmin sonuçlarında günlere göre veri setlerinin başarılı olma durumu göz önünde bulundurularak 5 dakikalık veri seti için yapılan gecikme iyileştirmeleri Şekil 29’da gösterilmektedir. 5 dakikalık tahmin sonuçları doğrultusunda sabah zirve saatleri ARIMA yönteminin gecikme iyileştirmeleri %20 ile %40 arasında iken, YSA modellenen gecikme iyileştirmelerinde başarısız sonuçlar göstermektedir. Saat 12:00-13:00 arasında ARIMA ve YSA %10-%25 arası iyileştirme sergilemektedir. Fakat 5 dakikalık veri seti için ARIMA yöntemi YSA’ya göre daha kararlı bir sonuçlar sergilemektedir. Fakat saat 14:00 sonrası ve akşam zirve saatlerinde ARIMA %5’ten fazla iyileşme sergilemez iken, YSA %6 kötüleşme ile %25 iyileşme arasında performans sergilemektedir. 5 dakikalık veri setinde sabah zirve

ve öğleden önce saatlerde ARIMA ve YSA da başarılı iyileştirme oranları görünürken, öğleden sonra zirve saat dışında ve akşam zirve saatlerindeki gecikme yüzdelerinin düşmesinin nedeni akşam saatlerinde trafik yoğunluğu arttığından, modellerin tahmin sonuçları olumsuz etkilenmektedir, dolayısıyla gecikme iyileştirme yüzdelerinde düşüşler gözlenmektedir.



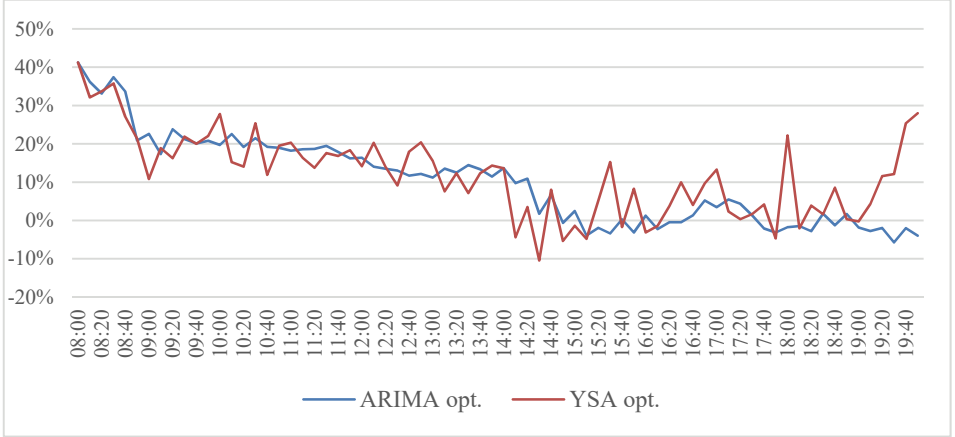
Şekil 28 - 15 dakikalık tahmin verileriyle hesaplanan kavşak geneli gecikme değerleri (sn/taşıtlık)



Şekil 29 - 5 dakikalık kavşak geneli gecikme iyileştirme yüzdeleri

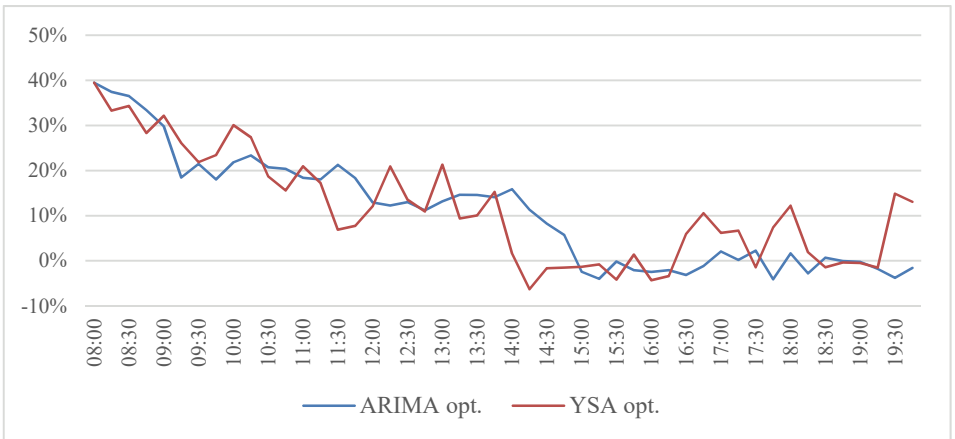
10 dakikalık veri seti için yapılan gecikme iyileştirmeleri Şekil 30'da gösterilmektedir. 10 dakikalık tahminleme sonuçları doğrultusunda sabah ve öğlen saatleri için ARIMA yönteminin gecikme iyileştirmeleri %12 ile %41 arasında iken, YSA modellenmiş gecikme iyileştirmeleri %14 ile %41 arasında performans sergilemektedir. Öğleden sonra ve akşam saatlerinde ise ARIMA modeli kötüleşme sergilemektedir. YSA modeli ise %10 kötüleşme

ile %25 iyileşme arasında performans sergilemektedir. Fakat YSA'nın 10 dakikalık veri setindeki tahminleme sonuçları ARIMA'ya göre daha başarılı olduğundan gecikme iyileşmeleri saat 19:00 sonrasında başarılı sonuçlar göstermektedir.



Şekil 30 - 10 dakikalık kavşak geneli gecikme iyileştirme yüzdeleri

15 dakikalık veri seti için yapılan gecikme iyileştirmeleri Şekil 31'de gösterilmektedir. 15 dakikalık tahminleme sonuçları doğrultusunda sabah zirve saatleri ve öğlen saatleri için ARIMA modeli gecikme iyileştirmeleri %11 ile %35 arasında iken, YSA modeli gecikme iyileştirmeleri %10 ile %33 arasında performans sergilemektedir. Akşam zirve saatleri için YSA modeli %10 kötüleşme ile %25 iyileşme arasında performans sergilemektedir. Her iki modelin akşam zirve saatlerine doğru iyileşme oranlarında düşüş görülmesinin sebebi ise kavşak yoğunluğunun artması ve yan kolların (Lozan ve Candoğan caddeleri) tek şerit olmasından kaynaklanmaktadır. Fakat YSA tahmin sonuçlarının başarılı olmasından dolayı gecikme iyileşmeleri akşam zirve saatleri de başarılı sonuçlar göstermektedir.



Şekil 31 - 15 dakikalık kavşak geneli gecikme iyileştirme yüzdeleri

5. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

5.1. Sonuçlar

Bu çalışmada uygulama bölgesi olarak seçilen Denizli ili Mimar Sinan kavşağında akıllı ulaşım sistemleri kapsamında değişken devre süreli çalıştırılabilecek sinyalizasyon sistem parametrelerinin belirlenmesi amacı ile kısa zamanlı trafik tahmin algoritmalarının performansları test edilmiştir. Bu amaçla seçilen ARIMA ve YSA modellerinin tahmin performansları tahmin edilen trafik değerlerine bağlı olarak hesaplanan optimize devre süresi ve gecikme sürelerindeki iyileşmeler dikkate alınarak değerlendirilmiştir. Bu modellerin pratik uygulamasında gerçek zamanlı verilere ve kentsel ağlardan gelen trafik akışı gibi tarihsel trafik verileri gerekmektedir. Bu trafik verilerinin bir veri tabanında depolanması gerekmektedir. Pratik uygulama için birkaç hafta, tercihen bir sezon boyunca geçmiş verilere ihtiyaç vardır. Geçmiş veriler, önerilen yöntemlerin uygulanabilmesi ve yeni bir veri tabanı oluşturmak için birkaç hafta boyunca toplanmalıdır.

Çalışmadan çıkarılan sonuçlar şu şekildedir;

- Kısa zamanlı trafik tahmini modellerinden genellikle YSA modeli, ARIMA modeline göre daha duyarlı sonuçlar elde etmektedir. YSA modeli analiz edildiği zaman ise tahmin sonuçlarının hata değerlerine göre 10 ve 15 dakikalık verilerde daha başarılı sonuçlar elde ettiği gözlemlenmiştir (Bkz. Tablo 8).

Tablo 8 - ARIMA ve YSA modellerinin RMSE hata değerlerinin karşılaştırması

	ARIMA	YSA
Bayramyeri Geliş (5 dk)	6	7
Candoğan Geliş (5 dk)	4	5
Çaybaşı Geliş (5 dk)	9	12
Lozan Geliş (5 dk)	5	5
Bayramyeri Geliş (10 dk)	9	12
Candoğan Geliş (10 dk)	5	4
Çaybaşı Geliş (10 dk)	12	10
Lozan Geliş (10 dk)	7	7
Bayramyeri Geliş (15 dk)	11	11
Candoğan Geliş (15 dk)	7	7
Çaybaşı Geliş (15 dk)	19	10
Lozan Geliş (15 dk)	7	7

- Kavşağın mevcut ve tahmin sonuçlarının gecikmeleri hesaplanırken dünyada yaygın olarak kullanılan Webster yöntemi seçilmiştir. Mevcut durumda kavşak sabit devre süresi ile oynatıldığı için herhangi bir optimizasyon yapılmamıştır. Tahmin sonuçları ile gecikme hesapları yapılırken 5, 10 ve 15'er dakikalık periyotlar ile

alınan trafik verileri saatlik hacimlere dönüştürülerek gecikme hesapları yapılmıştır. (bkz Tablo 9)

Tablo 9 - ARIMA ve YSA modellerinin 5, 10 ve 15'er dakikalık trafik hacimlerine göre gecikme iyileşme oranları (%)

	5 dk.		10 dk.		15 dk.	
	ARIMA	YSA	ARIMA	YSA	ARIMA	YSA
08:00-09:00	33	17	34	32	37	34
09:00-10:00	22	10	21	18	22	26
10:00-11:00	19	13	20	19	22	23
11:00-12:00	18	3	18	17	19	13
12:00-13:00	14	16	13	16	12	14
13:00-14:00	11	7	13	12	14	14
14:00-15:00	5	2	7	1	10	-2
15:00-16:00	-1	4	-2	3	-2	-1
16:00-17:00	-2	6	1	4	-2	2
17:00-18:00	1	5	2	3	0	5
18:00-19:00	0	8	-1	6	0	3
19:00-20:00	-3	6	-3	13	-2	6

- YSA ve ARIMA modellerinden elde edilen tahmin verileriyle yapılan devre süresi optimizasyonu ve gecikme analizlerinde sabah zirve saatlerinde her iki modelde de iyileşmeler gözlemlenirken, akşam zirve saatlerinde artan trafik yoğunluğu ve özellikle ana arterde trafik hacminin artması ve yan kolların tek şerit olması gecikme iyileşmelerinin düşük çıkmasına hatta kötüleşmesine neden olmaktadır.
- Zirve dışı saatler ve akşam zirve saatlerinde YSA yönteminden elde edilen sonuçların gecikme iyileşme oranları, ARIMA yöntemine göre daha başarılı çıkmıştır. Sabah zirve saatleri için ARIMA ve YSA birbirlerine yakın sonuçlar çıkarmaktadırlar.
- ARIMA ve YSA yöntemlerinin tahmin sonuçları ve sonuçlardan elde edilen gecikme iyileştirme analizleri incelendiğinde YSA yönteminin ARIMA'ya göre daha başarılı olduğu görülmüştür.

Kaynaklar

- [1] Kunzli, N., Kaiser, R., Medina, S., Studnicka, M., Chanel, O., Filliger, P., Herry, M., Horak Jr., F., Puybonnieux-Texier, V., Quenel, P., Schneider, J., Seethaler, R.,

- Vergnaud, J.C., Sommer, H., "Public-Health Impact Of Outdoor And Traffic-Related Air Pollution: A European Assessment", *The Lancet*, 795-801, (2000).
- [2] Tufan, H. "Akıllı Ulaşım Sistemleri Uygulamaları Ve Türkiye İçin Bir Aus Mimarisi Önerisi", Ankara: T.C. Ulaştırma Denizcilik ve Haberleşme Bakanlığı, (2014).
- [3] Vlahogianni, E.I., Karlaftis, M.G., Golias, J.C., "Short term traffic forecasting: Where we are and where we're going", *Transportation Research Part C*, 3-19, (2014).
- [4] Vlahogianni, E.I., Golia, J.C., Karlaftis, M.G., "Short-term traffic forecasting: Overview of objectives and methods", *Transport reviews*, 533-557, (2004).
- [5] Box, G.E.P., Jenkins, G.M., "Time Series Analysis: Forecasting and Control". San Francisco, (1970).
- [6] Dickey, D. Fuller, W., "Distribution Of The Estimators For Autoregressive Time Series With A Unit Root", *Journal of the American Statistical Association*, 427-431, (1979).
- [7] Kwiatkowski, D., Phillips, P. C. B., Schmidt, P., Shin, Y., "Testing for the Null of Stationarity Against the Alternative of a Unit Root", *Journal of Econometrics*, 54, 159-178, (1992).
- [8] Akaike, H., "A New Look at the Statistical Model Identification", *IEEE Transactions On Automatic Control*, AC-19, No. 6, 716-723, (1974).
- [9] Öztemel, E., "Yapay Sınır Ağları", İstanbul: Papatya Yayıncılık, (2012).
- [10] Pursula, M., Niittymäki, J., "Saturation Flows At Signal-Group-Controlled Traffic Signals", *Transportation Research Record*, 1572, 233-970, (1996).
- [11] Akçelik, R., "Traffic Signals: Capacity and Timing Analysis", *Australian Road Research Board*, Research Report, (1993).
- [12] Kimber, R.M., McDonald, M., Hounsell, N.B., "The Prediction Of Saturation Flows For Road Junctions Controlled By Traffic Signals", *Transport and Road Research Laboratory Research Report*, 67, (1986).
- [13] Yayla, N., "Karayolu Mühendisliği", Birsen Yayınevi, 211, (2002).
- [14] Scraggs D.A., "Determination Of Passenger Car Equivalent Of Goods Vehicle In Single Lane Flow At Traffic Signals", *Crowthorne: Road Research Laboratory Report LN/573IDAS*, (1964).
- [15] Webster, F. V., Cobbe, B. M. "Traffic Signal", *Road Research Technical Road Research Laboratory*, 56,(1966).

Türk Deprem Yönetmelikleri (DBYBHY ve TBDY) Spektrum Tanımlarının Deprem Yalıtım Sistemi Tasarımı Özelinde Karşılaştırılması

Hicran ERDOĞDU¹
Esengül ÇAVDAR²
Gökhan ÖZDEMİR³

ÖZ

Bu çalışmada, Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği ve Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkında Yönetmelik koşulları dikkate alınarak tasarlanmış deprem yalıtımlı bir yapı modeli için, spektrum tanımındaki değişime bağlı olarak maksimum yalıtım birimi deplasmanının nasıl etkilendiği incelenmiştir. Yapıdaki deprem yalıtım sistemi kurşun çekirdekli kauçuk yalıtım birimlerinden oluşurken, seçilen ve ölçeklenen deprem kayıtlarına ait yatay bileşenlerin eş zamanlı etkisine maruz bırakılmıştır. Analizler, çevrimsel yüklemeye altında yalıtım birimindeki dayanım kaybını dikkate alan ve almayan durumlar için tekrarlanmıştır. Yalıtım birimi dayanımını temsilen Q/W oranı ve yapının inşa edileceği alan seçilen parametrelerdir. Sonuç olarak, her iki deprem yönetmeliğinin tanımladığı spektrum eğrilerine göre tasarlanan yalıtım birimlerinin maksimum deplasmanlarında yapı koordinatına bağlı olarak farklılaşma %50 mertebelerine varabilmektedir. Yalıtım birimindeki dayanım kaybının dikkate alındığı durumlar için bu farklılaşmanın daha da fazla olduğu kaydedilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Deprem yalıtımı, dinamik analiz, kurşun çekirdekli kauçuk yalıtım birimi.

ABSTRACT

Comparison of Design Spectra in Turkish Earthquake Codes (TEC and TBEC) in Terms of Seismic Isolator Design

In this study, for a seismically isolated structural model designed in accordance with the design spectra defined by both Turkish Earthquake Codes 2007 and 2018, variation of

Not: Bu yazı

- Yayın Kurulu'na 2 Nisan 2020 günü ulaşmıştır. 2 Ekim 2020 günü yayımlanmak üzere kabul edilmiştir.
- 30 Kasım 2021 gününe kadar tartışmaya açıktır.

• <https://doi.org/10.18400/tekderg.713068>

1 Eskişehir Teknik Üniversitesi, Lisansüstü Eğitim Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Ana Bilim Dalı Eskişehir
hicranerdogdu@eskisehir.edu.tr - <https://orcid.org/0000-0002-5218-1857>

2 Eskişehir Teknik Üniversitesi, Sismik İzolatör Test Laboratuvarı, Eskişehir -
esengulcavdar@eskisehir.edu.tr - <https://orcid.org/0000-0003-1497-0908>

3 Eskişehir Teknik Üniversitesi, Sismik İzolatör Test Laboratuvarı, Eskişehir -
gokhan_ozdemir@eskisehir.edu.tr - <https://orcid.org/0000-0002-2962-2327>

maximum isolator displacement was studied. The isolation system in the structure was composed of lead rubber bearings. Selected and scaled ground motion records were used to perform bi-directional analyses where both horizontal components of records were subjected to analytical model, simultaneously. Analyses were repeated for both deteriorating and non-deteriorating hysteretic representations of isolators. Considered parameters were Q/W ratio of the isolator and the construction site. Results showed that analyses based on design spectra of different versions of Turkish Earthquake Code may lead to variation in maximum isolator displacements up to 50% depending on the coordinate of the structure. It is also observed that use of deteriorating hysteretic representation for seismic isolators will result in even higher variations in maximum isolator displacements.

Keywords: Seismic isolation, dynamic analysis, lead rubber bearing.

1.GİRİŞ

Deprem yalıtımı teknolojisi, olası bir deprem sırasında meydana gelebilecek hem yapısal hem de yapısal olmayan hasarlara karşı binaları korumayı amaçlayan bir uygulamadır. Bu uygulamadaki temel hedef, yapının depreme karşı dayanımını artırmak yerine oluşacak sismik talebi azaltmaktır. Bu amaçla kullanılan yapı malzemelerine deprem yalıtım birimi adı verilmektedir. Dünya genelinde en çok kullanılanları, kurşun çekirdekli kauçuk yalıtım birimi ve sürtünmeli sarkaç tipi yalıtım birimidir. Her iki tip yalıtım biriminin kullanılmasındaki sebep yatay doğrultudaki rijitliklerinin kullanıldıkları yapının yanal rijitliğine kıyasla çok düşük olmasıdır. Bu sayede, yapının titreşim periyodu uzamakta ve olası kuvvetli yer hareketlerinin yıkıcı etkilerinin yüksek olduğu periyot aralığından uzaklaşılması mümkün olmaktadır [1]. Ancak, yapı davranışındaki söz konusu iyileşmenin bedeli, deprem yalıtım sistemi seviyesinde oluşan yüksek merteye deplasman değerleri olarak karşımıza çıkmaktadır. Bu sebeple yalıtım sisteminin maksimum deprem seviyesi altında yapabileceği en büyük yer değiştirme olan maksimum yalıtım birimi deplasmanının (MİD) doğru belirlenmesi büyük önem taşır. MİD'in belirlenmesi için deprem şartnameleri [2-5] tarafından önerilen ve yaygın olarak kullanılan yöntemler şunlardır: (i) eşdeğer deprem yükü yöntemi (EDYY); (ii) zaman tanım alanında doğrusal olmayan (ZTADO) dinamik analiz yöntemi. EDYY genellikle ön tasarım aşamasında kullanılan bir yöntem olmakla beraber sınırlı koşullar altında kesin tasarım amaçlı da kullanılabilir. Öte yandan, ZTADO dinamik analiz yöntemi ise her koşulda kesin tasarım amacıyla kullanılmaktadır. EDYY, belirli bir deprem senaryosu için hazırlanan tasarım spektrumunun ve kullanılacak deprem yalıtım birimlerine ait eşdeğer rijitlik ve sönüm değerlerinin dikkate alındığı bir hesap yöntemidir. Bu yöntemde, deprem yalıtım biriminin doğrusal olmayan kuvvet-deplasman ilişkisi yerine, basitleştirilmiş eşdeğer elastik özellikleri kullanılmaktadır. ZTADO dinamik analiz yönteminde ise belirlenen tasarım spektrumu ile uyumlu deprem kayıtlarının seçilmesi ve ölçeklendirilmesi söz konusudur. Deprem kayıtları kullanılarak analiz edilen yapısal modeldeki deprem yalıtım birimi davranışı, deneysel verilere dayanan doğrusal olmayan kuvvet-deplasman ilişkileri ile tanımlanır. Bu nedenle, ZTADO dinamik analiz yönteminin gerçek davranışa en yakın yapısal tepkileri verdiği kabul edilir [6].

Deprem yalıtımlı yapılarda MİD belirlemek üzere hangi yöntem tercih edilirse edilsin, farklı yöntemler kullanılarak elde edilen deplasman değerleri birbirleri ile uyumlu olmalıdır. Böylelikle tercih edilen yöntemin doğru bir şekilde uygulandığı kontrol edilmiş olur.

Literatürde EDYY ve ZTADO dinamik analiz yönteminin kıyaslanması amacıyla yürütülen çok sayıda çalışma vardır. Örneğin, Pant vd. [7] çalışmalarında EDYY ile elde edilen sonuçların doğruluğunu değerlendirmek amacıyla birçok farklı parametre için ZTADO dinamik analiz hesap yönteminden elde edilen sonuçları kıyaslamıştır. Sonuç olarak deprem kaydı seçimi ve ölçeklendirme yönteminin dinamik analiz sonuçlarını ve buna bağlı olarak EDYY'nin doğruluk oranını önemli derecede etkilediğini belirtmişlerdir. Fadi ve Constantinou [8] tarafından yürütülen çalışmada, EDYY ile elde edilen MİD farklı zemin sınıflarını temsilen seçilen iki farklı deprem seti için çok sayıda dinamik analiz yürüterek doğrulanmıştır. Özdemir ve Constantinou [9] ise ZTADO dinamik analizlerde kullanılan deprem kayıtlarının ölçeklendirilmesi için önerdikleri yöntem neticesinde elde ettikleri MİD ile EDYY'den elde edilenleri kıyaslamışlardır. Yazarlar, önerdikleri ölçekleme yöntemi kullanıldığında her iki yöntemin de birbirine çok yakın sonuçlar verdiğini göstermişlerdir.

Deprem yalıtımlı yapı tepkilerini belirlemek için literatürde yer alan çalışmalara bakıldığında öne çıkan bir diğer önemli nokta da dinamik analizlerin tek doğrultulu [10-12] ya da çift doğrultulu [13-15] deprem etkileri altında yürütülmesidir. Özdemir ve Akyüz [16] çift ve tek doğrultulu deprem etkileri altında yürüttükleri analizler sonucunda MİD'in ne ölçüde etkilendiğini göstermek üzere, çift doğrultulu analizler ile edilen yalıtım birimi deplasmanlarını tek doğrultulu analizlerden elde edilenler ile kıyaslamışlardır. Yazarlar, depremin her iki yatay bileşeninin eş zamanlı olarak kullanıldığı çift doğrultulu analizlerde elde edilen MİD'in tek doğrultulu analizlere göre %20'lere varan miktarda artış gösterebileceğini vurgulamışlardır. Ancak, Özdemir ve Akyüz [16] analizlerinde deprem yalıtım birimleri için çevrimsel yüklemeye bağlı dayanım kaybının dikkate alınmadığı bir kuvvet-deplasman ilişkisi kullanmışlardır. Diğer taraftan, deprem yalıtım birimlerinin çevrimsel yükleme sırasında hareket boyunca kademeli olarak dayanım kaybına uğradığı bilinmektedir [17-21]. Kurşun çekirdekli kauçuk yalıtım birimlerinde (KÇKİ) söz konusu dayanım kaybının sebebi, çevrimsel hareket sırasında kurşun çekirdekteki sıcaklık artışına bağlı olarak kurşunun ilk dayanımında azalma olmasıdır. Sürtünmeli sarkaç tipi deprem yalıtım biriminde ise gözlenen dayanım kaybının sebebi sürtünen yüzeylerdeki sıcaklık artışına bağlı olarak sürtünme katsayısının azalmasıdır. Özdemir [22] tarafından KÇKİ'nin kullanıldığı deprem yalıtımlı bir yapı modeli dikkate alınarak yürütülen çalışmada, yalıtım birimi davranışını idealize etmek için hem dayanım kaybı olan hem de olmayan kuvvet-deplasman ilişkileri kullanılmıştır. Çift doğrultulu deprem etkilerine maruz bırakılan yapısal modelden elde edilen sonuçlar, yalıtım birimi deplasmanlarında sadece çift/tek doğrultulu deprem etkisine bağlı artış olmadığı, aynı zamanda kurşun çekirdekteki sıcaklık değişimine bağlı da artış olduğu raporlanmıştır. Özdemir [22] ayrıca yalıtım birimi deplasmanlarındaki artış miktarının zemin tipine bağlı olarak da değiştiğini göstermiştir.

Kısaca özetlenmeye çalışılan literatür taramasına baktığımızda, deprem yalıtımlı yapıların tasarımı amacıyla yapılacak hesaplamalarda yalıtım birimi davranışının nasıl modellendiği, analizlerin çift/tek doğrultulu deprem etkileri altında yürütülüp yürütülmediği, hangi hesap yönteminin tercih edildiği, tasarım spektrumu ile uyumlu deprem kayıtlarının seçimi ve ölçeklendirilmesi gibi faktörlerin analiz sonuçları üzerinde etkili olduğu görülmektedir. Bu durumda, söz konusu etkenlerde yapılacak herhangi bir değişiklik, tasarımı da etkileyecektir. Bu açıdan bakıldığında, Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkında Yönetmelik (DBYBHY) [23] ve Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği (TBDY) [2] arasında hem EDYY hem de ZTADO dinamik analiz yönteminde ortak olarak kullanılan önemli değişimlerden biri tasarım spektrumunun tanımlanması aşamasında meydana gelmiştir.

DBYBHY 'de [23] deprem bölgesine dayalı bir tanımlama kullanılmakta iken, yeni şartname ile Türkiye Deprem Tehlike Haritası (TDTH) [24] vasıtasıyla yapının koordinatına bağlı bir tasarım spektrumu tanımlanır hale geçilmiştir. Yolcu vd. [25] tarafından yürütülen çalışmada TBDY [2] dikkate alınarak deprem yalıtımlı yapılar için temsili tasarım değerleri ışığında yalıtım birimi deplasmanı ve kesme kuvveti ilişkileri çalışılmıştır. Ancak, söz konusu çalışmada DBYBHY [23] tarafından önerilen tasarım spektrumu değerlerinin güncellenmesi sonrasında yalıtım birimi deplasman değerlerinde nasıl bir değişimin oluştuğuna ilişkin değerlendirme yapılmamıştır. Bu çalışmanın amacı, eski ve yeni deprem şartnamemizdeki tasarım spektrumu tanımındaki değişikliğe bağlı olarak deprem yalıtım birimi tasarımındaki farklılaşmanın mertebesini deprem yalıtımlı yapı tasarımında en önemli yapısal tepki olan maksimum yalıtım birimi deplasmanı üzerinden ortaya koymaktır.

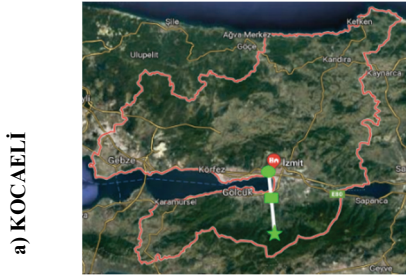
2. YÖNTEM

Bilindiği üzere, DBYBHY [23] deprem yalıtımlı yapıların tasarım ilkelerini içermiyor, bu konuda uluslararası şartnamelere atıf yapıyordu. Ancak, özel yapılar için sahaya özgü spektrum analizi yapılmasını belirtiyor ve elde edilecek spektrum eğrisinin hiçbir zaman DBYBHY'de [23] tanımlanan spektrum değerinden daha düşük olamayacağı vurgulanıyordu. Bu açıdan bakıldığında, DBYBHY'de [23] tanımlanan spektrum eğrisi özellikle uzun periyot bölgesinde çoğu durumda sahaya özel oluşturulan ve uluslararası şartnameler tarafından tanımlanan spektrum eğrilerinden daha yukarıda kalmaktaydı [16, 26]. Bu durumda, uluslararası şartnamelere uygun olarak tasarımı yapılan binalar için DBYBHY'de [23] verilen spektrum eğrisi kullanılmak durumunda kalınıyordu. Sunulan bu çalışmada da incelenen yapısal modelin inşa edileceği bölge için sahaya özel oluşturulan spektrum eğrisinin hem DBYBHY [23] hem de TDTH [24] tarafından önerilen spektrum eğrilerinden daha düşük olduğu kabulü yapılmıştır.

Tablo 1- Seçilen il ve ilçelerin DBYBHY'ye göre deprem bölgeleri

Şehir	İsimlendirme	İlçe	Deprem Bölgesi	
			İlçe	İl
KOCAELİ	K1	İzmit	1	1
	K2	Başiskele	1	
	K3	Başiskele	1	
İSTANBUL	İ1	Fatih	2	1
	İ2	Zeytinburnu	1	
	İ3	Sarıyer	3	
ERZURUM	E1	Yakutiye,Palandöken	2	2
	E2	Palandöken	2	
	E3	Aziziye,Yakutiye	2	
VAN	V1	Tuşba,İpekyolu	2	2
	V2	İpekyolu,Edremit	2	
	V3	Tuşba	2	

Tablo 2- Türkiye Deprem Tehlike Haritasından a) Kocaeli, b) İstanbul, c) Erzurum, d) Van illeri için seçilen noktalar, koordinatları ve tasarım spektral ivme katsayısı değerleri



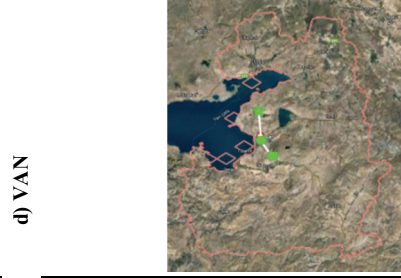
	K1	K2	K3
Enlem	40.77	40.70	40.58
Boylam	29.94	29.94	29.94
S_{d1}	1.392	1.503	1.051



	İ1	İ2	İ3
Enlem	41.01	41.00	41.19
Boylam	28.97	28.90	29.01
S_{d1}	0.861	0.928	0.625



	E1	E2	E3
Enlem	39.90	39.85	40.03
Boylam	41.27	41.31	41.11
S_{d1}	0.960	1.098	0.652



	V1	V2	V3
Enlem	38.50	38.45	38.67
Boylam	43.39	43.44	43.34
S_{d1}	0.620	0.584	0.909



: 1 numaralı konum



: 2 numaralı konum



: 3 numaralı konum

TDTH'ye [24] göre, farklı alanlara inşa edilecek binalar birbirinden farklı harita spektral ivme katsayılarına sahip olurken, DBYBHY'ye [23] göre aynı deprem bölgesi içinde seçilen farklı noktalar için aynı etkin yer ivmesi katsayısı (A_0) kullanılmaktaydı. Bu çalışmada, eski yönetmeliğe göre aynı deprem bölgesinde bulunan farklı noktalar seçilerek, bu noktalar üzerinde yeni yönetmelikteki tasarım spektrumu tanımında meydana gelen değişimlerin analizler sonucunda elde edilecek yalıtım birimi deplasmanlarında sebep olacağı değişim incelenecektir. Bu amaçla, deprem tehlikesi yüksek, farklı coğrafi bölgelerimizde yer alan 4 farklı ilimiz için deprem yalıtım birimi tasarımı hem EDYY hem de ZTADO dinamik analiz yöntemi kullanılarak yapılmıştır. Bu illerimiz, İstanbul, Kocaeli, Erzurum ve Van olarak seçilmiştir. Ayrıca, her il için 3 farklı konum dikkate alınmıştır. Seçilen bu noktalar rastgele belirlenmiş olup, tercih edilen konumlar çalışma açısından özel herhangi bir önem arz etmemektedir. Buradaki temel amaç, il sınırları içerisinde farklı koordinatlara sahip

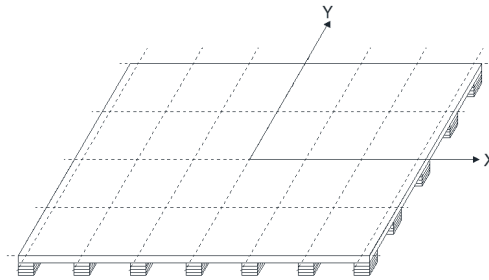
noktaların dikkate alınmış olmasıdır. Bu bölgelerdeki zemin tiplerinin DBYBHY [23] için Z4, TBDY [2] için ise ZD olduğu kabulü yapılmıştır. Tablo 1’de seçilen coğrafi noktaların DBYBHY’ye [23] göre hangi deprem bölgelerinde olduğu belirtilmiştir. Çalışma kapsamında incelenen konumların isimlendirilmesi için önce buldukları ilin baş harfi sonrasında da kaçınıcı nokta olduklarını temsil eden sayı gelmektedir. Örneğin, İ1, İ2 ve İ3 sırasıyla İstanbul’da dikkate alınan 1., 2. ve 3. noktaları temsil etmektedir. Belirlenen bölgelerin koordinatları ve uzun periyot için tasarım spektral ivme katsayıları (S_{d1}) ise TDTH [24] web uygulaması (<https://tdth.afad.gov.tr/>) aracılığı ile elde edilmiş ve Tablo 2’de sunulmuştur.

Elde edilecek sonuçların KÇKİ dayanımına ne ölçüde duyarlı olduğunu belirleyebilmek için yalıtım biriminin karakteristik dayanımının üzerindeki bina ağırlığına oranı (Q/W) ayrıca bir parametre olarak seçilmiştir. Bu nedenle, Q/W değerleri 0.100, 0.125 ve 0.150 olan üç farklı durum için analizler tekrarlanmıştır. Deprem yalıtım periyodu olarak 3 s seçilmiştir. KÇKİ özellikleri için oluşturulan kuvvet-deplasman eğrileri, çevrimsel yükleme sırasında yalıtım biriminde gözlenen dayanım kaybını göz önüne alan ve almayan durumlar için ayrı ayrı oluşturulmuş ve bu modelleme yaklaşımının MİD üzerindeki etkisi de incelenmiştir. Yürütülen ZTADO dinamik analizlerde kullanılan deprem kayıtlarının seçimi ve ölçeklendirilmesi şartname hükümlerini sağlayacak şekilde yapılmıştır. Seçilen her bir deprem kaydına ait her iki yatay bileşen eş zamanlı olarak incelenen yapısal modele etki ettirmek suretiyle çift doğrultulu analizler yapılmıştır.

3. DEPREM YALITIMLI YAPI MODELİ

3.1. Üst Yapı Modeli

Deprem yalıtımlı yapı tasarımında deprem etkisi altında doğrusal olmayan davranışın sadece deprem yalıtım sistemi seviyesinde görüldüğü, üst yapının ise elastik sınırlar içinde kalarak rijit bir davranış sergilediği kabul edilmektedir. Bu sebeple bu çalışmada sadece yalıtım birimi tepkisine odaklanmak adına üst yapı için mümkün olduğu kadar basit bir yapısal model tercih edilmiştir. Bu kapsamda, üst yapı rijit bir döşeme olarak modellenmiştir. Benzer modelleme yaklaşımı daha önce farklı çalışmalarda da tercih edilmiştir [27, 11]. OpenSees [28] yapısal analiz programı kullanılarak modellenen deprem yalıtımlı binanın plandaki boyutları birbirine eşit 4 açıklığa sahip kısa doğrultuda 36m, 6 açıklığa sahip uzun doğrultuda ise 54m’dir. Rijit döşemenin ağırlığı, 73000 kN’luk toplam bina ağırlığını temsil edecek

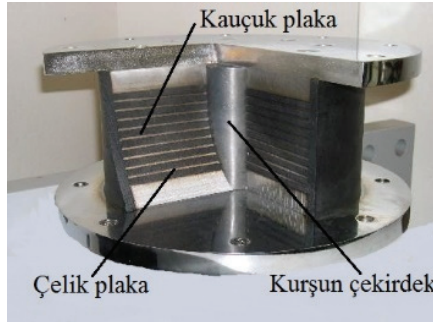


Şekil 1- Deprem yalıtımlı yapı modeli

şekilde düğüm noktalarına eşit olarak dağıtılmıştır. İncelenen yapısal modelde toplam 35 adet KÇKİ bulunmaktadır. Kullanılan yapı modelinin görseli Şekil 1’de verilmiştir. Yalıtım birimleri, OpenSees [28] analiz programındaki “Zero Length Element” isimli bağlantı elemanı vasıtasıyla rijit döşemeye bağlanmıştır. Başlangıç ve bitiş koordinatları aynı olan bu bağlantı elemanının özelliği, herhangi bir eleman uzunluğu tanımlanmasına ihtiyaç duyulmadan arzu edilen malzeme davranışının (kuvvet-deplasman ilişkisinin) bu elemanlara atanabiliyor olmasıdır.

3.2. Deprem Yalıtım Sistemi

İncelenen yapıdaki deprem yalıtım sisteminin KÇKİ’den oluştuğu kabulü yapılmıştır. Bu yalıtım birimi tipi, üst üste sıralanmış kauçuk ve çelik plakaların ortasından yükseklik boyunca geçen bir kurşun çekirdekten oluşmaktadır (Şekil 2). Kauçuk, yalıtım biriminin yatay rijitliğinin belirlenmesinden sorumlu iken kurşun çekirdek de yalıtım biriminin yüksek oranda enerji sönmülmesini sağlar. Bu durumda, deprem yalıtımı periyodunun (T_{iso}) hesabı kauçuk özelliklerine, yalıtım biriminin dayanımı (Q/W oranı) ise kurşun çekirdek özelliklerine bağlı olarak değişim göstermektedir. Analizler sonrasında elde edilecek sonuçların gerçekçi durumları temsil edebilmesi için seçilen Q/W ve T_{iso} değerlerinin de gerçekçi olması gerekmektedir. Bu durumda, deprem yalıtım sisteminin tasarımını domine eden yalıtım birimi deplasmanlarının kabul edilebilir sınırlar içinde kalması için Dicleli [29] tarafından Q/W ve T_{iso} için önerilen değerler dikkate alınmıştır. Seçilen Q/W ve T_{iso} değerleri kullanılarak İstanbul, Erzurum, Kocaeli ve Van illeri için farklı yalıtım birimi tasarımları yapılmıştır. Kocaeli için seçilen koordinatlardan elde edilen Tablo 2’de verilen tasarım spektral ivme katsayısı (S_{d1}) değerlerinin diğer illere göre daha büyük değerler alması dolayısıyla gerekli stabiliteyi sağlayabilmek amacıyla yalıtım birimi geometrisi büyütülmüştür. Tasarlanan KÇKİ’lerin özellikleri Tablo 3’de sunulmuştur.



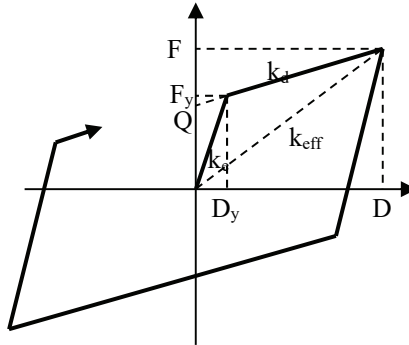
Şekil 2- Kurşun çekirdekli kauçuk yalıtım birimi [30]

Tablo 3’de kullanılan α (k_d/k_e), yalıtım biriminin akma sonrası rijitliğinin elastik rijitliğine oranını, F_y , akma kuvvetini, r_L , kurşun çekirdek yarıçapını, D_b , yalıtım birimi çapını, h_L , yalıtım birimi yüksekliğini, t_s , toplam çelik plaka kalınlığını ve D , ise eşdeğer deprem yükü yöntemi ile her iki yönetmelik için ayrı hesaplanan maksimum yalıtım birimi deplasmanını temsil etmektedir. Tablo 3’de verilen değerler EDYY kullanılarak elde edilmiştir. EDYY yeni yönetmelikte değişen tasarım koşulları dikkate alınarak her iki

yönetmelik için ayrı ayrı yürütülmüştür. EDYY iteratif bir yöntemdir ve çözüme başlayabilmek için Q/W , T_{iso} , D_y (akma deplasmanı) ifadelerine ihtiyaç duyulmaktadır [31]. Yürütülen bu çalışmada, KÇKİ'e ait kuvvet-deplasman eğrilerinin tasarımı için kullanılan D_y değeri 25mm olarak seçilmiştir [9]. Şekil 3'te verilen temsili kuvvet-deplasman eğrisinde k_d , akma sonrası rijitliği, k_{eff} , eşdeğer rijitliği, temsil etmektedir. Dinamik analizlerde kullanılan yalıtım birimlerine ait kuvvet-deplasman ilişkilerini tanımlamak için Tablo 3'te verilen değerler Şekil 3 yardımıyla görselleştirilebilir.

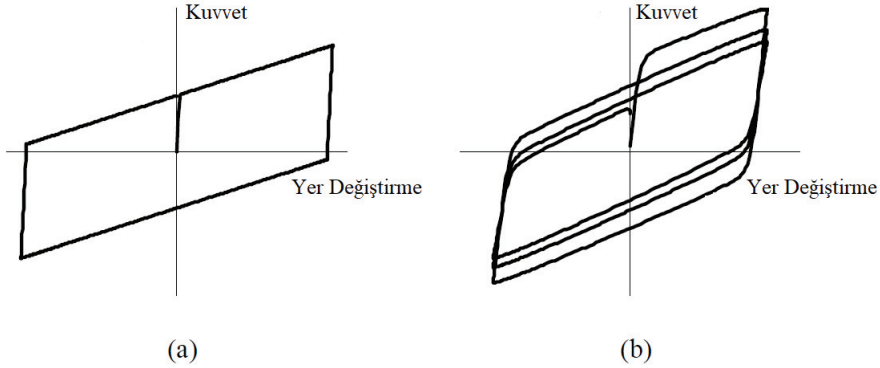
Tablo 3- Tasarlanan kurşun çekirdekli kauçuk yalıtım birimi özellikleri

İl	Q/W	r_L (mm)	α (k_d/k_e)		F_y (kN)		D (mm)					
			Isınma Etkisi Yok	Isınma Etkisi Var	Isınma Etkisi Yok	Isınma Etkisi Var	DBHYBHY (2007)			TBDY (2018)		
							1	2	3	1	2	3
$T_{iso} = 3$ s; $D_b = 1143$ mm; $k_d = 935.1$ N/mm $h_L = 757$ mm; $t_s = 225$ mm												
KOCAELİ	0.100	81.5	0.101	0.077	231.9	304.9	832			937	1055	596
	0.125	91.1	0.082	0.062	284.1	375.3	712			820	929	507
	0.150	99.8	0.070	0.052	336.2	445.7	612			724	825	437
$T_{iso} = 3$ s; $D_b = 965.2$ mm; $k_d = 933.1$ N/mm $h_L = 537$ mm; $t_s = 159$ mm												
İSTANBUL	0.100	81.5	0.101	0.077	231.9	304.9	507	832	239	423	483	243
	0.125	91.1	0.082	0.062	284.1	375.3	416	712	216	352	405	225
	0.150	99.8	0.069	0.052	336.2	445.7	359	612	195	325	359	208
ERZURUM	0.100	81.5	0.101	0.077	231.9	304.9	507			512	641	257
	0.125	91.1	0.082	0.062	284.1	375.3	416			431	548	238
	0.150	99.8	0.069	0.052	336.2	445.7	359			376	474	221
VAN	0.100	81.5	0.101	0.077	231.9	304.9	507			240	222	466
	0.125	91.1	0.082	0.062	284.1	375.3	416			222	204	390
	0.150	99.8	0.069	0.052	336.2	445.7	359			206	189	350



Şekil 3- Yalıtım birimi kuvvet-deplasman eğrisi

KÇKİ için ZTADO dinamik analizlerde kullanılmak üzere oluşturulan çift eğrili kuvvet-deplasman ilişkileri için iki farklı model dikkate alınmıştır. İlkinde, tanımlanan kuvvet-deplasman eğrisi herhangi bir dayanım kaybına uğramamaktadır (Şekil 4.a). Şartnamelerde tanımlandığı üzere maksimum yalıtım birimi deplasmanının belirlenmesine yönelik yalıtım biriminin alt sınır özellikleri dikkate alınarak söz konusu kuvvet-deplasman eğrisi oluşturulmuştur. Yalıtım biriminin dayanımını belirlemek için kurşun çekirdeğin akma gerilmesi 10 MPa seçilmiştir [17]. İkincisinde ise kuvvet-deplasman eğrisi çevrimsel yüklemeye altında dayanım kaybına uğramaktadır (Şekil 4.b). Bu dayanım kaybının nedeni kurşun çekirdekdeki sıcaklık artışıdır.



Şekil 4- KÇKİ için (a) dayanım kaybı göstermeyen ve (b) dayanım kaybı gösteren kuvvet-deplasman eğrisi [32]

Sıcaklık artışına bağlı olarak kurşun çekirdeğin akma dayanımının kademeli olarak azaldığı kuvvet-deplasman ilişkisi, KÇKİ'lerin test sonuçlarından elde edilen gerçek davranışı temsil etmektedir. Şekil 4.b'de görüldüğü üzere, harekete maruz bırakılan yalıtım biriminin dayanımı hareket boyunca sabit kalmayıp, her bir yüklemeye döngüsü boyunca sürekli azalım göstermektedir. Bu davranış, grafik üzerinde daralarak kaydedilen kuvvet-deplasman ilişkisi ile görülmektedir. Yapılan deneysel çalışmalar neticesinde, yalıtım biriminin ilk dayanımını bulmak için 10 MPa olarak belirlenen kurşunun akma gerilmesi değerinin %35 oranında artırılması gerektiği vurgulanmıştır [33]. Bu durumda, kurşunun ilk akma gerilmesi 13.5 MPa olarak seçilmiş ve Kalpakidis ve Constantinou [18,19] tarafından geliştirilen ifadeler kullanılarak her bir yüklemeye adımında bu değer güncellenmiştir. Yalıtım biriminin karakteristik dayanımı, kurşun çekirdek çapı ve akma gerilmesinin çarpımına eşit olduğundan, kurşun çekirdek çapı sabitken akma gerilmesinin artan sıcaklığa bağlı olarak azalması sonucunda yalıtım biriminin dayanımı düşmektedir. Her bir yüklemeye adımı için sürekli olarak güncellenen yalıtım birimi dayanımı, hareket boyunca sabit kalmak yerine kademeli olarak azalmaktadır. Hesap için kullanılan ifadeler Denklem (1-4) kullanılarak tanımlanmıştır. Denklem (1)'de kurşun çekirdekdeki sıcaklık artışına bağlı olarak, kurşunun anlık akma gerilmesi hesap edilirken Denklem (2-4) arasında kurşun çekirdekte meydana gelen anlık sıcaklık artışı hesaplanmaktadır.

$$\sigma_{YL}(T_L) = \sigma_{YL0} * \exp(-E_2 T_L) \quad (1)$$

$$\dot{T}_L = \frac{\sigma_{YL}(T_L) \sqrt{Z_x^2 + Z_y^2} \sqrt{\dot{U}_x^2 + \dot{U}_y^2}}{\rho_L c_L h_L} - \frac{k_s T_L}{r_L \rho_L c_L h_L} \left(\frac{1}{F} + 1.274 \left(\frac{t_s}{r_L} \right) (t^+)^{-1/3} \right) \quad (2)$$

$$F = \begin{cases} 2 \left(\frac{t^+}{\pi} \right)^{1/2} - \frac{t^+}{\pi} \left[2 - \left(\frac{t^+}{4} \right) - \left(\frac{t^+}{4} \right)^2 - \frac{15}{4} \left(\frac{t^+}{4} \right)^3 \right], & t^+ < 0.6 \\ \frac{8}{3\pi} - \frac{1}{2(\pi t^+)^{1/2}} \left[1 - \frac{1}{3(4t^+)} + \frac{1}{6(4t^+)^2} - \frac{1}{12(4t^+)^3} \right], & t^+ \geq 0.6 \end{cases} \quad (3)$$

$$t^+ = \frac{a_s t}{r_L^2} \quad (4)$$

Denklemlerde kullanılan $\sigma_{YL}(T_L)$ sıcaklığın bir fonksiyonu olarak tanımlanan kurşunun akma gerilmesini, σ_{YL0} kurşunun ilk akma gerilmesini, $E_2=0.069$ sabit bir sayıyı, T_L kurşun çekirdekdeki sıcaklık artışı, \dot{T}_L kurşun çekirdekte meydana gelen anlık sıcaklık değişimini, Z_x ve Z_y birimsiz büyüklükleri, \dot{U}_x ve \dot{U}_y her iki yatay yönde izolatorün maruz kaldığı hızı, ρ_L , c_L , h_L , r_L sırası ile kurşun çekirdeğin yoğunluğunu, özgül ısısını, yüksekliğini ve yarıçapını, k_s , a_s , t_s sırası ile çelik plakaların ısı iletkenliğini, çelik plakaların ısıl genleşme katsayısını, toplam çelik plaka kalınlığını, t^+ boyutsuz zamanı ve F de boyutsuz zamana ait bir parametreyi temsil etmektedir.

4. DEPREM KAYDI SEÇİMİ VE ÖLÇEKLENDİRİLMESİ

Dinamik analizlerde kullanılan deprem kayıtlarının seçimi ve ölçeklendirilmesi işleminin elde edilecek sonuçları önemli ölçüde etkilediği yapılan çalışmalarda ortaya konulmuştur [32, 34-36]. Özellikle deprem yalıtımlı yapılarda, maksimum yalıtım birimi deplasmanlarını belirlemek üzere yürütülen analizlerde kullanılacak deprem kayıtlarının seçiminde şartname esaslarına (deprem büyüklüğünün, zemin koşullarının, faya olan mesafenin benzer olması) ilave olarak seçilen deprem kayıtlarına ait pik yer hızı (peak ground velocity, PGV) değerinin de uyumlu olması gerektiği vurgulanmıştır [35]. Seçilen kayıtların ölçeklendirilmesine yönelik yapılan çalışmalarda ise öncelikle deprem kayıtlarına ait spektrum eğrilerinin tasarım spektrumu ile uyumlu hale getirilmesi daha sonra da şartname esaslarının uygulanması üzerinde durulmuştur [9,13,31,34,36]. Ayrıca, sismik izolasyonlu yapı analizlerinde kullanılan deprem kayıtlarına uygulanacak ölçek katsayılarının üst limiti üzerinde duran Ozdemir ve Gulkan [32] yaptıkları araştırma sonucunda söz konusu değerlerin PGV'ye bağlı olarak farklılaşması gerektiğini göstermiştir. Bu çalışmanın amacı doğrultusunda yürütülen ZTADO dinamik analizlerde kullanılmak üzere seçilen ve ölçeklenen deprem kayıtları için yürütülen işlemlerde yukarıda özetlenen tüm kriterlere dikkat edilmiştir. Buna göre, deprem büyüklüğü, fay kırığına olan uzaklık ve yerel zemin koşulları deprem kaydı seçim kriteri olarak dikkate alınmıştır. Deprem kayıtlarının moment büyüklüğü (M_w) 6.5 ile 7.6 arasında, fay kırığına uzaklıkları (R) 20km'den az, zemin tabakasının en üst 30m'lik kısmındaki kayma dalgası hızı (V_s) değeri 180m/s ile 360m/s arasında olacak şekilde seçim yapılmıştır. TBDY'ye [2] göre dinamik analizlerde kullanılmak üzere 11 adet deprem kaydı çifti seçilmiş ve bunların en fazla 3 tanesinin aynı depreme ait olmasına dikkat edilmiştir. Her ne kadar DBYBHY [23] 7 adet deprem kaydının kullanılmasına izin verse de, kıyaslamalı olarak sunulacak analiz sonuçlarının deprem kaydı sayısı ve seçilen depremin karakteristik özelliklerinden etkilenmemesi adına hem DBYBHY [23] hem de TBDY [2] için aynı deprem kayıtları kullanılmıştır. Tablo 4, dinamik analizler için seçilen ve PEER [37] kuvvetli yer

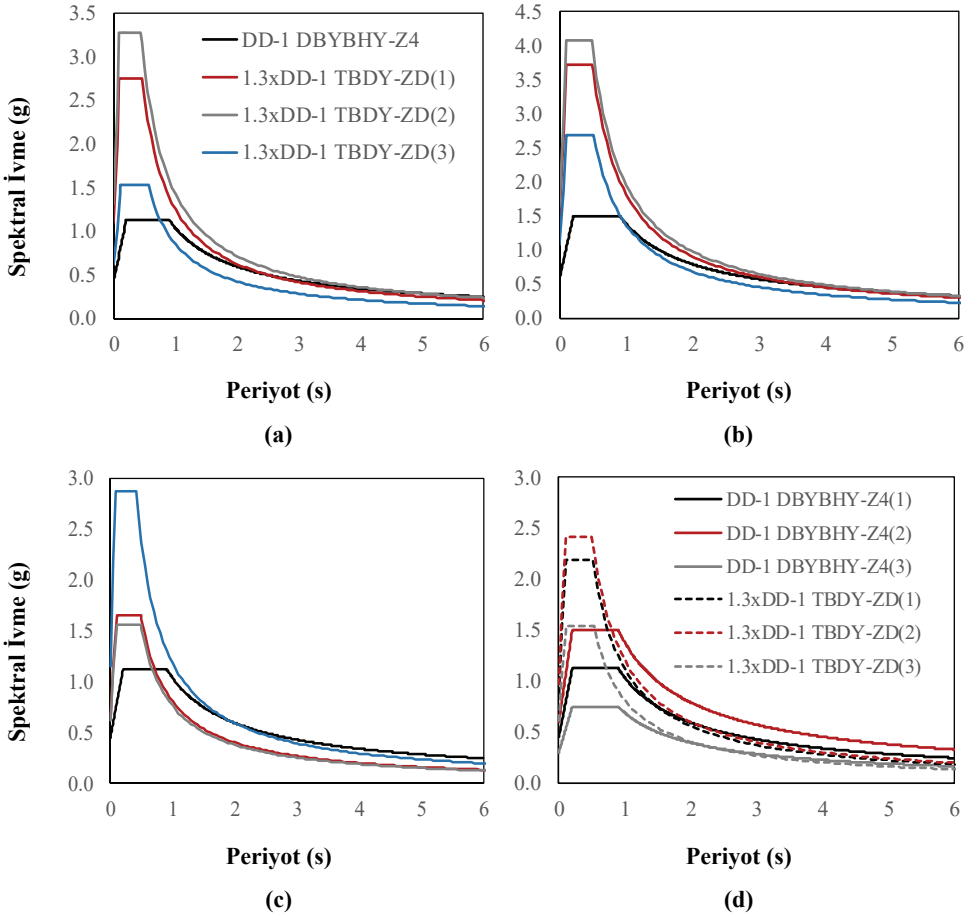
hareketi veri bankasından indirilen deprem kayıtlarına ait özellikleri sunmaktadır. Tablo 4’de kullanılan PGA, PGV, PGD değerleri sırasıyla pik yer ivmesi, pik yer hızı ve pik yer deplasmanını temsil etmektedir. Tablo 4’te sıralanan deprem kayıtlarının ZTADO dinamik analizlerde kullanılabilmesi için ölçeklendirilmesi gerekmektedir. Bu kapsamda, seçilen deprem kayıtları hem DBYBHY’de [23] hem de TBDY’de [2] tanımlanan farklı tasarım spektrumları dikkate alınarak ayrı ayrı ölçeklendirilmiştir. TBDY’de [2] sismik izolasyonlu yapıların MİD hesabı için yürütülecek analizlerde DD-1 deprem seviyesine (50 yılda aşılma ihtimali %2) karşılık gelen spektrum eğrisinin kullanılması gerektiği belirtilmektedir. Bu sebeple, TBDY [2] tarafından tanımlanan tasarım spektrumu oluşturulurken TDTH [24] ara yüzü kullanılarak çalışma kapsamında incelenen 4 ildeki 3’er farklı koordinat için DD-1 seviyesi dikkate alınmıştır. Diğer taraftan, DBYBHY’ye [23] uygun bir biçimde tanımlanan spektrum eğrileri ise söz konusu 4 ildeki 3’er farklı koordinatın hangi deprem bölgesinde olduğuna bağlı olarak oluşturulmuştur. Burada vurgulanması gereken husus, DBYBHY [23] tarafından tanımlanan tasarım spektrumu 50 yılda aşılma ihtimali %10 olan depremi temsil etmektedir. 50 yılda aşılma ihtimali %2 olan depreme ait spektrum eğrisinin oluşturulabilmesi için tasarım spektrumuna ait spektral ivme değerleri DBYBHY [23] Bölüm 7.8.1’de tanımlandığı üzere 1.5 kat büyütülmüştür.

Tablo.4- Seçilen deprem kayıtları ve özellikleri

No	Deprem İsmi	Kayıt İstasyonu	Büyüklik (M _w)	R* (km)	Bileşen	PGA (g)	PGV (cm/s)	PGD (cm)
1	Kocaeli	Duzce	7.5	15.4	180	0.31	58.9	44.2
					270	0.36	46.4	17.6
2	Kocaeli	Yarımca	7.5	4.8	060	0.27	65.7	57.2
					330	0.35	62.2	51.1
3	Erzincan	Erzincan	6.7	4.4	NS	0.52	84.0	27.7
					EW	0.50	64.3	21.9
4	Imperial Valley	El Centro Array #4	6.5	7.1	230	0.36	76.5	58.9
					140	0.49	37.4	19.7
5	Imperial Valley	El Centro Array #5	6.5	4.0	230	0.38	90.5	63.0
					140	0.52	46.9	35.3
6	Duzce	Duzce	7.1	6.6	270	0.54	83.5	51.8
					180	0.35	60.0	41.8
7	Imperial Valley	El Centro Array #10	6.5	6.2	050	0.17	47.5	31.1
					320	0.22	41.2	18.0
8	Chi-Chi	CHY024	7.6	9.6	W	0.28	52.9	43.6
					N	0.18	49.0	31.1
9	Duzce	Bolu	7.1	12.0	090	0.82	62.1	13.6
					000	0.73	56.4	23.1
10	Chi-Chi	TCU109	7.6	13.1	N	0.16	53.1	34.8
					W	0.16	50.8	46.5
11	Kobe	KJM	6.9	1.0	000	0.82	81.3	17.7
					090	0.60	74.4	20.0

*Fay kırığına olan en kısa mesafe

Belirtilmesi gereken bir diğer husus da, hem DBYBHY [23] hem de TBDY[2] tarafından önerilen spektrum eğrilerinin olası yakın saha etkilerini gözetmeden hazırlanmış olmalarıdır. Öte yandan, yakın saha kayıtlarına özgü olarak spektrum eğrisinde özellikle uzun periyot bölgesinde farklılaşmalar gözlemlenmektedir [38]. Her ne kadar bu çalışmanın amacı yakın saha etkileri üzerine kurulmasa da, yakın saha etkileri dikkate alınarak hazırlanmış bir spektrum eğrisi ile DBYBHY [23] tarafından önerilen spektrum eğrisinin kıyaslandığı bir çalışmaya ilişkin sonuçlar burada paylaşılmıştır. Zekiöğlü vd. [26] tarafından yürütülen ve İstanbul Sabiha Gökçen Havalimanı deprem yalıtım sistemi tasarımının işlendiği çalışmada DBYBHY [23] tarafından önerilen spektrum eğrisinin uzun periyot bölgesinde yakın saha etkileri dikkate alınarak üretilen spektrum eğrisinden daha büyük spektral ivme değerleri verdiği gösterilmiştir. Bu çalışmada da seçilen noktalar özelinde benzer bir durum olduğu kabulü yapılmıştır [39,40]. Tablo 1 ve 2’de bilgileri paylaşılan konumlar için hem DBYBHY [23] hem de TBDY [2] tanımları gereği dinamik analizlerde kullanılan spektrum eğrileri Şekil 5’te kıyaslamalı olarak sunulmuştur.



Şekil 5 -a) Erzurum b) Kocaeli c) Van d) İstanbul illerinde 1, 2 ve 3 numaralı konumlar için DBYBHY ve TBDY tarafından önerilen spektrum eğrileri.

Bu çalışmada kullanılan ölçekleme yöntemi, birbirini tamamlar mahiyette iki aşamadan oluşmaktadır [9,31,41]. İlk aşamada, deprem kaydına ait birbirine dik her iki yatay doğrultudaki bileşenler için oluşturulan spektrum eğrilerinin geometrik ortalaması alınıp, deprem kaydını temsil eden tek bir spektrum eğrisi oluşturulmaktadır. Bu temsili spektrum eğrisi ile şartnamenin önerdiği spektrum eğrisi arasında uyumu sağlamak için bir hata miktarı tanımlanmaktadır. Bu hata miktarı ε ile ifade edilmekte ve spektrum eğrileri arasındaki farkın kareleri toplamı olarak Denklem (5)'te görüldüğü gibi tanımlanmıştır. Denklem (5)'te a ölçek katsayısını, b_i hesaplamaya katılan periyot değerleri için belirlenen hata miktarının toplam hata miktarına ne ölçüde dahil edileceğini tanımlayan ağırlık katsayısını, n hesaplamaya katılan periyot sayısını, y_i temsili geometrik ortalama spektrumundaki ivme değerlerini ve y_{Ti} ise şartname tarafından tanımlanan tasarım spektrumundaki ivme değerlerini temsil etmektedir. Söz konusu hata miktarını en aza indirecek ölçek katsayısını hesaplayabilmek için Denklem (5)'in ölçek katsayısı a 'ya göre türevini alıp sıfıra eşitlenir ve Denklem (6) elde edilir.

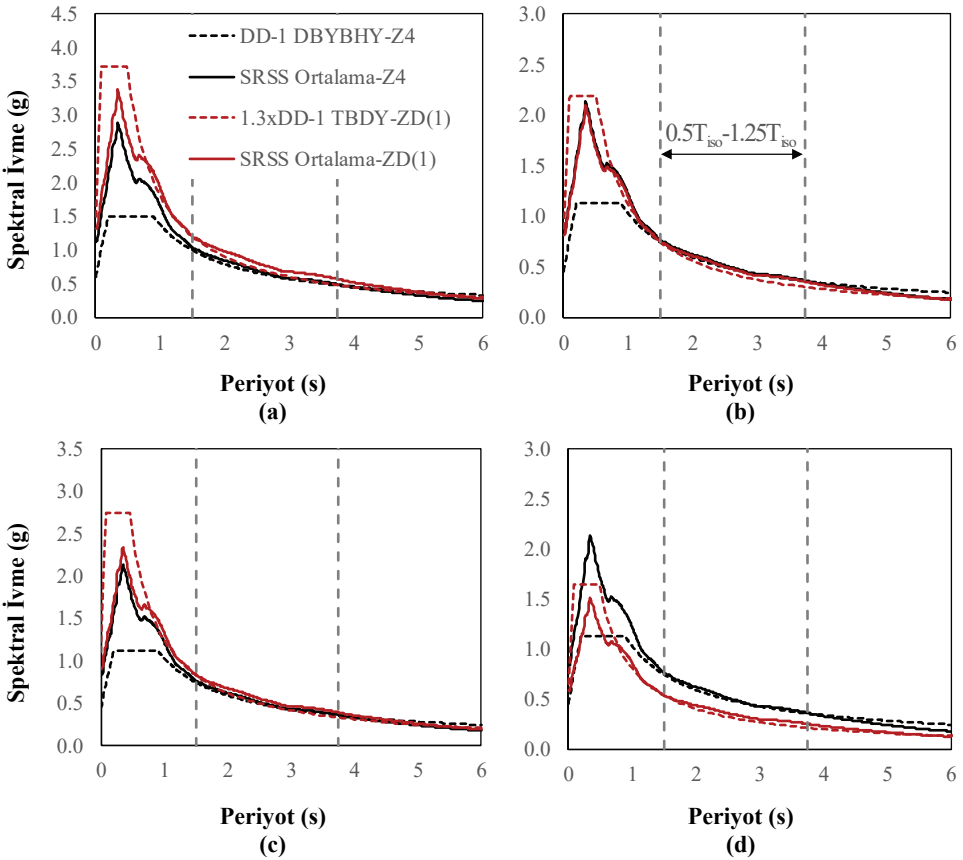
$$\varepsilon = \sum_{i=1}^n b_i (a * y_i - y_{Ti})^2 \tag{5}$$

$$a = \frac{\sum_{i=1}^n b_i y_i y_{Ti}}{\sum_{i=1}^n b_i y_i^2} \tag{6}$$

Tablo 5- DD-1 deprem yer hareketi düzeyindeki tasarım spektrumu için deprem kayıtlarına uygulanan ölçek katsayıları

		Deprem Kayıtları#											
Konum	Deprem Yönetmeliği	Zemin Sınıfı	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
KOCAELİ	DBYBHY	Z4	1,96	1,69	1,40	2,15	1,72	1,79	2,57	2,40	2,27	1,73	1,75
		ZD(1)	2,30	1,94	1,64	2,50	1,96	2,08	3,00	2,76	2,68	1,98	2,07
	TBDY	ZD(2)	2,48	2,09	1,77	2,70	2,12	2,24	3,24	2,98	2,89	2,14	2,24
		ZD(3)	1,73	1,46	1,24	1,89	1,49	1,57	2,27	2,09	2,02	1,50	1,57
İSTANBUL	DBYBHY	Z4(1)	1,45	1,25	1,04	1,59	1,27	1,33	1,90	1,77	1,68	1,28	1,30
		Z4(2)	1,96	1,69	1,40	2,15	1,72	1,79	2,57	2,40	2,27	1,73	1,75
		Z4(3)	0,98	0,84	0,70	1,07	0,86	0,90	1,29	1,20	1,14	0,87	0,88
	TBDY	ZD(1)	1,42	1,20	1,02	1,55	1,22	1,29	1,86	1,71	1,66	1,23	1,28
		ZD(2)	1,52	1,28	1,08	1,65	1,30	1,37	1,98	1,82	1,77	1,31	1,37
		ZD(3)	1,03	0,87	0,74	1,13	0,88	0,94	1,35	1,24	1,21	0,89	0,93
ERZURUM	DBYBHY	Z4	1,45	1,25	1,04	1,59	1,27	1,33	1,90	1,77	1,68	1,28	1,30
		ZD(1)	1,59	1,34	1,13	1,73	1,36	1,44	2,07	1,91	1,85	1,37	1,43
	TBDY	ZD(2)	1,82	1,53	1,30	1,98	1,55	1,64	2,37	2,18	2,12	1,57	1,64
VAN	DBYBHY	Z4	1,45	1,25	1,04	1,59	1,27	1,33	1,90	1,77	1,68	1,28	1,30
		ZD(1)	1,03	0,87	0,73	1,12	0,88	0,93	1,34	1,23	1,20	0,89	0,93
	TBDY	ZD(2)	0,97	0,82	0,69	1,05	0,83	0,88	1,26	1,16	1,13	0,84	0,87
		ZD(3)	1,50	1,27	1,07	1,64	1,29	1,36	1,96	1,81	1,75	1,30	1,35

Ölçeklendirme işleminin ikinci aşamasında ise DBYBHY [23] ve TBDY [2] tarafından tanımlanan ölçekleme esasları dikkate alınmıştır. Buna göre, deprem kayıtlarının her iki yatay bileşeni için oluşturulan spektrum eğrilerinin, kareleri toplamının kareköklerinin (SRSS) ortalaması, ilgili periyot aralığında ($0.5T_{iso}-1.25T_{iso}$) eski yönetmeliğe göre tasarım spektrumdan, yeni yönetmeliğe göre ise tasarım spektrumunun 1.3 katından daha düşük olmayacak şekilde bir kez daha ölçeklendirilmiştir. Her bir deprem kaydına uygulanacak ölçek katsayısı ise her iki aşamada hesaplanan ölçek katsayılarının çarpımına eşittir. Bu şekilde hesaplanan ölçek katsayıları Tablo 5’de il bazında hem DBYBHY [23] hem de TBDY [2] için ayrı ayrı verilmiştir. Şekil 6’da ise temsili olarak seçilen durumlar için ölçekleme işlemi sonrasında ortalama SRSS spektrum eğrileri ile tasarım spektrumlarının uyumu görsel olarak sunulmuştur.



Şekil 6 -a) Kocaeli b) İstanbul c) Erzurum d) Van ili 1 numaralı konumları için uygulanan ölçeklendirme işlemi sonucunda elde edilen spektrum eğrileri arasındaki uyum.

5. DİNAMİK ANALİZLER

Üç boyutlu yapı modellerinin kullanıldığı ZTADO dinamik analizlerde, hem DBYBHY [23] hem de TBDY [2] hükümlerine göre, seçilen deprem kayıtlarına ait birbirine dik her iki yatay doğrultudaki bileşenlerin eş zamanlı olarak yapısal modele etki ettirilmesi gerekmektedir. Bu doğrultuda, Tablo 4'te bilgileri paylaşılan deprem kayıtlarının yatay bileşenleri Şekil 1'deki üç boyutlu modele eş zamanlı olarak tatbik edilerek dinamik analizler gerçekleştirilmiştir. Çift doğrultulu analizler sırasında deprem yalıtım birimlerine ait kuvvet-deplasman ilişkilerinin her iki yatay doğrultudaki etkileşimli çözümünde Denklem (7)-(9)'da tanımlanan ifadeler kullanılmıştır [42]. Burada α , yalıtım birimine ait kuvvet-deplasman eğrisindeki akma sonrası rijitliğin ilk rijitliğe oranını, D_X ve D_Y yalıtım biriminin X ve Y doğrultularındaki yer değiştirme değerlerini, \dot{U}_X ve \dot{U}_Y bu yer değiştirmelere bağlı olarak X ve Y doğrultularındaki yalıtım birimi hızlarını, Z_x ve Z_y kullanılan histeretik birimsiz büyüklükleri temsil ederken, A ve B birimsiz büyüklükleri ise kuvvet ve deplasman vektörlerinin aynı yönde olmasını sağlamak için $A=2B$ olacak şekilde ($A=1$, $B=0.5$) seçilmiştir [43]. Aşağıda verilen denklem takımı Özdemir [44] tarafından OpenSees [28] yapısal analiz programına eklenmiştir. Detaylı modelleme bilgisi ve kaynak koda Özdemir [44]'den ulaşılabilir.

$$\begin{Bmatrix} F_X \\ F_Y \end{Bmatrix} = \alpha \begin{bmatrix} \frac{F_y}{D_y} & 0 \\ 0 & \frac{F_x}{D_x} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U_X \\ U_Y \end{Bmatrix} + (1 - \alpha) \begin{bmatrix} F_y & 0 \\ 0 & F_x \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} Z_x \\ Z_y \end{Bmatrix} \quad (7)$$

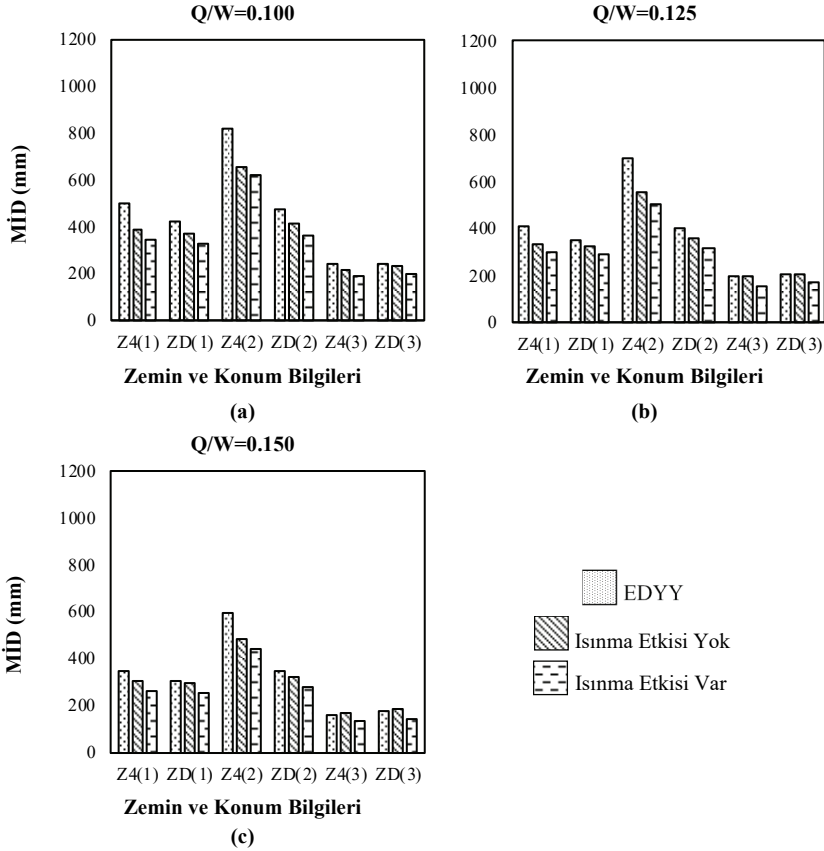
$$D_y \begin{Bmatrix} \dot{z}_x \\ \dot{z}_y \end{Bmatrix} = (A[I] - B[\Omega]) \begin{Bmatrix} \dot{U}_X \\ \dot{U}_Y \end{Bmatrix} \quad (8)$$

$$[\Omega] = \begin{Bmatrix} Z_x^2 [sgn(\dot{U}_X Z_x) + 1] & Z_x Z_y [sgn(\dot{U}_X Z_x) + 1] \\ Z_x Z_y [sgn(\dot{U}_X Z_x) + 1] & Z_y^2 [sgn(\dot{U}_X Z_x) + 1] \end{Bmatrix} \quad (9)$$

6. TESPİT VE DEĞERLENDİRMELER

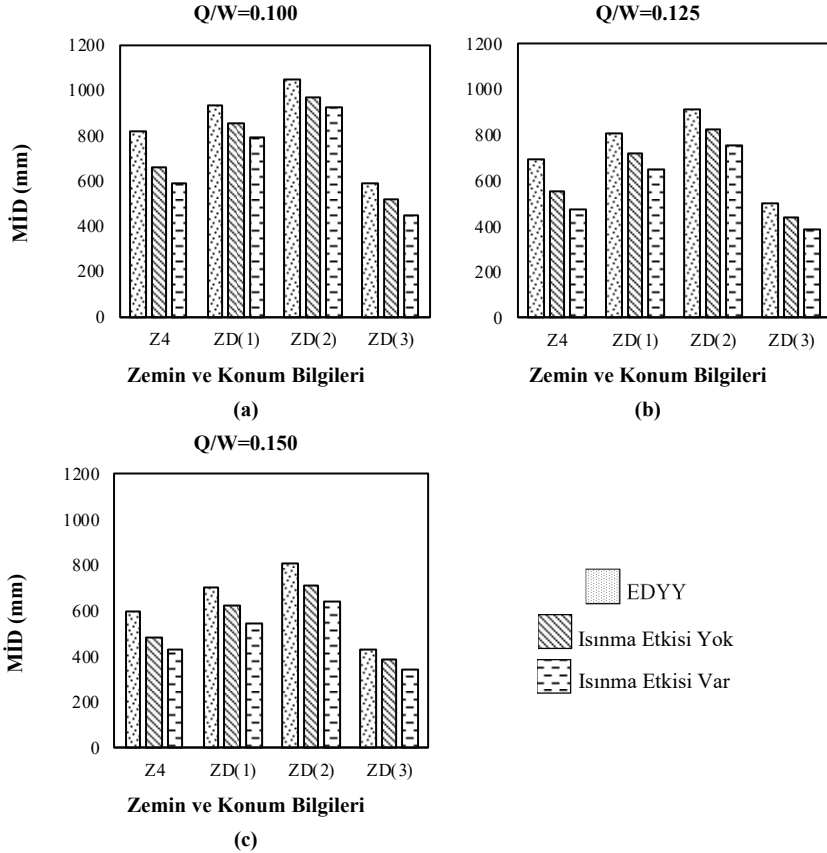
Bu bölümde, sismik izolasyon sistemi KÇKİ'den oluşan bir yapı modeli için hem EDYY hem de ZTADO dinamik analiz yöntemi ile elde edilen maksimum izolatör deplasmanları kıyaslamalı olarak sunulmuştur. Çift doğrultulu analizler sonucunda her iki yatay doğrultuda kaydedilen izolatör deplasmanları D_x ve D_y olarak adlandırılırsa, maksimum izolatör deplasmanının hesaplanması için $(D_x^2 + D_y^2)^{1/2}$ ifadesi kullanılmıştır. ZTADO dinamik analizler KÇKİ'nin modellenmesi için kullanılan kuvvet-deplasman eğrisinin dayanım kaybını yansıtan ve yansıtmayan (Şekil 4) durumlar için tekrarlanmıştır. Bu durumda, toplamda 1188 ZTADO dinamik analiz yürütülmüştür. Elde edilen analiz sonuçları Şekil 7-10'da sunulmuştur. Bu tablolarda, KÇKİ'ye ait kuvvet-deplasman eğrilerindeki farklılaşmanın neden olduğu değişim "ısınma etkisi var" ve "ısınma etkisi yok" etiketleri ile temsil edilmiştir. Ayrıca, sunulan sayısal ifadeler 11 deprem kaydından elde edilen değerlerin ortalaması alınarak hesaplanmıştır. Şekil 7-10'da düşey eksen maksimum yalıtım birimi deplasmanını (MİD) gösterirken, yatay eksen deplasmanını Z4 ifadesi DBYBHY'ye [23] uygun yürütülen analiz sonuçlarını, ZD(1), ZD(2) ve ZD(3) ise TBDY'ye [2] göre söz konusu

il sınırları içindeki 3 farklı nokta özelinde yürütülen analiz sonuçlarını yansıtmaktadır. İstanbul özelinde ise Z4(1), Z4(2) ve Z4(3) ifadeleri seçilen koordinatların DBYBHY'ye [23] göre farklı deprem bölgelerinde olması nedeniyle kullanılmıştır. Analiz sonuçlarının değerlendirilmesine geçmeden önce, Şekil 5'te verilen grafikler kıyaslandığında ilk yapılan tespit, DBYBHY [23] ve TBDY [2] tarafından tanımlanan spektrum eğrileri özellikle kısa periyot bölgesinde çok büyük farklılıklar gösterirken uzun periyot bölgesinde görece daha küçük farklılaşma söz konusudur. Bu çalışmada, uzun periyot bölgesindeki bir yapı davranışı incelense de kısa periyot bölgesindeki spektrum eğrilerindeki değişime bağlı olarak ankastre mesnetli modellenen yapı tepkilerinde daha büyük farklılaşmaların olacağı aşikardır.



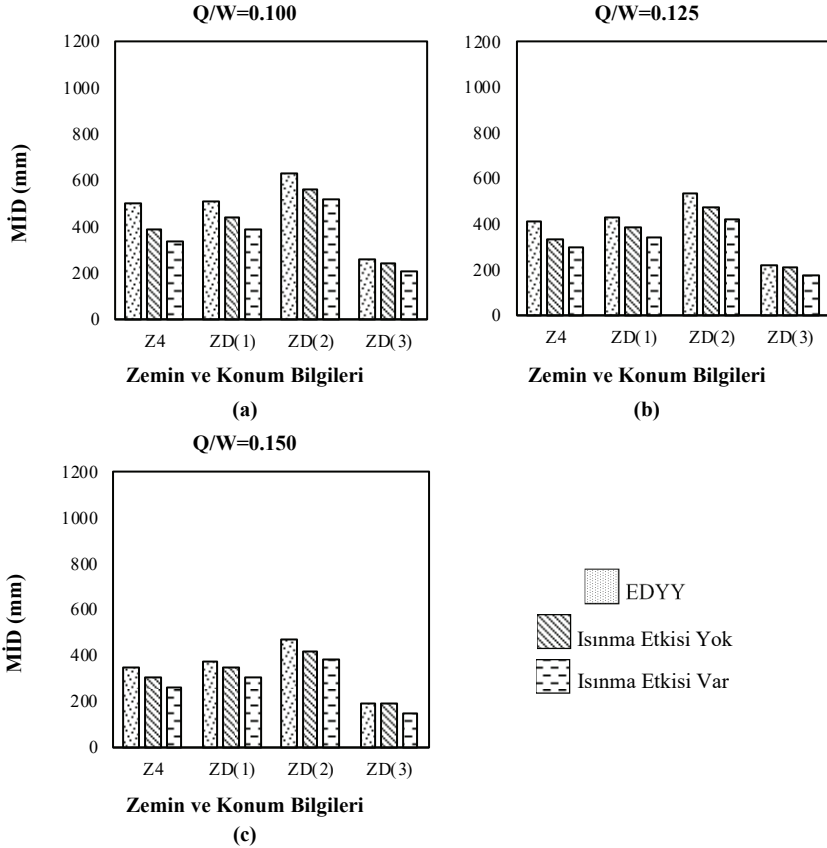
İstanbul özelinde seçilen 3 koordinatın DBYBHY [23] kapsamında 3 farklı deprem bölgesine karşılık gelmesi nedeniyle hem DBYBHY [23] hem de TBDY [2] kapsamında 3'er analiz yapılmıştır. Şekil 7'de İstanbul için elde edilen analiz sonuçları paylaşılmıştır. Her iki yönetmelikte tanımlanan spektrum eğrilerindeki değişime bağlı olarak hem EDYY ile hem de ZTADO dinamik analiz yöntemiyle hesaplanan maksimum yalıtım birimi

deplasmanlarında farklılaşma görülmüştür. Deprem yalıtım birimlerinin ön tasarımı amacıyla kullanılan EDYY yöntemi için bu farklılaşmanın mertebesi DBYBHY [23] kapsamında 1. deprem bölgesinde yer alan konum (İ2) ve Q/W oranının 0.100 olduğu durum için %-42 olarak hesaplanmıştır. Buna göre, yeni şartnameye göre ön tasarımı yapılan bir yalıtım biriminin maksimum deplasmanı eski şartnameye kıyasla %42 daha azdır. Bu oranlar İstanbul'da 2. (İ1) ve 3. (İ3) deprem bölgeleri için seçilen diğer konumlarda sırasıyla %-16 ve %-2 olarak belirlenmiştir. Aynı kıyaslama kurşun çekirdekteki sıcaklık artışına bağlı dayanım kaybının dikkate alınmadığı "ısınma etkisi yok" durumu için yapıldığında da yeni ve eski şartnamelere göre yürütülen analiz sonuçlarında benzer miktarda değişim olduğu görülmektedir. Eski şartnameye göre 1., 2. ve 3. deprem bölgelerinde yer alan konumlar için eski ve yeni şartnamelere göre yürütülen analiz sonuçlarında %-38, %-4 ve %-6 oranlarında değişim hesaplanmıştır. Kurşun çekirdekteki sıcaklık artışına bağlı yalıtım birimi dayanımındaki kaybın dikkate alındığı "ısınma etkisi var" durumu için yapılan kıyaslamada ise bu oranlar %-42, %-4 ve %-7 olarak elde edilmiştir. Söz konusu değişim miktarları Q/W oranının 0.125 ve 0.150 olarak değiştirilmesinden neredeyse etkilenmeyerek Q/W=0.100 olan durum ile benzerdir.



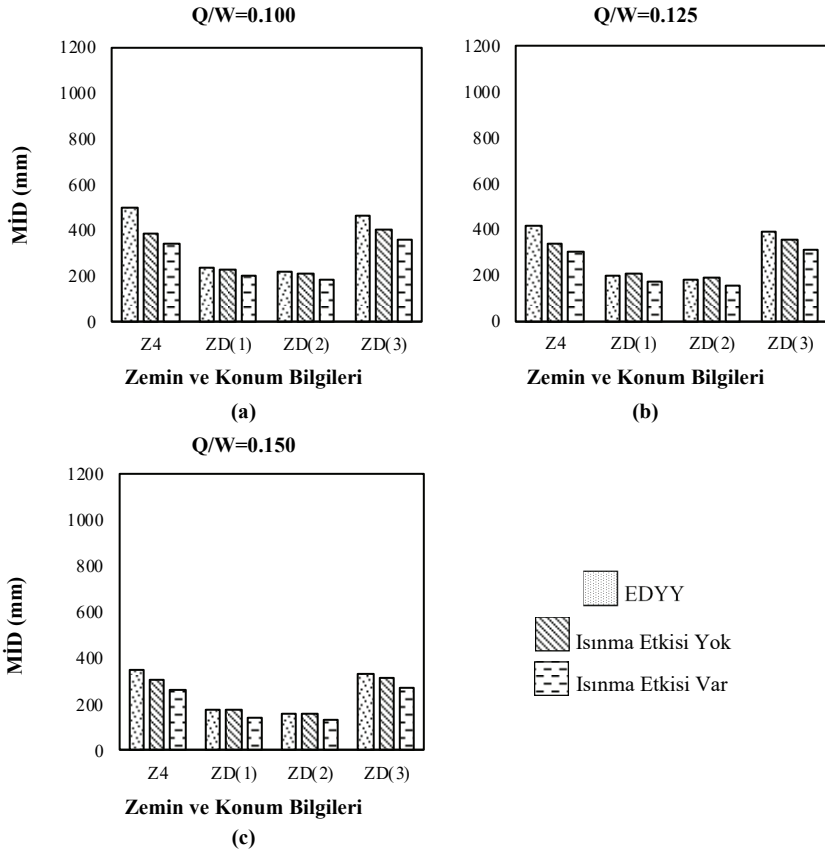
Şekil 8- Kocaeli ili için yürütülen EDYY ve ZTADO dinamik analizler sonucunda elde edilen MİD (mm) değerleri

Kocaeli’nde seçilen 3 farklı konum için elde edilen analiz sonuçları Şekil 8’de sunulmuştur. Eski şartnameye göre dikkate alınan her 3 konum da 1. deprem bölgesinde yer almaktadır. Yeni deprem şartnamesine göre ise bu noktadaki deprem tehlikesi değişmektedir. Belirtmek gerekirse, Kocaeli’nde yeni şartnamenin tanımladığı deprem tehlikesi İstanbul’da seçilen konumlarınkine kıyasla daha yüksektir. İstanbul özelinde elde edilen sonuçların tersine, Kocaeli’nde seçilen konumlar için eski şartname için hesaplanan maksimum yalıtım birimi deplasmanları yeni şartname için hesaplanandan daha düşüktür. EDYY ile Q/W oranının 0.100 olduğu durum için yeni şartnameye göre hesaplanan maksimum yalıtım birimi deplasmanlarının eski şartnameye kıyasla değişim miktarı K1, K2 ve K3 noktaları için sırasıyla %13, %28 ve %-29’dur. Yalıtım birimi dayanımındaki kaybın dikkate alınmadığı durum için yürütülen ZTADO dinamik analiz sonuçları için yapılan kıyaslamada söz konusu değişim miktarları %30, %48 ve %-21’dir. Kurşun çekirdekteki anlık sıcaklık artışına bağlı olarak yalıtım birimindeki dayanım kaybının hesaplara dahil edildiği durum için yapılan kıyaslamada ise değişim miktarları %35, %57 ve %-23’tür. Q/W değerinin 0.125 ve 0.150 olduğu durumlar için de Q/W oranının 0.100 olduğu durumdakilere çok benzer değişim oranları gözlenmiştir.



Şekil 9- Erzurum ili için yürütülen EDYY ve ZTADO dinamik analizler sonucunda elde edilen MID (mm) değerleri

Eski şartnameye göre 2. deprem bölgesinde yer alan Erzurum ve Van sınırları içinde seçilen 3 farklı konumdaki deprem yalıtımlı yapı inşaatları için hesaplanan yalıtım birimi deplasmanları sırasıyla Şekil 9 ve 10'da verilmiştir. Maksimum yalıtım birimi deplasmanları kıyaslandığında ZD(1) ve ZD(2) durumlarında yeni şartnamenin Erzurum için elde edilen yalıtım birimi deplasmanlarını eski şartnameye göre arttırdığı görülmektedir. ZD(3) durumu için ise yeni şartname eskisine kıyasla daha düşük yalıtım birimi deplasmanları hesaplanmasına neden olmaktadır. Hem artış hem de azalış miktarları %50 mertebelerine kadar çıkabilmektedir (analiz yöntemine ve konuma bağlı olarak). Van için elde edilen maksimum yalıtım birimi deplasmanları incelendiğinde de çok benzer değişim oranları hesaplanmıştır. Her iki il için de hesaplanan değişim miktarlarının Q/W oranından çok az miktarda etkilendiği gözlenmiştir.



Şekil 10- Van ili için yürütülen EDYY ve ZTADO dinamik analizler sonucunda elde edilen MID (mm) değerleri

7. SONUÇLAR

Bu çalışmada, Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği ve Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkında Yönetmelik koşulları dikkate alınarak tasarlanmış sismik taban izolasyonlu bir yapı modeli için, spektrum tanımındaki değişime bağlı olarak maksimum yalıtım birimi deplasmanının nasıl etkilendiği incelenmiştir. Bu amaçla, modellenen deprem yalıtımlı yapının İstanbul, Kocaeli, Erzurum ve Van illerinde üçer farklı konumda inşa edildiği ve yalıtım sisteminin kurşun çekirdekli kauçuk yalıtım birimlerinden oluştuğu varsayılmıştır. Elde edilecek sonuçların yalıtım birimi özelliklerine bağlı değişim gösterip göstermediğini belirlemek adına Q/W oranı bir parametre olarak seçilmiştir. Maksimum yalıtım birimi deplasmanları hem eşdeğer deprem yükü yöntemiyle hem de zaman tanım alanında doğrusal olmayan dinamik analiz yöntemiyle belirlenmiştir. Dinamik analizler için seçilen ve ölçeklenen deprem kayıtlarının birbirine dik her iki yatay bileşenleri yapısal modele eş zamanlı olarak uygulanmıştır. Analizler, deplasman sırasında kurşun çekirdekteki sıcaklık artışı nedeniyle yalıtım biriminde gözlenen dayanım kaybını dikkate alan ve almayan durumlar için tekrarlanmıştır. Analiz sonuçları incelendiğinde elde edilen çıkarımlar şu şekilde sıralanabilir:

- TBDY'nin ve DBYBHY'nin önerdiği tasarım spektrumlarının özellikle kısa periyot bölgesinde birbirinden çok farklı iken uzun periyot bölgesinde görece olarak birbirine daha yakın olduğu değerlendirilmiştir.
- TBDY tarafından koordinata göre tanımlanan spektrum eğrilerinin kullanıldığı analizlerden elde edilen maksimum yalıtım birimi deplasmanları DBYBHY'de yer alan spektrum eğrisinin kullanıldığı analizlerden elde edilenlerle kıyaslandığında genelleme yapılabilecek bir davranış belirlenmemiştir. Dikkate alınan illerin bazılarında yeni şartnamenin neden olduğu deplasman değerleri eskisine göre yüksek kalırken bazı illerde de tam tersi sonuçlar elde edilmiştir. Bu çıkarımların il sınırları içindeki farklı konumlar için tersine dönebildiği de ortaya konulmuştur.
- Q/W oranındaki değişimin, eski ve yeni şartnamelere uygun olarak yürütülen analiz sonuçlarındaki değişim miktarı üzerinde çok sınırlı bir etkiye sahip olduğu belirlenmiştir.
- Kurşun çekirdekteki sıcaklık artışına bağlı olarak yalıtım birimi dayanımındaki kaybın dikkate alındığı analizlerden elde edilen maksimum yalıtım birimi deplasmanlarının eski ve yeni şartnamelerdeki değişimden daha fazla etkilendiği görülmüştür.

TBDY tarafından koordinata göre tanımlanan spektrum eğrilerinin DBYBHY'de yer alan spektrum eğrisine kıyasla nasıl bir değişiklik getirdiği ve bu değişikliğin farklı özelliklerdeki yapıların davranışı üzerindeki etkilerinin ne olduğu yeteri kadar incelenmemiştir. Bu çalışmada özellikle deprem yalıtımlı yapılar özelinde incelemelerde bulunulmuştur. Ancak, unutulmamalıdır ki burada sunulan sonuçlar incelemeye konu olan noktalarla sınırlıdır ve tasarım mühendislerine ışık tutmak amacıyla hazırlanmıştır. Bu bağlamda, sunulan sonuçlar her ne kadar kurşun çekirdekli kauçuk yalıtım birimlerine ait olsa da, sürtünmeli sarkaç tipi yalıtım birimleri için de sürtünme yüzeyinin çevrimsel yükleme sırasında ısındığı bilinmektedir. Bu ısınmaya bağlı olarak sürtünme katsayısının yalıtım birimine uygulanan hareket boyunca değişkenlik gösterdiği (azaldığı) deneysel olarak gözlenmiştir. Dolayısı ile,

burada sunulan sonuçlara çok benzer çıkarımların sürtünmeli sarkaç tipi yalıtım birimleri özelinde de geçerli olacağı tasarım mühendisleri tarafından dikkate alınmalıdır. Ayrıca, olası yön etkisi ve yönelim gibi yakın saha koşullarında gündeme gelebilecek deprem parametreleri çalışma kapsamında değerlendirilmemiştir.

Semboller

A	Kuvvet ve deplasman vektörlerinin aynı yönde olmasını sağlayan birimsiz büyüklük
a	Ölçek katsayısı
A_0	Ekin yer ivmesi katsayısı
α_s	Çelik plakaların ısıl genleşme katsayısı
B	Sönüm azaltma katsayısı
B	Kuvvet ve deplasman vektörlerinin aynı yönde olmasını sağlayan birimsiz büyüklükler
b_i	Ağırlık katsayısı
c_L	Kurşun çekirdeğin özgül ısısı
D	EDYY ile hesaplanan maksimum yalıtım birimi deplasmanı
D_b	Yalıtım birimi çapı
DBYBHY	Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkında Yönetmelik
DD-1	50 yılda aşılma ihtimali %2 olan maksimum deprem seviyesi
D_X	X doğrultusundaki yalıtım birimi deplasmanı
D_y	Yalıtım birimine ait kuvvet-deplasman eğrisindeki akma deplasmanı
D_Y	Y doğrultusundaki yalıtım birimi deplasmanı
E_2	Sabit bir sayı (0.0069)
EDYY	Eşdeğer deprem yükü yöntemi
F	Boyutsuz zamana ait bir parametre
F_y	Yalıtım birimine ait kuvvet-deplasman eğrisindeki akma kuvveti
g	Yerçekimi ivmesi
h_L	Yalıtım birimi yüksekliği
KÇKİ	Kurşun çekirdekli kauçuk yalıtım birimi
k_d	Yalıtım biriminin akma sonrası rijitlik değeri
k_e	Yalıtım biriminin elastik rijitlik değeri

K_{eff}	Yalıtım biriminin eşdeğer rijitlik değeri
k_s	Çelik plakaların ısı iletkenliği
$M_{İD}$	Maksimum yalıtım birimi deplasmanı
M_w	Deprem kaydının moment büyüklüğü
n	Ölçekleme hesabında dikkate alınan periyot sayısı
PGA	Pik yer ivmesi
PGD	Pik yer deplasmanı
PGV	Pik yer hızı
Q	Yalıtım birimi karakteristik dayanımı
R	Fay kırığına olan en kısa mesafe
r_L	Kurşun çekirdek yarıçapı
S_a	Spektral ivme
S_{dl}	Uzun periyot için tasarım spektral ivme katsayısı
SRSS	Kareler toplamının karekökü (Square Roots of Sum of the Squares)
t^+	Boyutsuz zaman
TBDY	Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği
TDTH	Türkiye Deprem Tehlike Haritası
T_{eff}	Eşdeğer yalıtım periyodu
T_{iso}	Deprem yalıtım periyodu
T_L	Kurşun çekirdekdeki sıcaklık artışı
\dot{T}_L	Kurşun çekirdekte meydana gelen anlık sıcaklık değişimi
t_s	Toplam çelik plaka kalınlığı
\dot{U}_x	X yönünde yalıtım biriminin maruz kaldığı hız
\dot{U}_y	Y yönünde yalıtım biriminin maruz kaldığı hız
V_s	Kayma dalgası hızı
W	Yalıtım birimine etki eden ağırlık
y_i	Geometrik ortalama spektrumundaki ivme değerleri
y_{Ti}	Tasarım spektrumundaki ivme değerleri
Z4(1)	DBYBHY'ye göre Z4 zemin sınıfı ve 1 numaralı konum
Z4(2)	DBYBHY'ye göre Z4 zemin sınıfı ve 2 numaralı konum
Z4(3)	DBYBHY'ye göre Z4 zemin sınıfı ve 3 numaralı konum

ZD(1)	TBDY'ye göre ZD zemin sınıfı ve 1 numaralı konum
ZD(2)	TBDY'ye göre ZD zemin sınıfı ve 2 numaralı konum
ZD(3)	TBDY'ye göre ZD zemin sınıfı ve 3 numaralı konum
ZTADO	Zaman tanım alanında doğrusal olmayan
Z_x ve Z_y	Histeretik birimsiz büyüklükler
α (k_d/k_c)	Yalıtım biriminin akma sonrası rijitliğinin elastik rijitliğine oranı
β_{eff}	Eşdeğer sönüm oranı
ε	Ölçekleme yönteminde kullanılan toplam hata miktarı
ρ_L	Kurşun çekirdeğin yoğunluğu
$\sigma_{YL}(T_L)$	Sıcaklığın bir fonksiyonu olarak tanımlanan kurşunun akma gerilmesi
σ_{YL0}	Kurşunun ilk akma gerilmesi

Kaynaklar

- [1] Pınarbaşı, S., Akyüz, U., Sismik İzolasyon ve Elastomerik Yastık Deneyleri, Teknik Dergi, 16(78), 3581-3598, 2005.
- [2] Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği, İçişleri Bakanlığı Afet ve Acil Durum Yönetimi Başkanlığı, Ankara, 2018.
- [3] American Society of Civil Engineers, Minimum Design Loads and Associated Criteria for Buildings and Other Structures: ASCE7-16, Reston, Virginia, 2017.
- [4] Eurocode8: Design of Structures for Earthquake Resistance- Part 1: General Rules, Seismic Actions and Rules for Buildings, EN 1998-1, 2004.
- [5] American Association of State Highway and Transportation Officials, Guide Specification for Seismic Isolation Design 4th Edition, Washington, DC, 2014.
- [6] Patil, A. S., Kumbhar, P. D., Time History Analysis of Multistoried RCC Buildings for Different Seismic Intensities, International Journal of Structural and Civil Engineering Research, 2(3), 194-201, 2013.
- [7] Pant, D. R., Constantinou, M. C., Wijeyewickrema, A. C., Re-evaluation of Equivalent Lateral Force Procedure for Prediction of Displacement Demand in Seismically Isolated Structures, Engineering Structures, 52, 455-465, 2013.
- [8] Fadi, F., Constantinou, M. C., Evaluation of Simplified Methods of Analysis for Structures with Triple Friction Pendulum Isolators, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 39, 5-22, 2010.
- [9] Özdemir, G., Constantinou, M. C., Evaluation of Equivalent Lateral Force Procedure in Estimating Seismic Isolator Displacements, Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 30, 1036-1042, 2010.

- [10] Özdemir, G., Avşar, Ö., Bayhan, B., Change in Response of Bridges Isolated with LRBs due to Lead Core Heating, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 31, 921-929, 2011.
- [11] Özdemir, G., Dicleli, M., Effect of Lead Core Heating on the Seismic Performance of Bridges Isolated with LRB in Near-fault Zones, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 41, 1989-2007, 2012.
- [12] Shao, B., Mahin, S. A., Zayas, V., Achieving Targeted Levels of Reliability for Low-rise Seismically Isolated Structures, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 125, 105744, 2019.
- [13] Pant, D. R., Maharjan, M., On Selection and Scaling Ground Motions for Analysis of Seismically Isolated Structures, *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, 15, 633-648, 2016.
- [14] Cancellara, D., Angelis, F. D., Dynamic Assessment of Base Isolation Systems for Irregular in Plan Structures: Response Spectrum Analysis vs Nonlinear Analysis, *Composite Structures*, 215, 98-115, 2019.
- [15] Mavronicola, E. A., Polycarpou, P. C., Komodromos, P., Effect of Ground Motion Directionally on the Seismic Response of Base Isolated Buildings Pounding Against Adjacent Structures, *Engineering Structures*, 207, 110202, 2020.
- [16] Özdemir, G., Akyüz, U., Dynamic Analyses of Isolated Structures Under Bi-directional Excitations of Near-field Ground Motions, *Shock and Vibration*, 19, 505-513, 2012.
- [17] Robinson, W.H., Lead-rubber hysteretic bearings suitable for protecting structures during earthquakes, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 10(4), 593-604, 1982.
- [18] Kalpakidis, I. V., Constantinou, M. C., Effects of Heating on the Behavior of Lead-Rubber Bearing. I: Theory, *Journal of Structural Engineering*, 135, 12, 1440-1449, 2009.
- [19] Kalpakidis, I. V., Constantinou, M. C., Effects of Heating on the Behavior of Lead-Rubber Bearing. II: Verification of Theory, *Journal of Structural Engineering*, 135, 12, 1450-1461, 2009.
- [20] Constantinou, M. C., Whittaker, A. S., Kalpakidis, Y., Fenz, D. M., Warn, G. P., Performance of Seismic Isolation Hardware under Service and Seismic Loading, Technical Report, MCEER-07-0012, Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research, State University of New York, Buffalo, New York, 2007.
- [21] Quaglini, V., Bocciarelli, M., Gandelli, E., Dubini, P., Numerical Assessment of Frictional Heating in Sliding Bearings for Seismic Isolation, *Journal of Earthquake Engineering*, 18, 1198-1216, 2014.
- [22] Özdemir, G., Lead Core Heating in Lead Rubber Bearings Subjected to Bidirectional Ground Motion Excitations in Various Soil Types, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 43, 267-285, 2014.

- [23] Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkında Yönetmelik, Bayındırlık ve İskân Bakanlığı Afet İşleri Genel Müdürlüğü, Ankara, 2007.
- [24] Türkiye Deprem Tehlike Haritası. İçişleri Bakanlığı Afet ve Acil Durum Yönetimi Başkanlığı, Ankara, 2018. (<https://tdth.afad.gov.tr>) (01 Ocak 2019).
- [25] Yolcu, A., Tanırcan, G., Tüzün, C., Acceleration Displacement Response Spectra for Design of Seismic Isolation Systems in Turkey, *Teknik Dergi*, DOI: <https://dx.doi.org/10.18400/tekderg.511798>.
- [26] Zekioğlu, A., Darama, H., Erkuş, B., Performance-Based Seismic Design of a Large Seismically Isolated Structure: Istanbul Sabiha Gökçen International Airport Terminal Building, *Structural Engineers Association of California*, San Diego, California, 2009.
- [27] Jangid, R. S., Kelly, J. M., Base Isolation for Near-fault Motions, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 30, 691–707, 2001.
- [28] OpenSees, Pacific Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, ABD, 2010. (<http://opensees.berkeley.edu>).
- [29] Dicleli, M., Performance of Seismic-Isolated Bridges in Relation to Near-Fault Ground-Motion and Isolator Characteristics, *Earthquake Spectra*, 22, 4, 887-907, 2006.
- [30] Blanford, E., Keldrauk, E., Laufer, M., Mieler, M., Wei, J., Stojadinovic, B., Peterson, P. F., Advanced Seismic Base Isolation Methods for Modular Reactors, Final Repot, UCBTH-09-004, Departments of Civil and Environmental Engineering and Nuclear Engineering University of California, Berkeley, California, 2009.
- [31] Çavdar, E., Özdemir, G., Ölçeklendirilen Yakın Saha Deprem Kayıtlarının Farklı Doğrultularda Etkimesi Durumunda Yalıtım Birimi Maksimum Yer Değiştirmelerinde Gözlenen Değişim, *Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University*, 33, 2, 585-598, 2018.
- [32] Özdemir, G., Gülkan, P., Scaling Legitimacy for Design of Lead Rubber Bearing Isolated Structures Using a Bounding Analysis, *Earthquake Spectra*, 32, 1, 345-366, 2016.
- [33] Constantinou, M. C., Whittaker, A. S., Fenz, D. M., Apostolakis, G., Seismic Isolation of Bridges, Department of Civil, Structural and Environmental Engineering, State University of New York at Buffalo, 2007.
- [34] Samanta, A., Huang, Y. N., Ground-motion Scaling for Seismic Performance Assessment of High-Rise Moment-Resisting Frame Building, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 94, 125-135, 2017.
- [35] Avşar, Ö., Özdemir, G., Response of Seismic-Isolated Bridges in Relation to Intensity Measures of Ordinary and Pulselike Ground Motions, *Journal of Bridge Engineering*, 18, 250-260, 2013.
- [36] Çavdar, E., Özdemir, G., Bayhan, B., Significance of Ground Motion Scaling Parameters on Amplitude of Scale Factors and Seismic Response of Short- and Long-Period Structures, *Earthquake Spectra*, 35(4), 1663-1688, 2019.

- [37] Pacific Earthquake Engineering Research Center (PEER) Ground Motion Database, University of California, Berkeley, USA, 2015. (<https://ngawest2.berkeley.edu>).
- [38] Bommer, J. J., Ruggeri, C., The Specification of Acceleration Time-Histories in Seismic Design Codes, *European Earthquake Engineering*, 16(1), 3-17, 2002.
- [39] Malhotra, P. K., Response of Buildings to Near-Field Pulse-Like Ground Motions, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 28(11), 1309-1326, 1999.
- [40] Chopra, A. K., Chintanapakdee, C., Comparing Response of SDF Systems to Near-Fault and Far-Fault Earthquake Motions in the Context of Spectral Regions, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 30(12), 1769-1789, 2001.
- [41] Huang, Y. N., Performance Assessment of Conventional and Base-isolated Nuclear Power Plants for Earthquake and Blast Loadings, PhD Thesis, State University of New York at Buffalo, New York, ABD, 2008.
- [42] Park, Y. J., Wen, Y. K., Ang, A. H., Random Vibration of Hysteretic Systems Under Bi-Directional Ground Motions, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 14, 4, 543-557, 1986.
- [43] Constantinou, M. C., Adnane, M. A., Dynamics of Soil-Base-Isolated Structure Systems: Evaluation of Two Models for Yielding Systems, Report to NSF, Drexel University, Philadelphia, 1987.
- [44] Özdemir, G., Response of Isolated Structures under Bi-directional Excitations of Near-Field Ground Motions, PhD Thesis, Middle East Technical University, Turkey, 2010.

Silindirle Sıkıştırılmış Beton (SSB) Kaplamaların Yüzey Özelliklerine Karışım Parametrelerinin Etkisi

Reza SHABANI¹
Emin ŞENGÜN²
Hande I. ÖZTÜRK³
İ. Özgür YAMAN⁴

ÖZ

Ülkemizde SSB kaplamaların şehir içi ve köy yollarında kullanımı gittikçe artmaktadır. Fakat yol sürüş konforunu ve güvenliğini etkileyen kaplama yüzey özelliklerine, karışım parametrelerinin etkisini inceleyen detaylı bir çalışma uluslararası literatürde mevcut değildir. Bu eksikliği gidermeye yönelik yapılan bu çalışmada, farklı çimento dozajları, agrega gradasyonları ve su oranları ile hazırlanan 12 SSB karışımı, “Superpave-Yoğurmalı-Presi” ile farklı seviyelerde sıkıştırılıp yüzey özellikleri, İngiliz pandülü ve kum yama testleriyle değerlendirilmiştir. Yapılan istatistiksel analizlerde, yoğurma sayısının etkisi görülmezken; SSB çimento dozajı, su muhtevası ve gradasyonun yalnızca mukavemet yönünden değil aynı zamanda yüzey özellikleri bakımından da etkili olduğu sonucuna varılmış ve SSB karışım optimizasyonu için öneriler getirilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Silindirle sıkıştırılmış beton kaplamalar, yüzey özellikleri, kum yama testi, İngiliz pandül testi.

ABSTRACT

The Effect of Mixture Parameters on the Surface Properties of Roller Compacted Concrete (RCC) Pavements

In Turkey, the use of RCC pavements is increasing in urban and rural roads. However, a detailed study examining the effect of RCC mixture parameters on the pavement surface

Not: Bu yazı

- Yayın Kurulu'na 14 Mayıs 2020 günü ulaşmıştır. 9 Kasım 2020 günü yayımlanmak üzere kabul edilmiştir.
- 30 Kasım 2021 gününe kadar tartışmaya açıktır.

• <https://doi.org/10.18400/tekderg.737322>

1 Orta Doğu Teknik Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Ankara - rezashabani.1977@gmail.com
<https://orcid.org/0000-0002-9954-3261>

2 Ankara Yıldırım Beyazıt Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Ankara - esengun@ybu.edu.tr
<https://orcid.org/0000-0001-7082-0061>

3 Orta Doğu Teknik Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Ankara - ozturkha@metu.edu.tr
<https://orcid.org/0000-0003-1597-5348>

4 Orta Doğu Teknik Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Ankara - ioyaman@metu.edu.tr
<https://orcid.org/0000-0001-6489-6852>

properties that affect road driving comfort and safety is not available in literature. In this study, in order to cover that gap in literature 12 RCC mixtures prepared with different cement dosages, aggregate gradations and water amounts were compacted by “Superpave-Gyratory-Compactor” at different levels. Later, the surface characteristics were evaluated with British pendulum and sand patch tests. It was concluded that cement dosage, water content and gradation have an effect not only in terms of strength but also in terms of pavement surface properties, and recommendations were made for RCC mixture optimization.

Keywords: Roller compacted concrete pavements, surface properties, sand patch test, British pendulum test.

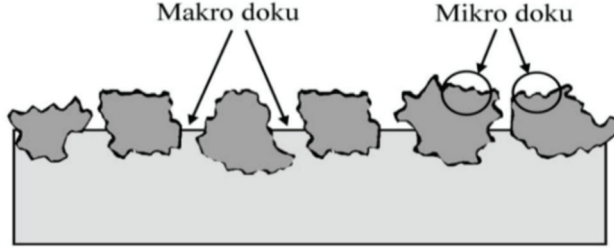
1. GİRİŞ

Şehir içi ve köy yollarında artan ağır trafik yükleri ve bakım onarım maliyetlerinin gittikçe yükselmesi ülkemizde belediyelerin ve il özel idarelerinin asfalt ve sathi kaplamalar yerine daha ekonomik ve uzun ömürlü yeni alternatifler aramasına neden olmuştur. Bu alternatiflerden biri de Silindirle Sıkıştırılmış Beton (SSB) kaplamalardır. Başta Amerika Birleşik Devletleri olmak üzere birçok ülkede SSB kaplamalar, özellikle ağır yüklere maruz kalan ve düşük trafik hızında işletilen endüstriyel tesisler, limanlar ve park alanlarında tercih edilmektedir. SSB kaplamaların başlıca üstünlükleri yüksek mukavemete ve dayanıklılığa sahip olması ve geleneksel asfalt kaplama ekipmanları (vibrasyonlu çelik silindirler) ile üretilebilmesidir [1]. Buna ek olarak geleneksel beton karışımlarına kıyasla kuru kıvamda olması, SSB kaplamaların trafiğe çok hızlı bir şekilde açılabilmesine olanak vermektedir. SSB kaplamaların bu özellikleri ülkemiz için bu uygulamayı önemli bir alternatif haline getirmiştir. Fakat literatürde belirtildiği üzere SSB kaplamalarının yüzey dokusu ve yüzey düzgünlüğü ile ilgili problemleri yüksek hızlı yollarda kullanımında tercih edilmemesine sebep olmaktadır.

Ülkemizde son yıllarda giderek yaygınlaşan SSB kaplama uygulamaları 1000 km²'yi aşmakta ve başta Karadeniz, Marmara ve İç Anadolu Bölgelerimiz olmak üzere 37 ilde başarıyla uygulanmaktadır. Fakat ülkemizde şehir içlerinde ve köy yollarında gelişen araç teknolojileri ve denetim eksikliği nedeniyle artan trafik hızları, yol üstyapısı yüzey dokusu ile araç frenleme mesafesi arasındaki etkileşimin daha detaylı bir şekilde incelenmesini gerektirmektedir. Bu sebeple ülkemizde kullanımı hızla artan SSB kaplamalarının yüzey doku özelliklerinin incelenmesi gerekmektedir (Bkz. Şekil 1). Kaplamaların mikro ve makro dokusu sürtünme direncini etkilediğinden yol güvenliği için büyük önem arz etmektedir. Mikro doku (<0,5 mm), karışımdaki agregaların yüzey özelliğine bağlıdır ve kaplama ile tekerlek arasındaki su filminin parçalanmasını ve lastikle yol arasında kuru teması sağlar. Bu da özellikle düşük hızlarda sürtünme direncinin sağlanmasında oldukça etkili olmaktadır. Diğer taraftan, maksimum agregada dane boyutuna, karışımın gradasyonuna ve agregada dağılımına bağlı olan makro doku ise (0,5 mm- 50 mm) yüksek hızlarda kaplama yüzeyinin drenaj kapasitesine etki etmektedir.

Bu çalışma kapsamında, SSB karışım özelliklerinin hem makro hem de mikro doku özelliklerini nasıl etkilediğinin araştırılması hedeflenmiştir. Bu amaçla, iki farklı çimento dozajı (200 ve 400 kg/m³), iki farklı maksimum agregada dane boyutu (12 ve 19 mm) ve üç farklı miktarda su içeriği (%4, %5 ve %6) ihtiva eden toplamda 12 farklı karışım, Superpave Yoğurmalı Presi (SYP) kullanılarak üç farklı yoğurma sayısı (50, 60 ve 75) kullanılarak

sıkıştırılmıştır. Hazırlanan numunelerin sürtünme ve mikro doku özelliklerinin değerlendirilmesi için İngiliz pandülü testi (BPT) ve makro doku değerlendirilmesi için kum yama testi, literatürde en yaygın kullanılan basit yöntemler oldukları için tercih edilmiştir.



Şekil 1 - Yol kaplama yüzeyi makro ve mikro doku [2].

2. LİTERATÜR TARAMASI

Esnek ve rijit kaplamaların yüzey özelliklerini araştıran birçok yayın olmasına rağmen, SSB kaplamaların yüzey özelliklerini çalışan oldukça az sayıda makale literatürde mevcuttur. Bunlardan birinde Chhorn vd. (2017), beş farklı SSB yol kesitinde sürtünme özelliklerini incelemiştir [3]. 13 ve 19 mm maksimum dane boyutuna sahip SSB kaplamaların mikro doku özellikleri ile Vebe süreleri arasında ilişki kurmuştur. Kuru SSB karışımlarda harç miktarı yetersiz kaldığı için sıkıştırmadan sonra agrega dokusunun açığa çıkmasına neden olabileceği gözlemlenmiştir. Bunun nedeni olarak da harcın yüzey alanını kaplamada yetersiz kaldığı belirtilmiştir. Diğer yandan ıslak SSB karışımlarında ise yeterli miktarda harç yüzey alanındaki agregalar arasındaki boşlukları kaplamasından ötürü kaymaya ve dolayısıyla düşük sürtünme direncine neden olabileceği sonucuna varılmıştır. Yapılan deneysel çalışmada optimum Vebe süresi 55 sn olarak bulunmuş ve maksimum dane boyutu 19 mm olan SSB karışımları, 13 mm olana kıyasla biraz daha yüksek ölçülmüştür. Diğer güncel bir çalışmada ise nano-silika katkısının atık lastik ihtiva eden beton ile üretilen SSB karışımları üzerine etkisini çalışılmıştır [4]. Her ne kadar esas amaç bu bileşenlerin SSB'nin mekanik özelliklerine etkisi olsa da yüzey özelliklerine ilişkin bir değerlendirme de yapılmış ve İngiliz pandül sayısı (BPN) değerinin atık lastiğin ince agreganın %20'sine kadar kullanımıyla arttığı gözlemlenmiştir. Yapılan ölçümlerde kuru koşuldaki BPN değeri, ıslak koşullardan daha yüksek elde edilmiştir. Bunun sebebi ıslak kaplamaların daha kaygan yüzey dokusu üretmesi ve böylece kayma direncini azaltmasıdır. Bu çalışmada ayrıca nano-silika (SiO_2)'nın kayma direncine pozitif etkisi olduğu görülmüştür. Başka bir çalışmada ise seramik, cam ve beton atıklarının SSB'lerde agrega olarak kullanılması araştırılmıştır [5]. Aynı çalışmada atıkların karışımlar üzerinde doğurabileceği olumsuz etkileri ortadan kaldırmak için nano-silika karışımlara ilave edilmiştir. Nano-silika ilave edilmeyen farklı karışımlarda mikro doku 33 ile 42 arasında değişirken, nano-silika ilave edilen karışımların sürtünme dayanımında %3-6 artış gözlemlenmiştir. Diğer bir çalışmada ise Algin ve Gerginci (2020) [6], donma çözülme döngüsüne maruz kalan sentetik fiber katkılı SSB kaplamaların kayma direnci dayanımını incelemiştir. Araştırmacılar, her 100 donma çözülme döngüsü sonrasında ölçüm alarak toplamda dörder kez hem kuru hem de ıslak şartlar altında kayma direnci dayanımı ölçmüşlerdir. Donma çözülme döngüleri öncesinde tüm

numunelerde benzer BPN değerleri ölçülürken, 300 döngü sonrası kontrol numunesinde (fiber katılmamış) diğer numunelerden daha hızlı BPN değeri düşmüştür. Kuru olarak test edilen numunelerin tamamında BPN değerleri 54'ten büyük ölçülmüştür. Bu sebeple SSB kaplamaların hem donma çözülme döngüsü öncesi hem sonrasında çok düşük kayma potansiyeli olduğu sonucuna varılmıştır. Islak yapılan deneylerde ise BPN değerleri biraz daha düşük bulunmuş ve bu nedenle düşük kayma potansiyeline sahip kaplama olarak sınıflandırılmış ve fiber katkısının yüzey aşınmasına olumlu katkısı olduğu sonucuna varılmıştır. Bu çalışmalarının dışında ayrıca ACI 325.10R-95 raporunda [7], yüksek hızlı araç ve havaalanı trafikleri için ASTM E670 [8] yöntemine uygun olarak Amerika ve Avustralya'daki birçok yerde yapılan ölçümler de özetlenmiştir. Bu ölçümler Amerikan hava kuvvetleri kriterlerine göre değerlendirildiğinde sürtünme sınırda veya düşük olarak sınıflandırılmıştır.

Yukarıdaki literatür özetinden de görüleceği üzere SSB karışım tasarımında kullanılan parametrelerin (çimento dozajı, su muhtevası ve agregada dane boyutu büyüklüğü) hem makro hem de mikro doku özelliklerini nasıl etkilediği detaylı bir şekilde araştırılmamıştır.

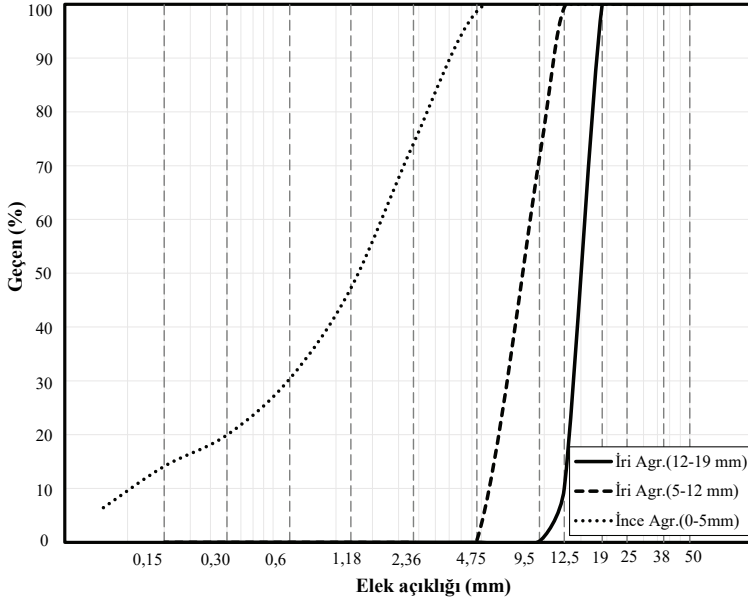
3. MATERYAL VE METOT

3.1. Malzeme Seçimi ve Karışım Tasarımı

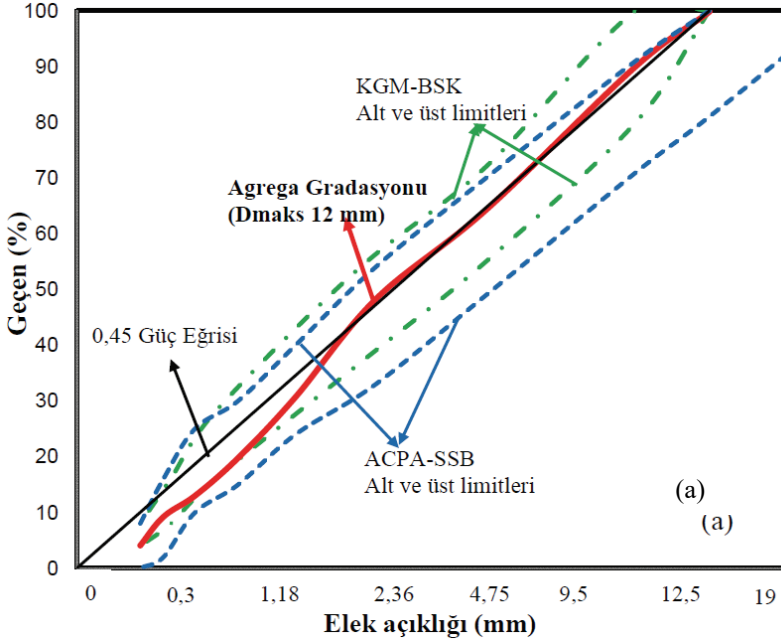
Tüm SSB karışımlarının hazırlanmasında TS EN 197-1 standardına göre üretilen CEM I 42,5 R tipi standart Portland çimentosu ve kırma kireçtaşı agregası kullanılmıştır. Çalışmada literatürde yapılan farklı bağlayıcı oranlarındaki SSB çalışmalarını da kapsaması açısından geniş bir çimento miktar aralığı hedeflenerek 200 ve 400 kg/m³ olmak üzere iki farklı çimento dozajı seçilmiştir. Burada; 200 kg/m³ dozajlı karışımlar düşük dozajlı normal dayanımlı SSB karışımlarını temsil ederken, 400 kg/m³ karışımlar ise yüksek performanslı SSB karışımların elde edilmesi için tercih edilmiştir. Çalışmada kullanılan üç farklı agregada boyutu (ince agregada 0-5 mm, iri agregada 5-12 mm ve iri agregada 12-19 mm) için agregada harmanlarının dane büyüklüğü dağılımı Şekil 2'de verilmiştir [9, 10].

Agregalara ait fiziksel özellikleri incelendiğinde iri ve ince agregalara ait kuru yüzey doygun haldeki özgül ağırlıkları ile su emme oranları sırasıyla 12-19 mm boyutlarındaki iri agregada için 2,71 ve %0,18, 5-12 mm boyutlarındaki iri agregada için 2,69 ve %0,29, 0-5 mm boyutlarındaki kırma kum ince agregada için ise 2,67 ve %1,24 olarak elde edilmiştir [11, 12]. Ayrıca ince agregada için incelik modülü ise 3,2 olarak bulunmuştur [13].

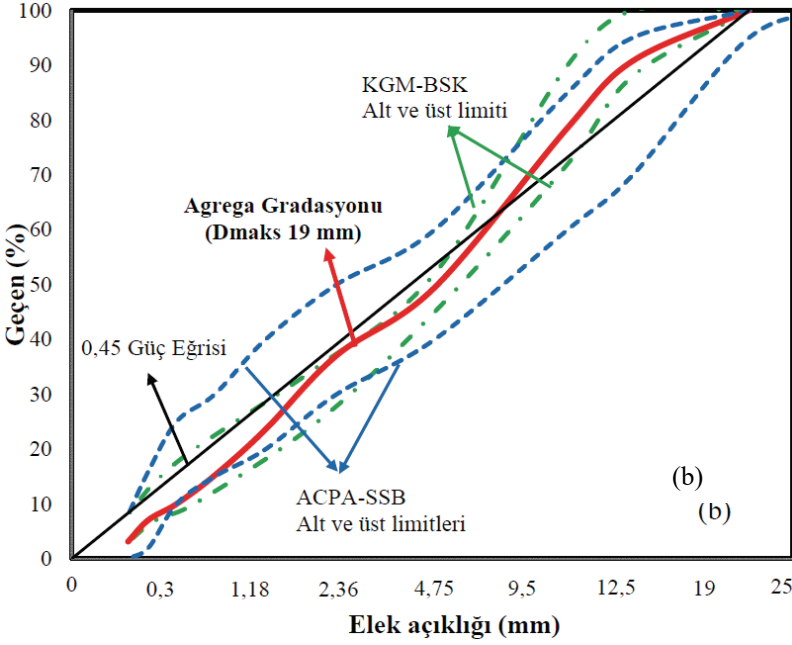
Karışımın agregada gradasyonu belirlenirken, Amerika Beton Yol Birliği (ACPA) [14] tarafından tavsiye edilen SSB kaplama agregada gradasyonlarına ait alt ve üst limitler ile Karayolları Genel Müdürlüğü (KGM) [15] tarafından bitümlü sıcak karışım (BSK) uygulamaları için önerilen agregada gradasyonuna ait alt ve üst limitler de göz önüne alınmıştır. Şekil 3'te sunulduğu üzere her iki gradasyon limiti de birbirine çok yakındır ve bunun başlıca sebeplerinden biri de hem asfalt hem de SSB kaplamaların aynı ekipmanlar ve benzer prosedürler ile serilmesi ve sıkıştırılmasıdır. Bu sebeple belirtilen alt ve üst limitler içinde kalarak maksimum agregada dane boyutu (D_{maks}) 12 mm için %65 (0-5 mm), %35 (5-12 mm), %0 (12-19 mm); D_{maks} 19 mm için %50 (0-5 mm), %40 (5-12 mm), %10 (12-19 mm) olarak belirlenmiş ve gradasyon eğrileri Şekil 3'te verilmiştir.



Şekil 2 - İnce ve iri agrega tane büyüklüğü dağılımı



Şekil 3 - SSB karışım tasarımında kullanılan agrega gradasyonları (a) D_{maks} 12 mm (b) D_{maks} 19 mm.



Şekil 3 - SSB karışım tasarımında kullanılan agrega gradasyonları (a) D_{maks} 12 mm (b) D_{maks} 19 mm. (devam)

Çalışma kapsamında, iki farklı agrega gradasyonu (D_{maks} 12 ve 19 mm) ve iki farklı çimento dozajının (200 ve 400 kg/m^3) yanı sıra agrega ve çimento toplam ağırlığının %4, %5 ve %6'sı olmak üzere üç farklı su oranı kullanılarak toplamda 12 karışım incelenmiştir. Karışımlara ait tasarım Tablo 1'de verilmiştir. Burada kullanılan su oranı, su miktarının bağlayıcı malzeme ve agrega miktarına oranı; $s/\ç$, su miktarının bağlayıcı miktarına oranı; C, bağlayıcı malzeme miktarının bağlayıcı malzeme ve agrega miktarına oranı ve İA/TA ise ince agrega miktarının toplam agrega miktarına oranı olarak tanımlanmıştır.

Karışım tasarımı yapılırken ABD Beton Yol Teknoloji Merkezi [1] tarafından hazırlanan SSB yol kaplamaları kılavuzuna uyumlu olarak beton karışım oranlaması %2'lik hava boşluğu varsayımı ile klasik ağırlık/hacim hesaplaması ile gerçekleştirilmiştir. Tablo 1'de verildiği üzere karışımlar; çimento dozajı (C200 veya C400)- maksimum agrega dane boyutu (D12 veya D19) - su oranı (W4, W5 veya W6) kullanılarak adlandırılmıştır.

Tablo 1'den görüleceği üzere 200 doz çimentolu karışımların $s/\ç$ oranları 0,48 ile 0,69 arasında, 400 doz çimentolu karışımların $s/\ç$ oranları ise 0,24 ile 0,35 arasında değişmektedir. Bağlayıcı malzeme miktarı ise ağırlıkça %8,4 ile %18,9 arasında değişmektedir. Her karışım sonrasında SSB kıvamın belirlenmesi için Vebe testi (ASTM C1170) [16] 22,7 kg 'lık ilave yük ile daha kuru, oldukça katı kıvamlı SSB'ler için önerilen prosedür A kullanılarak gerçekleştirilmiştir.

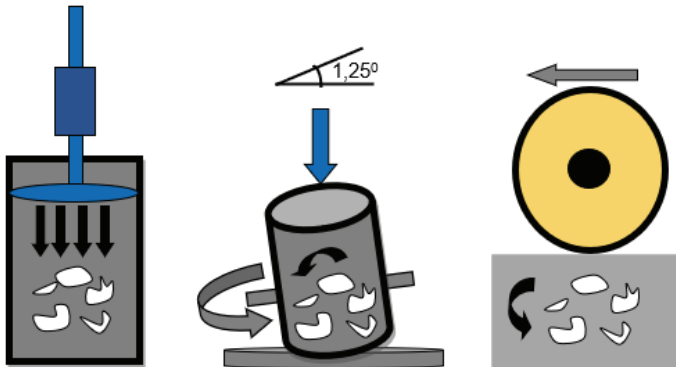
Tablo 1 - SSB karışım tasarımı (1 m³ için)

No	Karışım No.	Çimento Dozajı (kg)	Maks. Agrega Boyutu (mm)	Su Oranı (%)	Su Miktarı (kg)	İnce Agrega (0-5 mm) (kg)	İri Agrega (5-12 mm) (kg)	İri Agrega (12-19 mm) (kg)	s/ç	C(%)	İA/TA
1	C200-D12-W4	200	12	4	96	1424	770	-	0,48	8,35	0,65
2	C200-D12-W5	200	12	5	117	1388	750	-	0,59	8,55	0,65
3	C200-D12-W6	200	12	6	137	1353	731	-	0,69	8,76	0,65
4	C200-D19-W4	200	19	4	96	1095	880	222	0,48	9,20	0,50
5	C200-D19-W5	200	19	5	117	1067	857	216	0,59	9,42	0,50
6	C200-D19-W6	200	19	6	137	1040	835	211	0,69	9,64	0,50
7	C400-D12-W4	400	12	4	97	1312	709	-	0,24	16,52	0,65
8	C400-D12-W5	400	12	5	118	1275	689	-	0,30	16,92	0,65
9	C400-D12-W6	400	12	6	139	1240	670	-	0,35	17,32	0,65
10	C400-D19-W4	400	19	4	97	1009	810	205	0,24	18,03	0,50
11	C400-D19-W5	400	19	5	118	981	788	199	0,30	18,44	0,50
12	C400-D19-W6	400	19	6	139	953	766	194	0,35	18,88	0,50

Not: Karışım isimleri çimento dozajı (C), D_{maks} büyüklüğü ve su oranı (w) ile etiketlenmiştir.

3.2. Numunelerin Üretilmesi

Tablo 1’de belirtilen SSB karışımlarının hazırlanmasının ardından çalışmada özellikle saha sıkıştırma koşullarını laboratuvar ortamında en yakın şekilde temsil edebilmesi açısından SYP kullanılmıştır [17]. SYP, uzun yıllardır asfalt karışım tasarımı için sahadaki sıkıştırma şartlarını daha iyi temsil ettiği için tercih edilen bir yöntemdir. Başka bir deyişle diğer laboratuvar yöntemlerinin aksine (darbe ile sıkıştırma) kalıbın boylamsal ekseninde etrafında yoğunlaşarak döndürülmesi sonucu sıkıştırılmasından dolayı saha koşullarını laboratuvar ortamında temsil etmektedir (Şekil 4). Ayrıca, SYP’lerin en önemli avantajı farklı yoğurma sayıları ile numunelerin istenilen yoğunluğa ve sıkıştırma derecesine ulaşabilmesini sağlamasıdır.



Şekil 4 - Darbeli, yoğurmalı ve silindirik sıkıştırıcıların tipik sıkıştırma mekanizmaları

Ancak SSB'lerin SYP ile üretilmesi üzerine özellikle Amerikan Test ve Malzeme Birliği (ASTM) tarafından yeni çalışmalar devam etmekle birlikte halihazırda bir standart (ASTM C1800) [18] bulunmakta olup, bu standartta da SSB'ler için istenilen yoğunluğa gelmesi için 50-60 yoğurma sayısı tavsiye edilmektedir. Fakat nihai karar araştırmacıya bırakılmaktadır. Bu çalışmada da farklı yoğurma sayılarının yüzey özellikleri üzerindeki etkisinin de görülebilmesi adına her bir SSB karışımından 50, 60 ve 75 yoğurma sayılarında 3'er adet ayrı ayrı numuneler üretilmiştir. SYP ile üretilen SSB numunelerin bir kısmı Şekil 5'te görülmektedir. Üretilen numunelere 28 güne kadar ıslak bezle kür uygulanmıştır.

3.3. Yüzey Özelliklerinin Belirlenmesi

Bu çalışma kapsamında SSB'lerin yüzey özelliklerinin belirlenebilmesi adına makro yüzey dokusu için kum yama testi (sand patch test) ve mikro yüzey dokusu içinse İngiliz pandülü testi (British pendulum test) kullanılmıştır. Her iki yöntem de hem literatürde hem de uygulamada çok sık tercih edilmesine rağmen, sadece düşük hızlar için yol güvenliğinin ölçülmesine yardımcı olmaktadır.



Şekil 5 - SYP ile SSB numunelerin üretimi

3.3.1. Kum Yama Testi

Bu çalışmada, yol yüzey makro doku derinliğinin belirlenmesi için özellikle kolay uygulanabilir olması nedeniyle tüm dünyada oldukça sık kullanılan yöntemlerden biri olan kum yama testi tercih edilmiştir. ASTM E965 [19] prosedürüne uygun olarak yapılan deneylerde, temiz ve kuru kaplama yüzeylerinin üzerine hacmi bilinen %90 yuvarlaklığa sahip cam bilyaların dikkatli bir şekilde yuvarlak bir disk yardımıyla dağıtılması sonucunda kapladığı toplam alanın ölçülmesi ile yol yüzeyinin ortalama doku derinliği (MTD) hesaplanmaktadır. Bu amaçla standart boyutlarda (en az %90'ı No.60 elek açıklığından geçip No.80 üzerinde kalan gradasyona sahip) ve hacmi bilinen bir miktar cam bilya kaplama girintilerini dolduracak şekilde yüzeye dairesel olarak yayılmakta ve ardından dairenin ortalama çapı ile cam bilyanın hacmi kullanılarak MTD hesaplanmaktadır [20]. Türkiye Beton Yol Kaplamaları Teknik Şartnamesine göre MTD değeri beton yollar için 0,6 mm ile

1,1 mm arasında olması beklenmektedir [21]. Bu çalışmada, her bir karışım için üçer numune üzerinde kum yama testi gerçekleştirilmiştir (Şekil 6).



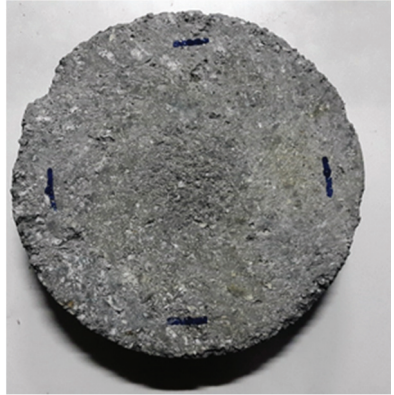
Şekil 6 - SSB numuneleri üzerinde kum yama testi malzemeleri

3.3.2. İngiliz Pandülü Testi (BPT)

BPT kuru veya ıslak düz yüzeylerde kayma direncini kolayca belirlemek için hem sahada hem de laboratuvar da oldukça sık tercih edilen bir yöntemdir (Şekil 7a). Bu yöntemde sarkaca monte edilmiş kauçuk sürtünme parçasının yüzey üzerinden itilirken enerji kaybı ölçülerek, yüzeyin sürtünme özellikleri belirlenir. ASTM E303 [22] yöntemine uygun olarak, deney öncesinde numune yüzeylerinin temizlenmesi ve BPT deney düzeneğinin her numuneden önce ayarlanması gerekmektedir.



(a)



(b)

Şekil 7 - a) İngiliz pandül test ile SSB numuneleri üzerinden ölçüm alınması, b) işaretli numune

Bu çalışma kapsamındaki numuneler SYP ile hazırlandığından üretilen 152,4 mm çapında dairesel numuneler üzerinde BPT hem kuru hem de ıslak koşullarda uygulanmıştır. Bunun amacı SSB'nin sürtünme özelliklerinin ıslak hava şartlarında nasıl değiştiğini görebilmeğdir.

Her numunenin üzerinde 1,5 cm numune kenarının içinden birbirine 90° açılı 4 nokta seçilerek ölçüm her noktadan dörder kez alınarak ortalama BPN değerleri hesaplanmıştır (Şekil 7b). Islak yüzey üzerinde yapılan deneyler için ASTM E303 [22], yüzeyin yeterince ıslatılması gerektiğini söylese de bunu detaylıca tanımlamamıştır. Aynı zamanda literatürdeki çalışmalarda da herhangi bir prosedür detayı verilmemiştir. Bu sebeple 150 mm çapındaki numuneleri yeterince ıslatmak için gerekli su miktarının belirlenmesi için bir ön çalışma yapılmıştır. Ön çalışmalar neticesinde tüm numuneler için 50 ml suyun yeterli olduğu tespit edilmiş ve numunenin yüzeyinde ince bir film tabakası oluşması sağlanmıştır. Standartta belirtildiği üzere her bir ölçümden önce tekrar numunenin üst yüzeyi ıslatılarak tekrarlanmıştır.

Yıldız (2018) çalışmasında yer alan BPN değerine göre kayma sınıflandırması Tablo 2’de yer almaktadır.

Tablo 2 - BPN değerlerine göre kayma sınıflandırması [23]

Sınıflama	Kayma potansiyeli	Kayma olasılığı	Cof	BPN
Z	Çok yüksek	1/20	<0,25	<24
Y	Yüksek	1/200	0,25-0,34	25-34
X	Orta	1/10.000	0,36-0,46	35-44
W	Düşük	1/100.000	0,47-0,59	45-54
V	Çok Düşük	1/1 milyon	>0,59	>54

4. ANALİZLER VE BULGULAR

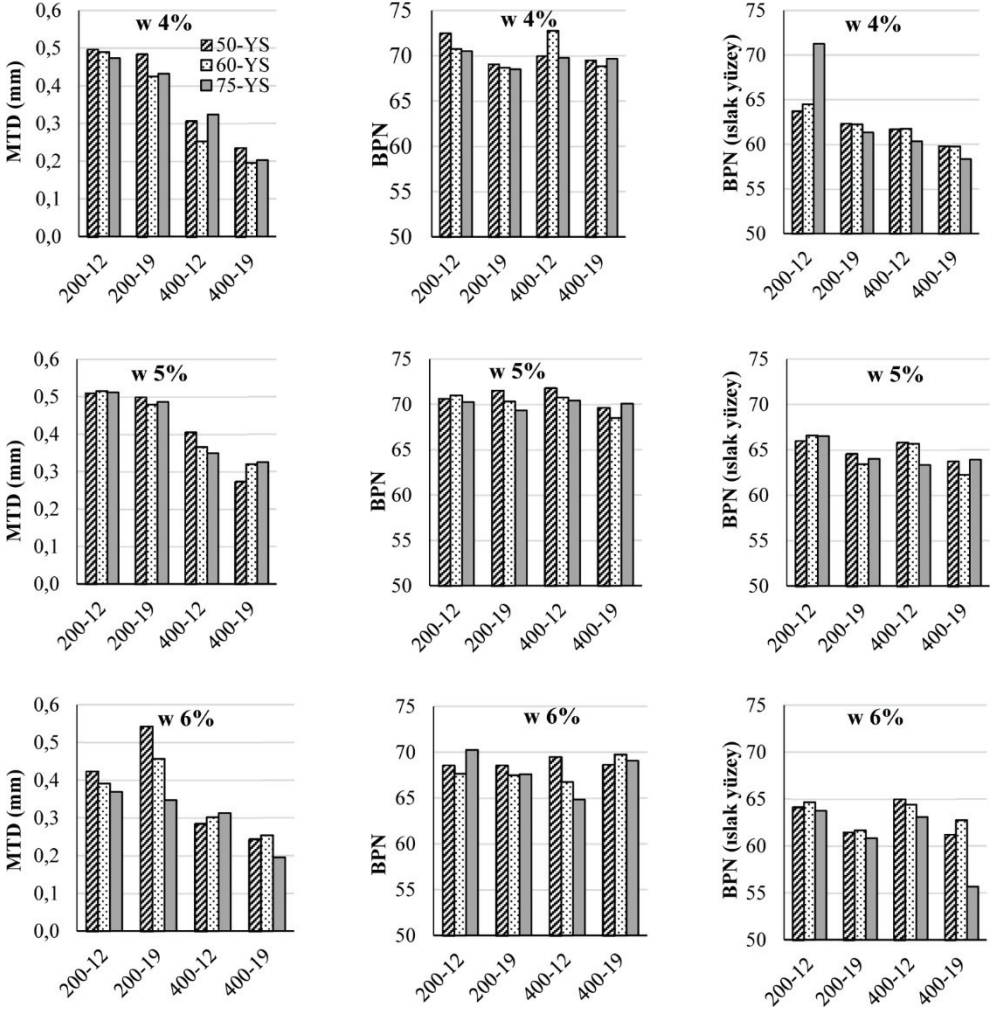
SSB karışımlarına ait MTD ile hem kuru hem ıslak BPN değerleri Tablo 3’te ve Şekil 8’de verilmiştir. Sonuçlar üçer adet numune ortalamasından oluşmaktadır. Ayrıca Şengün vd. (2019) tarafından yapılan bir önceki çalışmadan elde edilen Vebe kıvam süreleri ve 28 günlük basınç dayanımları da yüzey özellikleri ile ilişkilerinin incelenmesi için ilgili tabloda sunulmuştur [17].

Tablo 3’te görüldüğü üzere 200 dozajlı karışımlar için yüzey derinliği ortalama 0,46 mm iken, 400 dozajlı karışımlarda agrega boyutuna da bağlı olarak $D_{maks-12}$ mm için 0,32 mm, $D_{maks-19}$ mm için 0,25 mm elde edilmiştir. Bu sonuçlar ışığında 200 dozajlı karışımlarda MTD değeri Karayolları Beton Yolları Teknik Şartnamesi [21] değerlerini sınırdan sağlarken, 400 dozajlı karışımların MTD değeri ise çok düşük ölçülmüştür.

Diğer taraftan mikro doku yüzey özelliklerine bakıldığında Şekil 8’den de görüldüğü üzere beklendiği gibi ıslak BPN değerleri, kuru BPN değerlerine göre daha düşüktür. Tüm SSB karışımlar için ortalama değerlere bakıldığında, BPN kuru yüzeyde 70, ıslak yüzeyde ise 200 dozaj için 64, 400 dozaj için 62 civarında olduğunu gözlemlenmiştir. Bu BPN değerleri de Tablo 2’deki kayma sınıflandırması değerleri ile karşılaştırıldığında SSB kaplamalar “V sınıfı” ile “çok düşük kayma” potansiyeline sahip kaplama sınıfına girdiği görülmektedir.

Tablo 3 - SSB karışımlarına ait makro ve mikro yüzey özellik değerleri

Çimento Miktarı (kg/m ³)	D _{maks} (mm)	Su oranı (%)	Vebe Süresi (sn)	Yoğurma Sayısı	Basınç Dayanımı (MPa)	MTD (mm)	BPN Kuru yüzey	BPN Islak yüzey	
200	12	4	55	50	21,9	0,50	73	64	
				60	23,4	0,49	71	65	
				75	27,6	0,47	71	71	
		5	32	50	20,0	0,51	71	66	
				60	22,7	0,52	71	67	
				75	22,9	0,51	70	67	
		6	21	50	24,6	0,42	69	64	
				60	22,8	0,39	68	65	
				75	-	0,37	70	64	
						Ort.	0,46	70	66
	19	4	60	50	27,8	0,49	69	62	
				60	28,5	0,42	69	62	
				75	30,2	0,43	69	61	
		5	28	50	25,0	0,50	72	65	
				60	26,6	0,48	70	63	
				75	28,1	0,49	69	64	
		6	10	50	29,4	0,54	69	62	
				60	29,2	0,46	68	62	
75				-	0,35	68	61		
					Ort.	0,46	69	62	
400	12	4	67	50	25,3	0,31	70	62	
				60	22,5	0,25	73	62	
				75	22,3	0,32	70	60	
		5	52	50	31,9	0,41	72	66	
				60	32,4	0,37	71	66	
				75	31,4	0,35	70	63	
		6	27	50	42,7	0,29	70	65	
				60	40,4	0,30	67	64	
				75	-	0,31	65	63	
						Ort.	0,32	70	63
	19	4	81	50	20,7	0,24	70	60	
				60	19,1	0,20	69	60	
				75	20,7	0,20	70	58	
		5	51	50	34,7	0,27	70	64	
				60	36,3	0,32	69	62	
				75	34,7	0,33	70	64	
		6	28	50	53,8	0,24	69	61	
				60	52,3	0,25	70	63	
75				53,8	0,20	69	56		
					Ort.	0,25	69	61	



Şekil 8 - Her bir SSB karışımına ait ölçülen MTD ile BPN kuru ve ıslak yüzey değerleri

Bu sonuçlar, İngiliz İnşaat Mühendisleri Enstitüsü (ICE) tarafından hazırlanan Karayolları Tasarımı ve Yönetimi Kılavuzunda [24] SSB'lerin yüzey özelliklerinin geliştirilmesinde çimento dozajının ve D_{maks} 'ın etkisinin vurgulanması açısından da önemli olmaktadır. İlgili kılavuzda SSB yüzey özelliklerinin iyileştirilmesi için karışım tasarımında çimento dozajı artışı ve daha düşük maksimum agrega dane büyüklüğü tavsiye edilmiştir. Ancak burada karışım parametrelerinin mikro ve makro doku yüzey özelliklerine etkisi ayrı ayrı incelenmemiştir. Bu çalışmada ise daha düşük D_{maks} 'lı karışımların MDT ve BPN değerleri açısından yol güvenliğine daha olumlu etki yaptığı gözlemlenirken, çimento dozajındaki artış özellikle makro yüzey dokusunda önemli düşüşe sebep olmuştur. Ancak bu çalışmadaki çimento artışının tipik kırsal yollarda kullanılan SSB karışım oranlamasının oldukça üzerinde olduğu unutulmamalıdır.

SSB karışım parametrelerinin mikro ve makro doku özelliklerine etkilerinin daha iyi anlaşılabilmesi adına, Tablo 3'teki veriler kullanılarak istatistiksel analizler yapılmış ve Kısım 4.1 ve 4.2'de incelenmiştir. Ayrıca, SSB yüzey özellikleri ve kıvam ilişkisi de (Vebe süresi ve su oranı) incelenerek, Kısım 4.3'de detaylıca ele alınmıştır. Ek olarak, SSB karışımlarına ait basınç dayanımları ile yüzey özellikleri arasındaki ilişki de analiz edilmiştir. Ancak bir ilişki kurulamadığı için ayrı bir başlık altında bu çalışmada sunulmamıştır.

4.1. SSB Karışım Parametrelerinin Makro Doku Özelliklerine Etkisi

Bu çalışmada SSB karışım parametrelerinden çimento dozajı, su oranı ve D_{maks} ile SYS yoğurma sayısının SSB makro doku derinliğine olan etkisinin incelenebilmesi için tek faktörlü varyans analizi (ANOVA) yapılmıştır (Tablo 4). IBM SPSS 22.0 [25] yazılımı kullanılarak gerçekleştirilen ANOVA istatistiksel analizinde 108 numune sonucu kullanılmış, güven aralığı %90 seçilerek anlamlılık değeri (p değeri) incelenmiş ve p değerinin 0,1'den küçük olduğu ($p < 0,1$) parametrelerin sonuçlar üzerinde anlamlı bir etkisinin olduğu hipotezi kabul edilmiştir. Ayrıca p değerinin 0,01 (%) değerinden küçük olması ise ilgili bağımlı değişkenin bağımsız değişken üzerinde oldukça etkili olduğunu göstermektedir.

Tablo 4 - SSB karışım parametrelerinin makro doku üzerinde etkisinin istatistiksel analizi

Bağımsız değişkenler	ANOVA Çıktıları					
		KT	Sd	KO	F	P değeri
Çimento dozajı	G.İ	0,821	1	0,821	176,820	0,000
	G.A	0,492	106	0,005		
	Toplam	1,314	107			
Su oranı	G.İ	0,108	2	0,054	4,726	0,011
	G.A	1,205	105	0,011		
	Toplam	1,314	107	0,054		
D_{maks}	G.İ	0,034	1	0,034	2,822	0,096
	G.A	1,280	106	0,012		
	Toplam	1,314	107	0,034		
SYS yoğurma sayısı	G,İ	0,024	2	0,012	0,992	0,374
	G.A	1,289	105	0,012		
	Toplam	1,314	107	0,012		

Not: G.İ; Gruplar içi, G.A; Gruplar arası, KT; Kareler Toplamı, KO; Kareler Ortalaması, Sd; Serbestlik Derecesi; F; F istatistiği; P; anlamlılık değeri

Bu çalışma için 108 numune üzerinden karışım parametrelerinin ve SYS yoğurma sayısının MTD etkileri üzerine gerçekleştirilen ANOVA istatistiksel analiz çıktıları Tablo 4’te verilmiştir. Tablodaki her bir parametre için ayrı ayrı hesaplanan p değerleri incelendiğinde SSB karışım parametrelerinden çimento dozajının ve su oranının MTD üzerinde oldukça etkili ($p \leq 0,01$) olduğu görülmektedir. Bu noktada SSB karışımlarında çimento ve su miktarının yalnızca mukavemet yönünden değil, aynı zamanda doku özellikleri bakımından da dikkat edilmesi gerektiği anlaşılmaktadır. Ayrıca karşımdaki D_{maks} değerinin de %90’lık güven aralığında ($p < 0,1$) sonuçlara anlamlı bir etkisinin olduğu anlaşılmaktadır. Diğer taraftan SYS yoğurma sayısının doku derinliği üzerinde anlamlı bir etkisinin olmadığı ($p > 0,1$) hem ANOVA çıktısından anlaşılmakta hem de Şekil 8’de gözlemlenmektedir. Yapılan analizler sonucunda makro doku özelliklerinin çimento dozajı, su oranı ve D_{maks} ’a bağlı olarak değiştiği görülmüştür. Yüksek hızlarda kaplama yüzeyinin drenajı makro dokuya bağlı olduğu için karışım parametrelerinin tasarım sırasında dikkatle seçilmesi gerekliliğini ortaya konmuştur.

4.2. SSB Karışım Parametrelerinin Mikro Doku Özelliklerine Etkisi

Aynı şekilde tek faktörlü ANOVA analizi Tablo 5’te görüldüğü üzere, bu kez SSB karışım parametrelerinin mikro doku özellikleri üzerinde etkilerinin anlaşılabilmesi için uygulanmıştır.

Tablo 5 - SSB karışım özelliklerinin mikro doku üzerinde etkisinin istatistiksel analizi (a) BPN-kuru yüzey (b) BPN-ıslak yüzey değerleri

(a) BPN-Kuru Yüzey

Bağımsız değişkenler	ANOVA Çıktıları					
		KT	Sd	KO	F	P değeri
Çimento dozajı	G.İ	0,775	1	0,775	0,215	0,644
	G.A	382,862	106	3,612		
	Toplam	383,637	107	0,775		
Su oranı	G.İ	95,747	2	47,874	17,461	0,000
	G.A	287,890	105	2,742		
	Toplam	383,637	107			
D_{maks}	G.İ	16,062	1	16,062	4,632	0,034
	G.A	367,575	106	3,468		
	Toplam	383,637	107			
SYS yoğurma sayısı	G.İ	12,899	2	6,450	1,827	0,166
	G.A	370,737	105	3,531		
	Toplam	383,637	107			

Tablo 5 - SSB karışım özelliklerinin mikro doku üzerinde etkisinin istatistiksel analizi (a) BPN-kuru yüzey (b) BPN-ıslak yüzey değerleri (devam)

(b) BPN-ıslak Yüzey

Bağımsız değişkenler	ANOVA Çıktıları					
		KT	Sd	KO	F	P değeri
Çimento dozajı	G.İ	54,898	1	54,898	8,469	0,004
	G.A	687,144	106	6,482		
	Toplam	742,042	107			
Su oranı	G.İ	186,691	2	93,345	17,649	0,000
	G.A	555,351	105	5,289		
	Toplam	742,042	107			
D _{maks}	G.İ	162,558	1	162,558	29,735	0,000
	G.A	579,484	106	5,467		
	Toplam	742,042	107			
SYS yoğurma sayısı	G.İ	43,337	2	21,668	3,256	0,042
	G.A	698,705	105	6,654		
	Toplam	742,042	107			

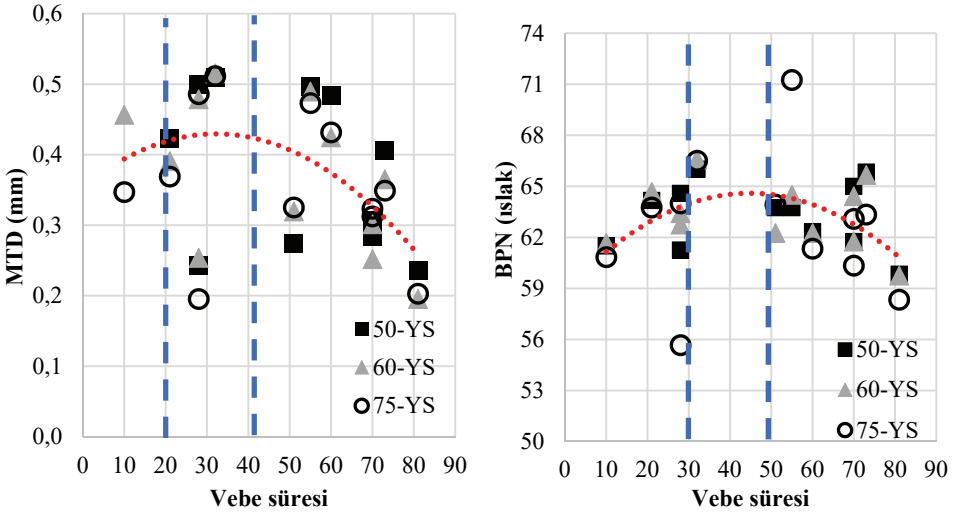
Not: G.İ; Gruplar içi, G.A; Gruplar arası, KT; Kareler Toplamı, KO; Kareler Ortalaması, Sd; Serbestlik Derecesi; F; F istatistiği; P; anlamlılık değeri

Mikro doku, lastikle yol arasında kuru temas açısından önemli olduğu için, taşıtların yol tutuşu üzerinde çok önemli etkisi bulunmaktadır. Bu sebeple Tablo 5'te görüldüğü üzere hem kuru hem de ıslak BPN değerlerinin karışım parametrelerinden nasıl etkilendiği ayrı ayrı analiz edilmiştir. Islak BPN sonuçlarına tüm parametrelerin ($p < 0,05$) etkili olduğu görülürken, özellikle çimento dozajı, su oranı ve D_{maks} parametrelerinin ıslak BPN değeri üzerinde etkileri ($p < 0,01$) oldukça fazla olmuştur. Diğer taraftan kuru BPN değerleri için bu durum geçerli olmamaktadır. Bu sonuçlar ışığında kuru BPN üzerinde su oranı ve D_{maks} etkili ($p < 0,05$) olurken, çimento dozajının ve SYS yoğurma sayısının etkisi görülemez. Ancak uygulamada ıslak BPN değerinin daha kritik olduğu göz önüne alındığında [26, 27], çimento dozajının etkisinin de sonuçlarda oldukça önemli olduğu sonucuna varmak yanlış olmayacaktır.

Bir önceki bölümde de tartışıldığı üzere SSB kaplamalarının hem makro hem de mikro doku özellikleri istatistiksel olarak karışım parametrelerinden çimento dozajı, su oranı ve D_{maks} 'in değişiminden etkilenmektedir.

4.3. SSB Yüzey Özellikleri ve Kıvam İlişkisi

Yüzey özelliklerini belirleyen MTD ve BPN değerleri ile SSB Vebe kıvam süresi ilişkisi incelendiğinde, ilk olarak Şekil 9'dan da görüldüğü üzere parabolik ilişki göze çarpmaktadır. 0,42 mm MTD değeri için 20-40 sn'lik Vebe süreleri optimum sonuç verdiği görülürken, 65 BPN (ıslak) için bu süre 30-50 sn'lik Vebe süresinin bandına kaydığı görülmektedir.



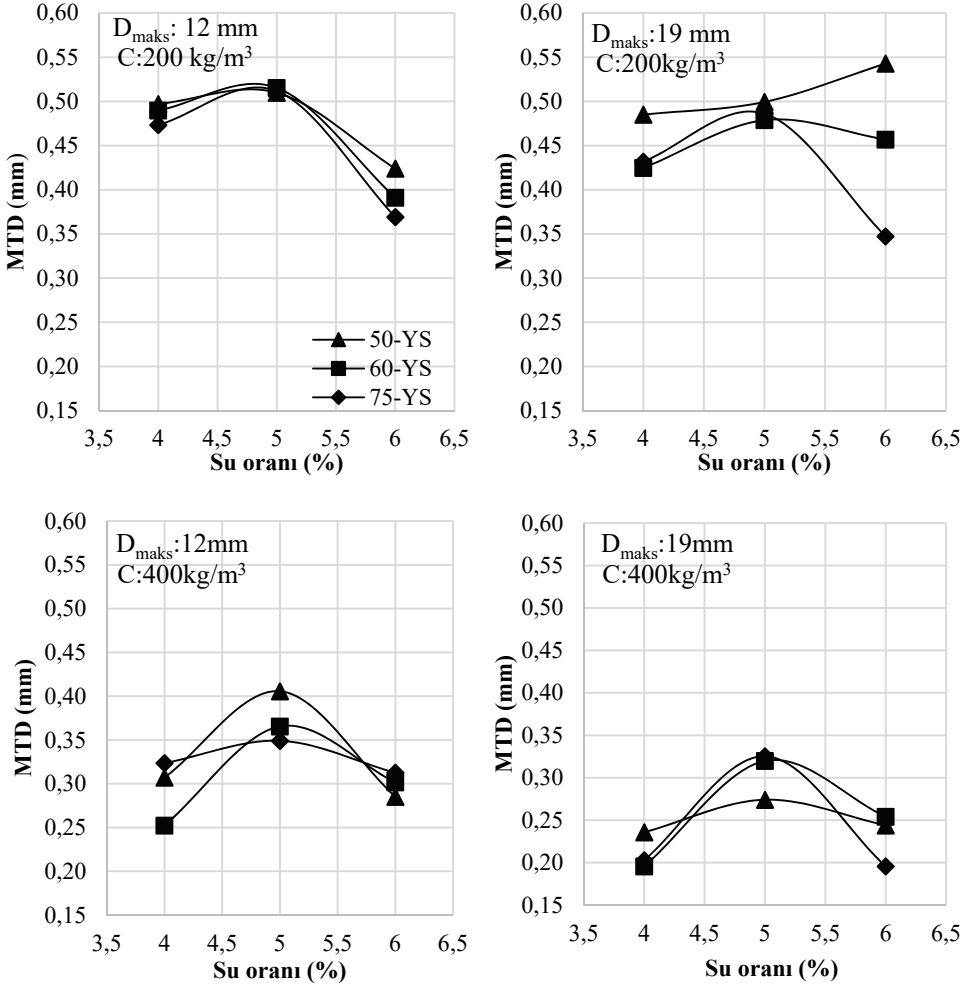
Şekil 9 - Vebe kıvam süresi MTD ve BPN ilişkisi

Bu sonuçlar, literatürde Chhorn vd. (2017) [3] tarafından yapılan BPN değeri ile Vebe süresi ilişkisinin araştırıldığı ve aralarında parabolik bir ilişki gözlemlenerek, 55 sn'lik Vebe süresi için 65 BPN değeri ile optimum değer yakalandığı çalışma ile benzerlik göstermektedir. Diğer taraftan bu çalışmada ölçümü yapılan SSB yolun gerçek saha şartlarında asfalt sericiler ile yerleştirilerek, titreşimli çift tamburlu silindirler ve lastik tekerlekle sıkıştırıldığı düşünülürse o çalışma ile sahayı temsil etmesi açısından laboratuvar koşullarında SYP ile üretilen SSB'ler üzerinde ölçümler yapılarak gerçekleştirilen bu çalışmanın, birbirine oldukça yakın sonuçlar vermesi aynı zamanda SYP'nin de SSB üretiminde laboratuvarında gerçek saha koşullarını yakalaması açısından ne derece de başarılı olduğunu göstermektedir. Bu çalışmada makro ve mikro doku yüzeyi beraber düşünülerek, saha uygulaması için uygun Vebe kıvam süreleri de dikkate alındığında SSB karışımlar için 30±10 sn'lik Vebe süresinin uygun olacağı sonucuna varılmıştır [7, 28].

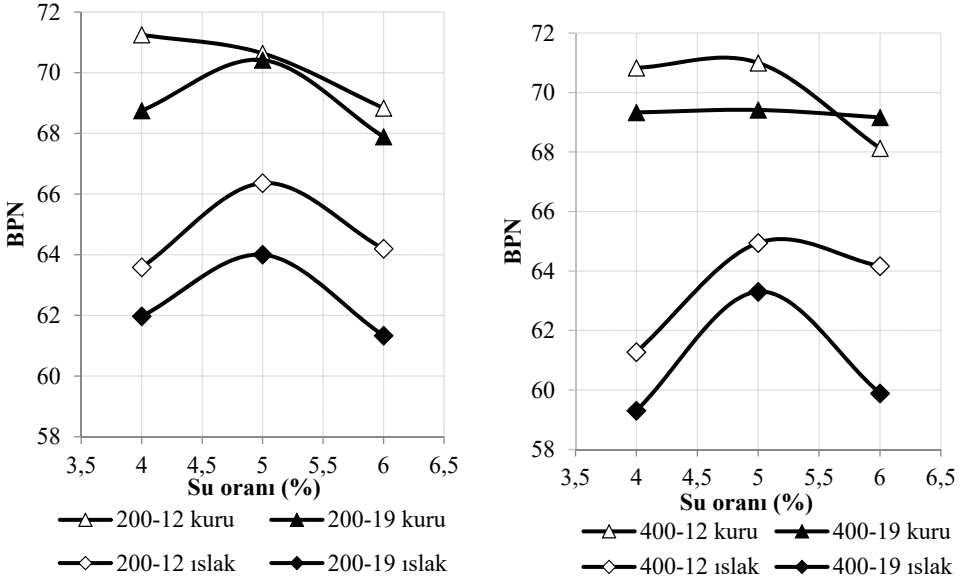
Vebe süresi ile MTD ve BPN değerlerinde görülen benzer parabolik ilişki beklenildiği üzere karışımın ihtiva ettiği su oranı ile de Şekil 10'da gözlemlenmiştir. Şekil 10'da görüldüğü üzere maksimum MTD değerleri numune sıkıştırılmasından (yoğurma sayısı) bağımsız olarak optimum su ihtiva eden karışım numunelerinden elde edilmiştir. Optimum su oranı belirlenmesinin detayları Şengün vd. (2019)[17] mevcuttur. Sadece 50 yoğurma sayısı için bir karışımda bu parabolik ilişki yakalanamamıştır. Diğer tüm karışımlar için yoğurma

sayısından, çimento dozajından ve D_{maks} 'dan bağımsız olarak %5'lik bir su oranında optimum yüzey derinliğine ulaşıldığı görülmektedir.

Aynı durum kuru ve ıslak yüzeyler için BPN değerlerinin su oranı ilişkisinde de görülmekte olup, Şekil 11'de görüldüğü üzere tüm karışımlar için %5'lik bir su oranında optimum kuru ve ıslak yüzeyler için BPN değerleri elde edilmiştir. Yapılan bu analizler ayrıca, SSB karışım tasarımı optimum su ihtiva oranının doğru belirlenmesinin yol güvenliği açısından da ne kadar önemli olduğunu ortaya koymuştur.



Şekil 10 - MTD ile SSB karışımı su oranı ilişkisi.



Şekil 11 - Kuru ve ıslak yüzey BPN değeri (60 yoğurma sayısı için) SSB karışımı su oranı ilişkisi

5. SONUÇLAR VE TARTIŞMA

SSB kaplamaların makro ve mikro yüzey özelliklerinin belirlenmesi ve ayrıca karışım parametrelerinin bu özelliklere etkilerinin incelenmesi adına gerçekleştirilen bu çalışmada; iki farklı çimento dozajı (200-400 kg/m³), iki farklı agrega gradasyonu (D_{maks} 12-19 mm) ve üç farklı su oranı (%4-%5-%6) ile hazırlanan 12 farklı karışım ele alınmıştır. Her bir SSB karışımı 50, 60 ve 75 olmak üzere üç farklı yoğurma sayısında saha sıkıştırma şartlarını laboratuvar koşullarında temsil etmesi adına Superpave yoğurmalı presi ile sıkıştırılmış ve üretilen üçer adet numuneler üzerinde kaplama yüzey derinliğinin bulunabilmesi için kum yama testi, mikro ölçekli kayma potansiyelinin belirlenebilmesi adına da İngiliz pandül testi uygulanmıştır. Elde edilen sonuçlar üzerinden ayrıca tek faktörlü ANOVA analizleri yapılarak karışım parametrelerinin SSB yüzey dokusuna etkileri incelenmiştir.

Bulgular kısaca aşağıdaki gibi özetlenebilir;

- 200 ve 400 dozajlı karışımlar için ortalama yüzey derinliği sırasıyla 0,46 mm ve 0,29 mm elde edilmiştir. Değerler KGM beton yollar için belirlenen değerlerin altında kalsa da 200 dozajlı karışımlar şartname sınır değerlerine çok yakındır. Bu da şehir içi ve köy yollarında kullanımı giderek artan SSB kaplamaların yol güvenliği açısından büyük önem arz etmektedir.
- Tüm SSB karışımları için BPN değerleri kuru yüzeyde 70, ıslak yüzeyde ise 200 dozaj için 64, 400 dozaj için 62 civarı gözlemlenmiştir. Bu BPN değerleri ile SSB

kaplamalar çok düşük kayma potansiyeline sahip kaplama sınıfına girmektedir. Bu sonuç yol güvenliği açısından, uygulamada ilave tedbirlerin (hız limitlerinin düşürülmesi gibi) alınması gerekliliğini öne çıkarmaktadır.

- Karışımlardaki çimento dozajı artışı, SSB kaplamaların makro dokusunu oldukça etkilemiş ve ortalama yüzey derinliğinde önemli derecede düşüşe neden olmuştur. Agregaya boyut etkisi ise yüksek dozajlı karışımlarda boyut artışı ile düşüşe sebep olmuştur.
- BPN değerleri için çimento dozajının etkisi ıslak yüzey ölçümlerinde gözlemlenmiş ve dozajda yükseliş ile BPN’de düşüş yaşanmıştır.
- SSB karışım kıvamı ile yüzey özellikleri arasında parabolik bir ilişki saptanmış olup SSB karışımlarına ait 30 ± 10 sn’lik Vebe süresi ve %5’lik su oranında optimum makro ve mikro değerler elde edilmiştir.

SSB kaplamaların kullanımında büyük bir potansiyel mevcut olmakla birlikte özellikle yol güvenliği açısından yüzey özelliklerinin belirlenerek kontrol altına alınması ve gerektiğinde uygulamada ilave tedbirlerin alınması gerekmektedir. Yukarıda özetlenen bulgulardan da görüldüğü üzere, karışım parametrelerinin (çimento dozajı, su oranı ve agregaya boyutu) SSB yüzey özelliklerinde istatistiksel olarak etkili olduğu görülmüştür. Dolayısıyla, SSB karışım parametreleri seçiminde, üstyapı mukavemeti ve dayanıklılığının yanısıra yol güvenliğinin de gözönüne alınması ve SSB kaplama üretim mevzuatına hem maliyeti düşük olan hem de hızlı yapılan kum yama testi ile İngiliz pandül testlerinin de eklenmesi önerilmektedir.

Semboller

ABD	Amerika Birleşik Devletleri
ACI	Amerikan Beton Enstitüsü
ACPA	Amerikan Beton Yollar Birliği
ANOVA	Varyans Analizi
BPT	İngiliz Pandül Testi
BPN	İngiliz Pandül Sayısı
BSK	Bitümlü Sıcak Kaplama
C	Çimento Dozajı (kg/m^3)
D	Agrega boyutu
D_{maks}	Maksimum Agregada Dane Boyutu
F	F istatistiği
GA	Gruplar arası (ANOVA analizinde)
Gİ	Gruplar içi (ANOVA analizinde)
KGM	Karayolları Genel Müdürlüğü

KO	Kareler Ortalaması
KT	Kareler Toplamı
MTD	Ortalama Doku Derinliği
Sd	Serbestlik Derecesi
s/ç	Su Çimento Oranı
p	Anlamlılık Değeri
SSB	Silindirle Sıkıştırılmış Beton
SYP	Superpave Yoğurmalı Pres
YS	Yoğurma Sayısı

Teşekkür

Bu çalışma, Türkiye Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Kurumu (TUBİTAK) tarafından finanse edilen SSB kaplamalar (Proje No: 116M523) üzerine gerçekleştirilen araştırma projesi kapsamında üretilen numuneler kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Yazarlar, mezun Mehmet Ali Aykutlu'ya ve Emine Bilge Tan'a çalışma sırasında yardımlarından dolayı teşekkür ederler.

Kaynaklar

- [1] Harrington D., Abdo F., Adaska W., Hazaree C.V., Ceylan H., and Bektas F., "Guide for roller-compacted concrete pavements," 2010.
- [2] Uz E.V, Gökalp İ., Epsileli E., Tepe M., "Karayolları Teknik Şartnamesinde (KTŞ) Yer Alan Pürüzlendirme Uygulaması ve bu Uygulamada Endüstriyel Atıkların Kullanılabilirliği," 3. Karayolu Ulusal Kongresi, Ankara, 25-27 Kasım 2014.
- [3] Chhorn C., Hong S.J., Lee S.W., "A study on performance of roller-compacted concrete for pavement," Constr. Build. Mater.,153, 535-543, 2017.
- [4] Mohammed B.S., Adamu M., "Mechanical performance of roller compacted concrete pavement containing crumb rubber and nano silica," Constr. Build. Mater.,159,234-251, 2018.
- [5] Tavakoli D., Dehkordi R.S., Divandari H., Brito J., "Properties of roller-compacted concrete pavement containing waste aggregates and nano SiO₂," Constr. Build. Mater., 249,118747, 2020.
- [6] Algin Z., Gerginci S., "Freeze-thaw resistance and water permeability properties of roller compacted concrete produced with macro synthetic fibre," Constr. Build. Mater., 234,117382, 2020.
- [7] ACI 327R-14, "Guide to roller-compacted concrete pavements," 2015.

- [8] ASTM E670-09, "Standard Test Method for Testing Side Force Friction on Paved Surfaces Using the Mu-Meter," ASTM International, West Conshohocken, PA, 2015.
- [9] ASTM C33M-18, "Standard Specification for Concrete Aggregates," West Conshohocken, PA, 2018.
- [10] ASTM C136M-14, "Standard Test Method for Sieve Analysis of Fine and Coarse Aggregates," West Conshohocken, PA, 2014.
- [11] ASTM C127-15, "Standard Test Method for Relative Density (Specific Gravity) and Absorption of Coarse Aggregate," West Conshohocken, PA, 2015.
- [12] ASTM C128-15, "Standard Test Method for Relative Density (Specific Gravity) and Absorption of Fine Aggregate," West Conshohocken, PA, 2015.
- [13] ASTM C125-19, "Standard Terminology Relating to Concrete and Concrete Aggregates," West Conshohocken, PA, 2019.
- [14] ACPA (American Concrete Pavement Association), "Roller-Compacted Concrete Guide Specification," 2014.
- [15] Karayolları Genel Müdürlüğü, "Karayolu Teknik Şartnamesi (Yol Üstyapısı, Sanat Yapıları, Köprü ve Tüneller, Üstyapı ve Çeşitli İşler)," 2013.
- [16] ASTM C1170, "Standard Test Method for Determining Consistency and Density of Roller-Compacted Concrete Using a Vibrating Table," West Conshohocken, PA, 2014.
- [17] Şengün E., Alam B., Shabani R., Yaman I.O., "The effects of compaction methods and mix parameters on the properties of roller compacted concrete mixtures," *Constr. Build. Mater.*,228, 2019.
- [18] ASTM C1800, "Standard Test Method for Determining Density of Roller-Compacted Concrete Specimens Using the Gyrotray Compactor," 2016.
- [19] ASTM E965-15, "Standard Test Method for Measuring Pavement Macrotexure Depth Using a Volumetric Technique," West Conshohocken, PA, 2019.
- [20] Kaçmaz B., Topal A., Şengöz B., Tanyel S., "Farklı tip esnek kaplamaların yol yüzey özelliklerinin arazi ölçümleriyle değerlendirilmesi," *Tek. Dergi*, 26(3),7115-7137, 2015.
- [21] Karayolları Genel Müdürlüğü "Beton Yollar Teknik Şartnamesi," KGM ARGE Daire Başkanlığı, Ankara, Türkiye, 2016.
- [22] ASTM E303-93, "Standard Test Method for Measuring Surface Frictional Properties Using the British Pendulum Tester," West Conshohocken, PA, 2018.
- [23] Yıldız K., "Şehir İçi Asfalt Kaplamaların Kayma Potansiyelinin Değerlendirilmesi-Bir Durum Çalışması," *Politek. Derg.*, 21(2) ,513-518, 2018.
- [24] Donegan, J. P. (2011). Roller compacted concrete, chapter 48, ICE Manual of Highway Design and Management. Institution of Civil Engineers.
- [25] IBM Corporation, "IBM SPSS statistics for windows," Version 22.0, 2013.

- [26] Meegoda J. N., Gao S., “Evaluation of pavement skid resistance using high speed texture measurement,” *J. Traffic Transp. Eng.*, 2(6), 382-390, 2015.
- [27] D’Apuzzo M., Evangelisti A., Nicolosi V., “An exploratory step for a general unified approach to labelling of road surface and tyre wet friction,” *Accid. Anal. Prev.*, 138,105462, 2020.
- [28] Şengün E., “Effects of mixture design parameters and compaction methods on the properties of roller compacted concrete pavements, PhD Thesis,” Middle East Technical University, 2019.

Sonlu Eleman Modellerinin Maksimum Olasılık Tahmini ile Güncellenmesi

Çağlayan HIZAL¹

ÖZ

Matematiksel yapı modellerinin titreşim verileri kullanılarak güncellenmesi konusu, son yıllarda giderek artan bir şekilde araştırmacıların ilgisini çekmektedir. Bu hususta literatüre sunulan yöntemler genel olarak deterministik ve olasılıksal olarak sınıflandırılmaktadır. Bu bağlamda hem deterministik hem de olasılıksal model güncelleme yöntemlerinin birçok varyasyonu yer almaktadır. Bu çalışmada ise maksimum olasılık tahminine dayalı alternatif bir yaklaşım sunulmaktadır. Önerilen yöntemde, modal tanılama sırasında öngörülen ölçüm hatalarının yanı sıra model hatası da boyutsuz bir Rayleigh oranı üzerinden dikkate alınmaktadır. Sisteme ait model parametreler, ölçüm ve modelleme hatalarının normal dağılım göstereceği kabulüyle oluşturulan bir olasılık yoğunluk fonksiyonu üzerinden hesaplanmaktadır. Sunulan yöntemin güvenilirliği bir sayısal ve bir deneysel uygulama üzerinden değerlendirilmiştir. Elde edilen verilere göre önerilen yöntemin oldukça makul sonuçlar verdiği gözlemlenmektedir.

Anahtar Kelimeler: Model güncelleme, maksimum olasılık kestirimi, modal tanılama, çoklu ölçüm setleri.

ABSTRACT

Finite Element Model Updating by using Maximum Likelihood Estimation

In recent years, the problem of vibration-based model updating of structures has been increasingly attracting the attention of researchers. In general sense, the corresponding studies available in the literature can be classified as deterministic and probabilistic methods. In this context, various implementations are available for the deterministic and probabilistic approaches. This study, however, presents an alternative approach based on the maximum likelihood estimation. In the proposed methodology, the modelling errors are considered by using a non-dimensional Rayleigh ratio, in addition to the measurement errors. System model parameters are updated via a probability density function obtained by the assumption that the measurement and modelling errors follow normal distribution. The reliability of the proposed

Not: Bu yazı

- Yayın Kurulu'na 21 Mayıs 2020 günü ulaşmıştır. 14 Aralık 2020 günü yayımlanmak üzere kabul edilmiştir.
- 30 Kasım 2021 gününe kadar tartışmaya açıktır.

• <https://doi.org/10.18400/tekderg.739610>

¹ İzmir Yüksek Teknoloji Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Bölümü, İzmir - caglayanhizal@iyte.edu.tr
<https://orcid.org/0000-0002-9783-6511>

method has been verified by one numerical and one experimental application. According to the results, it is observed that the proposed method gives rather reasonable solution.

Keywords: Model updating, maximum likelihood estimation, modal identification, multiple measurement sets.

1. GİRİŞ

Son yıllarda, Yapı Sağlığı İzlemesi (Structural Health Monitoring, SHM) uygulamaları, bilimsel literatürde ve mühendislik uygulamalarında sıklıkla başvurulan bir yöntem olarak öne çıkmakta ve birçok araştırmacının giderek artan bir şekilde ilgisini çekmektedir. SHM en basit şekilde, bir mühendislik yapısının frekans, sönüm oranı, mod şekli gibi dinamik parametrelerinin belirlenmesi ve bu parametrelerdeki değişimlerden yola çıkarak, yapıya ait matematiksel modelin güncellenmesi (kalibrasyonu) ve/veya yapıda oluşabilecek hasarın yerinin ve şiddetinin tespit edilmesi şeklinde tanımlanabilir. Bu nedenle titreşim bazlı SHM uygulamalarındaki ilk adım, modal parametrelerinin tayin edildiği Modal Tanılama (Modal Identification) aşamasıdır. Bu amaç doğrultusunda literatüre kazandırılmış birçok yöntem bulunmaktadır. Bunlar arasında, Stokastik Altuzay Tanılaması (Stochastic Subspace Identification, SSI) [1], Frekans Alanı Ayrıklaştırması (Frequency Domain Decomposition, FDD) [2] gibi deterministik ve Maksimum Olasılık Kestirimi (Maximum Likelihood Estimation, MLE) [3], Bayesyen Operasyonel Modal Analiz (Bayesian Operational Modal Analysis, BAYOMA) yöntemleri [4,5] gibi olasılıksal tabanlı yaklaşımlar ve bunların çoklu ölçüm grupları, çakışık mod etkisi vb. durumların çözümüne yönelik olarak geliştirilen varyasyonları [6–8] literatürde en çok bilinen ve sık başvurulan Modal Tanılama yöntemleri olarak öne çıkmaktadır.

Modal tanılamadan sonraki aşamalarda ise, belirlenen modal parametreler esas alınarak, incelenen yapıya ait sonlu elemanlar modelinin güncellenip, bu modellerin kıyaslanmasıyla yapıda oluşan hasarların şiddeti ve yeri tespit edilebilir. Buradaki en temel yaklaşım, tanımlanan modal parametreler ile sonlu elemanlar modelinden elde edilen modal parametreler arasındaki hata için, ağırlıklı en küçük kareler yaklaşımıyla oluşturulan bir amaç fonksiyonunun minimizasyonu prensibine dayanmaktadır [9]. Bu temel yaklaşımda, model ve deneysel sonuçlar arasındaki fark esasen tahmin ve modelleme hatalarının toplamı olarak ifade edilmektedir. Buradaki tahmin hatası, kullanılan modal tanılama tekniğinden kaynaklanan hataları (sensör ve/veya kanal gürültüsü veya kullanılan teknikten kaynaklı), model hataları ise kullanılan sonlu eleman model güncelleme tekniğinden ve/veya rijitlik ve kütle matrislerinin parametrik modellenmesinden kaynaklanan kusurları tanımlamaktadır [10]. Bu tür model güncelleme problemlerinin uygulanmasında karşılaşılan en önemli sorun ise uygulanan en küçük kareler yaklaşımında kullanılacak ağırlıkların belirlenmesidir. Bu açıdan, bu ağırlıkları modal parametrelere ait belirsizliklerle ilişkilendiren Stokastik yöntemler oldukça makul sonuçlar vermektedir. Pertürbasyon ve Bayesyen temelli Monte-Carlo simülasyonu gibi yaklaşımlara dayalı çalışmalar, Stokastik yöntemlerin en bilinen ve öncül yaklaşımlarıdır. Burada, Monte-Carlo bazlı yöntemler, özellikle parametrik belirsizliklerin yüksek olması durumunda, oldukça makul sonuçlar vermekle birlikte, analiz süresi açısından dikkate değer ölçüde dezavantajlı olmaktadır [11–14]. Pertürbasyon temelli yöntemler ise, yüksek parametrik belirsizlik durumu için, Monte-Carlo yöntemlerine nazaran daha ıraksak sonuçlar vermekle birlikte analiz süresini oldukça makul bir seviyeye

düşürebilmektedir [15–17]. Bunun dışında, Hiyerarşik Bayesyen Model Güncelleme (Hierarchical Bayesian Model Updating) yöntemleri de son yıllarda birçok araştırmacının ilgisini kazanmıştır [18,19]. Hiyerarşik Bayesyen yöntemleri, parametrik belirsizliklerin farklı zamanlarda, farklı çevresel ve ortamsal etkiler altında alınan çok sayıda ölçüm verisi üzerinden hesaplanmasını temel almaktadır. Bu açıdan bakıldığında, Hiyerarşik Bayesyen yöntemlerinin, ölçüm hatalarından kaynaklanabilecek belirsizliklerden çok modelleme hatalarından kaynaklanan belirsizliklere odaklandığı söylenebilir. Diğer yandan, parametrik belirsizliklerin, model ve ölçüm hatalarıyla ilişkilendirildiği ve bu belirsizliklerin BAYOMA ile belirlendiği bazı iki aşamalı yöntemler de literatürde mevcuttur [20–24].

Bu çalışmada, sonlu eleman modellerinin maksimum olasılık tahmini ile güncellenmesi için alternatif bir yaklaşım sunulmaktadır. Esasen sunulan yöntem, literatürdeki birçok olasılıksal yaklaşımla benzerlik göstermektedir. Bununla birlikte, mevcut yöntemlerden farklı olarak model hatası boyutsuz bir Rayleigh oranı vasıtasıyla dikkate alınmaktadır. Ölçüm ve model hatalarına ait belirsizlikler ise çoklu ölçüm setleri üzerinden hesaplanmaktadır. Bu bağlamda, sunulan yöntemin etkinliği sayısal ve deneysel analizlerle farklı açılardan test edilmektedir.

2. TEORİK ARKA PLAN VE FORMULASYON

Yapı sağlığı izlemesinde modal parametrelerin tayini, yapının dinamik karakteristiklerinin kestirilebilmesi açısından oldukça büyük önem arz etmektedir. Malzeme ve ekipman eksikliği nedeniyle, çoğu zaman yeterli sayıda ölçüm verisi elde edilememektedir. Bu durumda, ölçüm lokasyonu ve sayısı, elde edilen parametrelere kalitesini olumsuz yönde etkilemekte ve matematiksel modelin tamamını (veya büyük bir kısmını) yansıtacak parametrelerin elde edilmesi oldukça zor bir hale gelmektedir. Bu nedenle, titreşim esaslı model güncelleme problemlerinde, ilk aşamada mümkün olduğunca çok modal parametrenin makul bir yakınsaklıkla elde edilmesi beklenmektedir. İkinci aşamada ise, elde edilen matematiksel modelin ölçümlerden elde edilen dinamik parametrelerle uyumlu hale getirilmesi gerekmektedir. Matematiksel modeli N adet serbestlik derecesine sahip bir yapının, n adet serbestlik derecesine ait ölçüm verisinin bulunması durumunda, i 'nci moda ait analitik ve deneysel (veya operasyonel) modal parametreleri arasındaki ilişki aşağıdaki gibi yazılabilir [23].

$$\frac{\Gamma \Phi_i(\theta)}{\|\Gamma \Phi_i(\theta)\|} = \alpha_i(\theta) \hat{\Phi}_i + e_{\varphi_i} \quad (1)$$

$$\omega_i(\theta) = \hat{\omega}_i + e_{\omega_i}$$

Burada $\Phi_i(\theta) \in R^{N \times 1}$, $\hat{\Phi}_i \in R^{n \times 1}$ sırasıyla analitik ve tanılanan modal şekil vektörlerini, $\omega_i(\theta)$ ve $\hat{\omega}_i$ ise analitik ve deneysel doğal açısal frekans değerlerini göstermekte olup $\theta \in R^{n_\theta \times 1}$ modele ait rijitlik parametrelerini temsil etmektedir. Bunun dışında, $\Gamma \in R^{N \times N}$ matematiksel modele ait tüm serbestlik dereceleri ile ölçülen serbestlik dereceleri arasındaki ilişkiyi gösteren bir gözlem matrisini, e_{φ_i} ve e_{ω_i} ise analitik ve tanılanan modal parametreler arasındaki hatayı temsil etmektedirler. Denklem (1)'de yer alan $\alpha_i(\theta)$ katsayısı ise analitik ve tanılanan mod şekilleri arasındaki (her iki mod şekil vektörünün 1 birim büyüklüğe sahip

olacak şekilde normalize edilmesi kaydıyla) modal güvence kriterine (Modal Assurance Criterion, MAC) karşılık gelmektedir.

$$\alpha_i(\theta) = \frac{\hat{\Phi}_i^T \Gamma \Phi_i(\theta)}{\|\Gamma \Phi_i(\theta)\|}; \quad \|\Phi_i(\theta)\| = \|\hat{\Phi}\| = 1 \quad (2)$$

Rijitlik parametreleri, θ , aslında sistemin alt elemanlarının (çubuk, alansal vb. sonlu eleman) nominal (eldeki verilerle hesaplanabilen) değerlerini ölçekleyen normalizasyon kat katsayılarını içermektedir. Örneğin, n_θ adet eksenel çubuk elemandan meydana gelen N adet serbestlik dereceli bir yapının rijitlik matrisi parametrik olarak aşağıdaki gibi ifade edilebilir.

$$\mathbf{K}(\theta) = \mathbf{K}_0 + \sum_{i=1}^{n_\theta} \theta_i \mathbf{K}_i \quad (3)$$

Burada $\mathbf{K}(\theta) \in R^{N \times N}$ matematiksel modele ait global rijitlik matrisini, $\mathbf{K}_0 \in R^{N \times N}$ rijitlik matrisinin parametrik olmayan bölümünü, $\mathbf{K}_i \in R^{N \times N}$ ise yalnızca i 'nci çubuk elemanın rijitliğini içeren alt sistem rijitlik matrisini ve θ_i alt sisteme ait rijitlik ölçekleme parametresini göstermektedir. Yapıya ait matematiksel modelin güncel olması durumunda, yani ölçüm verileri ile elde edilen model nominal değerlerle tamamen uyumlu ise, $\theta_i = 1$, olacaktır. Aksi takdirde de $\theta_i \mathbf{K}_i$ çarpımında, \mathbf{K}_i matrisi tekrar $\theta_i = 1$ olacak şekilde normalize edilebilir ($\mathbf{K}_i = \theta_i \mathbf{K}_i$ şeklinde). Bu durumda, bir sonraki model güncelleme işleminde θ_i 'nin 1'den farklı bir değer alması, ilgili elemanın rijitliğinde bir değişim olduğunu açıkça gösterir (örneğin $\theta_i < 1$ olması, i 'nci elemanda bir hasar yani rijitlik kaybı oluştuğunu ifade eder). Daha spesifik olarak anlatmak gerekirse, taşıyıcı sistemdeki bir kolon/perde veya giriş elemanındaki hasar durumu θ_i 'deki değişim gözlemlenerek direkt olarak belirlenebilir. Örneğin, bir kolon elemanın üst ve alt uçlarındaki plastik mafsallı oluşumunu gözlemlemek amacıyla, kolon uçlarına yarı rijit yaylar tanımlanıp Denklem (3) kullanılarak global rijitlik matrisi yazılırsa, bu eleman için, kolonun üst ve alt uçlarındaki dönme ve ötelenme rijitliklerini temsil eden toplam 2 adet θ_i parametresi bulunur [25]. Eğer elde kalibre edilmiş bir model varsa, $\theta_i = 1$ olarak kabul edilebilir. Kalibre edilmiş modelde hasar meydana gelmesi durumunda, örneğin bir deprem hareketi sonrası kolonun alt veya üst ucunda plastik mafsallaşma görülmüşse, yapılacak model güncelleme işleminden sonra θ_i , 1'den küçük bir değer alır (hatta tamamen mafsallaşmış ise $\theta_i \approx 0$ olması beklenir.).

Deneysel veya operasyonel modal analiz uygulamalarında, modal frekanslar mod şekillerine nazaran daha kolay bir şekilde belirlenebilmektedir. Aynı şekilde, modal analiz ile tespit edilen doğal frekanslara ait, ölçümlemeden ve kullanılan modal tanılama tekniğinden kaynaklanabilecek belirsizliklerin de mod şekline nazaran oldukça makul ve düşük bir seviyede kaldığı bilinmektedir. Bu nedenle, literatürdeki bazı uygulamalarda modal frekanslara ait hata ihmal edilmekte, bir başka deyişle matematiksel model, modal tanılama ile elde edilenlerle aynı frekans değerlerine sahip olmaya zorlanmaktadır. Bu çalışmada da benzer bir yol izlenerek, modal frekanslara ait hata ihmal edilmektedir ($e_{\omega_i} = 0$). Böylece, model güncelleme problemi yalnızca mod şekillerindeki hatanın minimizasyonu üzerine inşa edilebilir. Ancak bu durumda da analitik ve ölçümlenen mod şekillerinin birbirleriyle

eşleşme problemi ortaya çıkabilir. Özellikle, tanılama sırasında bazı modların gözden kaçırılması veya kestirilememesi durumunda ortaya çıkan bu problemin çözümü için ise aşağıdaki öz değer-öz vektör denklemi kullanılarak elde edilen bir modelleme hatası problemin içine entegre edilebilir.

$$(\mathbf{K}(\theta) - \lambda_i \mathbf{M}) \Phi_i(\theta) = \mathbf{0} \quad (4)$$

Burada \mathbf{M} matematiksel modele ait kütle matrisini, λ_i ise sisteme ait i 'nci öz değeri göstermektedir ($\lambda_i = \omega_i^2$). Çoğu kez incelenen yapıya ait kütle matrisinin gerçeğine uygun (veya olabildiğince yakın) elde edilmesi, rijitlik matrisine nazaran daha kolay olmaktadır. Bu nedenle kütle matrisinin belirsizliği ihmal edilerek yalnızca rijitlik matrisine ait parametrelerin tayini üzerine gidilebilir. Denklem (4), alternatif olarak aşağıdaki şekilde düzenlenerek standart bir öz değer – öz vektör problemine dönüştürülebilir.

$$\hat{\Phi}_i^T \Gamma \mathbf{E}(\theta) = \hat{\lambda}_i \hat{\Phi}_i^T \Gamma \quad (5)$$

Burada, $\mathbf{E}(\theta) = \mathbf{M}^{-1} \mathbf{K}(\theta)$, olarak ifade edilmektedir. Denklem (5)'ün her iki tarafı, sağ taraftan $\Gamma^T \hat{\Phi}_i$ ile çarpılıp bir model hatası ilave edilirse aşağıdaki denklem elde edilir.

$$\beta_i(\theta) = 1 + e_{m,i} \quad (6)$$

Burada $e_{m,i}$ model hatasını göstermektedir. $\beta_i(\theta)$ katsayısı ise boyutsuz bir Rayleigh oranını göstermekte olup aşağıdaki gibi yazılır.

$$\beta_i(\theta) = \frac{\hat{\Phi}_i^T \Gamma \mathbf{E}(\theta) \Gamma^T \hat{\Phi}_i}{\hat{\lambda}_i \hat{\Phi}_i^T \Gamma \Gamma^T \hat{\Phi}_i} = \hat{\lambda}_i^{-1} \hat{\Phi}_i^T \Gamma \mathbf{E}(\theta) \Gamma^T \hat{\Phi}_i \quad (7)$$

3. MAKSİMUM OLASILIK TAHMİNİNİN UYGULANMASI

Denklem (1) ve (6)'de verilen eşitlikler, sırasıyla modal tanılama ve modelleme (veya mod eşleştirme) sırasında oluşabilecek hataları temsil etmekte olup matematiksel modele ait rijitlik parametrelerinin, bu hataların olasılıksal dağılımı vasıtasıyla tahmini mümkün olabilmektedir. Literatürde, bu problemin çözümü için sıklıkla bir Bayes' çıkarımı kullanılmaktadır. Bayesyen yöntemlerin en önemli avantajı, model ve tanılama hataları ile rijitlik parametrelerinin ilksel olasılık dağılımlarını kullanarak, yine rijitlik parametrelerine ait marjinal sonsal dağılımların elde edilebilmesidir. Bu durum aşağıdaki denklemler vasıtasıyla daha net bir şekilde açıklanabilir.

$$p(\theta|\mathbf{e}, \hat{\boldsymbol{\Phi}}) = \frac{p(\mathbf{e}|\theta, \hat{\boldsymbol{\Phi}})p(\theta, \hat{\boldsymbol{\Phi}})}{p(\mathbf{e})} \quad (8)$$

$$\bar{p}(\theta) = \iint p(\theta|\mathbf{e}, \hat{\boldsymbol{\Phi}}) d\mathbf{e} d\boldsymbol{\Phi} \quad (9)$$

Burada, $p(\theta|\mathbf{e}, \hat{\boldsymbol{\Phi}})$ rijitlik parametrelerine ait marjinal sonsal olasılık dağılım fonksiyonunu göstermekte olup, \mathbf{e} ve $\hat{\boldsymbol{\Phi}}$ aşağıdaki gibi yazılır.

$$\begin{aligned} \hat{\boldsymbol{\Phi}} &= [\hat{\boldsymbol{\Phi}}_1, \dots, \hat{\boldsymbol{\Phi}}_{N_m}] \in R^{n \times N_m} \\ \mathbf{e} &= \left[\{e_{m,1}, e_{\hat{\boldsymbol{\Phi}}_1}\} \dots \{e_{m,N_m}, e_{\hat{\boldsymbol{\Phi}}_{N_m}}\} \right] \in R^{1 \times 2N_m} \end{aligned} \quad (10)$$

Burada, N_m tanılanan mod sayısını temsil etmektedir. Bayesyen modal güncelleme yöntemlerinin uygulanmasındaki en büyük problem, Denklem (8)'in sol tarafında yer alan sonsal dağılımın hesaplanması ve Denklem (9)'da verilen ve oldukça karmaşık yapıda olan integralin çözümüdür. Bu amaçla Markov Zinciri Monte Carlo Simülasyonu'nu (Markov Chain Monte Carlo Simulation, MCMC) esas alan birçok çalışma, çeşitli araştırmacılar tarafından literatüre sunulmuştur. Bayesyen model güncelleme problemini, MCMC prosedürüne gerek duymayan ve ölçüm hatalarını Bayesyen Modal Operasyonel Modal Analiz (BAYOMA) yöntemiyle ilişkilendirerek hesaba katan, çok daha kullanışlı aynı zamanda etkili yaklaşımlar da mevcuttur. Bu çalışmada ise, en olası rijitlik parametreleri direkt olarak $p(\mathbf{e}|\theta, \hat{\boldsymbol{\Phi}})$ 'nin θ 'ya göre maksimizasyonu ile elde edilmektedir. Esasen birçok Bayesçi uygulamada, Denklem (9)'de yer alan ilksel olasılığın, düzgün dağılım (uniform distribution) göstermeleri durumunda ihmal edilebileceği ön görülmektedir. Bu durumda rijitlik parametrelerine ait sonsal olasılık dağılımın, $p(\mathbf{e}|\theta, \hat{\boldsymbol{\Phi}})$ ile doğru orantılı olduğu kabul edilebilir. Böylece bu çalışmada önerilen çözüm yöntemi, bu yönüyle Bayesçi yaklaşımlarla da örtüşmektedir. Ancak önerilen yöntemde, rijitlik parametrelerine ait sonsal marjinal dağılımların elde edilmesi öngörülmemekte, dolayısıyla da yöntem belirlenen parametrelere ait sonsal belirsizliklere ait herhangi bir bilgi de sunmamaktadır. Burada yalnızca, $p(\mathbf{e}|\theta, \hat{\boldsymbol{\Phi}})$ 'yi maksimize eden en olası rijitlik parametrelerinin belirlenmesi amaçlanmaktadır. Bu amaçla, $p(\mathbf{e}|\theta, \hat{\boldsymbol{\Phi}})$ fonksiyonu aşağıdaki gibi yazılabilir.

$$p(\mathbf{e}|\theta, \hat{\boldsymbol{\Phi}}) = \prod_{i=1}^{N_m} p_i(e_{\hat{\boldsymbol{\Phi}}_i}|\theta, \hat{\boldsymbol{\Phi}}_i) p_i(e_{m,i}|\theta, \hat{\boldsymbol{\Phi}}_i) \quad (11)$$

Burada $p_i(e_{\hat{\boldsymbol{\Phi}}_i}|\theta, \hat{\boldsymbol{\Phi}}_i)$ ve $p_i(e_{m,i}|\theta, \hat{\boldsymbol{\Phi}}_i)$ olasılık yoğunluk fonksiyonları, $e_{\hat{\boldsymbol{\Phi}}_i}$ ve $e_{m,i}$ 'nin normal dağılıma sahip oldukları kabul edilerek aşağıdaki gibi yazılabilir.

$$p_i(e_{\hat{\phi}_i} | \theta, \hat{\phi}_i) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_{\hat{\phi}_i}} \exp\left(-\frac{J_{\hat{\phi}_i}(\theta)}{2\sigma_{\hat{\phi}_i}^2}\right) \quad (12)$$

$$p_i(e_{m,i} | \theta, \hat{\phi}_i) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_{m,i}} \exp\left(-\frac{J_{m,i}(\theta)}{2\sigma_{m,i}^2}\right) \quad (13)$$

Denklem (12) ve (13)'de, $J_{\hat{\phi}_i}(\theta)$ ve $J_{m,i}(\theta)$, e_{ϕ_i} ve $e_{m,i}$ için oluşturulan amaç fonksiyonları olup aşağıdaki gibi yazılır.

$$J_{\hat{\phi}_i}(\theta) = \left\| \frac{\Gamma\Phi_i(\theta)}{\|\Gamma\Phi_i(\theta)\|} - \alpha_i(\theta)\hat{\phi}_i \right\|^2 \quad (14)$$

$$J_{m,i}(\theta) = [\beta_i(\theta) - 1]^2 \quad (15)$$

Denklem (14), mod şekillerinin birim Öklidyen norma sahip olmaları durumunda aşağıdaki şekilde düzenlenebilir.

$$J_{\hat{\phi}_i}(\theta) = \Phi_i^T(\theta)\Gamma^T\Gamma\Phi_i(\theta)/\|\Gamma\Phi_i(\theta)\|^2 - 2\alpha_i(\theta)\Phi_i^T(\theta)\Gamma^T\hat{\phi}_i/\|\Gamma\Phi_i(\theta)\| + \alpha_i^2(\theta)\hat{\phi}_i^T\hat{\phi}_i = 1 - \alpha_i^2(\theta) \quad (16)$$

Denklem (11)'e ait negatif-logaritmik olasılık fonksiyonu, Denklem (15) ve (16) kullanılarak, aşağıdaki gibi elde edilir.

$$L(\theta) = \sum_{i=1}^N \left\{ \ln \sigma_{\hat{\phi}_i} + \sigma_{\hat{\phi}_i}^{-2} [1 - \alpha_i^2(\theta)] + \ln \sigma_{m,i} + \sigma_{m,i}^{-2} [\beta_i(\theta) - 1]^2 \right\} \quad (17)$$

Böylece en olası (veya optimal) rijitlik parametreleri, Denklem (17)'nin $\|\Phi_i(\theta)\| = 1$ ve $\|\hat{\phi}_i\| = 1$ kısıtları altında minimizasyonu ile belirlenebilir.

$$\hat{\theta} = \arg \min_{\theta} \{L(\theta)\} \quad (18)$$

Burada en zorlayıcı aşama, σ_{ϕ_i} ve $\sigma_{m,i}$ standart sapma parametrelerinin belirlenmesidir. Aslında literatürdeki MCMC bazlı uygulamanın amacı da bu parametrelerin tahmini üzerinedir. Bu amaçla birçok simülasyon datası oluşturulmakta ve uygun bir örnekleme

teknîği ile (Gibbs sampler veya Metropolis-Hasting vb.) standart sapma parametreleri ve ardından sonsal olasılık dağılım hesaplanabilmektedir. Ancak bu yöntem, problemin çözüm sürecini oldukça zorlayıcı ve zaman alıcı bir hale gelebilmektedir. Daha önce de belirtildiği üzere, bu zorlayıcı uygulamanın yerine yalnızca tek bir ölçüm setinin kullanıldığı, daha kullanışlı ve oldukça etkili Bayesyen yöntemler de mevcuttur. Ancak bu yöntemler de modal tanılama sırasında yine Bayes temelli modal tanılama algoritmalarının kullanımına ihtiyaç duymaktadır. Bu çalışma ise kullanılan modal tanılama yönteminden bağımsız bir model güncelleme tekniği sunmayı amaçlanmaktadır. Bu bağlamda, elde fazla sayıda ölçüm setinin bulunması halinde, σ_{φ_i} ve $\sigma_{m,i}$ parametreleri tanılama sonuçlarından elde edilerek, Denklem (18)'de bir rijit kısıt (rigid constraint) olarak tanımlanabileceği öngörülmektedir.

Model güncelleme uygulamalarının birçoğunda, modal parametrelerin tek bir ölçüm kaydı yerine fazla sayıda ölçüm seti kullanılarak belirlenmesi oldukça yaygın olarak tercih edilmektedir. Bu durumda, çoklu ölçüm setlerinden elde edilen (tanılanan) mod şekillerine ait ikinci mertbe istatistiksel parametreler (standart sapma, varyans, vb.) kolaylıkla belirlenebilir. İncelenen yapıya ait, aynı lokasyonlardan alınmış, N_s adet ölçüm seti bulunması durumunda mod şeklinin farklı ölçüm setleri arasında normal dağılım göstereceği kabul edilebilir ($\hat{\varphi}_i \in N(0, \sigma_{\varphi_i})$). Böylece, tanılanan mod şekline ait olasılık yoğunluk fonksiyonu aşağıdaki gibi yazılabilir.

$$p(\varphi_i | D) = \prod_{k=1}^{N_s} \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_{\hat{\varphi}_i}} \exp\left(-\frac{\|\varphi_{ki} - \hat{\varphi}_i\|^2}{2\sigma_{\hat{\varphi}_i}^2}\right) \quad (19)$$

Burada, D ölçüm setleri kümesini, $\varphi_{k,i}$, k 'nci ölçüm setinde tanılanan mod şekil vektörünü, $\hat{\varphi}_i$ ise ölçüm setleri arasında mod şeklinin beklenen değerini göstermektedir. Bu durumda mod şeklinin en olası (beklenen) değeri ve kovaryans matrisi yaklaşık olarak aşağıdaki gibi elde edilebilir.

$$\hat{\varphi}_i \approx \frac{1}{N_s} \prod_{k=1}^{N_s} \varphi_{ki} \quad (20)$$

$$C_{\varphi_i} \approx \frac{1}{N_s - 1} \sum_{k=1}^{N_s} (\varphi_{ki} - \hat{\varphi}_i)(\varphi_{ki} - \hat{\varphi}_i)^T \quad (21)$$

Mod şeklinin standart sapması ise aşağıdaki gibi denklemlerle hesaplanabilir [10].

$$\hat{\sigma}_{\varphi_i} = \sqrt{\frac{tr(C_{\varphi_i})}{N-1}} \quad (22)$$

Denklem (6)'da tanımlanan model hatasına ait standart sapma değeri, $\sigma_{m,i}$ için de bir Rijit kısıt tanımlamak mümkündür. Tanımlanacak olan bu kısıt, aslında optimal modele ait hatanın da hangi mertebede kalacağına dair bir sınır koymaktadır. Gerçekte ise, model hatası optimal rijitlik parametrelerine bağlı olduğundan, $\sigma_{m,i}$ için yumuşak kısıt tanımlamak daha makul bir yaklaşımdır [22]. Bir başka deyişle, $\sigma_{m,i}$ 'nin düşük mertebede tutulduğu bir Rijit kısıt tanımlamak, gerçekte model hatasının da düşük mertebede kalacağını garanti etmez [9]. Bu nedenle, sunulan bu çalışmada $\sigma_{m,i}$ için rijit bir kısıt tanımlamakla birlikte bu değer Denklem (6) üzerinden yapılan sezgisel bir çıkarımla elde edilmektedir. Bu amaçla, $\beta_i(\theta)$, yaklaşık olarak aşağıdaki gibi yazılabilir.

$$\beta_i(\theta) \approx \hat{\lambda}_i^{-1} \hat{\Phi}_i^T \Gamma \left(\Phi_i(\theta) \hat{\lambda}_i \Phi_i^T(\theta) \right) \Gamma^T \hat{\Phi}_i = \left\{ \alpha_i(\theta) \|\Gamma \Phi_i(\theta)\| \right\}^2 \quad (23)$$

Bu durumda, yapılan varsayım ile, model hatası, modal şekil vektörüyle ilişkilendirilerek mod şekline ait tahmin hatasına eşdeğer olarak kabul edilebilir ($\sigma_{m,i} \approx \sigma_{\phi_i}$). Böylece, Denklem (18)'de verilen optimizasyon denklemi aşağıdaki gibi yazılır.

$$\hat{\theta} = \arg \min_{\theta} \left\{ \sum_{i=1}^{N_m} \left\{ 2 \ln \sigma_{\hat{\phi}_i} + \sigma_{\hat{\phi}_i}^{-2} \left[2 - \alpha_i^2(\theta) - 2\beta_i(\theta) + \beta_i^2(\theta) \right] \right\} \right\} \quad (24)$$

4.SAYISAL VE DENEYSEL UYGULAMALAR

Bu bölümde, önerilen yöntemin sayısal ve deneysel doğrulamasına yönelik iki adet uygulama sunulmaktadır. İlk uygulamada, ölçüm seti ve hesaba katılan mod sayısının güncellenen parametrelerin kalitesine olan etkisi, 10 katlı bir kayma çerçevesine ait sayısal bir model üzerinden incelenmektedir. İkinci uygulamada ise 3 katlı bir laboratuvar modeli, ortamsal titreşim etkileri altında incelenmektedir. Bu bağlamda, tüm analizler MATLAB [26] ortamında yazılan bir bilgisayar programı vasıtasıyla gerçekleştirilmiştir.

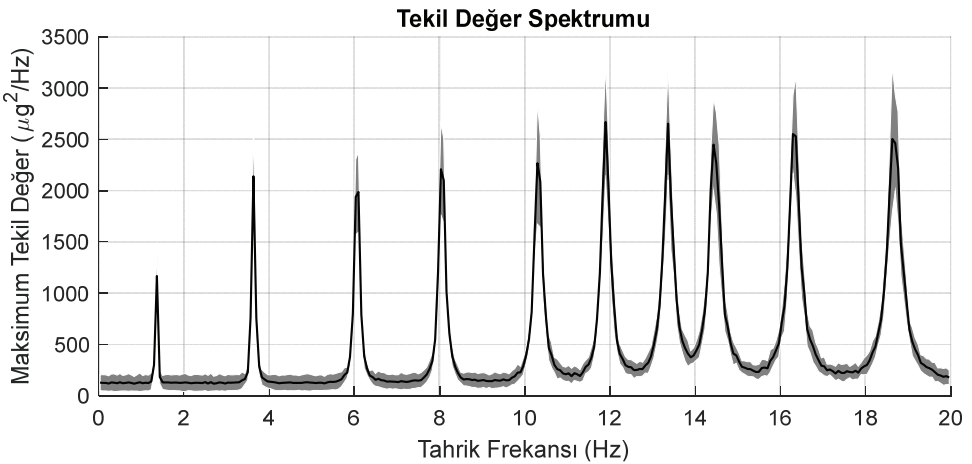
4.1. Sayısal Uygulama

Bu uygulama kapsamında incelenen 10 katlı kayma çerçevesinin sayısal modeline ait temel parametreler *Çizelge 1*'de sunulmaktadır. Burada, katlar arası ötelenme rijitliği $k = 1000 \text{ kN/mm}$ olarak belirlenmiştir. Kat kütleleri üniform olarak kabul edilerek, $m = 250 \text{ ton}$ olarak seçilmiş ve sayısal modelin modal sönüm oranı, tüm modlar için $\zeta = \%1,00$ olarak kabul edilmiştir. Modelin parametrik rijitlik matrisi, Denklem (3) kullanılarak elde edilmiştir. Sayısal model, toplamda 1000 adet ölçüm seti olacak şekilde ortamsal titreşim etkilerine maruz tutulmuş ve modal parametreler bu ölçüm setlerinden elde edilen değerlerin ortalaması alınarak elde edilmiştir. Her bir ölçüm setinde sayısal model, modal uyarımın spektral yoğunluğu bütün modlar için eşit ve $1 \mu\text{g}^2/\text{Hz}$ olacak şekilde, Gauss beyaz gürültüsüne maruz bırakılmıştır. Modelin dinamik analizi MATLAB [26] ortamında yazılan ve Newmark-Beta integrasyon yöntemini kullanan (sabit ortalama ivme kabulüyle) bir bilgisayar programı yardımıyla gerçekleştirilmiştir. Dinamik analiz sırasında, zaman adımı $dt = 1/10000 \text{ sn}$ olarak

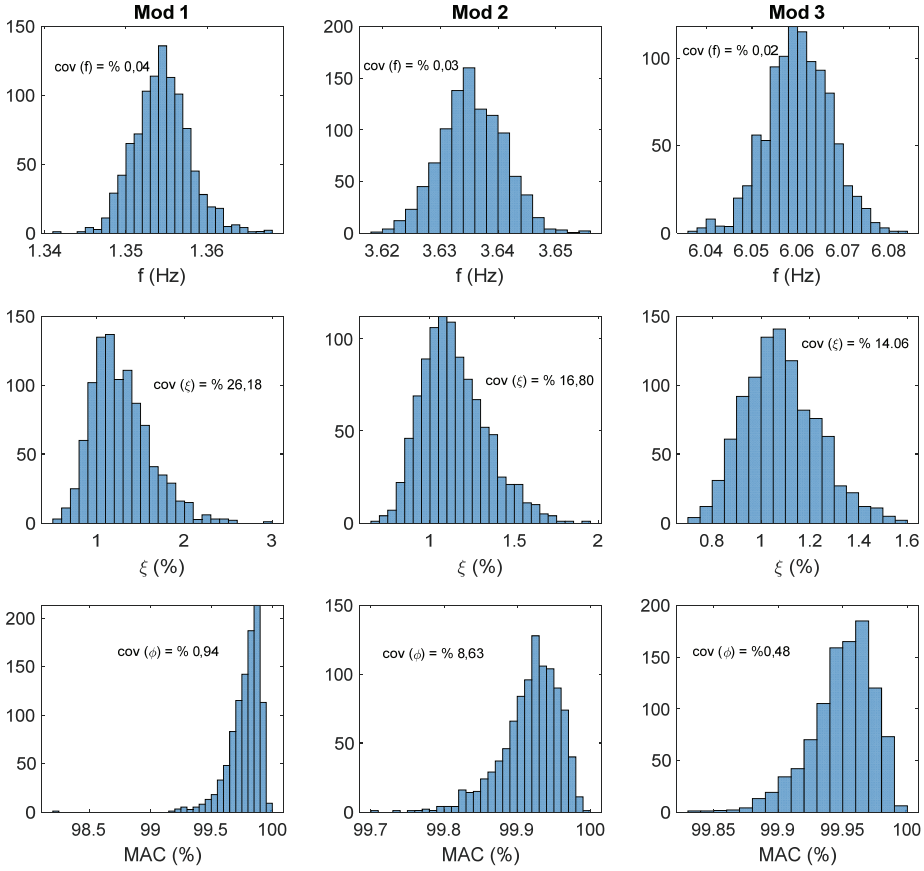
alınmıştır. Analiz sonrasında, her bir ölçüm seti için, sayısal modelin kat seviyelerindeki ivme tepkileri 256 Hz örnekleme frekansı ile 300 sn (5 dk) boyunca toplanmıştır. Elde edilen ivme ölçümlerinin her biri, spektral yoğunluğu $25 \mu\text{g}^2/\text{Hz}$ olan Gauss beyaz gürültüsüyle bozulmaya maruz bırakılmıştır. Böylece, her bir mod için uyarım sinyalinin ve kanal gürültüsünün spektral yoğunluk oranı (signal to noise ratio), $\text{snr} = 100$ olarak ayarlanmıştır.

Çizelge 1 - Sayısal modele ait temel parametreler

Kat Numarası, i	Gerçek Rijitlik Parametresi, θ_i	Normalize Kat rijitliği, $k_i = k \times \theta_i$ (kN/mm)	Mod numarası	Doğal Titreşim Frekansı, f_i (Hz)
1	1,00	1000	1	1,35
2	1,00	1000	2	3,63
3	1,00	1000	3	6,07
4	0,75	750	4	8,06
5	0,75	750	5	10,32
6	0,75	750	6	11,90
7	0,50	500	7	13,36
8	0,50	500	8	14,46
9	0,50	500	9	16,33
10	0,50	500	10	18,67



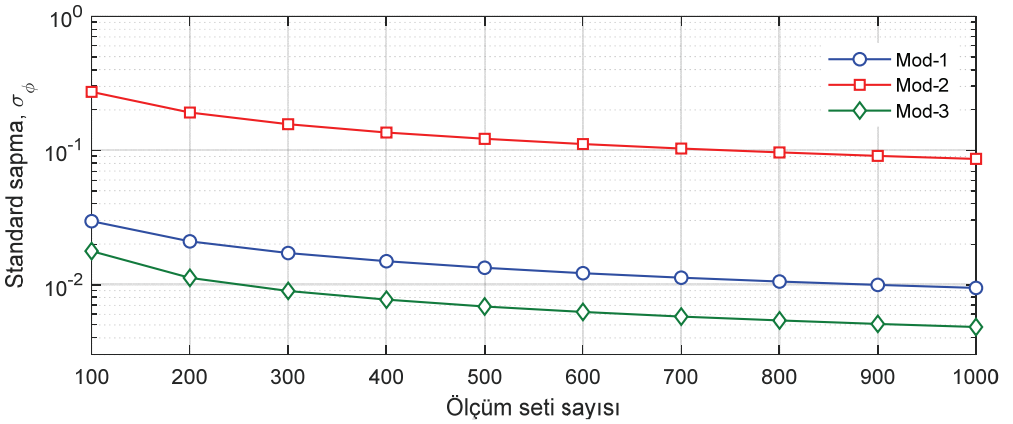
Şekil 1 - Tekil değer spektrumu: Ortalama (siyah çizgi) ve standart sapma (gri alan)



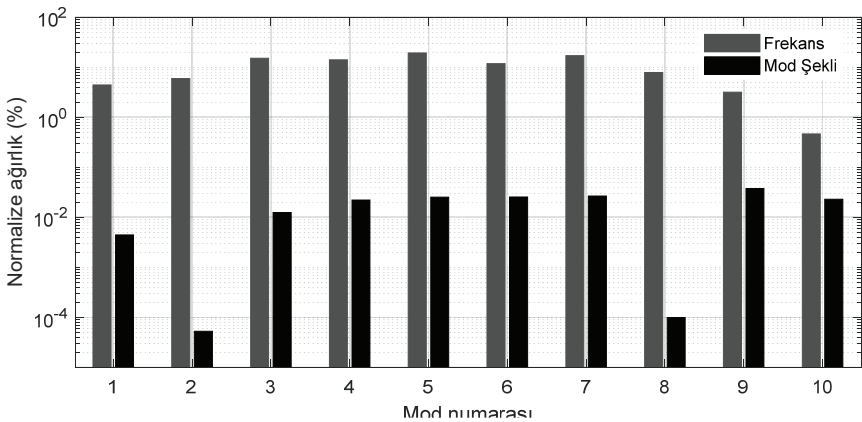
Şekil 2 - 1000 adet ölçüm seti için elde edilen ilk üç moda ait histogramlar

Ölçüm setlerinden elde edilen Tekil Değer Spektrumunun (Singular Value Spectrum) ortalama ve standart sapma değerleri Şekil 1’de sunulmaktadır. İlk bakışta, gözlemlenen modal piklerin gerçek doğal frekanslarla uyumlu olduğu açıkça görülmektedir. Her bir ölçüm seti için doğal titreşim frekansları, modal sönüm oranları ve serbest titreşim mod şekilleri, Frekans ve Uzak Alanı Ayrıştırma Tekniği (Frequency and Spatial Domain Decomposition, FSDD) kullanılarak belirlenmiştir [27]. Elde edilen doğal frekans, modal sönüm oranı ve her bir ölçüm setinden elde edilen mod şekilleri ile bunların gerçek değerleri arasındaki MAC değerlerine ait histogramlar Şekil 2’de sunulmaktadır. Burada, aynı zamanda frekans, sönüm oranı ve mod şekilleri için elde edilen değişkenlik katsayıları (coefficient of variation, cov) da verilmektedir. Her ne kadar yapının maruz kaldığı uyarımın ve kanal gürültüsünün spektral yoğunluğu her bir ölçüm seti için aynı olsa da elde edilen modal sönüm oranları beklenen değere etrafında, %15-25 mertebesine varan bir değişim göstermektedir. Bununla birlikte, doğal frekans ve mod şekillerine ait değişimler karşılaştırıldığında, mod şekillerindeki belirsizliğin çok daha yüksek mertebede olduğu görülmektedir. Bu da başlangıçta yapılan, doğal frekansların katkısının ihmalini kabulünü makul kılmaktadır. Daha

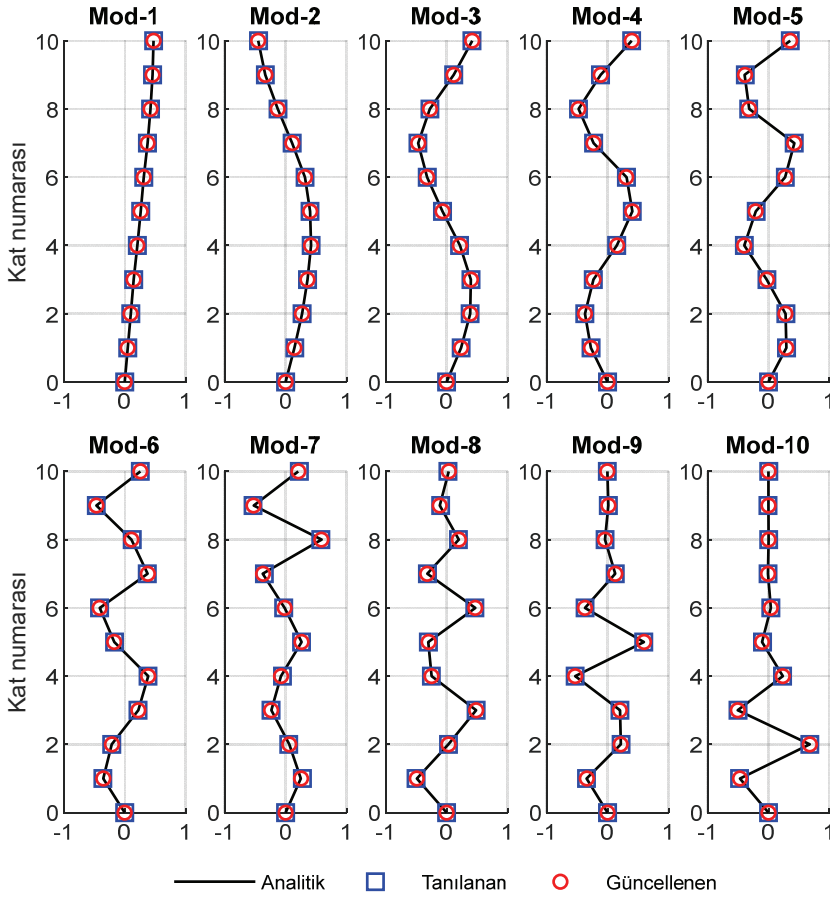
spesifik olarak bakılırsa, sunulan histogramda tanılanan frekansların ve elde edilen MAC'ların beklenen değerleri ile bunların gerçek değerleri arasındaki fark, % 0.1-0.5 mertebesinde çıkmaktadır. Modal tanılama sırasındaki tahmin hatasından kaynaklanan bu farklar hem frekans hem de mod şekilleri için oldukça küçük ve birbirine yakın mertebede olmasına rağmen, bu parametrelere ait ikinci derece istatistiksel değerlerdeki (standart sapma veya değişkenlik katsayısı gibi) değişim dikkate alındığında mod şekillerinde tahmin hatalarının daha yüksek olduğu görülmektedir. Bir başka deyişle, her ne kadar gerçek değere olan yakınsaklıkları arasında önemli bir fark olmasa da ölçüm setlerinden elde edilen mod şekillerinin, beklenen değer etrafındaki saçılımı doğal frekans değerlerine nazaran daha fazladır. Aslında, uygulamada da gerçek değerler hiçbir zaman tam olarak bilinmeyeceği için, ancak standart sapma vb. istatistiksel parametreler tahmin hataları hakkında daha fazla fikir verebilir.



Şekil 3 - İlk üç mod şekli için elde edilen standart sapmaların ölçüm seti sayısına göre değişimi



Şekil 4 - 1000 adet ölçüm seti için elde edilen mod şekilleri ve doğal frekanslara ait normalize ağırlıklar



Şekil 5 - 1000 adet ölçüm seti için elde edilen mod şekilleri

İlk üç mod şekline ait standart sapmaların dikkate alınan ölçüm seti sayısına göre değişimi de Şekil 3'de sunulmaktadır. Görüldüğü üzere, ölçüm seti sayısı arttıkça beklenen mod şeklinin belirsizliği de belli bir seviyeye kadar azalmaktadır. Burada, ilk üç mod içerisinde ikinci moda ait belirsizliğin diğerlerine nazaran oldukça fazla olduğu görülmektedir. Bu da ikinci modun maksimum olasılık fonksiyonundaki ağırlığının, diğerlerine nispeten daha düşük olduğunu bir kez daha göstermektedir. Bu bağlamda, 1000 adet ölçüm seti için, doğal frekans (hesaba katılması durumunda) ve mod şekillerinin maksimum olasılık fonksiyonu içerisindeki normalize ağırlıkları Şekil 4'te sunulmaktadır. İlk bakışta, sonuçların 2. mod şeklinin olasılık fonksiyonundaki ağırlığı ile ilgili daha önce yapılan çıkarımla uyumlu olduğu görülmektedir. Burada görüldüğü üzere, doğal frekansların ağırlığı mod şekillerine nazaran çok yüksek mertebede olmaktadır.

Sayısal modelin analitik, modal tanılama ve model güncelleme elde edilen mod şekilleri Şekil 5'de sunulmaktadır. Görüldüğü üzere, tanılanan ve güncellenen mod şekilleri analitik

(gerçek) değerlerle mükemmel bir şekilde örtüşmektedir. Bunun dışında, hesaba katılan ölçüm seti sayısına (N_s) göre elde edilen rijitlik parametreleri de Çizelge 2’de verilmektedir. Burada, güncellenen rijitlik parametreleri ile bunların gerçek değerleri arasındaki maksimum fark %3-5 mertebesinde gözlemlenmektedir. Ölçüm seti sayısı arttıkça güncellenen parametrelerin kalitesinin de arttığı net bir şekilde görülmektedir. Bunun dışında, Çizelge 3’de görüldüğü üzere, hesaba katılan mod sayısının (N_m) güncellenen parametrelere olan etkisi daha belirgin olmaktadır. Bu örnek için, $N_m \geq 5$ olması durumunda güncellenen parametreler gerçek değerlere oldukça makul bir yakınsama göstermektedir.

Çizelge 2 - Güncellenen rijitlik parametrelerinin ölçüm seti sayısına göre değişimi

Rijitlik Parametresi	Ölçüm seti sayısı, N_s									
	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000
θ_1	1,00	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,95	0,99
θ_2	1,03	1,04	1,03	1,03	1,03	1,03	1,03	1,03	1,02	1,00
θ_3	0,95	0,96	0,95	0,95	0,95	0,95	0,95	0,96	0,99	0,99
θ_4	0,73	0,73	0,72	0,72	0,73	0,73	0,72	0,73	0,75	0,75
θ_5	0,74	0,74	0,74	0,74	0,74	0,74	0,74	0,74	0,72	0,75
θ_6	0,72	0,72	0,72	0,72	0,72	0,72	0,72	0,72	0,70	0,75
θ_7	0,49	0,49	0,49	0,49	0,49	0,49	0,49	0,49	0,49	0,50
θ_8	0,49	0,49	0,49	0,49	0,49	0,49	0,49	0,49	0,47	0,49
θ_9	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,49	0,50
θ_{10}	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,50	0,48	0,50

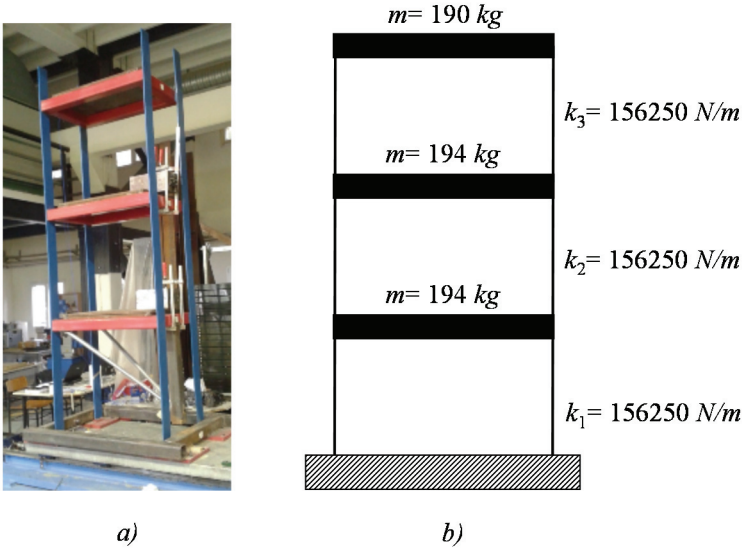
Çizelge 3 - Güncellenen rijitlik parametrelerinin hesaba katılan mod sayısına göre değişimi

Rijitlik Parametresi	Hesaba Katılan Mod Sayısı, N_m									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
θ_1	1,03	1,00	0,91	1,03	0,99	1,02	0,97	0,99	0,98	0,99
θ_2	0,72	1,01	1,79	1,15	1,00	0,97	0,98	0,98	1,03	1,00
θ_3	0,96	1,06	0,69	1,63	0,99	0,98	0,99	1,00	0,99	0,99
θ_4	0,88	0,71	0,68	0,67	0,72	0,71	0,77	0,77	0,74	0,75
θ_5	0,62	0,80	0,69	0,77	0,75	0,72	0,72	0,73	0,74	0,75
θ_6	0,61	0,72	0,70	0,72	0,75	0,75	0,72	0,74	0,72	0,75
θ_7	0,64	0,52	0,45	0,49	0,50	0,49	0,49	0,49	0,49	0,50
θ_8	0,33	0,48	0,50	0,58	0,49	0,51	0,48	0,50	0,49	0,49
θ_9	0,55	0,53	0,50	0,51	0,50	0,51	0,50	0,51	0,50	0,50
θ_{10}	3,64	0,47	0,50	0,49	0,50	0,49	0,48	0,48	0,50	0,50

4.2. Deneysel Uygulama

Bu kısımda, sunulan yöntemin deneysel doğrulaması 3 katlı bir laboratuvar modeli üzerinden yapılmaktadır. Söz konusu çelik model bina, daha önce Ceylan [28] tarafından kullanılmış ve sayısal modeli kurulmuştur. Yine Ceylan [28] tarafından, çelik malzemenin elastik modülü, $E = 2 \times 10^{11} \text{ N/m}$, kat kolonlarının zayıf yöndeki atalet momenti, $I = 8,333 \times 10^{-9} \text{ m}^4$ ve kat yüksekliği $0,80 \text{ m}$ olarak rapor edilmiştir. Laboratuvar binasının ve binaya ait sayısal modelin görünümü Şekil 6'da sunulmaktadır.

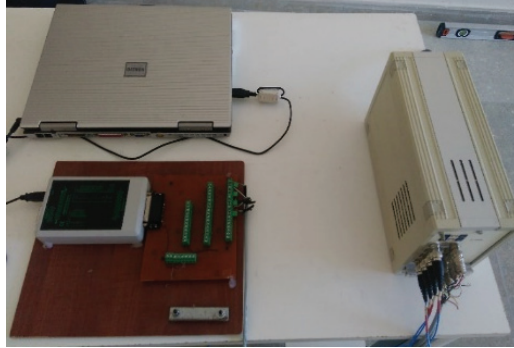
Model bina, laboratuvar ortamında herhangi bir ilave dış uyarıya maruz kalmadan, toplamda 30 dk boyunca ortamsal titreşim etkilerine maruz bırakılmıştır. Kat seviyelerindeki ivme ölçümleri, 50 Hz örnekleme frekansı ile toplanmıştır. Ölçümlerde, 1000 mV/g hassasiyetinde ve $130 \mu\text{g}^2/\text{Hz}$ spektral gürültü yoğunluğuna sahip toplamda 3 adet piezo-elektrik ivme ölçer kullanılmıştır. Ölçüm sistemi, $1,5 \text{ GHz}$ CPU ve Linux işletim sistemine sahip bir dizüstü bilgisayar, 24 bit analog-dijital dönüşüme sahip 16 kanallı USBDUX-Sigma veri toplama kutusu, 120 Hz kesme frekansına sahip birinci dereceden bir analog alçak geçiş filtresi (low pass filter) ve ivme ölçerler için sabit bir akım kaynağından meydana gelmektedir (bkz. Şekil 7). Bunun dışında, bu düzenek kullanılarak her bir kat için elde edilen ivme ölçümleri Şekil 8'de verilmektedir.



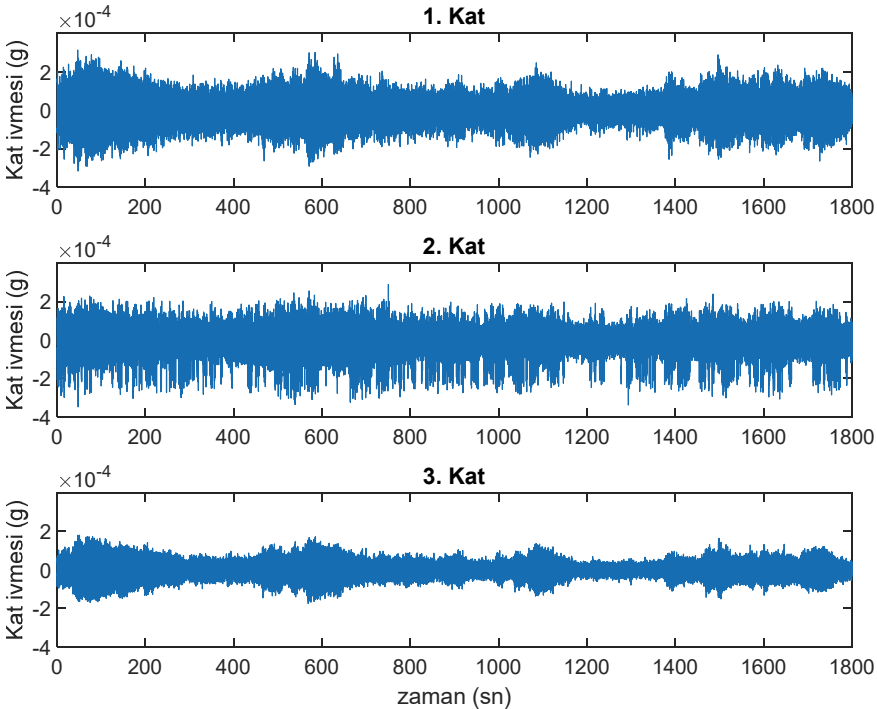
Şekil 6 - a) Laboratuvar modeline ait görünüm b) Sayısal modelin şematik görünümü [28]

Yapının ivme ölçümlerden elde edilen Tekil Değer Spektrumu Şekil 9'da sunulmaktadır. Burada, 3 katlı modele ait modların yanı sıra laboratuvar binasına ait titreşim modu da görülebilmektedir. Laboratuvar binası daha önce Ceylan ve ark. [29] tarafından bir başka laboratuvar modelinin modal tanılama işlemi sırasında, zemine yerleştirilen bir ivme sensörü vasıtasıyla ölçülmüştür. Bu ölçüme ait Tekil Değer spektrumu da Şekil 9'da ayrıca sunulmaktadır. Hem 3 katlı modelden hem de laboratuvar yapısından elde edilen spektrum

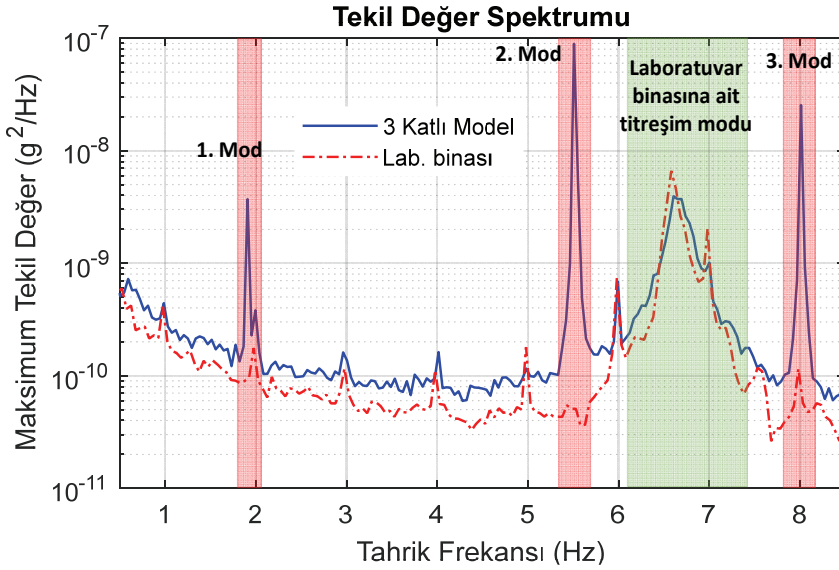
eğrilerinin 6,50 Hz civarında örtüşmesi, bu bölgede görünür olan modun laboratuvar binasına ait olduğunu teyit etmektedir. Ayrıca, modal tanılama ile ($N_s = 25$ için) elde edilen doğal frekans, sönüm oranı ve mod şekilleri ise Şekil 10'da sunulmaktadır. Burada elde edilen değerler, Ceylan [29] tarafından rapor edilen sonuçlarla makul ölçüde örtüşmektedir ($f_1 = 1,91 \text{ Hz}$, $f_2 = 5,38 \text{ Hz}$, $f_3 = 8,00 \text{ Hz}$ ve $\zeta_1 = \% 0,58$, $\zeta_2 = \% 0,51$, $\zeta_3 = \% 0,57$). Bunun dışında, güncellenen mod şekillerinin de modal tanılama ile elde edilenlerle örtüştüğü görülmektedir.



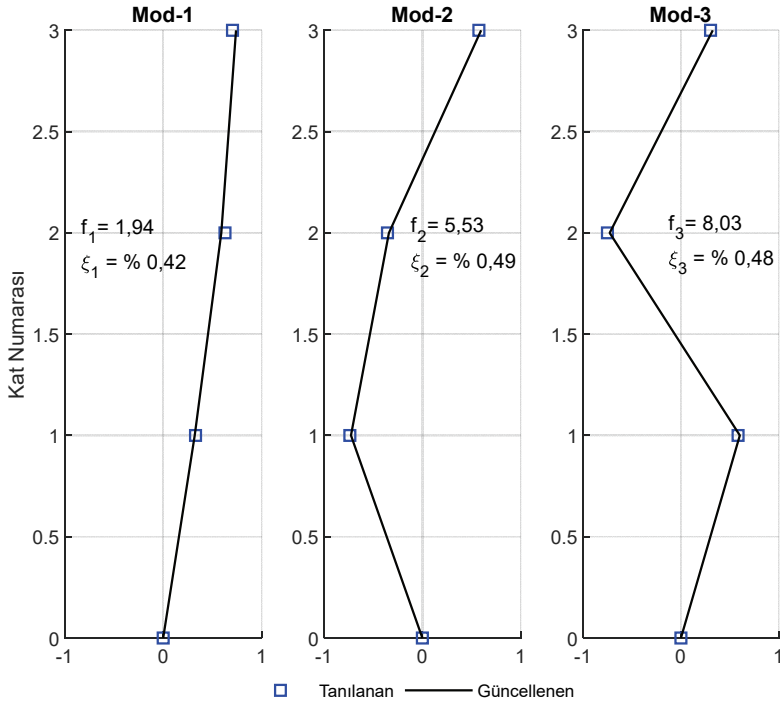
Şekil 7 - Veri toplama düzeneği



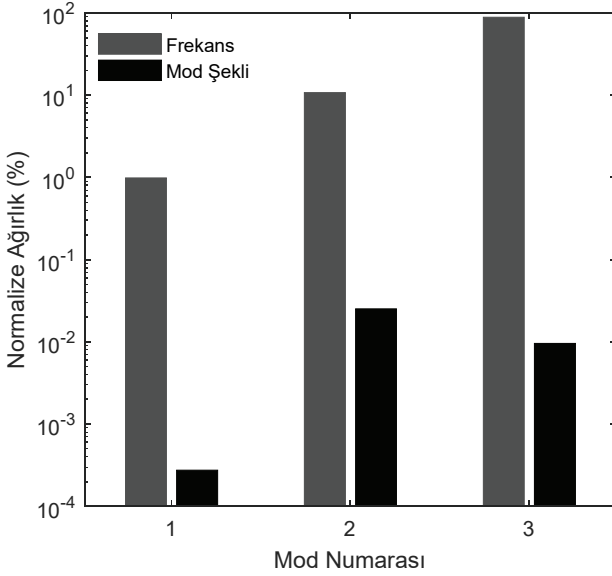
Şekil 8 - Laboratuvar modeline ait ivme ölçümleri



Şekil 9 - 3 katlı modelden ve laboratuvar binasından elde edilen ölçüm verilerine ait Tekil Değer spektrumları

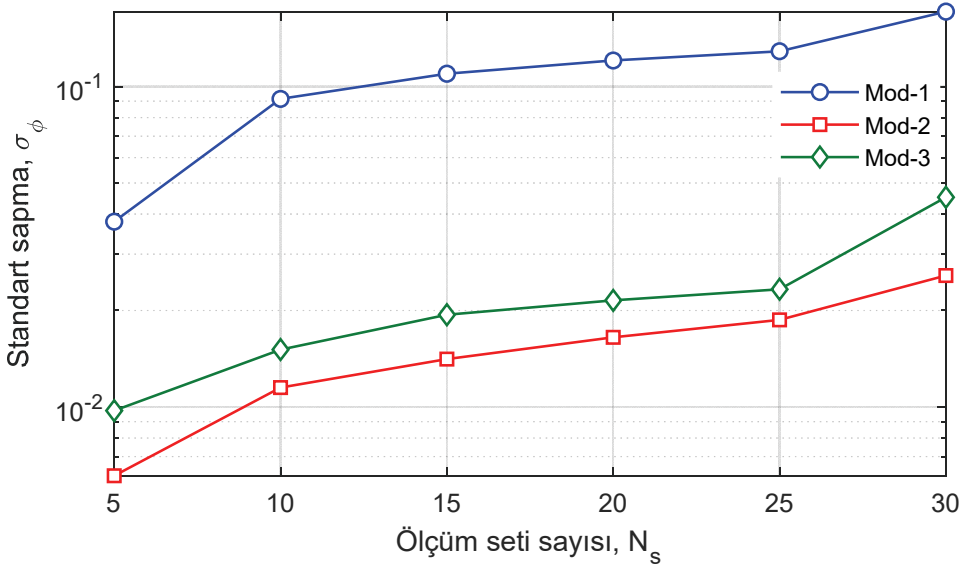


Şekil 10 - Laboratuvar modeline ait tanılanan ve güncellenen mod şekilleri



Şekil 11 - $N=25$ için elde edilen mod şekilleri ve doğal frekanslara ait normalize ağırlıklar

Şekil 11’de doğal frekans ve mod şekillerinin, olasılık fonksiyonundaki ağırlıklarının normalize edilmiş değerleri sunulmaktadır. Sayısal örneğe benzer şekilde, doğal frekansların ağırlığının mod şekillerine nazaran çok daha yüksek olduğu belirgin bir şekilde gözlemlenebilmektedir. Bunun dışında, ölçüm seti sayısının yüksek olmasının elde edilen mod şekillerine ait ikinci mertbe istatistiksel parametrelerde (standart sapma, varyans, değişkenlik katsayısı) küçülmeye yol açtığı yani tahmin hatalarını dikkate değer oranda azalttığı bir önceki uygulamada gösterilmişti. Burada, her bir setteki ölçüm süresinin toplam ölçüm seti sayısına göre sabit kaldığı unutulmamalıdır. Deneysel uygulamada ise esasen 30 dk uzunluğunda tek bir ölçüm alınmış ve bu ölçümler uygun şekilde parçalanarak ölçüm seti sayısı artırılmıştır. Bu nedenle ölçüm seti sayısının artması, her bir setteki ölçüm süresinde kısalmaya neden olmakta, bu durum da tanılanan modal parametrelerin kalitesinde önemli ölçüde bir azalmaya yol açmaktadır. Bu durum, mod şekilleri için hesaplanan standart sapmaların ölçüm seti sayısına göre değişimini gösteren Şekil 12 üzerinden daha iyi açıklanabilir. Şekil 12’de görüldüğü üzere, ölçüm seti sayısı 5 ile 25 arasındayken, standart sapma değeri giderek azalan bir artış göstermektedir. Ölçüm seti sayısının 25’den büyük olması durumunda ise ölçüm süresi çok fazla kısalmakta, bu durum da bazı ölçüm setlerinde tanılanan mod şekillerinin kalitesinde ciddi bir azalmaya neden olmaktadır. Böylece, $N_s \geq 25$ için standart sapma değerinde ani bir artış meydana gelmektedir. Bu yorumu daha da güçlendirmek amacıyla, güncellenen rijitlik parametrelerinin ölçüm seti sayısına göre değişimi Çizelge 4’de sunulmaktadır. Burada, $25 \geq N_s \geq 5$ aralığı için, güncellenen rijitlik parametrelerinin nominal değerlere oldukça yakın sonuçlar verdiği görülmektedir. $N_s = 30$ olması durumunda ise, güncellenen parametreler nominal değerlerden oldukça uzaklaşmaktadır.



Şekil 12 - Mod şekli standart sapmalarının ölçüm seti sayısına göre değişimi

Çizelge 4 - Güncellenen rijitlik parametrelerinin ölçüm seti sayısına göre değişimi

Rijitlik Parametresi	$N_s = 5$	$N_s = 10$	$N_s = 15$	$N_s = 20$	$N_s = 25$	$N_s = 30$
θ_1	0,98	0,99	1,00	1,00	1,00	1,07
θ_2	0,97	0,96	0,95	0,95	0,96	0,82
θ_3	0,94	0,94	0,94	0,94	0,95	0,91

Çizelge 5 - $N_s = 25$ için güncellenen rijitlik parametrelerinin sensör sayısı ve yerleşimine göre değişimi

Rijitlik Parametresi	Ölçüm Alınan Kat Seviyeleri					
	1	2	3	1-2	2-3	1-3
θ_1	0,67	0,48	0,68	0,98	0,99	1,12
θ_2	0,53	2,55	0,65	1,02	0,99	0,86
θ_3	0,78	0,38	1,33	0,91	0,92	0,81

Uygulamada, özellikle büyük ölçekli yapılar için tüm serbestlik derecelerini ölçmek neredeyse imkansızdır. Hatta çoğu zaman, ancak çok kısıtlı bir alandan ölçüm almak mümkün olabilmektedir. Bu durumda elbette ki sunulan yöntemin optimizasyon aşamasında problem yaşaması beklenebilir. Yöntemin etkinliğini arttırmak için sayısal modelde dinamik

yoğunlaştırma [30], optimal sensör yerleşimi [31,32] veya çoklu ölçüm grupları [22] gibi uygulamalara başvurmak mutlaka faydalı olacaktır. Bu açıdan, sunulan yöntemin etkinliğinin sensör sayısına bağlı değişimi, bahsedilen bu yöntemlerin herhangi birine başvurmadan, deneysel model üzerinden incelenmiştir. Bu doğrultuda, rijitlik parametrelerinin sensör yoğunluğu ve yerleşimine göre değişimi *Çizelge 5*'de sunulmaktadır. Burada, sensör sayısı azaldıkça, güncellenen parametrelerin nominal değerlerden ($\theta_i = 1,00$ 'den) uzaklaştığı açıkça görülmektedir. Örneğin, yalnızca tek bir sensör kullanılması durumunda, mod şekillerinin katkısı hesaba katılamayacağı için problem tanılanamaz (unidentifiable) bir hale gelmektedir. Ancak, iki adet sensör kullanılması durumunda, sensör yerleşimine bağlı olarak oldukça makul sonuçların elde edildiği de görülebilmektedir.

5. SONUÇLAR

Bu çalışmada, sonlu eleman modellerinin maksimum olasılık tahmini ile güncellenmesine yönelik bir yaklaşım sunulmuştur. Önerilen yaklaşımda, ölçüm ve model hataları, mod şekillerinin çoklu ölçüm setlerinden elde edilen ikinci merteye istatistiksel parametreleri ile orantılı kabul edilerek bir çözüm elde edilmektedir. Sunulan yaklaşımın etkinliği, bir adet sayısal ve bir adet de deneysel uygulama üzerinden incelenmiş ve yöntemin oldukça makul sonuçlar verdiği görülmüştür. Elde edilen başlıca bulgular aşağıdaki gibidir.

- Ölçüm süresinin makul ölçüde uzun olduğu ve belirgin bir ölçüm hatasının (kablo hatası ve/veya veri toplama düzeneğinden kaynaklı yüksek kanal gürültüsü) oluşmadığı durumlarda, ölçüm seti sayısı arttıkça elde edilen standart sapma değerleri azalmakta, başka bir deyişle her bir ölçüm setinde elde edilen lokal parametrelerin birer ortalaması olarak hesaplanan global modal parametrelerin kalitesi (gerçek değere olan yakınsaması) artmaktadır. Bu durum, doğal olarak güncellenen modal parametrelerin kalitesini de arttırmaktadır.
- Uygulamada, çoğu zaman yerince uzun kayıt süresine sahip çoklu ölçümler almak mümkün olmayabilmektedir. Öte yandan, eğer ölçüm setleri çok uzun bir zaman dilimi içerisinde tamamlanırsa, yapının modal parametrelerinde sıcaklık değişimi vb. etkiler nedeniyle oluşabilecek değişimler ciddi miktarda model hatalarına neden olabilir. Bu da hem ölçüm kalitesini hem de model güncelleme prosedürünü olumsuz yönde etkileyebilir. Bunun yerine daha kısa süreli (30, 60 veya 90 dk gibi) ve tek seferde alınan kayıtlar, makul uzunlukta (3-5 dk gibi) ölçüm setlerine ayrılabilir. Bu durumda, ölçüm seti sayısı arttıkça, ölçüm süresi kısılacağı için ölçüm hataları da artmaya devam edecektir. Bu nedenle optimal ölçüm seti sayısı, ölçüm hatalarının ölçüm seti sayısına göre değişimi göz önünde bulundurularak belirlenmelidir.

Teşekkür

Yazar, yüksek lisans tez çalışmasında kullandığı deney verilerini paylaşan İzmir Yüksek Teknoloji Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Bölümü Araştırma Görevlisi Hasan Ceylan'a ve Bölüm öğretim üyelerinden Doç. Dr. Gürsoy Turan'a katkılarından dolayı teşekkür eder.

Kaynaklar

- [1] Overschee, P.V., De Moor, B., Subspace algorithms for the stochastic identification problem, *Automatica.*, 29, 649–660, 1993.
- [2] Brincker, R., Zhang, L., Andersen, P., Modal identification of output-only systems using frequency domain decomposition, *Smart Mater. Struct.*, 10, 441–445, 2001.
- [3] Hermans, L., Van Der Auweraer, H., Guillaume, P., A frequency-domain maximum likelihood approach for the extraction of modal parameters from output-only data, *Proc. 23rd Int. Conf. Noise Vib. Eng. ISMA.* 963–972, 1998.
- [4] Yuen, K.V., Katafygiotis, L.S., Bayesian Fast Fourier Transform Approach for Modal Updating Using Ambient Data, *Adv. Struct. Eng.*, 6, 81–95, 2003.
- [5] Katafygiotis, L.S., Yuen, K.V., Bayesian spectral density approach for modal updating using ambient data, *Earthq. Eng. Struct. Dyn.*, 30, 1103–1123, 2001.
- [6] Mevel, L., Basseville, M., Benveniste, A., Goursat, M., Merging sensor data from multiple measurement set-ups for non-stationary subspace-based modal analysis, *J. Sound Vib.*, 249,719–741, 2002.
- [7] Hızal, Ç., Turan, G., Aktaş, E., Ceylan, H., A mode shape assembly algorithm by using two stage Bayesian Fast Fourier Transform Approach, *Mech. Syst. Signal Process.*, 134, 106328, 2019.
- [8] Au, S.K., Fast Bayesian ambient modal identification in the frequency domain, Part I: Posterior most probable value, *Mech. Syst. Signal Process.*, 26, 60–75, 2012.
- [9] Yuen, K.V., *Bayesian Methods for Structural Dynamics and Civil Engineering*, 2010.
- [10] Hızal, Ç., *Modal identification of structures by using Bayesian statistics*, Ph.D. Thesis, Izmir Institute of Technology, 2019.
- [11] Beck, J.L., Au, S.K., Bayesian Updating of Structural Models and Reliability using Markov Chain Monte Carlo Simulation, *J. Eng. Mech.*, 128, 380–391, 2002.
- [12] Ching, J., Chen, Y., Transitional Markov Chain Monte Carlo Method for Bayesian Model Updating, Model Class Selection, and Model Averaging, *J. Eng. Mech.*, 133, 816–832, 2007.
- [13] Bansal, S., A New Gibbs Sampling Based Bayesian Model Updating Approach Using Modal Data From Multiple Setups, *Int. J. Uncertain. Quantif.*, 5, 361–374, 2015.
- [14] Cheung, S.H., Bansal, S., A new Gibbs sampling based algorithm for Bayesian model updating with incomplete complex modal data, *Mech. Syst. Signal Process.*, 92, 156–172, 2017.
- [15] Khodaparast, H.H., Mottershead, J.E., Friswell, M.I., Perturbation methods for the estimation of parameter variability in stochastic model updating, *Mech. Syst. Signal Process.*, 22, 1751–1773, 2008.
- [16] Abu Husain, N., Khodaparast H.H., Ouyang, H., Parameter selection and stochastic model updating using perturbation methods with parameter weighting matrix assignment, *Mech. Syst. Signal Process.*, 32, 135–152,2012.

- [17] Hua, X.G., Ni, Y.Q., Chen, Z.Q., Ko, J.M., An improved perturbation method for stochastic finite element model updating, *Int. J. Numer. Methods Eng.*, 73, 1845–1864, 2008
- [18] Behmanesh, I., Moaveni, B., Lombaert, G., Papadimitriou, C., Hierarchical Bayesian model updating for structural identification, *Mech. Syst. Signal Process.*, 64–65, 360–376, 2015.
- [19] Sedehi, O., Papadimitriou, C., Katafygiotis, L.S., Probabilistic hierarchical Bayesian framework for time-domain model updating and robust predictions, *Mech. Syst. Signal Process.*, 123, 648–673, 2019.
- [20] Yan, W.J., Katafygiotis, L.S., A novel Bayesian approach for structural model updating utilizing statistical modal information from multiple setups, *Struct. Saf.*, 52, 260–271, 2015.
- [21] Zhang, F.L., Ni, Y.C., Lam, H.F., Bayesian structural model updating using ambient vibration data collected by multiple setups, *Struct. Control Heal. Monit.*, 24, 1–18, 2017.
- [22] Hızal, Ç., Turan, G., A two-stage Bayesian algorithm for finite element model updating by using ambient response data from multiple measurement setups, *J. Sound Vib.*, 469, 115139, 2020.
- [23] Au, S.K., Zhang, F.L., Fundamental two-stage formulation for Bayesian system identification, Part I: General theory, *Mech. Syst. Signal Process.*, 66–67, 31–42, 2016.
- [24] Zhang, F.L., Au, S.K., Fundamental two-stage formulation for Bayesian system identification, Part II: Application to ambient vibration data, *Mech. Syst. Signal Process.*, 66–67, 43–61, 2016.
- [25] Shiradhonkar, S.R., Shrikhande, M., Seismic damage detection in a building frame via finite element model updating, *Comput. Struct.* 89, 2425–2438, 2011.
- [26] MATLAB 2018a (Computer Software), MathWorks, Natick, MA, (2018).
- [27] Zhang, L., Wang, T., Tamura, Y., A frequency-spatial domain decomposition (FSDD) method for operational modal analysis, *Mech. Syst. Signal Process.*, 24, 1227–1239, 2010.
- [28] Ceylan, H., Modal parameter identification of civil engineering structures by using an Output-Only System Identification Technique, M.Sc. Thesis, Izmir Institute of Technology, 2015.
- [29] Ceylan, H., Turan, G., Hızal, Ç., Pre-Identification Data Merging for Multiple Setup Measurements with Roving References, *Exp. Tech.* 44, 435–456, 2020.
- [30] Bansal, S., Bayesian model updating using modal data based on dynamic condensation, *J. Eng. Mech.* 146(2), 04019123, 2020.
- [31] Papadimitriou, C., Lombaert, G., The effect of prediction error correlation on optimal sensor placement in structural dynamics, *Mech. Syst. Signal Process.* 28, 105–127, 2012.
- [32] Papadimitriou, C., Optimal sensor placement methodology for parametric identification of structural systems, *J. Sound Vib.* 278, 923–947, 2004.

TBDY 2018'e Göre Geoteknik Tasarım: Sıvılaşma ve Yapı-Kazık-Zemin Etkileşimi Analizleri

Ozan ALVER¹

Atila SEZEN²

E. Ece ESELLER-BAYAT³

ÖZ

Bu çalışma Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği (TBDY) 2018'e göre sıvılaşma potansiyeli olan zeminlerde derin temel tasarım adımlarını irdelemektedir. Bu amaçla, 1 Ocak 2019'dan itibaren yürürlükte olan yeni TBDY'e göre Mudanya'da inşa edilmesi planlanan bir apartman yapısının sıvılaşma ve zemin-kazık-yapı etkileşim analizleri de dahil olmak üzere geoteknik mühendislik tasarım aşamaları gerçekleştirilmiş ve sunulmuştur. Sıvılaşma analizlerindeki belirsizlikler, deprem kayıtlarının elde edilmesindeki ve ölçeklenmesindeki zorluklar, oturma sınır değerlerinin yönetmelikte belirtilmemesi ve Yöntem III'teki kinematik ve eylemsizlik etkileşimi analizi yaklaşımlarındaki farklı davranış kabullerine bu çalışmada dikkat çekilmiş ve tartışılmıştır.

Anahtar Kelimeler: TBDY, arazi zemin modeli, derin temel sistemi tasarımı, sıvılaşma, yapı- kazık-zemin etkileşimi.

ABSTRACT

Geotechnical Design with Respect to TBDY-2018: Liquefaction and Soil-Pile -Structure Interaction Analyses

This study explores the design steps of a building foundation in liquefiable soils according to TBDY 2018. For this purpose, geotechnical engineering design was performed in stages including the liquefaction and soil-pile-structure interaction analyses. The problematic issues such as the determination of M_w values that were used during liquefaction analyses, the search for time histories records to be scaled, the absence of recommended tolerable limits

Not: Bu yazı

- Yayın Kurulu'na 29 Mayıs 2020 günü ulaşmıştır. 9 Kasım 2020 günü yayımlanmak üzere kabul edilmiştir.
- 30 Kasım 2021 gününe kadar tartışmaya açıktır.

• <https://doi.org/10.18400/tekderg.744891>

1 İstanbul Teknik Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, İstanbul - alver16@itu.edu.tr
<https://orcid.org/0000-0002-5510-7169>

2 İstanbul Teknik Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, İstanbul - sezenati@itu.edu.tr
<https://orcid.org/0000-0001-9860-5486>

3 İstanbul Teknik Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, İstanbul - ebayat@itu.edu.tr
<https://orcid.org/0000-0002-5774-4911>

for the foundation soil settlements and different assumptions underlying the kinematic and inertial interaction approaches for Method III were addressed.

Keywords: TBDY (Turkish Earthquake Resistant Building Design Regulations), site soil model, pile foundation design, liquefaction, soil-pile-structure interaction.

1. GİRİŞ

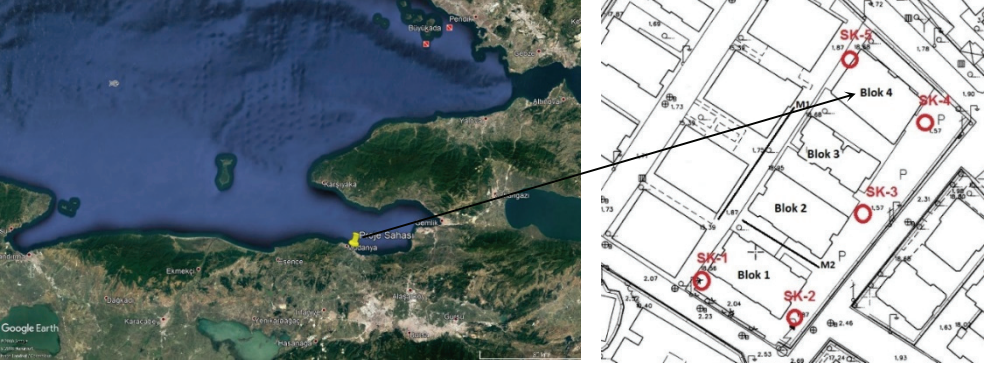
1 Ocak 2019 tarihi itibarıyla yürürlüğe giren Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği, TBDY-2018 [1], kendisinden önceki Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkında Yönetmelik (DBYBHY-2007) ile kıyaslandığında yaklaşım, hesap yöntemleri ve bunların uygulanma kriter ve kapsamı açısından önemli farklılıklar göstermektedir. Bu sebeple TMMOB-İnşaat Mühendisleri Odasının (İMO) desteği ve yürütücülüğü ile yönetmeliğin hazırlanmasında aktif olarak yer alan bilim insanları da dahil olmak üzere ilgili bilim insanı ve inşaat mühendislerinin katılımıyla Türkiye'nin farklı illerinde çok sayıda tanıtım ve bilgilendirme toplantısı düzenlenmiştir. Bu çalışmada da benzer bir amaçla yeni yönetmeliğe dayalı olarak yürütülmesi gereken geoteknik tasarım ve bu bağlamdaki sıvılaşma analizi ve temel sistemi tasarımı aşamaları bir vaka çalışması vesilesiyle gerçekleştirilmiştir. Bu çalışma kapsamında incelenen ve dört bloktan oluşması planlanan sitenin inşa edileceği saha Bursa ili, Mudanya ilçesinde yer almaktadır. Arazi düz ve engebesiz bir topoğrafyaya sahiptir. Toplam 64 m x 150 m büyüklüğünde bir sahada inşa edilecek olan blokların her biri 1 Bodrum kat, 1 Zemin kat ve 8 Normal kat olmak üzere toplam 10 katlı olup boyutları 18 m x 18 m olan oturma alanına sahip olacak şekilde planlanmıştır. Temel derinliği zemin yüzeyinden itibaren 4.0 m olarak tasarlanmıştır. İnceleme alanının uydur görüntüsü ve zemin araştırmalarını gösteren vaziyet planı Şekil 1'de verilmiştir.

2. ARAZİ ZEMİN MODELİNİN OLUŞTURULMASI

Yönetmeliğin 16. Bölümü "Deprem Etkisi Altında Temel Zemin ve Temellerin Tasarımı İçin Özel Kurallar" başlığını taşımaktadır. İnşaat alanı zemin koşullarının tanımlanması, yapısal tasarım için gerekli geoteknik parametrelerin belirlenmesi ve raporlanması için yapılacak çalışmalar ve bunların kapsamı bu bölümde tarif edilmiştir. Bu bölümde yer alan önemli yeniliklerden birisi Zemin ve Temel Etüd Raporlarının zemin araştırmaları sonuçlarının sunulacağı Veri Raporu ve tasarıma yönelik olarak hazırlanacak olan Geoteknik Rapor'dan oluşacağını ifade edilmesidir. Veri Raporu, arazi ve laboratuvarda gerçekleştirilmiş zemin araştırmalarında elde edilen verilerin sunulduğu rapor olarak, Geoteknik Rapor ise statik, dinamik ve deprem etkileri göz önüne alınarak, arazi zemin modelinin oluşturulduğu, zemin tabakaları için geoteknik tasarım parametrelerinin verildiği, temel tipi seçimine ilişkin seçeneklerin irdelendiği, mühendislik analizleri ve değerlendirmeler ile temel tasarımına ilişkin önerilerin sunulduğu rapor olarak tanımlanmıştır.

Sahanın zemin modelinin ortaya konması için gereken zemin araştırmalarının kapsamının belirlenmesi aşamasında, başta yapımı planlanan inşaatın yapım sorumluluğunu üstlenen inşaat mühendisi ve arazi zemin modelinin ortaya konmasından ve yapı temel sistemi tasarımının gerçekleştirmesinden sorumlu geoteknik mühendisi olmak üzere ilgili disiplinlerin ortak çalışması asli unsurdur. Bu çalışma sonucunda, yapı ve bileşenlerinin

özellikleri, jeolojik yapı ve zemin birimlerinin özellikleri, civar yapıların durumu, yeraltı suyu durumu ile bölgenin deprem özellikleri ve çevre koşulları dikkate alınarak uygun bir planlama yapılmış olacaktır. Bu planlama sonucunda sondaj kuyusu ve araştırma kuyularının konumları, sayı ve derinlikleri, hangi arazi deneylerinin yapılacağı ve bunların nicelikleri ve kapsamı ile yapılması gereken laboratuvar deneyleri ve bu deneyler için alınacak örselenmiş ve örselenmemiş örneklerin yeri ve sayısı belirlenmiş olacaktır. Zemin araştırmaları bağlamında göz önüne alınması gereken genel kurallar Ek 16A'da verilmiştir.



Şekil 1 - (a) İnceleme alanı uydu görüntüsü (Google Earth), (b) Vaziyet planı

2.1. Zemin Araştırmaları

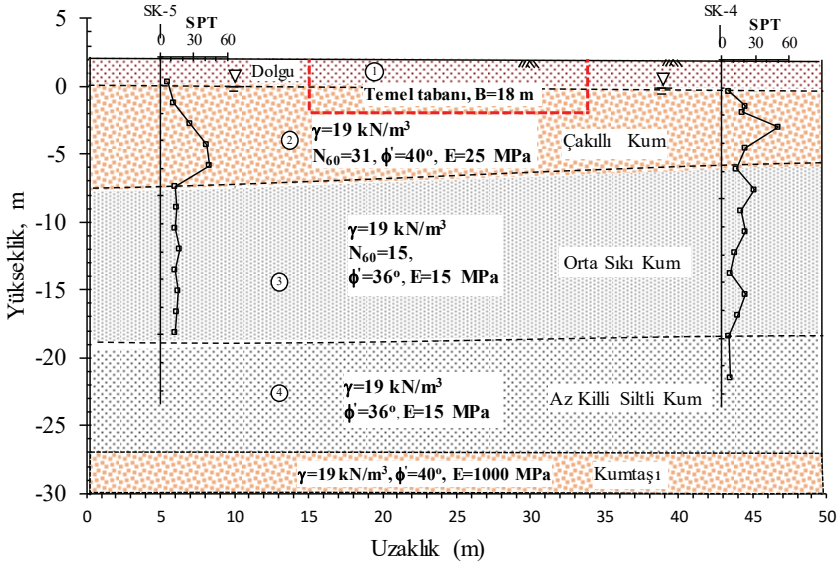
Sahanın zemin modelinin ortaya konması kapsamında zemin profilinin ve bu profile yer alan zeminlerin özelliklerinin belirlenmesine yönelik olarak inşası planlanan dört binanın yer aldığı parselde her biri 30 m derinlikte toplam 5 adet sondaj gerçekleştirilmiştir. TBDY-2018'in yürürlüğe girdiği tarihten önce yapılan sondaj çalışmaları yeni Yönetmelikte Ek 16A'da sondajların sayısı, yerleri ve derinlikleri konusunda ifade edilen kurallarla büyük ölçüde uyum içindedir. Sondajların yanı sıra sahada iki serim yapılarak MASW (Çok Kanallı Yüzey Dalgası) analizleri gerçekleştirilmiş ve zemin profilinde sınırlı bir derinliğe kadar olan bir kesimde yer alan tabakaların kayma dalgası hızları belirlenmiş, iki noktada yapılan mikrotremor deneyleri ile de zemin hakim periyotları tespit edilmiştir. Sondajlar esnasında alınan örselenmiş ve örselenmemiş numuneler üzerinde sınıflandırma ve mukavemet deneyleri yapılmıştır. Zemin araştırmalarına başlanmasından önce veya araştırma esnasında etkileşimli planlamanın ve disiplinler arası ortak çalışmanın ne kadar önemli olduğu bu noktada bir kez daha vurgulanmalıdır. Yönetmelik ile zemin araştırmaları konusunda getirilen yeni kurallardan biri de Ek 16A.3.2'de ifade edildiği gibi sıvılaşma, şişme, göçme, yumuşama, hassas killer vb. sorunlu zeminlerde ilk 15 metre derinlikten alınan tüm örnekler üzerinde sınıflandırma deneylerinin yapılması zorunluluğudur. Bu noktanın ne kadar önemli olduğu bir sonraki sıvılaşma analizi bölümünde ortaya konacaktır.

Bu çalışmada inceleme alanındaki 4. Blok için tasarım gerçekleştirilmiş olup bu yapı için sonuçlar sunulmuştur. 4. Blok temel zemini SK-4 ve SK-5 sondajlarına göre belirlenmiştir. Arazi ve laboratuvar deney sonuçlarına göre zemin tabakalarına ait mukavemet parametreleri ve elastisite modülü değerleri sırasıyla Hatanaka ve Uchida [2] ile Kulhawy ve Mayne [3] tarafından önerilen bağıntılar kullanılarak tahmin edilmiştir (Şekil 2). Sahada yüzeyden

İtibaren yaklaşık 2 m kalınlığında dolgu tabakası, bunun altında sırasıyla kalınlığı 5-7 m arası değişen çakıllı kum, 10-12 m arası kalınlıkta orta sıkı kum, yaklaşık 6 m kalınlığında az killi siltli kum tabakaları ve sondajların nihayetlendiği çok ayrılmış kumtaşı tabakası yer almaktadır. Zemin profilinde yer alan farklı tabakalara ait kayma dalgası hızlarının belirlenmesi için, sahada yapılan MASW ölçümleri ve SPT deneylerinin sonuçlarına dayalı korelasyonlar kullanılmıştır. Wair vd. [4] tarafından çok sayıda korelasyon ilişkisi derlenerek önerilen ve düzeltilmiş N_{60} değeri ile düşey efektif gerilmenin dahil edildiği korelasyon ilişkileri göz önüne alınarak temel seviyesinden itibaren 30 metre derinliği kadar devam eden zemin profili için ortalama kayma dalgası hızı $(V_s)_{30}$ 190 m/s olarak hesaplanmıştır.

2.2. Yerel Zemin Sınıfı ve Tasarım Spektrumunun Belirlenmesi

TBDY-2018'de yer alan en önemli yeniliklerden birisi tasarım spektrumlarının belirlenmesinde Türkiye Deprem Tehlike Haritalarının (TDTH) kullanılmasıdır. Bu şekilde, daha önceki deprem yönetmeliklerinde göz önüne alınan ve dört farklı derecede deprem bölgesinin ve buna karşılık gelen etkin ivme katsayısının, A_0 , tanımlandığı Türkiye Deprem Bölgeleri Haritaları artık kullanılmayacaktır. Bir önceki yönetmelikte deprem yüklerinin belirlenmesinde esas alınan Spektral İvme Katsayısı, $A(T)$, Etkin İvme Katsayısı ile Bina Önem Katsayısı, I , ve yerel zemin sınıfına bağlı Spektrum Katsayısı, $S(T)$ 'nin çarpımı sonucu belirlenmekte idi. TBDY-2018'de ise deprem yer hareketi spektrumunun belirlenmesi için Harita Spektral İvme Katsayısı ve Tasarım Spektral İvme Katsayısı olarak iki farklı kavram olarak tanımlanmıştır. Yönetmeliğe bağlı olarak gerçekleştirilen standart uygulamada deprem yer hareketi spektrumları, belirli bir deprem yer hareketi düzeyi esas alınarak %5 sönüm oranı için harita spektral ivme katsayılarına ve yerel zemin etki katsayılarına bağlı olarak belirlenecektir.



Şekil 2 - İnceleme alanına ait idealize zemin profili

Harita spektral ivme katsayısı Türkiye Deprem Tehlike Haritaları (TDTH) kullanılarak belirlenecektir. TDTH çok sayıda bilim insanı tarafından yürütülen kapsamlı bir çalışma ile Türkiye ve yakın çevresinde meydana gelmiş olan aletsel dönem öncesi ve sonrası yüzlerce depremin ve ilgili çok sayıda deprem katalogunun olasılıksal sismik tehlike hesaplamaları çerçevesinde değerlendirilmesi sonucunda hazırlanmıştır. Yönetmelikte tanımlanan dört farklı yer hareketi düzeyine bağlı olarak kayma dalgası hızı, $(V_s)_{30} = 760$ m/s olan yüzeydeki jenerik kaya (mostra) için boyutsuz kısa periyot harita spektral ivme katsayısı, S_s ve 1.0 saniye periyot için harita spektral ivme katsayısı S_1 , TDTH kullanılarak elde edilecektir. AFAD'a ait <https://tdth.afad.gov.tr> adresinde yer alan bu haritalara e-devlet üzerinden ulaşılabilmektedir. Deprem tehlike haritası verilerini elde etmek için öncelikle deprem yer hareketi düzeyine karar verilmesi gerekmektedir. Yönetmelikte, Kısım 2.2'de spektral büyüklüklerin 50 yıl içinde aşılma olasılığı düzeyine ve buna karşılık gelen tekrarlanma periyoduna bağlı olarak dört farklı deprem yer hareketi düzeyi tanımlanmıştır. Bu çalışmada ele alınan konut tipi yapılar için standart tasarım deprem yer hareketi olarak adlandırılan ve spektral büyüklüklerin 50 yılda bir aşılma olasılığının %10 ve buna karşı gelen tekrarlanma periyodunun 475 yıl olduğu seyrek deprem yer hareketini ifade eden Deprem Yer Hareketi Düzeyi-2 (DD-2) göz önüne alınmıştır. Bu yer hareketi düzeyine uygun olarak inşaat sahasının yer aldığı konum için TDTH kullanılarak kısa periyot ve 1.0 saniye periyoduna ait harita spektral ivme katsayıları $S_s=0.943$ ve $S_1=0.241$ olarak belirlenmiştir.

$(V_s)_{30} = 760$ m/s olan mostra için belirlenen harita spektral ivme katsayıları kullanılarak yerel zemin etkisinin yansıtıldığı tasarım spektral ivme katsayılarının elde edilmesi için ilgili sahanın zemin profilini tanımlayan yerel zemin sınıfının belirlenmesi gerekmektedir. S_s ve S_1 değerlerinin tasarım spektral ivme katsayıları S_{DS} ve S_{D1} 'e dönüştürülmesi için kullanılan yerel zemin etki katsayıları olan F_s ve F_1 'in tespiti için gerekli olan yerel zemin sınıflarının nasıl belirleneceği Yönetmelikte Kısım 16.4'te tarif edilmektedir. Sahada ve laboratuvarında gerçekleştirilecek zemin araştırmaları sonucunda zemin profilinin temel veya kazık başlığı alt kotundan itibaren aşağıya doğru en üst 30 m kalınlığındaki kısım için belirlenecek olan ortalama kayma dalgası hızı, $(V_s)_{30}$, ortalama düzeltilmiş standart penetrasyon darbe sayısı $(N_{60})_{30}$ ve/veya ortalama drenajsız kayma dayanımı değerleri $(c_u)_{30}$ değerlendirilerek sahanın yerel zemin sınıfı tespit edilmektedir. Yönetmelikte ZA'dan ZF'ye kadar 6 farklı yerel zemin sınıfı tanımlanmış olup, ZF sahaya özel araştırma ve değerlendirme gerektiren zeminleri ifade etmektedir.

Bu çalışma kapsamında incelenen sahada yapılan zemin etüdü temel tabanı veya kazık başlığı alt kotundan itibaren $(N_{60})_{30}=17$ ve $(V_s)_{30}=190$ m/s bulunmuştur. Bu değerlere göre inşaat alanının yerel zemin sınıfı ZD olarak belirlenmiştir. Yerel zemin etki katsayıları, yerel zemin sınıfı ile S_s ve S_1 değerlerine bağlı olarak Tablo 2.1 ve Tablo 2.2 yardımıyla $F_s=1.123$ ve $F_1=2.118$ olarak tespit edilmiş ve kısa periyot tasarım spektral ivme katsayısı, $S_{DS}=S_s F_s=1.059$, 1.0 saniye periyodu tasarım spektral ivme katsayısı, $S_{D1}=S_1 F_1=0.510$ olarak hesaplanmıştır. S_{DS} ve S_{D1} değerleri kullanılarak köşe periyotları T_A ve T_B ve yatay elastik tasarım spektral ivme değerleri hesaplanmış ve bu şekilde yatay elastik tasarım ivme spektrumu elde edilmiştir (Şekil 4). Yönetmeliğe uygun olarak sabit yerdeğiştirme bölgesine geçiş periyodu $T_L = 6$ saniye alınmıştır.

3. DEPREM ETKİSİ ALTINDA ZEMİN SIVILAŞMA RİSKİNİN DEĞERLENDİRİLMESİ

Yönetmelikte Kısım 16.6'da hangi durumlarda sıvılaşma potansiyelinin araştırılacağı ifade edilmektedir. Buna göre, Deprem Tasarım Sınıfı DTS=1, DTS=1a, DTS=2 ve DTS=2a olan binalar için yerel zemin sınıfının ZD, ZE veya ZF olması halinde, sürekli bir tabaka veya kalın mercerler halinde bulunup Kısım 16.6.6'da tanımlanan durumlar dışında kalan kumlu zeminlerde sıvılaşma potansiyelinin bulunup bulunmadığının belirlenmesi zorunlu tutulmuştur. Burada tanımlanan muafiyet koşulları ise deprem tasarım sınıfının, DTS=4 olması durumunda kil içeriği %20'den ve plastisite indisi %10'dan büyük olan kumlu zeminler ile ince dane oranı % 35'ten fazla ve düzeltilmiş SPT vuruş sayısı, $N_{1,60} > 20$ olan kumlu zeminlerdir. Yönetmelikte sıvılaşma analizinin SPT deneylerinin sonuçlarına dayalı olarak gerçekleştirilmesi için verilen yaklaşım basitleştirilmiş yöntemle dayalı olarak Youd vd. [5] tarafından önerilen revizyonların ve ince dane oranı etkisi ile çevrimsel dayanım oranının formüleleştirilmiş ifadelerinin göz önüne alındığı yöntemdir. Yönetmelikte sıvılaşma analizi için Koni Penetrasyon Deneyi (CPT) sonuçlarının veya kayma dalgası hızı değerlerinin kullanıldığı ve uygulamada genel kabul gören yöntemlerin de kullanılabileceği belirtilmiştir.

Sıvılaşmaya karşı güvenlik koşulu zeminin sıvılaşma direncinin zeminde deprem hareketi sebebiyle oluşan ortalama tekrarlı kayma gerilmesine oranının en az 1.10 olması koşulu olarak ifade edilmiştir. Sıvılaşma direncinin, τ_R , hesaplanması için moment büyüklüğü $M_w=7.5$ olan depreme karşılık gelen çevrimsel dayanım oranı, $CRR_{M7.5}$, değerinin belirlenmesi gerekmektedir. Bu değer ise ince dane içeriği göz önüne alınarak yeniden hesaplanmış $N_{1,60f}$ kullanılarak elde edilmektedir. Tasarım depremi moment büyüklüğünün 7.5'ten farklı olması durumunda deprem büyüklüğü düzeltme katsayısı, C_M 'nin kullanılması gerekmektedir. Zemin kayma gerilmesi hesabı için gereken en büyük yer ivmesi değeri ise kısa periyot tasarım spektral ivme katsayısının, S_{DS} , %40'ı olarak alınacaktır. Ancak tasarım depremi büyüklüğünün nasıl belirleneceği konusunda yönetmelikte herhangi bir bilgi yer almamaktadır. Bu nedenle yönetmeliğin hazırlanması esnasında yararlanılan temel kaynaklar olan ASCE 7 [6] ve ilgili NEHRP [7] dökümanları incelenmiştir. Tavsiye Edilen Sismik Kurallar-NEHRP [7] kitapçığında sıvılaşma analizlerinde kullanılacak olan deprem büyüklüğünün deprem yer hareketinin belirlenmesinde göz önüne alınan afet seviyesi ile uyumlu olması gerektiği belirtilerek, yer hareketi hesaplamalarının olasılıksal sismik tehlike analizi sonucunda belirlenmesi durumunda deprem büyüklüğünün ayrıştırma (deaggregation) analizi yapılarak elde edilmesi gerektiği ifade edilmiştir. Ayrıştırma analizi sonucunda ilgili saha için olasılıksal olarak hesaplanan deprem tehlikesi, bu tehlikede payı olan tekil deprem kaynaklarına ayrıştırılarak tüm kaynakların büyüklük ve uzaklık cinsinden deprem tehlikesindeki bağıl katkısı belirlenmektedir. ABD'de deprem tehlikesi haritalarının kullanıcıların erişimine sunulduğu USGS'in ilgili sayfasında bu haritalara ait ayrıştırma analizi sonuçlarına da ulaşılabilmektedir. Ancak ülkemizde deprem tehlikesi haritalarının belirlenmesinde kullanılan deprem kataloğuna ait ayrıştırma analizleri yapılmamış durumdadır. Bu sebeple sıvılaşma analizi için gereken deprem büyüklüğünün tespiti için deterministik bir yaklaşım izlenerek proje sahası için deprem tehlikesine katkısı olan en büyük deprem, Akkar vd. [8] tarafından hazırlanan TDTH'de dikkate alınan deprem katalogları taranarak belirlenmiştir. Buna göre Marmara Üst Bölgesine (D) ait depremler ve deprem tekerrür modeli incelenerek, $M_w=7.5$ moment büyüklüğünün sıvılaşma analizlerinde kullanılmasının uygun olduğu sonucuna varılmıştır. Bu noktaya, sahaya özel zemin davranış

analizi bağlamında belirlenen deprem kayıtlarının nasıl elde edildiğinin anlatıldığı dördüncü bölümde tekrar dönülecektir.

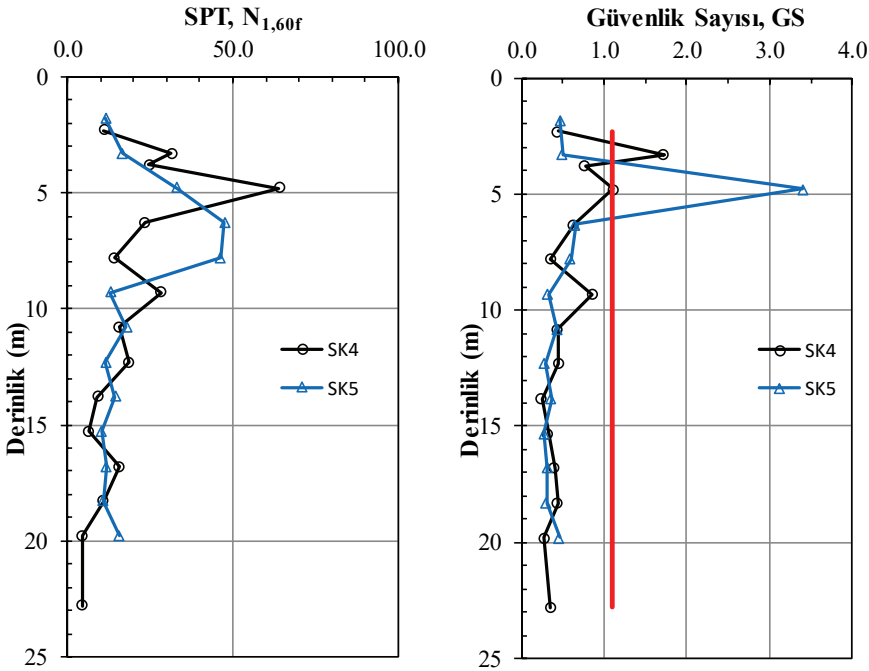
Bu çalışma kapsamında ele alınan binanın oturma alanı içinde yapılmış olan iki sondaja (SK4 ve SK5) ait düzeltilmiş ve ince dane oranı etkisine göre hesaplanmış $N_{1,60f}$ değerlerinin ve sıvılaşma analizi sonucunda hesaplanan sıvılaşmaya karşı güvenlik sayılarının zemin profili boyunca değişimleri Şekil 3'te, SK-4 sondajına göre detaylı sonuçlar Çizelge 1'de verilmiştir. Çizelge 1'de sıvılaşma anındaki kayma gerilmesi oranını ifade eden CRR değeri TBDY 2018'de sunulan ve Youd vd. [5] tarafından verilen denklem ile hesaplanmıştır. Önerilen denklem $M_w=7.5$ moment büyüklüğü için geliştirilmiş olup, belirlenen deprem büyüklüğünün farklı olması durumunda hesaplanan CRR değerine bir düzeltme katsayısı uygulanmalıdır. Bu çalışmada deterministik yaklaşımla $M_w=7.5$ olarak belirlenmiş olup, ayırıştırma analizinin yapılması durumunda belirlenen deprem büyüklüğüne bağlı olarak sıvılaşmaya karşı güvenlik sayısının değişeceği vurgulanmalıdır. Efektif gerilme düzeltilmesini ifade eden K_σ ise yönetmelikte bulunmamakla birlikte bu çalışmada hesaplara dahil edilmiştir. SK-4 ve SK-5 sondajlarındaki verilerle yapılan analiz sonuçlarına göre özellikle 5.0-23.0m derinlikleri arasındaki orta sıkı kum ve az siltli kum tabakalarında sıvılaşmaya karşı güvenlik sayıları 1.10'un altında elde edilmiştir. Bu sonuçlara göre zemin sınıfı ZF olarak belirlenmiş olup, deprem etkisi altında sahaya özgü zemin davranış analizlerinin doğrusal olmayan (nonlinear) zemin modelleri ile yapılması gerekmektedir. Bu analizler sonucunda sıvılaşma kaynaklı düşey yerdeğiştirmeler de belirlenmelidir.

Çizelge 1 - SK4 sondajı için yapılan zemin sıvılaşma değerlendirilmesi

z (m)	N_{60}	IDI (%)	σ_v (kPa)	σ'_v (kPa)	r_d	C_N	$N_{1,60}$	$N_{1,60f}$	CSR	CRR	K_σ	GS
2.3	7	11	42	37	0.982	1.64	11	13	0.306	0.136	1.00	0.44
3.3	22		62	47	0.975	1.45	31	31	0.353	0.609	1.00	1.72
3.8	18	2	72	52	0.971	1.38	25	25	0.369	0.285	1.00	0.77
4.8	51		92	62	0.963	1.27	64	64	0.392	0.436	1.00	1.11
6.3	21		122	77	0.952	1.14	23	23	0.414	0.265	1.00	0.64
7.8	14	1	152	92	0.940	1.04	14	14	0.426	0.151	1.00	0.35
9.3	29		182	107	0.926	0.96	28	28	0.432	0.378	0.99	0.86
10.8	17	13	212	122	0.886	0.90	16	18	0.423	0.192	0.96	0.44
12.3	22		242	137	0.846	0.85	19	19	0.410	0.198	0.94	0.45
13.8	11	5	272	152	0.806	0.81	9	9	0.396	0.105	0.92	0.24
15.3	8	72	302	167	0.765	0.77	6	13	0.380	0.137	0.90	0.33
16.8	21	6	332	182	0.725	0.74	16	16	0.363	0.167	0.89	0.41
18.3	15	26	362	197	0.685	0.71	11	16	0.346	0.174	0.87	0.44
19.8	7	21	392	212	0.645	0.66	4	9	0.328	0.101	0.86	0.27
22.8	8	48	452	242	0.565	0.61	5	10	0.290	0.117	0.84	0.35

4. DEPREM ETKİSİ ALTINDA SAHAYA ÖZEL ZEMİN DAVRANIŞ ANALİZLERİ

Yönetmeliğe göre sahaya özel zemin davranış analizleri, taban kayasında tanımlanan deprem yer hareketinin zemin tabakaları boyunca değişimini ve zemin yüzeyindeki deprem yer hareketini belirlemek üzere yapılır ve bina temeli ve yakın çevresinde zemin ortamının yaklaşık olarak yatay tabakalardan oluştuğu durumlarda, sahaya özel zemin davranış analizleri için tek boyutlu serbest zemin modeli kullanılabilir. Aksi durumda iki veya üç boyutlu zemin modelleri kullanılmalıdır. Sıvılaşma potansiyeli bulunan ZF sınıfı zeminlerde ise zaman tanım alanında doğrusal olmayan zemin davranış analizleri yapılması gerekmektedir. ASCE 7 [6] düşük periyotlu ($T < 0.5$) yapıları istisna (exception) olarak değerlendirerek sahaya özel davranışın zorunlu olmadığını belirtmektedir. Ancak kazıklı temel sistemine sahip yapılarda yapı-kazık-zemin etkileşimi analizleri, zemin deformasyonlarının sahaya özel zemin davranış analizleri ile belirlenmesini zorunlu kılmaktadır. Bu konunun detayları Bölüm 6.2'de verilmiştir.



Şekil 3 - SK4 ve SK5 sondajlarına ait (a) SPT- $N_{1,60f}$ değerlerinin derinlikle değişimi ve (b) sıvılaşma analizi sonucunda bulunan güvenlik sayısının (GS) derinlikle değişimi

4.1. Deprem Kayıtlarının Seçimi

Sahaya özgü zemin davranış analizlerinde kullanılmak üzere gereken en az on bir deprem kaydının TDTH'den elde edilen ve $(V_s)_{30}=760$ m/s için geçerli olan tasarım ivme spektrumu (Şekil 4) ile uyumlu olması gerekmektedir. Deprem kayıtlarının seçimi ve basit

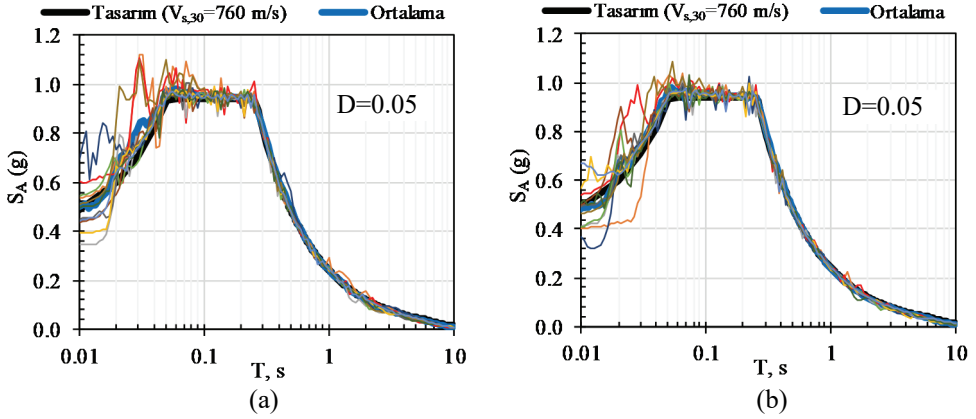
ölçeklendirme yöntemi ile ölçeklendirilmesi veya spektral uyumu sağlanacak şekilde dönüştürülmesi için uygulanması gerekli kurallar TBDY 2018 Bölüm 2.5'te tanımlanmıştır. Buna göre, bir veya iki boyutlu hesap için seçilecek deprem kayıtlarının ve üç boyutlu hesap için seçilecek deprem kaydı takımlarının sayısı en az on bir olacak ve aynı depremden seçilecek kayıt veya kayıt takımı sayısı üçü geçmeyecektir. Deprem kayıtlarının seçimi, tasarıma esas deprem yer hareketi düzeyi ile uyumlu deprem büyüklükleri, fay uzaklıkları, kaynak mekanizmaları ve yerel zemin koşulları dikkate alınarak yapılacaktır. Binanın bulunduğu bölgede tasarıma esas deprem yer hareketi düzeyi ile uyumlu geçmiş deprem kayıtlarının mevcut olması durumunda öncelikle bu kayıtlar kullanılacaktır. Yönetmelikte bu noktada, sahaya özel deprem tehlikesine en fazla katkıda bulunan depremlere ait büyüklük ve fay uzaklığı bilgilerinin belirlenmesi için deprem tehlikesi ayırıştırma işleminden yararlanılabilir denmektedir (2.5.1.1). Ancak tasarım ivme spektrumunun belirlenmesi aşamasında yararlanılan TDTH'de kullanılmış olan deprem kayıtlarından oluşan verilerin tamamı ve göz önüne alınan modeller bilinmedikçe sahadaki deprem tehlikesine en fazla katkısı olan depremlerin belirlenmesine olanak verecek bir ayırıştırma analizi mümkün değildir. Bu noktada sahanın deprem tehlikesinde payı olan sismik kaynakların belirlenmesi amacıyla Akkar vd. [8] tarafından hazırlanmış olan Sismik Kaynakların Belirlenmesi ve Deprem Kataloğunun Derlenmesi raporunda verilen Türkiye anakarası üzerinde tanımlanan diri faylar ve bunların alt segmentlerine ait öznitelik bilgileri incelenerek şu sonuçlara ulaşılmıştır: Sahanın deprem tehlikesinde en büyük pay sahibi olan sismik kaynakların hepsi yanal atımlı olup Kuzey Anadolu Fay Zonu'nun (KAFZ) güney kolunda yer alan Gemlik fayının sahaya uzaklığı yaklaşık 5 km'dir. Çok yakın mesafede Zeytinbağı ve Gençali fayları da mevcuttur. 11 deprem kaydı takımının 3 tanesinin bu özellikteki depremleri temsilen sahaya uzaklığı 0-10 km, deprem büyüklük aralığı $M_w=6.5-7.0$ olan depremlerin ivme-zaman kayıtlarının aranmasına karar verilmiştir. Sahaya 20-40 km mesafe içinde yer alan KAFZ Çınarcık segmenti ve Uluabat Fayı göz önüne alınarak $M_w=6.5-7.0$ aralığı için 3 adet kayıt elde edilmiştir. Yaklaşık 45-70 km mesafede yer alan KAFZ'nun Kuzey kolunun Adalar segmenti ile Kumburgaz ve Avcılar segmenti ve bu mesafe aralığında kalan İznik-Mekece fayı için kataloglarda verilen en büyük değerler $M_w=7.0-7.2$ arasındadır. Bu mesafe ve $M_w=7.0-7.5$ aralığı için 3 adet deprem kaydı aranmasının uygun olduğu anlaşılmıştır. Son olarak uzak kaynak kategorisinde Yenice-Gönen fayı dikkate alınarak 90-120 km mesafede ve $M_w=7.0-7.5$ aralığında depremlerden 2 kayıt seçilmiştir.

Deprem kayıtlarının belirlenmesinde yerel zemin koşullarına uygunluk bir diğer faktör olup, arama kriteri olarak sahanın zemin profiline ait V_{s30} değeri kullanılmaktadır. Ancak deprem büyüklüğü, fay uzaklığı, kaynak mekanizması ve yerel zemin koşullarının uyumlu olduğu deprem kayıtlarının belirlenmesinde en büyük zorluk yerel zemin koşuluna uygunluk kriterinin sağlanmasıdır. Bu sorunun aşılması için iki farklı çözüm yolu izlenebilir. İlk olarak, taban kayasının yüzeyde olmadığı bir sahada alınmış bir deprem kaydı, bu kaydın alındığı sahanın jenerik taban kaya seviyesine kadar zemin profilinin bilinmesi durumunda ters-evrişim (de-convolution) ile taban kayaya taşınabilir ve daha sonra bu kayıt incelemeye esas olan sahanın taban kayasına uygulanıp zemin yüzeyine evrişim (convolution) ile taşınabilir. Ancak deprem kaydının alındığı istasyonlar arasında çok azının zemin profili belirlenmiş durumdadır ve bu yüzden bu seçenek ile az sayıda kayıt elde edilebilmektedir. Bu noktada ikinci bir seçenek ise arama kriteri olarak jenerik taban kaya üzerinde (mostra) alınmış deprem kayıtlarının kullanılmasıdır. Bu durumda bu kayıtlar ilgili sahada mostra (outcrop) olarak etkililip evrişim ile zemin yüzeyine taşınabilmektedir.

Bu çalışma kapsamında belirlenen arama kriterlerine uygun depremlere ait kuvvetli yer hareketi kayıtları için AFAD'ın ilgili sitesinde (deprem.gov.tr) ve PEER'a (Pacific Earthquake Engineering Research) ait <https://ngawest2.berkeley.edu> sitesinde [9] yer alan veri tabanları araştırılmıştır. Öncelikli olarak Mudanya ve çevresinde, daha sonra Türkiye anakarasında kriterlere uygun depremler aranmış ise de 11 deprem kaydı takımının tamamı PEER [9] veri tabanında bulunmuştur. Yönetmelik gereği olarak aynı depremden en fazla 3 farklı kayıt takımı alınmıştır. PEER veri tabanından alınan depremler, moment büyüklükleri (M_w), kayıtların elde edildikleri istasyon, istasyonun faya olan uzaklığı (R_{rup}) ve istasyonun bulunduğu sahadaki (V_s)₃₀ değeri ile birlikte Çizelge 2'de verilmiştir. Kazıklı temellerin deprem hesabında kullanılmak üzere seçilen 11 adet deprem kaydının ivme spektrumlarının ortalamaları daha önce belirlenen elastik tasarım spektrumu ile spektral uyum sağlanacak şekilde ve tüm periyotlar için tasarım spektrumu ordinatlarından daha küçük olmayacak şekilde, TBDY 2018 Bölüm 2.5.3'te belirtildiği gibi dönüştürülüp RspMatch (GeoMotions, LLC) [10] programında ölçeklendirilmiştir. Belirlenen periyot aralığında yapılan ölçeklemede minimum periyot 0.02 s, maksimum periyot ise 10 s olarak seçilmiştir. Bu yolla elde edilen ölçeklenmiş deprem kayıtlarının tepki spektrumları, ortalama spektrum ve tasarım spektrumu ile birlikte Şekil 4'te verilmiştir.

Çizelge 2 - Analizlerde kullanılan deprem kayıtları ve özellikleri

PEER Kodu	Deprem	YIL	M_w	İstasyon	R_{rup} (km)	(V_s) ₃₀ (m/s)	E-W	N-S
RSN1108	KOBE	1995	6.90	Kobe University	1 (0-10)	1043	DEP 1-1	DEP 1-2
RSN1111	KOBE	1995	6.90	Nishi-Akashi	7 (0-10)	609	DEP 2-1	DEP 2-2
RSN1786	HECTOR	1999	7.13	Heart Bar-State Park	61 (45-70)	625	DEP 3-1	DEP 3-2
RSN1795	HECTOR	1999	7.13	Joshua TreeN.M	50 (45-70)	686	DEP 4-1	DEP 4-2
RSN1824	HECTOR	1999	7.13	San Bernardino	96 (90-120)	643	DEP 5-1	DEP 5-2
RSN3926	TOTTORI	2000	6.61	OKYH08	24 (20-40)	694	DEP 6-1	DEP 6-2
RSN3932	TOTTORI	2000	6.61	OKYH14	26 (20-40)	710	DEP 7-1	DEP 7-2
RSN3943	TOTTORI	2000	6.61	SMN015	9 (0-10)	617	DEP 8-1	DEP 8-2
RSN6003	SIERRA	2010	7.20	Hinds Plumbing-Plant	116 (90-120)	667	DEP 9-1	DEP 9-2
RSN6928	DARFIELD	2010	7.00	LPCC	25 (20-40)	650	DEP 10-1	DEP 10-2
RSN6963	DARFIELD	2010	7.00	RPZ	57 (45-70)	638	DEP 11-1	DEP 11-2



Şekil 4 - Tasarım spektrumuna ölçeklenmiş 11 adet deprem kaydının tepki spektrumları (a) Doğu-Batı doğrultusu, (b) Kuzey-Güney doğrultusu

4.2. Zaman Tanım Alanında Yapılan Analizlerde Kullanılan Zemin Modeli

Sahaya özel dinamik analizler Deepsoil [11] programında zaman tanım alanında yapılmıştır. Programda, temelleri Kondner ve Zelasko [12] tarafından atılan ve Matasovic [13] tarafından modifiye edilen hiperbolik model kullanılmıştır. Bu modelde, kayma gerilmesi ile kayma şekildeğiştirilmesi arasındaki ilişki Denklem 1 ile verilen bağıntı ile kurulmaktadır.

$$\tau = \frac{G_{maks}\gamma}{1 + \beta \left(\frac{\gamma}{\gamma_r}\right)^s} \quad (1)$$

Burada G_{maks} : maksimum kayma modülü, τ : kayma gerilmesi, γ : kayma şekildeğiştirilmesi ve γ_r : referans kayma şekildeğiştirilmesi değeri olarak tanımlanırken, β ve s ise kayma modülünün kayma şekildeğiştirilmesine bağlı azalmasını daha iyi ifade edebilmek için hiperbolik modele eklenen şekil parametreleridir. Denklem 1'de verilen bağıntıdaki maksimum kayma modülü, kayma dalgası hızı kullanılarak elastik bağıntı ile hesaplanmıştır ($G_{maks}=\rho V_s^2$).

Kayma modülü ve sönüm oranı ile kayma şekildeğiştirilmesi arasındaki ilişkinin, sahadan alınan zemin numuneleri üzerinde yapılacak laboratuvar deneyleri ile belirlenmesi gerekiyorken, çoğu zaman bu mümkün olmamaktadır ve zemin davranışını belirleyen gerilme-şekildeğiştirme eğrileri literatürden faydalanılarak belirlenmektedir. Bu çalışmada, Darendeli [14] tarafından geliştirilen ve derinlikle artan efektif gerilme etkisinin dikkate alınabildiği eğriler kullanılmıştır ve belirli derinliklerdeki gerilme-şekildeğiştirme eğrileri Şekil 5'te sunulmuştur.

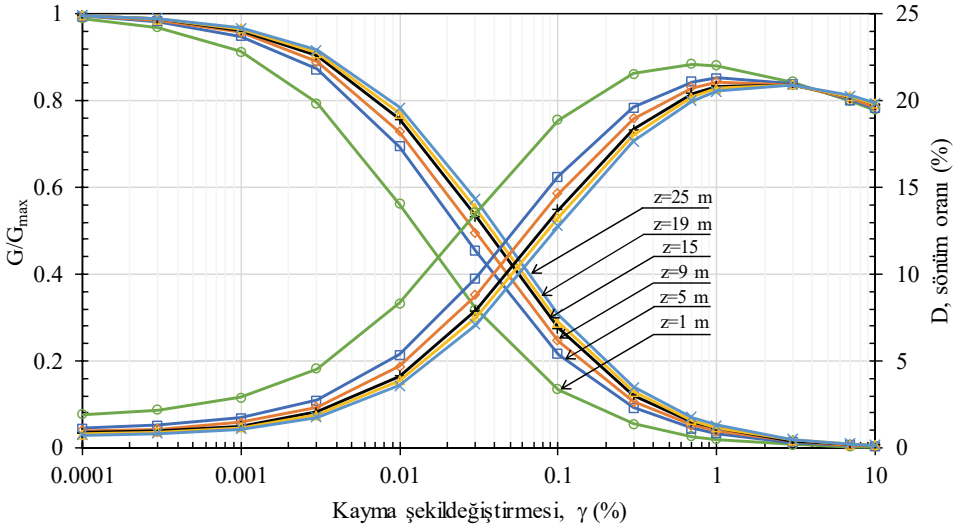
Zaman tanım alanında yapılan dinamik serbest saha analizlerinde her bir zemin tabakasının iletebileceği maksimum frekans, kayma dalgası hızına ve tabaka kalınlığına bağlıdır ($f_{maks}=V_s/4H$). Bu çalışmada görece düşük kayma dalgası hızı değerine sahip tabakalara ait

maksimum frekans değerini yüksek tutmak amacıyla ($f_{maks} > 20$ Hz) 30 m derinliğindeki zemin modeli toplam 16 alt tabakadan oluşturulmuştur. Hesap modelindeki parametreler Şekil 5'te verilen eğrilere uygun olacak şekilde belirlenmiştir ve Çizelge 3'te verilmiştir. Denklem 1 ile verilen bağıntı, monotonik yükler altındaki zemin davranışını ifade etmektedir. Çevrimsel yük altındaki davranış için ise yükleme-boşaltma davranışı tanımlanmalıdır. Çizelge 3'te verilen P_1 ve P_2 değerleri Deepsoil [11] programında kayma modülü azalımı ve sönüm oranı değişiminin tanımlandığı gerilme-şekildeğiştirme eğrilerine uyum sağlayan ve yükleme-boşaltma ilişkisini belirleyen model parametreleridir.

Basitleştirilmiş yöntem ile yapılan analize göre zemin profilinde sıvılaşma potansiyeli taşıyan tabakalar mevcuttur. Bu sebeple zaman tanım alanında yapılan doğrusal olmayan dinamik analizde artık boşluk suyu basıncı oluşumunu dikkate alabilen bir model kullanılmalıdır. Bu amaçla Deepsoil [11] programında bulunan Dobry-Matasovic modeli kullanılmıştır. Ancak sahadaki zeminin sıvılaşma davranışı laboratuvar deneyleri ile belirlenmediği için boşluk suyu basıncı modelinde programın belirli bir saha için önerdiği parametreler ile analizler gerçekleştirilmiştir. Boşluk suyu basıncı parametrelerinin serbest saha analizi sonuçlarına etkisi, hassasiyet analizine benzer bir yöntemle farklı parametreler denenerek incelenmiştir. Özellikle daha sonra etkileşim analizlerinde kullanılacak olan serbest saha yerdeğiştirmeleri açısından, programın önerdiği parametrelerin kullanımının kayda değer bir fark yaratmadığı gözlemlenmiştir.

Çizelge 3 - Sahaya Özgü Dinamik Zemin Davranış Analizi Model Parametreleri

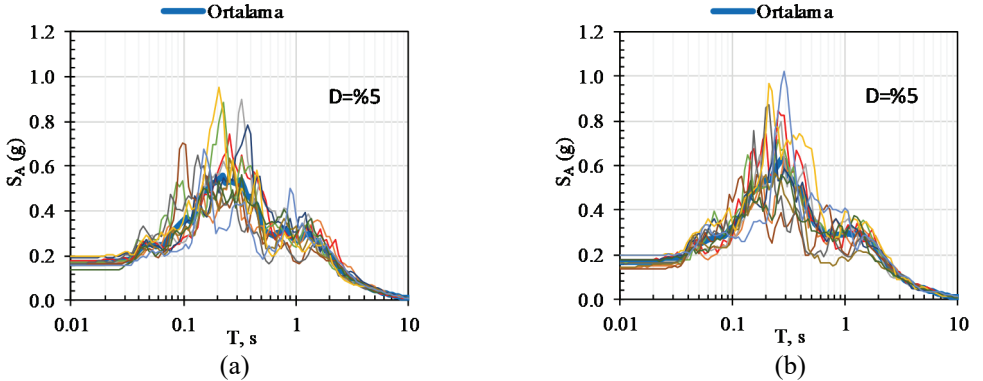
Zemin	h (m)	V_s (m/s)	D_{min}	γ_{ref}	β	s	P_1	P_2
Kum 1-1	1	105	1.78	0.0214	1.56	0.915	0.627	0.103
Kum 1-2	1	105	1.29	0.0330	1.635	0.915	0.629	0.104
Kum 1-3	2	157	1.05	0.0406	1.575	0.915	0.628	0.104
Çakıl 1-1	2	220	0.90	0.0462	1.5	0.915	0.628	0.104
Çakıl 1-2	2	220	0.82	0.0532	1.53	0.915	0.628	0.104
Kum 2-1	2	177	0.76	0.0600	1.575	0.915	0.628	0.104
Kum 2-2	2	177	0.72	0.0644	1.575	0.915	0.628	0.104
Kum 2-3	2	177	0.68	0.0640	1.485	0.915	0.628	0.104
Kum 2-4	2	177	0.65	0.0688	1.515	0.915	0.628	0.104
Kum 2-5	2	177	0.63	0.0742	1.56	0.915	0.628	0.104
Kum 2-6	2	177	0.61	0.0772	1.56	0.915	0.63	0.105
Kum 2-7	2	190	0.59	0.0774	1.515	0.915	0.63	0.105
Kum 2-8	2	190	0.58	0.0816	1.545	0.915	0.629	0.105
Kum 2-9	2	190	0.56	0.0858	1.575	0.915	0.629	0.105
Kum 2-10	2	190	0.55	0.0854	1.53	0.915	0.629	0.105
Kum 2-11	2	190	0.54	0.0866	1.515	0.915	0.629	0.105



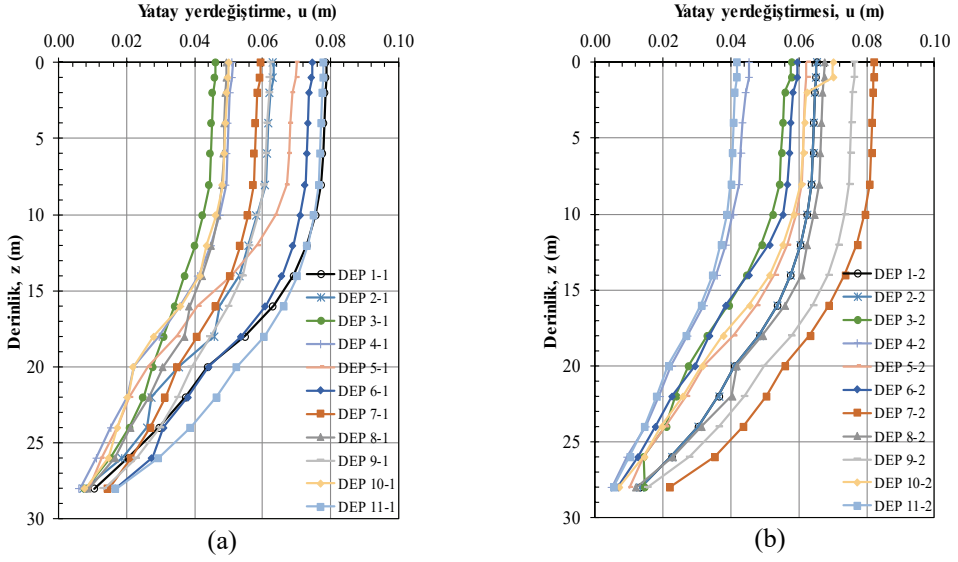
Şekil 5 - Analizlerde kullanılan normalize kayma modülü ve sönüm oranı ile kayma şekildeğiştirmesi ilişkisi (Darendeli [14])

4.3. Serbest Saha Analizi Sonuçları

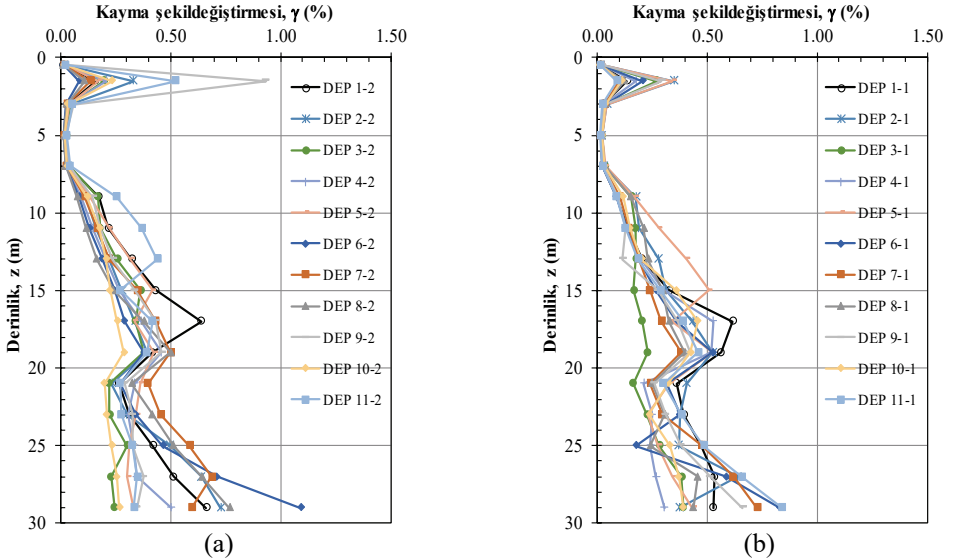
Serbest saha analizleri sonucunda temel taban seviyesinde elde edilen ivme kayıtlarının tepki spektrumları Şekil 6'da yer almaktadır. Ayrıca, daha sonra zemin-yapı etkileşimi analizlerinde değerlendirilmek üzere, elde edilen yatay yerdeğiştirmeler ve kayma şekildeğiştirmelerinin derinlikle değişimi, sırasıyla Şekil 7 ve Şekil 8'de verilmiştir.



Şekil 6 - Serbest saha analizleri sonucunda temel tabanı seviyesinde elde edilen ivme kayıtlarına ait tepki spektrumları (a) D-B doğrultusu (b) K-G doğrultusu



Şekil 7 - 11 adet deprem kaydı kullanılarak yapılan serbest saha analizlerinden elde edilen zeminin yatay yerdeğiştirmesinin derinlikle değişimi: (a) Kuzey-Güney doğrultusu (b) Doğu-Batı doğrultusu



Şekil 8 - 11 adet deprem kaydı kullanılarak yapılan serbest saha analizlerinden elde edilen kayma şekildeğiştirmesinin derinlikle değişimi: (a) Kuzey-Güney doğrultusu (b) Doğu-Batı doğrultusu

5. SIVILAŞMA KAYNAKLI DÜŞEY YERDEĞİŞTİRMELERİN BELİRLENMESİ

TBDY 2018, Kısım 16.6.9'a göre sivilaşma potansiyeli bulunan zemin tabakalarında sivilaşma sonrası yerdeğıştirmelerin üstyapı-altyapı davranışına etkisi belirlenmelidir. Bu çalışmada sivilaşma sonrasında, artık boşluk suyu basıncının sönümlenmesi ile oluşan düşey yerdeğıştirmelerin tahmini için Chiaradonna vd. [15] tarafından önerilen yaklaşım uygulanmıştır. Buna göre düşey yerdeğıştirme, artık boşluk suyu basıncının sönümlenmesi neticesinde artan düşey efektif gerilmenin ($\Delta u = \Delta \sigma'_z$), hacimsel sıkışma modülüne (E_{oed}) bölünmesi ile belirlenen düşey şekildeğıştirmenin tabaka kalınlığı (Δz) ile çarpılması sonucunda elde edilmektedir (Denklem 2).

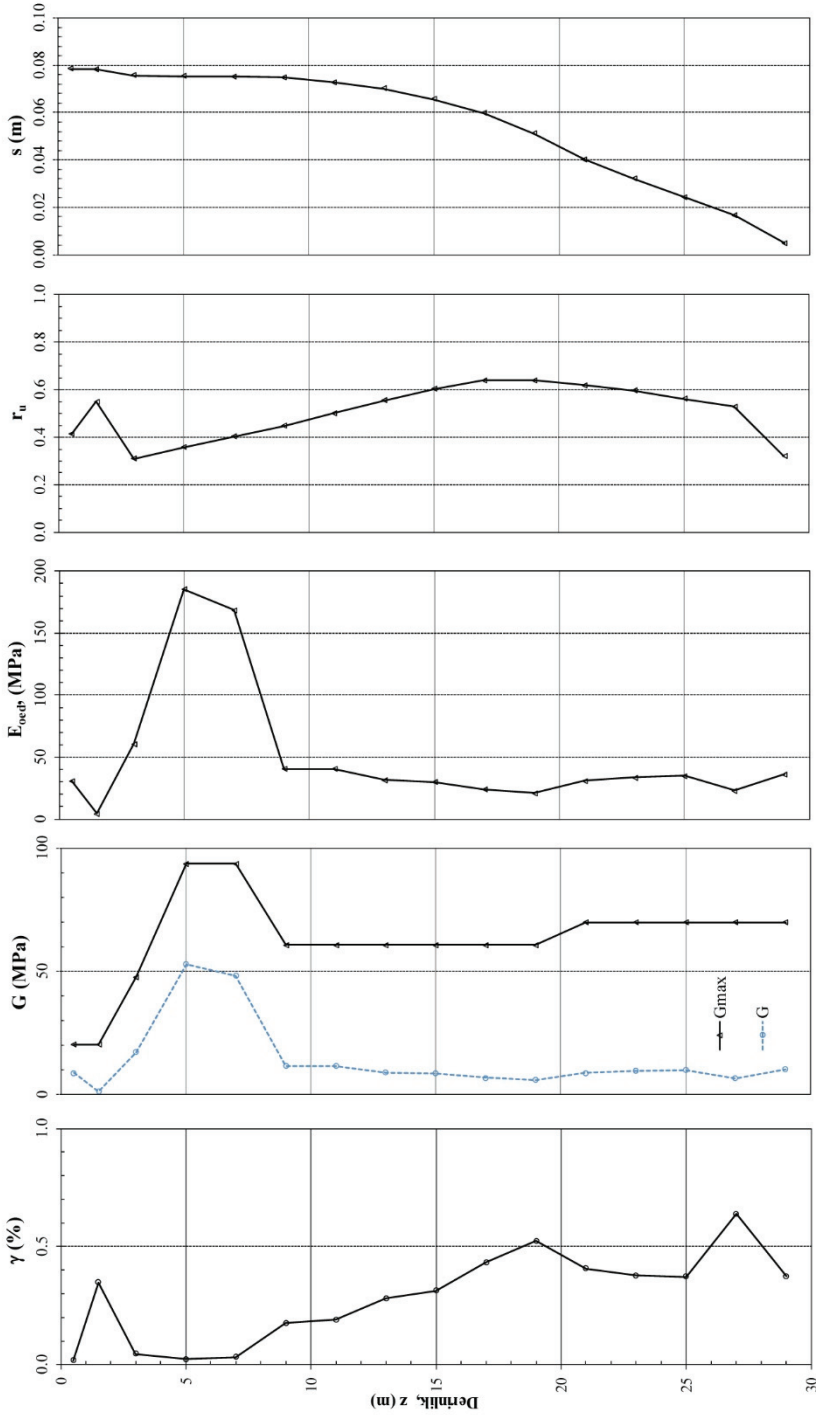
$$s = \sum_{i=1}^N \frac{\Delta \sigma'_{z,i}}{E_{oed,i}} \Delta z_i \quad (2)$$

Yukarıda verilen denklemde bulunan E_{oed} , kayma modülü (G) ve Poisson oranı (ν') kullanılarak Denklem 3 ile hesaplanmıştır.

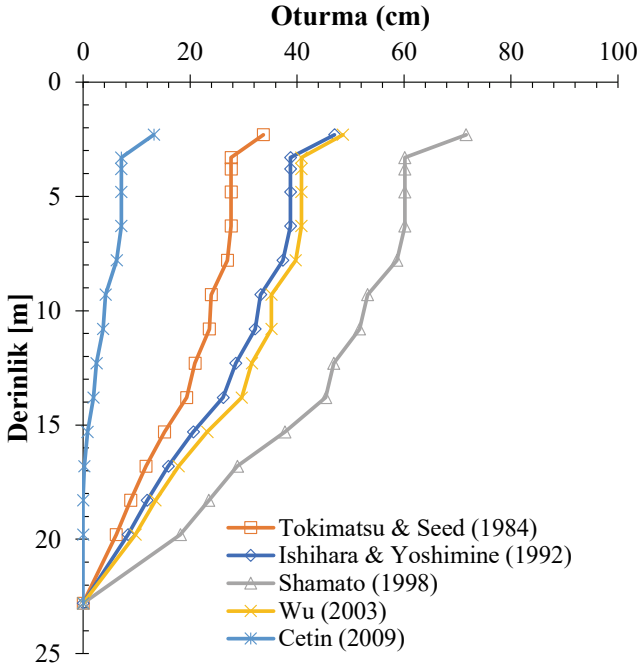
$$E_{oed} = \frac{2 G (1 - \nu')}{(1 - 2\nu')} \quad (3)$$

Kayma modülü sahaya özel zemin davranışı analizleri sonrasında her tabakada oluşan maksimum yatay şekildeğıştirmeye (γ) bağılı olarak Denklem 1 ile bulunurken, $\nu'=0.30$ kabul edilmiştir.

Serbest saha analizi sonuçlarına göre maksimum düşey yerdeğıştirme DEP 1-2 depreminde yaklaşık 7.8 cm olarak elde edilmiştir. Yapılan analizler sonucunda elde edilen kayma şekildeğıştirmesi, kayma modülü, hacimsel sıkışma modülü, artık boşluk suyu basıncı oranı ve düşey yerdeğıştirmelerin derinlikle değışimi Şekil 9'da verilmiştir. Ayrıca, Tokimatsu&Seed [16], Ishihara&Yoshimine [17], Shomato [18], Wu [19] ve Cetin vd. [20] yöntemleri kullanılarak toplam düşey yerdeğıştirmeler sırasıyla, 34 cm, 47 cm, 72 cm, 49 cm ve 13 cm olarak hesaplanmıştır. Yerdeğıştirmelerin derinlikle değışimi ise Şekil 10'da verilmiştir. Sonuç olarak, bulunan değerler birbirlerinden oldukça farklı olsa da, bütün yöntemlerde tahmin edilen yerdeğıştirmeler izin verilebilir sınırların üzerindedir (Eurocode 7'de [21] bu sınır 50 mm olarak belirtilmiş olup, TBDY 2018'de ise bu tür bir kriter verilmemiştir) ve bu zemin profilinin yüzeysel temel zemini olarak güvenli olmadığı kanaatine varılmıştır. Sahanın iyileştirilmesi veya derin temel sistemi ile yapı yüklerinin sivilaşma potansiyeli olmayan tabakalara aktarımı önerilmiştir ve kazıklı temel sistemi tasarımı uygulanmıştır.



Şekil 9 - DEP 1-2 depremi sonucunda elde edilen (a) kayma şekildeğiştirilmesi, (b) kayma modülü, (c) hacimsel sıkışma modülü, (d) aşırı boşluk suyu basıncı oranı, (e) zemin düşey yerdeğiştirilmesi



Şekil 10 - Sıvılaşma kaynaklı düşey yerdeğiştirmelerin derinlikle değişimi

6. KAZIKLI TEMELLERİN TASARIMI

6.1. Düşey Yükler Altında Tasarım

Derin temel sistemi seçeneği ile sıvılaşma potansiyeli yüksek olan sahada üstü yapı yükünün kazıklar vasıtasıyla kumtaşı tabakasına aktarılması hedeflenmiştir. Bu sebeple kazıklı temel sisteminde kazık boyu ön tasarımda $L=26.0$ m, kazık çapı ise $D=1.0$ m olarak seçilmiştir. Kazıklar arasındaki mesafe 4 m alınmıştır. Buna göre temel altında 25 adet (5x5) kazık tasarımı planlanmıştır.

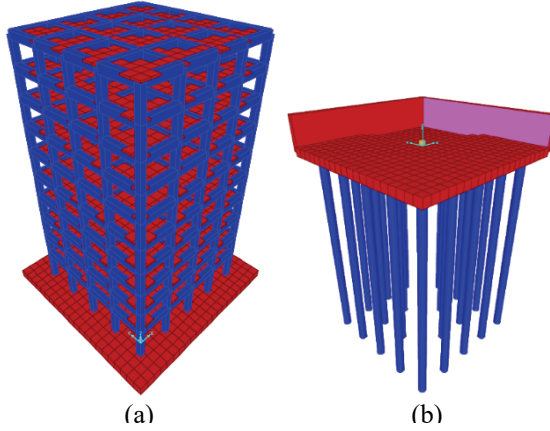
Kazıklı temel tasarımında statik ve deprem etkisini içeren yükleme durumları için bir kazığın düşey tasarım kuvveti, P_{IV} , düşey tasarım dayanımından, Q_{IV} , düşük olmalıdır. Tasarım dayanımı ise karakteristik dayanımın dayanım katsayılarına bölünmesi sonucu elde edilmektedir. Buna göre, düşey karakteristik dayanım, çevre sürtünmesi direnci ve uç direncinin toplanması sonucu literatürde kabul görmüş bağıntılara göre toplam 27370 kN olarak tahmin edilmiştir. Bir kazığa etkiyen statik düşey tasarım kuvveti, temelde oluşan maksimum gerilmenin (224 kPa), etkili gerilme alanıyla ($4 \text{ m} \times 4 \text{ m}=16 \text{ m}^2$) çarpılması sonucu 3584 kN bulunmuştur. Bu çalışmada statik yükler altında (1.4G+1.6Q yüklemesi) temel sisteminin kontrolü için güvenlik sayısı 3 olarak belirlendiği için kazıklı temel sistemi statik yükler ile yapılan hesaba göre güvenlidir.

6.2. Deprem Yükleri Altında Yapı-Kazık-Zemin Etkileşimi Analizleri

Kazıklı temel sisteminin deprem hesabı için Yönetmelikte iki farklı hesap yaklaşımı verilmiştir. Ortak Sistem yaklaşımında üstyapı (bina), bina temeli, kazıklar ve zeminin taşıyıcı sisteminden oluşan tüm kısımların bir arada modellenip analiz edildiği doğrusal olmayan davranışları göz önüne alınabilmektedir. Bu çalışmada takip edilen Altsistem yaklaşımında ise üstyapı-temel altsistemi ile temel-kazık-zemin altsisteminin ayrı ayrı modellenip birbirleri ile etkileşimi de dikkate alınarak analiz yapılmaktadır. Altsistem yaklaşımında yapı-kazık-zemin etkileşimi Kinematik etkileşim ve Eylemsizlik etkileşimi olmak üzere iki aşamada ele alınmaktadır. Bu aşamalar için kullanılacak hesap yöntemleri Yöntem I, Yöntem II ve Yöntem III olarak adlandırılmış olup bu yöntemlerin uygulama alanları Deprem Tasarım Sınıfı (DTS), Bina Yükseklik Sınıfı (BYS) ve Yerel Zemin Sınıfına bağlı olarak Yönetmelikte tanımlanmıştır (Tablo 16.5). Yönetmelikte sunulan Tablo 3.1 ve 3.2'ye göre Deprem Düzeyi DD-2 için, kısa periyot spektral ivme katsayısı $S_{DS} = 1.059 > 0.75$ ve bina kullanım sınıfı BKS=3 için DTS=1 olarak belirlenmiştir. Tablo 3.3'e göre, DTS=1, BYS=4 (bina yüksekliği yaklaşık 30 m) ve yerel zemin sınıfı ZF için Yöntem III'ün seçilmesi uygundur.

Bu çalışmada kazıklı temel sisteminin yapı-kazık-zemin etkileşimi analizleri SAP2000 [22] programında Yöntem III kullanılarak yapılmıştır. Kinematik etkileşim ve eylemsizlik etkileşimi olmak üzere başlıca iki aşamadan oluşan yöntemin hesap aşamaları şematik olarak Şekil 14'de gösterilmiştir. Kinematik etkileşim, üstyapının kütesinden bağımsız olarak serbest saha analizi sonucunda elde edilen zemin yerdeğiştirmelerinin kazıklarda oluşturacağı iç tesirleri ve temel tabanında elde edilen deprem kayıtlarını (etkin temel hareketi) kapsamaktadır. Eylemsizlik etkileşimi ise, üstyapı kütesinin ivmelenmesi ile oluşan kuvvetin temel sistemine aktarılması olarak özetlenebilir. Buna göre etkileşim analizlerinin ilk aşaması, Şekil 14'de Girdi-1 olarak adlandırılan ve daha önce tepki spektrumları (Şekil 4) verilen deprem kayıtlarının elde edilmesidir. Yine detayları bir önceki bölümde açıklanan serbest saha analizi sonucunda elde edilen çıktılar ise zemin profili boyunca belirli derinliklerde elde edilen zemin yerdeğiştirmeleri (Çıktı-1.1, Şekil 7) ile temel taban seviyesindeki ivme kayıtlarına ait spektrumların ortalamasıdır (Çıktı-1.2, Şekil 6). Çıktı 1.1 kinematik etkileşim analizlerinde, Çıktı 1.2 ise eylemsizlik etkileşimi analizlerinde girdi olarak kullanılmaktadır.

TBDY 2018'e göre kinematik ve eylemsizlik etkileşimi analizlerinde kazıklar doğrusal (linear) davranış gösteren çubuk elemanlar olarak modellenmelidir. Kazık kütleleri eylemsizlik etkileşiminde hesaba dahil edilirken, kinematik etkileşiminde dikkate alınmayacaktır. Zemin davranışı ise dolaylı olarak, kinematik etkileşim analizlerinde doğrusal olmayan kuvvet-yerdeğiştirme ilişkileri (p-y eğrileri) ile, eylemsizlik etkileşiminde ise p-y eğrilerinin başlangıç rijitliği kullanılarak temsil edilmektedir. Bina temeli ve bodrum perdeleri ise kabuk elemanlar olarak modellenmektedir. Bina temeli kinematik etkileşim analizlerinde sonsuz rijit ve kütesiz olarak modellenirken, eylemsizlik etkileşiminde kütleler göz önüne alınacaktır. Yöntem III'de kinematik etkileşim analizleri statik doğrusal olmayan (pushover), eylemsizlik etkileşimi analizleri ise statik doğrusal olarak yapılmalıdır. Yönetmeliğe uygun olarak SAP2000 [22] programında kurulan kazıklı temel ve üstyapı modeli Şekil 11'de verilirken, eylemsizlik ve kinematik etkileşim analizlerinin detayları Bölüm 6.2.1 ve 6.2.2'de açıklanmıştır.



Şekil 11 - SAP2000 [22] programında kurulan (a) yapı ve (b) kazıklı temel sistemi modeli

6.2.1. Kinematik Etkileşim Analizi

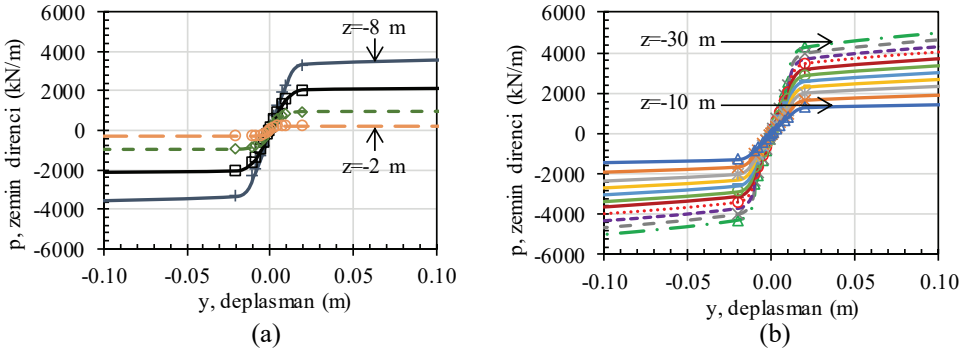
Yöntem III'e göre kinematik etkileşim analizleri, serbest sahada elde edilen zemin yerdeğiştirmelerinin kazıklarda oluşturacağı iç tesirleri ve temel tabanındaki ortalama spektrumun belirlenmesini kapsamaktadır. Bir ucundan kazık düğüm noktasına bağlı olan p-y yaylarının öteki ucuna zemin yerdeğiştirmeleri uygulanarak kazık-zemin etkileşimi analizleri yapılmaktadır. Her bir deprem kaydı için elde edilen zemin yerdeğiştirmelerinin (Çıktı-1.1 ve Girdi-2, bkz. Şekil 14) kazıklara uygulanması sonucunda bulunan iç tesirlerin ortalaması ise Çıktı-2 olarak adlandırılmıştır.

Kum zeminde bulunan kazıkların yatay kuvvet-yerdeğiştirme davranışını temsil eden p-y eğrileri için, başlangıçta Reese vd. [23] tarafından önerilen bağıntının daha sonra API [24] tarafından geliştirilmesiyle elde edilen hiperbolik denklem kullanılmıştır. Şekil 12'de iki metre aralıklarla sunulan bu p-y eğrileri, yükün uygulama yönüne göre ön sıradaki kazıklarda kullanılmıştır. Grafikte p-y eğrileri çakıllı kum ve orta sıkı kum tabakası için ayrı ayrı verilmiştir. Kazık gruplarında gölgeleme etkisini dikkate alabilmek için, TBDY 2018'de yükün uygulama yönüne göre ön sıra kazıkların arkasında kalan kazıklarda verilen 16C.1 denklemi ile kuvvet (p) eksenine uygulanacak olan azaltma katsayısı hesaplanmıştır. Ön sıra dışında kalan kazıklar için, şekilde sunulan p-y eğrilerinin kuvvet (p) eksenine bu katsayı ile azaltılarak kullanılmıştır.

Yönetmelikte sıvılaşan zeminlerde bulunan kazıklarda kullanılacak p-y eğrileri hakkında bir ibare bulunmamaktadır. Literatürde bu konu hakkında birçok çalışma bulunmasına rağmen zemin-kazık davranışı henüz tam olarak anlaşılammıştır. Ancak yaygın olarak kullanılan yöntem, sıvılaşma potansiyeli bulunan zeminlerde p-y eğrilerinin kuvvet (p) eksenine bir azaltma katsayısı (m) uygulanmasıdır. Bu katsayı için Brandenberg vd. [25] tarafından önerilen yaklaşım kullanılarak çakıllı kum tabakasında p eksenine 0.5 ile ($N_{60} > 24$ için $m=0.5$) ve orta sıkı kum tabakası için 0.2 ile ($N_{60} > 16$ için $m=0.2$) çarpılarak sıvılaşma durumunda zemin direncinde oluşacak kayıp dikkate alınmıştır.

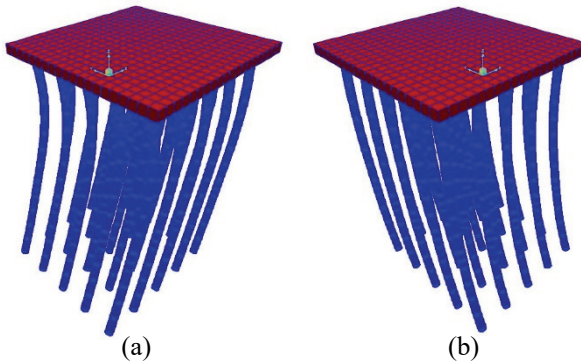
TBDY 2018, 16C.4.2.1'e göre, kazık düğüm noktalarında zeminin düşey sürtünme direncini

(t-z) ve uç direncini (Q-Z) temsil eden yayların kullanılması gerekmektedir. Ancak bu çalışmada kazıklar sıvılaştırılan zemin tabakalarından geçerek düşey yükü kazık ucunda kumtaşı tabakasına aktardığı için, hesap modelinde sıvılaştırılan zeminin düşey yönde kazık ile etkileşimini ihmal ederek t-z eğrileri hesaba katılmamış olup, kazık alt ucunda sınır koşulu olarak sabit mesnet kabul edilerek Q-Z yayları kullanılmamıştır. Ayrıca sıvılaştırılan zeminlerde t-z eğrileri için literatürde kabul görmüş bir yaklaşım bulunmaması sebebiyle düşey yöndeki kazık-zemin etkileşimi güvenli tarafta kalınarak ihmal edilmiştir.



Şekil 12 - Yapı-kazık-zemin etkileşimi analizlerinde kullanılan p-y eğrileri (a) Çakıllı kum tabakası (b) Orta sıkı kum tabakası

Kinematik etkileşim analizleri SAP2000 [22] programı kullanılarak yapılmıştır. Kazıklı temel sisteminde oluşan yerdeğiştirmelerin örnek bir gösterimi DEP 1-1 ve DEP 1-2 yüklemeleri için Şekil 13’de verilmiştir. Analizler sonucunda her bir deprem için kazık boyunca bir yönde elde edilen en büyük moment, kesme kuvveti ve yatay yer değiştirmelerin ortalamaları kinematik etkileşim çıktıları (iç tesirler) olarak belirlenmiştir. Analizlerden elde edilen iç tesirler Bölüm 6.2.3’te sunulmuştur.

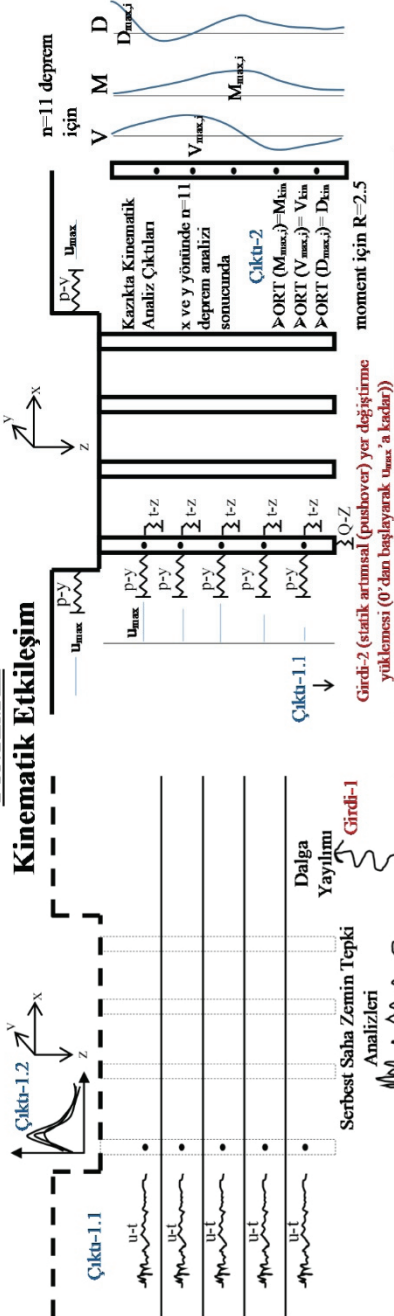


Şekil 13 - Kinematik analiz sonucunda kazıklı temel sisteminde meydana gelen yatay yer değiştirmeler

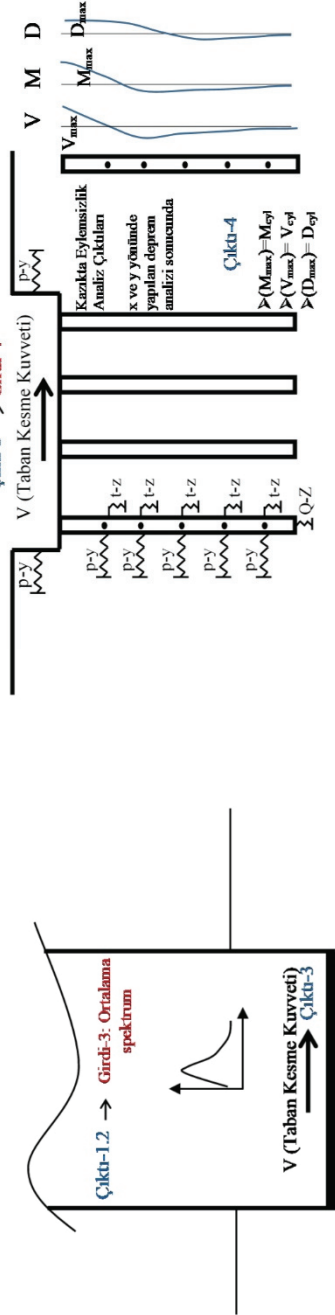
(a) DEP 1-1 yüklemesi (b) DEP 1-2 yüklemesi

YÖNTEM III

Kinematik Etkileşim



Eylemsizlik Etkileşimi



Bodrumlu yapılarda bodrum perdeleri için uygulanan R ve D katsayıları uygulanan eylemsizlik etkileşim kuvvetleri azaltılacaktır. Bodrumsuz yapılarda ise üst yapı için kullanılan R ve D katsayıları uygulanan eylemsizlik etkileşim kuvvetleri azaltılacaktır.

Şekil 14 - TBDY 2018'de verilen Yöntem III'ün hesap aşamalarının şematik gösterimi

6.2.2. Eylemsizlik Etkileşimi Analizi

Eylemsizlik etkileşimi, üstyapı kütlelerinin ivmelenmesi ile oluşan kuvvetin temel sistemine aktarılması olarak özetlenebilir. Yöntem III'e göre eylemsizlik etkileşiminin kazıklar üzerindeki etkisinin dikkate alınabilmesi için binanın tümüne etkiyen toplam eşdeğer deprem yükü (taban kesme kuvveti), kazıklı temel modeline uygulanmalıdır. Eylemsizlik etkileşimi analizlerinde kinematik etkileşim modelinden farklı olarak p-y eğrilerinin başlangıç rijitliği kullanıldığı için yükleme statik doğrusal analiz olarak yapılmalıdır. Taban kesme kuvvetini belirlemek için ise serbest saha analizleri sonucunda temel seviyesinde elde edilen ortalama spektrumlar (Şekil 6) değerlendirilmiştir (Girdi-3, bkz. Şekil 14). SAP2000 [22] programında kurulan üstyapı modelinde yapılan modal analiz sonucunda birinci mod periyodu yaklaşık 0.70 saniye olarak bulunmuştur ve taban kesme kuvveti bu periyoda karşılık gelen spektral ivme değerinin toplam yapı kütleleriyle çarpılması sonucu, $E_x=9381$ kN, $E_y=9669$ kN olarak elde edilmiştir (Çıktı-3). Taban kesme kuvveti kazıklı temel modeline uygulanarak (Girdi-4) eylemsizlik analizi sonucunda en kritik kazıkta oluşan en büyük moment, kesme kuvveti ve yatay yerdeğiştirme değerleri belirlenmiştir (Çizelge 5). Bu çalışmada eylemsizlik etkileşim analizinden elde edilen kazık yatay yer değiştirmeleri kinematik analiz etkileşim sonucunda bulunan değerlere göre daha düşüktür.

6.2.3. Kinematik Etkileşim ve Eylemsizlik Etkileşim Etkilerinin Birleştirilmesi

Yapı-kazık-zemin etkileşimi analizleri sonucunda, kinematik ve eylemsizlik etkileşimi analizlerinden ayrı ayrı bulunan iç tesirler TBDY 2018, 16C.5 uyarınca birleştirilmelidir. Burada tasarıma esas iç tesirler, göz önüne alınan deprem doğrultusunda yapılan analiz sonucu elde edilen iç tesirler ile diğer yönde yapılan analiz sonucunda belirlenen iç tesirlerin %30'unun toplanması sonucu (TBDY, 4.4.2) belirlenmelidir (Şekil 15). Kinematik ve eylemsizlik etkileşimi analizlerinde kazıklar doğrusal davranış gösteren çubuklar olarak ele alındığı için, kinematik etkileşim analizi sonucu bulunan eğilme momentleri davranış katsayısı $R=2.5$ ile, eylemsizlik etkileşimi analizi sonucu bulunan iç tesirler ise bodrumlar için uygulanan davranış katsayısı olan $R=1.5$ ile azaltılmıştır. Sonuçta, etkileşim analizlerinden elde edilen azaltılmamış ve tasarıma esas olacak azaltılmış iç tesirler ayrı ayrı Çizelge 5'de sunulmuştur.

Kazıkta Toplam Çıktılar	Göz önüne alınan doğrultu -x yönünde	Göz önüne alınan doğrultu -y yönünde
x ve y yönünde		
• $M_x = M_{x,kinematik} + M_{x,eylemsizlik}$	• $M_T = M_x + 0.3M_y$	• $M_T = M_y + 0.3M_x$
• $V_x = V_{x,kinematik} + V_{x,eylemsizlik}$	• $V_T = V_x + 0.3V_y$	• $V_T = V_y + 0.3V_x$
• $D_x = D_{x,kinematik} + D_{x,eylemsizlik}$	• $D_T = D_x + 0.3D_y$	• $D_T = D_y + 0.3D_x$
• $M_y = M_{y,kinematik} + M_{y,eylemsizlik}$		
• $V_y = V_{y,kinematik} + V_{y,eylemsizlik}$		
• $D_y = D_{y,kinematik} + D_{y,eylemsizlik}$		

Şekil 15 - Kinematik etkileşim ve eylemsizlik etkileşim etkilerinin birleştirilmesi

Bu sonuçlara göre, kinematik etkileşim tesirlerinin eylemsizlik etkileşim tesirlerinden daha yüksek çıktığı görülmektedir. Bunun sebebi olarak, kinematik etkileşimde zeminin doğrusal olmayan davranış ile eylemsizlik etkileşiminde ise zeminin başlangıç rijitliklerini kullanarak doğrusal davranışla modellenmesi ve iç tesirlerin davranış katsayıları ile azaltılmış olması düşünülebilir. Analiz sonuçlarına göre en büyük tesirler X yönündeki deprem hareketi altında $M_T=1966$ kN.m, $V_T=2090$ kN ve yatay yer değiştirme, $D=39$ mm olarak elde edilmiştir. Kazık tasarımı bulunan bu en büyük tesirleri güvenli karşılayacak şekilde gerçekleştirilmelidir.

Çizelge 5 - Yapı-zemin etkileşimi analizleri sonucunda en kritik kazıkta oluşan maksimum eğilme momenti (M), kesme kuvveti (V) ve yerdeğiştirme (D) değerleri

Analiz	Yükleme Yönü	Doğrusal Analiz (Azaltılmamış Sonuçlar)			Davranış Katsayılarıyla (Azaltılmış Sonuçlar)		
		M (kN.m)	V (kN)	D (mm)	M (kN.m)	V (kN)	D (mm)
Kinematik Etkileşim	(X)	3446	1737	29.7	1378	1737	29.7
	(Y)	1609	664	25.5	643	664	25.5
Eylemsizlik Etkileşim	(X)	451	176	1.6	301	117	1.1
	(Y)	472	183	1.6	315	122	1.1
Toplam	(X)	3897	1913	31	1679	1854	30.8
	(Y)	2081	847	27	958	786	26.6
Birleştirilmiş Toplam	(X)	4521	2167	39	1966	2090	39
	(Y)	3250	1421	36	1461	1342	36

7. SONUÇLAR

Bu çalışmada 1 Ocak 2019 tarihinde yürürlüğe girmiş olan TBDY-2018'e göre yapılan geoteknik tasarım bağlamında arazi zemin modelinin oluşturulması, sıvılaşma analizi ve yapı-zemin etkileşimi analizleri Bursa İli, Mudanya İlçesi'nde planlanan bir konut yapı inşaatı vakası kapsamında değerlendirilmiş olup tasarım detayları sunulmuştur. Zemin profilinde çakıllı kum ve orta sıkı kum tabakalarının bulunduğu bir sahada toplam 10 katlı bir bina yapımı planlanmıştır. Yerel zemin sınıfı ZD olan sahada sıvılaşma potansiyeli yeni yönetmeliğe göre incelenmiştir. Yapı temelini oturacağı seviyeden itibaren yaklaşık 5-23 m derinlikleri arasında bulunan orta sıkı kum ve az siltli kum tabakalarında sıvılaşmaya karşı güvenlik sayıları 1.10'un altında elde edilmiştir. Bu nedenle, zemin sınıfı ZF olarak ele alınıp zaman tanım alanında doğrusal olmayan sahaya özel zemin davranış analizleri, hedef spektrumuna ölçeklendirilmiş 11 adet yer hareketi ivme-zaman kaydı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Sahaya özgü analizler sonucunda tespit edilen sıvılaşmaya bağlı zemin yerdeğiştirmelerinin üstyapı için izin verilen sınır değerlerin üzerinde olması sebebiyle derin (kazıklı) temel sistemine karar verilmiştir. Kazıklı temel in ön boyutlandırılması yapıldıktan sonra üst yapıdan gelen statik ve dinamik yükler altındaki düşey kapasitesi ve yatay deprem

yükler altındaki davranışı incelenmiştir. Yönetmelikte kazıklı temel sistemi analizi için bina yüksekliğine ve bölgenin depremselliğine bağlı olarak uygulanabilecek üç yöntem önerilmiştir. Bu vakada, yapı-kazık-zemin etkileşimi analizleri kinematik etkileşim ve eylemsizlik etkileşim olmak üzere iki alt bileşene ayrılarak ve yeni yönetmelikte Yöntem III olarak adlandırılan yaklaşıma göre yapılmıştır. Kinematik etkileşim analizlerinde kazık boyunca belirli seviyelerdeki düğüm noktalarına yerdeğiştirme yüklemesi yapılmıştır. Yapı-kazık-zemin etkileşimi analizleri için seçilen 11 adet deprem kaydı kullanılarak sahaya özel zemin davranış analizleri DeepSoil v.7 [11] programı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Düğüm noktalarındaki yerdeğiştirmeler ise zemin davranış analizleri sonuçlarından elde edilmiştir. Zeminin uygulanan yatay yerdeğiştirme yüklemesine karşı direnci ise yine yönetmelikte önerilen doğrusal olmayan p-y yayları ile dikkate alınmıştır. Eylemsizlik etkileşiminde ise zemin davranış analizleri ile temel altı seviyesinde elde edilen spektrumlar kullanılmıştır. Son olarak eylemsizlik etkileşimi ve kinematik etkileşim analizlerinden elde edilen kesit tesirleri birleştirilerek kazıklı temel sisteminde oluşacak en büyük tesirler belirlenmiştir. Bu aşamada, elde edilen sonuçların yönetmelikte etkileşim analizleri için önerilen en sade yöntemin (Yöntem III) kabulleriyle doğrudan ilişkili olduğu belirtilmelidir. Aynı sistemin daha detaylı olduğu bilinen diğer yöntemler ile çözümlenerek analiz sonuçlarının başka bir çalışma kapsamında karşılaştırılması gerekmektedir.

TBDY-2018, kendisinden önceki yönetmeliklere göre önemli yenilikler getirmektedir. Ancak, bu çalışmaya konu olan vaka analizi bağlamında yapılan hesaplamalar esnasında Yönetmeliğin bazı noktalarda geliştirilmesi gerektiği düşünülmektedir. Binaların deprem etkisi altında tasarımında esas alınacak deprem yer hareketlerine ilişkin verilerin 22/01/2018 tarih ve 2018/11275 sayılı Bakanlar Kurulu kararı ile yürürlüğe giren Türkiye Deprem Tehlike Haritaları ile tanımlanmış olması getirilen yeniliklerin başlıcasıdır. Bu şekilde belirli bir saha için deprem yer hareketi spektrumunun elde edilmesi oldukça kolaylaşmış olsa da, bu sahadaki deprem tehlikesini oluşturan farklı deprem kaynaklarının bu deprem tehlikesi içindeki ağırlıklarını ortaya koyan ayrıştırma analizi (deaggregation) sonuçlarına ulaşamamaktadır. Halbuki, binaların deprem hesabında kullanılacak deprem kayıtlarının seçiminde ve sıvılaşma esnasında kullanılan temel verilerden birisi olan deprem büyüklüğünün belirlenmesi için ayrıştırma analizi sonuçlarına ihtiyaç vardır.

Sahaya özgü analiz yapılması durumunda gereken 11 adet deprem kaydı takımının elde edilmesi aşaması ise bir başka sorunlu noktadır. Deprem kayıtlarının tasarıma esas deprem yer hareketi düzeyi ile uyumlu olacak şekilde ve deprem büyüklüğü, fay uzaklığı, kaynak mekanizmaları ve yerel zemin koşulları dikkate alınarak bulunması veya yeterli sayı veya nitelikte deprem kaydının elde edilememesi halinde zaman tanım alanında benzeştirilmiş (sentetik) deprem kayıtları kullanılması gerekmektedir. Bu şekilde belirlenen kayıtların spektrumlarının ortalamaları, tüm periyotlar için tasarım spektrumu ordinatlarından daha küçük olmayacak şekilde ölçeklendirilmelidir. Bu bağlamda uygulamada zorluklarla karşılaşılması muhtemeldir. Herhangi bir noktadaki deprem kaydını belirleyen değişkenlerin çokluğu ve karmaşıklığı düşünüldüğünde, en az 11 adet deprem kaydının bir tasarım zarfına ölçeklenme süreci oldukça sıkıntılı olmaktadır. Ülkemizde ve dünya üzerindeki kuvvetli yer hareketi kayıtlarının sayısı arttıkça bu zorluk azalacaktır. Bunların yanı sıra temel zemininde oluşan oturmalar için Yönetmelikte sınır değerlerinin belirtilmemiş olması ve yapı-kazık-zemin etkileşimi bağlamında kinematik ve eylemsizlik yaklaşımlarında farklı davranış kabullerinin söz konusu olması bu çalışmada dile getirilen ve tartışılan diğer sorunlardır.

Semboller

B	Temel genişliği
BYS	Bina yükseklik sınıfı
C_M	Deprem büyüklüğü düzeltme katsayısı
CPT	Koni penetrasyon deneyi
$CRR_{M7.5}$	Çevrimsel dayanım oranı
c_u	Drenajsız kayma dayanımı
$(c_u)_{30}$	Temel tabanından itibaren 30 metre derinliğe kadarki ortalama drenajsız kayma dayanımı
D	Kazık çapı, kazık iç tesiri (yerdeğiştirme) ve sönüm oranı
DD	Deprem düzeyi
DTS	Deprem tasarım sınıfı
E	Deformasyon modülü
E_{oed}	Hacimsel sıkışma modülü
E_t	Tasarım etkileri
F_S	Kısa periyot bölgesi için yerel zemin etki katsayısı
F_1	1.0 saniye periyot için yerel zemin etki katsayısı
f_{maks}	Maksimum frekans
G	Sabit yük
G_{maks}	Maksimum kayma modülü
H	Zemin tabakası kalınlığı
KAFZ	Kuzey Anadolu fay zone
K_σ	Efektif gerilme düzeltmesi
L	Kazık boyu
M	Eğilme momenti
M_w	Moment büyüklüğü
m	Zemin direnci azaltma katsayısı
N_{60}	Düzeltilmiş SPT değeri
$(N_{60})_{30}$	Temel tabanından itibaren 30 metre derinliğe kadarki ortalama standart penetrasyon darbe sayısı
$N_{1,60f}$	İnce dane içeriğine göre düzeltilmiş SPT vuruş sayısı

P_{tv}	Temel tabanına etkileyen tasarım düşey basınç kuvveti, kazığa etkileyen düşey tasarım kuvveti
P_1 ve P_2	Model parametreleri
p	Yatay zemin direnci
Q	Hareketli yük
Q_{ks}	Kazık karakteristik çevre sürtünmesi direnci
Q_{ku}	Kazık karakteristik uç direnci
Q_{ktv}	Kazık karakteristik toplam taşıma gücü
Q_s	Kazık çevre sürtünmesi direnci
Q_{tv}	Kazığın düşey tasarım dayanımı
Q_u	Kazık uç direnci
q_k	Temel taşıma gücü karakteristik dayanımı
q_o	Temel seviyesinde etkileyen düşey yük, kesme ve moment etkilerinin oluşturduğu temel taban basıncı
q_t	Temel taşıma gücü tasarım dayanımı
r_u	Boşluk suyu basıncı oranı
R	Davranış katsayısı
R_k	Karakteristik dayanım
R_{rup}	Faya olan uzaklık
R_t	Tasarım dayanımı
R_{pt}	Tasarım pasif direnci
R_{th}	Tasarım sürtünme direnci
s	Model parametresi
SPT	Standart penetrasyon deneyi
S_{DS}	Kısa periyot tasarım spektral ivme katsayısı
S_{D1}	1.0 saniye periyot için tasarım spektral ivme katsayısı
S_s	Kısa periyot harita spektral ivme katsayısı
S_1	1.0 saniye periyot için harita spektral ivme katsayısı
T	Periyot
V	Taban kesme kuvveti
V_s	Kayma dalgası hızı

$V_{s,30}$	Temel tabanından itibaren 30 metre derinliğe kadarki ortalama kayma dalgası hızı
V_{th}	Temel tabanında etkiyen tasarım yatay kuvveti
y	Yatay yerdeğiştirme
β	Model parametresi
ϕ'	Zeminin efektif kayma direnci açısı
γ	Kayma şekildeğiştirilmesi ve birim hacim ağırlık
γ_r	Referans şekildeğiştirme değeri
σ'_v	Düşey efektif gerilme
γ_R	Dayanım katsayısı
γ_{Rh}	Sürtünme direnci dayanım katsayısı
γ_{Rk}	Kaymaya karşı tasarım güvenlik katsayısı
γ_{Rp}	Pasif direnç dayanım katsayısı
γ_{Rsb}	Kazık çevre sürtünme direnci (basınç) dayanım katsayısı
γ_{Rv}	Temel taşıma gücü dayanım katsayısı
γ_{Ru}	Kazık uç direnci dayanım katsayısı
ρ	Yoğunluk
τ	Kayma gerilmesi
τ_R	Sıvılaşma direnci

Teşekkür

Bu çalışma 119M624 kod nolu TÜBİTAK 1001 Bilimsel Araştırma Projesi kapsamında desteklenmiştir.

Kaynaklar

- [1] TBDY, Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği, AFAD, Türkiye, 2018.
- [2] Hatanaka, M., & Uchida, A., Empirical Correlation between Penetration Resistance and Internal Friction Angle of Sandy Soils. Soils and Foundations, Vol. 36, No.4, pp. 1-10, 1996.
- [3] Kulhawy, F.H., & Mayne, P.W., Manual on Estimating Soil Properties for Foundation Design. Electric Power Research Institute, Palo Alto, California, 1990.

- [4] Wair, B.R., DeJong, J.T. & Shantz, T., Guidelines For Estimation Of Shear Wave Velocity Profiles. Pacific Earthquake Engineering Research (PEER) Center. PEER Report 2012/08, 2012.
- [5] Youd, T. L., & Idriss, I. M., Liquefaction resistance of soils: summary report from the 1996 NCEER and 1998 NCEER/NSF workshops on evaluation of liquefaction resistance of soils. Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering, 127(4), 297-313, 2001.
- [6] ASCE/SEI 7-10. Minimum design loads for buildings and other structures. 2010.
- [7] NEHRP, Research Paper 12, Evaluation of geologic hazards and determination of seismic lateral earth pressures. Recommended Seismic Provisions, 2009.
- [8] Akkar, S., Azak Eroğlu, T., Çan, T., Çeken, U., Demircioğlu M.B., Duman, T., Ergintav, S., Kadirioglu, F.T., Kalafat, D., Kale, Ö., Kartal R.F., Kılıç, T., Özalp, S., Şeşetyan, K., Tekin, S., Yakıt, A., Yılmaz, M.T., Zülfiyar, Ö., Türkiye Sismik Tehlike Haritasının Güncellenmesi. AFAD, Proje No: UDAP-Ç-13-06, 2014.
- [9] Pacific Earthquake Engineering Research (PEER) Center, PEER Strong Motion Database, <http://peer.berkeley.edu/smcat/>, 2006.
- [10] Ordonez, G.A., RSPMATCH. A computer program for GeoMotions. <http://www.geomotions.com>, 2005.
- [11] Hashash, Y.M.A., Musgrove, M.I., Harmon, J.A., Ilhan, O., Groholski, D.R., Phillips, C.A., and Park, D., DEEPSOIL 7.0, User Manual. 2017.
- [12] Kondner, R. L. and Zelasko, J. S., A hyperbolic stress-strain formulation of sands. Proceedings of the 2nd Pan American Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Sao Paulo, Brasil, 289-324, 1963.
- [13] Matasovic, N, and Vucetic, M., Cyclic Characterization of Liquefiable Sands. ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, Vol. 119, No. 11, pp 1805-1822, 1993.
- [14] Darendeli, M.B., Development of a new family of normalized modulus reduction and material damping curves. Ph.D. Dissertation, The University of Texas at Austin, 2001.
- [15] Chiaradonna, A., Bilotta, E., d'Onofrio, A., Flora, A. & Silvestri, F., A Simplified Procedure for Evaluating Post-Seismic Settlements in Liquefiable Soils. Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics V, Austin, Texas, 2018
- [16] Tokimatsu, K., & Seed, H. B., Simplified procedures of the evaluation of settlements in clean sands. Rep. No. UCB/GT-84/16, University of California, USA, 1984.
- [17] Ishihara, K., & Yoshimine, M., Evaluation of settlements in sand deposits following liquefaction during earthquakes. Soils and foundations, 32(1), 173-188, 1992.
- [18] Shamoto, Y., Zhang, J. M., & Tokimatsu, K., New charts for predicting large residual post-liquefaction ground deformation. Soil dynamics and earthquake engineering, 17(7-8), 427-438, 1998.

- [19] Wu, J., Seed, R. B., and Pestana, J. M., Liquefaction triggering and post liquefaction deformations of Monterey 0/30 sand under unidirectional cyclic simple shear loading. Geotechnical Engineering Research Rep. No. UCB/GE-2003/01, University of California, USA, 2003.
- [20] Cetin, K. O., Bilge, H. T., Wu, J., Kammerer, A. M., & Seed, R. B., Probabilistic model for the assessment of cyclically induced reconsolidation (volumetric) settlements. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 135(3), 387-398, 2009.
- [21] Eurocode 7: Part 1, General Rules (together with United Kingdom National Application Document). London: British Standards Institution, 1995.
- [22] CSI. SAP2000, V18. Integrated Software for Structural Analysis and Design. Berkeley, CA, USA: Computer and Structures Inc.(CSI), 2018.
- [23] Reese, L. C., Cox, W. R., and Koop, F. D., Analysis of laterally loaded piles in sand. Proc. 6th Offshore Technology Conference, Paper 2080, Houston, Texas, pp. 473-483, 1974.
- [24] American Petroleum Institute (API), Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms—working stress design. API Recommended Practice 2A(RP-2A WSD), 20th edn, 193 pp, 1993.
- [25] Brandenburg, S.J., Boulanger, R.W., Kutter, B.L., Chang, D., Behavior of pile foundations in laterally spreading ground during centrifuge tests. *J. Geotech. Geoenviron. Eng.* 131(11):1378–1391, 2005.

TMMOB İNŞAAT MÜHENDİSLERİ ODASI

TEKNİK DERGİ YAZIM KURALLARI

1. Yazı tümüyle (metin, çizelgeler, denklemler, çizimler) bilgisayarda düzenlenmeli ve baskıya hazır biçimde teslim edilmelidir. Yazı, A4 (210 x 297 mm) boyutlu kağıda, Word ortamında, 10 punto (ana başlık 15 punto) Times New Roman font kullanılarak, bir aralıkla yazılmalı, kağıdın sol ve sağ yanında 40 mm, üst ve alt yanlarında 52.5 mm boşluk bırakılmalıdır.
2. Çizimler ve çizelgelerle birlikte, makaleler 25 sayfadan, teknik notlar 10 sayfadan daha uzun olmamalıdır.
3. Yazı, DergiPark sistemi üzerinden gönderilmelidir. (<http://dergipark.gov.tr/tekderg>)
4. Metin yalnız bir dil ve anlatımla yazılmalı, Türkçe yazım kurallarına uygun olmalı, üçüncü tekil şahıs ve edilgen fiiller kullanılmalı, devrik cümleler içermemelidir.
5. Başlık kısa (en çok 10 kelime) ve açık olmalı, içeriği yansıtabilmelidir.
6. Bölümler (i) öz ve anahtar kelimeler, (ii) diğer dilde başlık, öz ve anahtar kelimeler, (iii) ana metin, (iv) semboller, (v) teşekkür (gerekliyse) ve (vi) kaynaklar sırası içinde düzenlenmelidir.
7. İki dildeki öz çalışmanın amacını, kapsamını, yöntemini ve ulaşılan sonuçları kısaca tanımlamalı ve 100 kelimeyi aşmamalıdır. Gerekli görüldüğünde, öz(ler) yazara sorulmadan yeniden yazılabilir. En az üç tane anahtar kelime verilmelidir. İki dildeki başlık ve öz ve anahtar kelimeler birinci sayfaya sığdırılmalı, birinci sayfanın altında on satır boş bırakılmalı ve ana metin ikinci sayfadan başlatılmalıdır.
8. Bölüm ve alt bölüm başlıkları numaralanmalıdır (TS1212).
9. Semboller uluslararası kullanıma uygun seçilmeli; her bir sembol ilk kullanıldığı yerde tanımlanmalı, ayrıca metnin sonunda (Kaynaklardan önce) tüm semboller alfabetik sıra ile (önce Latin, sonra Yunan alfabesi) listelenmelidir.
10. Denklemler numaralanmalı ve bu numaralar satır sonunda parantez içinde gösterilmelidir.
11. Çizelgeler, çizimler ve fotoğraflar metin içine yerleştirilmeli, herbirine numara ve başlık verilmeli ve başlıklar çizim ve fotoğrafların altına, çizelgelerin üstüne yazılmalıdır.
12. Yazılarda yalnızca SI birimleri kullanılmalıdır.
13. Etik kuralları gereğince, alıntılar tırnak içinde verilmeli ve bir referans numarası ile kaynak belirtilmelidir.
14. Teşekkür olabildiğince kısa olmalı, çalışmaya katkısı ve desteği bulunan kişi ve kuruluşlar belirtilmelidir.
15. Kaynaklar metinde köşeli parantez içinde numaralanmalı ve kaynaklar listesinde metin içinde veriliş sırasına uygun biçimde belirtilmelidir. Kaynaklarda şu bilgiler verilmelidir:
Kaynak makale ise: Yazarın soyadı, adının baş harfi, diğer yazarlar, makalenin tam başlığı, derginin adı, cilt, sayı, başlama ve bitiş sayfaları, yıl.
Örnek : Naghdi, P. M., Kalnins, A., On Vibrations of Elastic Spherical Shells. J. Appl. Mech., 29, 65-72, 1962.
Kaynak kitap ise: Yazarın soyadı, adının baş harfi, diğer yazarlar, kitabın adı, cilt numarası, varsa editörü, yayınlandığı yer, yayınlandığı yıl.
Örnek : Kraus, H., Thin Elastic Shells, New York. Wiley, 1967.
Kaynak bildiri ise: Yazarın soyadı, adının baş harfi, diğer yazarlar, bildirinin adı, konferansın adı, yapıldığı yer, yıl.
Kaynak tez ise: Yazarın soyadı, adının baş harfi, tezin adı, derecesi, sunulduğu üniversite, yıl.
Kaynak rapor ise: Yazarın soyadı, adının baş harfi, diğer yazarlar, raporun adı, türü, numarası, kuruluşun adı, yayınlandığı yer, yıl.
16. Teknik Dergi’de yayımlanmış bir yazı ile ilgili tartışma yazıları, en fazla iki sayfa olmalı, değinilen noktaları somut ve kısa biçimde ifade etmeli, yazarı değil içeriği eleştirmeli ve nezaket kurallarına uygun bir dille yazılmalıdır. Yazar yanıtları da yukarıda belirtilen ilkelere uygun olmalıdır.
17. Aynı bir sayfada düzenlenmiş bir bilgi notu yazı ile birlikte gönderilmelidir. Bilgi notunda, (i) yazar adları, iş ve ev adresleri ile telefon numaraları, (ii) yazarların kısa birer özgeçmişleri ve (iii) tüm yazarlarca imzalanmış olan “Bu yazının tümüyle özgün bir çalışmanın ürünü olduğunu ve daha önce, bu veya buna benzer bir biçimiyle, hiçbir yerde yayımlanmadığını, dürüstlük içinde bildiririm.” notu bulunmalıdır.
18. Sorumlu yazar tarafından imzalanmış telif hakkı devir formu da yazı ile birlikte gönderilmelidir.

İÇİNDEKİLER

Kısa Zamanlı Trafik Tahmini ile Devre Süresi Optimizasyonu ve Gecikme Analizi.....	11097
Ravza Nur YİĞİT, Soner HALDENBİLEN	
Türk Deprem Yönetmelikleri (DBYBHY ve TBDY) Spektrum Tanımlarının Deprem Yalıtım Sistemi Tasarımı Özelinde Karşılaştırılması	11127
Hicran ERDOĞDU, Esengül ÇAVDAR, Gökhan ÖZDEMİR	
Silindirle Sıkıştırılmış Beton (SSB) Kaplamaların Yüzey Özelliklerine Karışım Parametrelerinin Etkisi	11153
Reza SHABANI, Emin ŞENGÜN, Hande I. ÖZTÜRK, İ. Özgür YAMAN	
Sonlu Eleman Modellerinin Maksimum Olasılık Tahmini ile Güncellenmesi.....	11175
Çağlayan HIZAL	
TBDY 2018'e Göre Geoteknik Tasarım: Sıvılaşma ve Yapı-Kazık-Zemin Etkileşimi Analizleri.....	11197
Ozan ALVER, Atıla SEZEN, E. Ece ESELLER-BAYAT	