



Investigation of soil pile interaction parameters in piled foundations

Mehmet Ali Yiğit¹, Mehmet İnanç Onur², Eren Balaban*³

Department of Civil Engineering, Faculty of Engineering, Eskisehir Technical University, Eskisehir, 26555, Turkey

Highlights:

- Pile Group Behaviour under Earthquake Loads
- Dynamic Pile Analysis
- Turkey Building Earthquake Code -2018

Keywords:

- Soil – Pile Interaction
- Piled Foundations
- Kinematic Interaction

Article Info:

Research Article
Received: 12.11.2020
Accepted: 30.07.2021

DOI:

10.17341/gazimmfd.825224

Correspondence:

Author: Mehmet İnanç Onur
e-mail:
mionur@eskisehir.edu.tr
phone: +90 222 321 3550 /
6619

Graphical/Tabular Abstract

Model No	Static Moment (kN.m)	Static Shear Force (kN)	Static Settlement (mm)	Kinematic Moment (kN.m)	Kinematic Shear Force (kN)	Kinematic Settlement (mm)
1	82	35	3.2	640	497	5.8
2	160	60	4.7	700	1290	9.5
3	204	71	3.4	1024	800	59
4	409	120	4.4	3004	1960	101
5	32	20	3.5	636	408	205
6	54	31	4	1120	674	363
7	75	36	5.5	944	615	652
8	110	53	5.7	2304	1230	744
9	64	38	3.8	1612	827	5.7
10	140	66	5.2	1728	1180	9.1
11	195	79	6.2	2084	1610	57
12	325	131	5.1	4600	2100	103

Table A. Shear force, bending moment and settlements computed under static and dynamic forces

Purpose: New Turkish building earthquake code is valid since 2019. Kinematic performance analysis of piled foundations become compulsory with this new design code. This study aims to investigate soil – pile interaction parameters in piled foundations according to new Turkish building earthquake code.

Theory and Methods:

Soil-pile interaction is investigated for mono-piles and group piles. Two different earthquake accelerograms are used in this study. Sand, clay and two layer soil stratigraphy is used during study. Deepsoil software is used in order to determine soil deformations under dynamic forces. Those deformations are used as input to Ansys finite element code in order to calculate internal forces acting on piles. Different pile properties are also taken into consideration. Performance of group piles on clay soil is determined and compared with Federal highway official method.

Results:

It is seen that, dynamic forces increase with shear force and bending moment acting on pile. Performance of piles are highly dependent on soil conditions and pile parameters. For example, shear force increases from 60 kN to 1290 kN, bending moment increases from 160 kNm to 700 kNm for model 2. Settlement of pile also increases from 4.7 mm to 9.5 mm after dynamic forces.

Conclusion:

Pile performance under dynamic forces depends on many parameters like pile diameter, pile length and soil type. According to results of this study, not only forces acting on pile should be evaluated, settlement of piles are also important and they should be considered throughout the design stage.



Kazıklı temellerde zemin kazık etkileşimi parametrelerinin incelenmesi

Mehmet Ali Yiğit^{ID}, Mehmet İnanç Onur^{ID}, Eren Balaban*^{ID}

Eskişehir Teknik Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, 26555 Tepebaşı Eskişehir, Türkiye

Ö N E Ç İ K A N L A R

- Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği-2018
- Deprem yükleri altında kazık tasarımı
- Deprem yükleri altında kazık grubu davranışı

Makale Bilgileri

Araştırma Makalesi
Geliş: 12.11.2020
Kabul: 30.07.2021

DOI:

10.17341/gazimmfd.825224

Anahtar Kelimeler:

Zemin kazık etkileşimi,
kazıklı temeller,
kinematik etkileşim

ÖZ

Kazıklı temeller, köprü, baraj, nükleer santral gibi önemli inşaat mühendisliği yapıları için en yaygın kullanılan derin temel çeşitlerinden biridir. Zemin davranışının ve yapı-kazık davranışının birbirini etkilediği süreç, yapı-kazık-zemin etkileşimi olgusu ile açıklanmaktadır. Bu çalışmada zemin-kazık etkileşimi, Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği 2018'de yer alan ve kinematik etkileşim hesap yöntemlerinden biri olan Yöntem III'ün hesap adımları temel alınarak irdelenmiştir. Yeraltı su seviyesi altındaki kum, kil ve tabakalı zeminlere gömülü tekil kazık ile kil zemine gömülü kazık grupları için analizler yapılmıştır. Analizlerde kazık çapı, kazık boyu, kazık elastisite modülü ve zemin türü değişken parametreler olarak seçilmiştir. Kazık grubu için ise; TBDY-2018 yönetmeliğinde yer alan β katsayıları ile zayıf kil zeminler için FHWA (Federal Karayolu İdaresi) yönetmeliğinde yer alan grup verimliliği katsayısı karşılaştırılmıştır. Elde edilen sonuçlar değerlendirildiğinde; kazık boyu, kazık çapı ve kazık elastisite modülü arttıkça moment değerlerinin arttığı gözlemlenmiştir. Kazıkların dinamik yükler altındaki davranışının statik yükler altındaki davranışından farklı olduğu görülmüştür. Bu nedenle deprem bölgelerinde sadece statik analizlerin yetersiz kalacağı ve tasarım sırasında dinamik yapı-zemin-kazık etkileşimi analizlerinin yapılması gerektiği saptanmıştır.

Investigation of soil pile interaction parameters in piled foundations

H I G H L I G H T S

- New Turkey Building Earthquake Code-2018
- Pile design under earthquake loads
- Pile-soil interaction Pile Group Behaviour under Earthquake Loads

Article Info

Research Article
Received: 12.11.2020
Accepted: 30.07.2021

DOI:

10.17341/gazimmfd.825224

Keywords:

Soil pile interaction,
pile foundation,
kinematic interaction

ABSTRACT

Piled foundations are one of the most widely used deep foundation types for important civil engineering structures such as bridges, dams, nuclear power plants. The process in which soil behavior and structure-pile behavior affect each other is explained by the phenomenon of structure-pile-soil interaction. In this study, soil-pile interaction is investigated by applying the calculation steps of Method III, which is one of the kinematic interaction calculation methods in the Turkish Building Earthquake Codes 2018. Analyses are made for single pile penetrating on sand, clay and layered soils below the ground water level and pile group penetrating on clay soil. Pile diameter, pile length, pile elastic modulus and soil type are chosen as variable parameters in the models. For the pile group; β coefficients in TBEC-2018 regulation and group efficiency coefficient in FHWA (The Federal Highway Administration) regulation for weak clay soils are compared. When the results are evaluated; it is observed that pile length, pile diameter and pile elasticity modulus increase, moment values are increase. The behavior of the piles under dynamic loads is found more different than the behavior under static loads. Therefore, it is determined that only static analyzes would be insufficient in earthquake zones and dynamic structure-soil-pile interaction analyzes should be performed during the design.

1.GİRİŞ (INTRODUCTION)

Yüzeysel temel taşıma gücünün üst yapı tarafından zemine aktarılacak yükten düşük olduğu durumlarda kazıklı temeller kullanılmaktadır. Kazıklı temeller ile yapı yükü taşıma kapasitesi yeterli olan zeminlere aktarılmaktadır. Kazıklı temellerin bir diğer önemli görevi ise, deprem kuvvetlerinin etkilerini karşılayarak sarsıntı sırasında yapının hasar görmesini engellemektir. Bu nedenle kazıkların dinamik davranışlarının tahmin edilmesi ve modellenmesi büyük önem taşımaktadır. Kazıkların statik ve dinamik davranışlarının modellenmesi üzerine yapılan çalışmalar son yıllarda özellikle bilgisayar teknolojisindeki gelişmelerle birlikte artmıştır. Algin vd. [1] yaptıkları çalışmada sonlu elemanlar metodunu kullanarak Viyana'daki Donau-City gökdelenlerinin kazıklı temel sistemini üç boyutlu olarak modellemişlerdir. Yaptıkları bu çalışma ile baret kazıklı temellerin üç boyutlu sonlu elemanlar modelleriyle oldukça hassas bir şekilde modellenebileceğini göstermişlerdir. Bu çalışmada modellenen baretli kazık temelde meydana gelen oturmaların baretten uzaklaştıkça azaldığı ve 1.5-2 baret derinliği kadar bir mesafe içerisinde oturmaların en düşük düzeye indiği görülmüştür. Ateş ve Şadoğlu [2] yaptıkları ölçekli deneysel çalışmada statik yükleme şartları altında kazıklı radye temellerin oturma davranışları farklı kazık aralıkları altında incelemişlerdir. Kazıklar arası mesafe 4D olduğunda aynı oturma miktarı için kazık grubunun daha yüksek yük taşıdığı bulunmuştur. Bu sonuçlara bağlı olarak optimum kazık aralığının kazık çapının 4 katı kadar olduğunu göstermişlerdir. Taşan vd. [3] yaptıkları çalışmada açık deniz rüzgâr enerjisi türbinlerinde kullanılan tekil kazık temellerin kazık çevresinde meydana gelen boşluk suyu basıncı değişimlerinde meydana gelen değişimler kazık çapı ve zemin geçirimsizliğine göre sonlu elemanlar metodu yardımıyla incelenmiş ve tasarım aşamasında kullanılacak etki diyagramlarını sunmuşlardır. Bu çalışmada elde edilen sonuçlara göre tekrarlı yüklemelerde, hem sıkı kumlarda hem de gevşek kumlarda boşluk suyu basıncı oluştuğu görülmüştür. Ayrıca, tekil kazık tasarımlarında kullanılan yaklaşımlarla belirlenen deplasmanların sonlu elemanlar metoduyla elde edilenlere göre oldukça düşük olduğu görülmüştür. Allmond ve Kutter [4] yaptıkları çalışmada yeni bir tasarım metodu geliştirerek bağımsız kazıklar üzerine inşa edilmiş temellerin dönme davranışını modelleyerek oluşan aşırı boşluk suyu basıncının kazık taşıma gücüyle olan ilişkisini ortaya koymuşlardır. Önerilen tasarım ile temel sisteminin yüksek deplasmanları çok az bir hasar ile karşılayabileceği gösterilmiştir. Ancak sistemin sınırlama potansiyeli olan zeminler için yetersiz kalacağı ve yüksek oturmaların ve kalıcı dönmelerin oluşabileceği söylenmiştir. Armstrong vd. [5] yaptıkları çalışmada literatürde yeterince yer verilmediği düşünülen kazık grup etkisinin kazıklı köprü ayakları için deprem sonunda oluşabilecek sınırlama durumunda incelemişlerdir. Yapılan bu çalışma hem deneysel hem de sonlu elemanlar metodunu içermektedir. Deneysel çalışma sırasında santrifüj düzeneği ile modeller oluşturulmuştur. Yapılan deneyler sonucunda kazıklı dolgularda deprem yükleri altında daha az yanal

deplasmanlar ölçülmüştür. Deneylerin sonlu elemanlar programıyla modellenmesi sırasında 2 boyutlu modellerin 3 boyutlu davranışları modelleme de yetersiz kaldığı görüldü de, elde edilen sonuçların kazık grup etkisini ortaya koyduğu söylenmiştir. Anastasopoulos vd. [6] yaptıkları çalışmada Kocaeli'nde bulunan kazıklı radye temel in yakınlarında bulunan fayın kırılması durumundaki performansını incelemişlerdir. Bu çalışma için seçilen temel sisteminde kullanılan kazıklar sürtünme kazıklarındadır. Bu çalışma 3 boyutlu sonlu elemanlar programı yardımıyla doğrusal olmayan kazık-zemin ara yüzü ve kazıkların yapısal elastik olmayan özellikleri dikkate alınarak gerçekleştirilmiştir. Bu çalışmada ele alınan temel sistemi için en kötü senaryonun fayın iki kazık sırası arasında kırılması durumunda olduğu vurgulanmıştır. Böyle bir durumda kazık başlığında yüksek miktarda dönme olacağı ve büyük miktarda yatay yer değiştirmelerin meydana geleceği söylenmiştir. Ayrıca kazıklarda büyük eğilme momentlerinin oluşacağı belirtilmiştir. Bu çalışma sonucunda kazık performansının kırılan fay hattının yerine ve kırılmanın büyüklüğüne bağlı olduğu ortaya konmuştur.

Armstrong vd. [7] santrifüj ile gerçekleştirdikleri dinamik kazık deneylerinden yararlanarak, kazıkların dinamik yükler altındaki tasarımı için eşdeğer statik tasarım yöntemini önermişlerdir. Eşdeğer statik yöntemine etki eden önemli faktörlerden olan en yüksek veya kalıcı zemin deformasyonları dikkate alınmıştır. Santrifüj deney sonuçlarıyla karşılaştırıldığı zaman eşdeğer statik yöntemin kabul edilebilir sonuçlar verdiği gözlemlenmiştir. Önerilen yöntemin kazık üzerine etkileyen yükleri ve dolgu meydana gelen deplasmanları olduğundan fazla tahmin etmesi önerilen model için bir dezavantaj olarak kabul edilebilecek iken, sınırlama potansiyeli sahip dolgularda önerilen yöntemin oldukça iyi sonuçlar verdiği görülmüştür. Bagheri vd. [8] ise zemin tipine, yapı yükseklğine ve zemin hareket profiline bağlı olarak kazıklı temellerin performansını sonlu elemanlar metodu yardımıyla incelemişlerdir. Bunların yanında 2 boyutlu ve 3 boyutlu sayısal modeller karşılaştırılmış, sismik zemin kazık yapı etkileşiminin tasarım aşamasına olan etkileri göz önüne alınarak ekonomik bir tasarım metodu önerilmiştir. 2D ile 3D sonlu elemanlar metodu ile elde edilen çözümlerin yüksek şiddetli depremler için hemen hemen aynı sonuçları verdikleri görülse de, düşük şiddetli depremlerin sonuçlarında önemli farklılıklar gözlenmiştir. Ayrıca önerilen metodun uzun dönem davranışı belirlemedeki performansı ile ilgili olarak kazık-radye temel sisteminin yapı-zemin etkileşimi dikkate alınarak analiz edilmesi gerektiği vurgulanmıştır. Callisto ve Rampello [9] yaptıkları çalışmada kazıklı bir dayanım yapısı için kritik ivmelenme değerini kazıklarda oluşabilecek plastik mafsalları dikkate alarak hesaplamak için bir yöntem önermiştir. Bu çalışmanın sonuçlarına bağlı olarak bir yapının deprem yükleri altındaki davranışının, kazık çapları büyütülerek ve kazık sıra sayısının azaltılarak iyileştirilebileceği söylenmiştir. Bu şekilde yapının şiddetli bir depremi oldukça az bir hasarla atatabileceği söylenmiştir. Castelli vd. [10] kazıklı temellerin deprem

sırasındaki ve sonrasındaki performansları deneysel ve sayısal modelleme yöntemlerle belirlenmiş ve deprem sonrasında yapılabilecekler hakkında yorumlarda bulunmuşlardır. Ele alınan kazık modellerinde, kinematik etkiler göz önüne alındığında kazıkta oluşan eğilme momentlerinin, kazığın eğilme momenti kapasitesinden düşük olduğu görülmüştür. Ma ve Xu [11] santrifüj deneylerini ve bu deneyleri üç boyutlu sonlu elemanlar programında modelleyerek killi zemin üzerinde inşa edilen kazıklı radye temellerin deprem sırasında zemin yumuşaması durumundaki davranışını incelemişlerdir. Çalışma sonucunda dinamik etkilerin kil tabakasının yumuşamasına neden olduğu ve bunun rezonans periyodunu arttırdığı belirtilmiştir. Ayrıca dinamik etki ile kil - kazık ve temel sisteminin örselenmesiyle kilde meydana gelen yumuşama miktarının daha da artabileceği söylenmiştir. Kuo ve Hunt [12] gerçekleştirdikleri literatür taramasında zemin-kazık etkileşimi için dört ana başlık altında toplanabilecek modelleme yöntemi bulunduğunu belirtmişlerdir. Stringer ve Madabhushi [13] yaptıkları çalışmada kazık inşa yönteminin kazıkların sismik davranışlarına olan etkilerini araştırmışlardır. Bu çalışmaya göre deprem başlar başlamaz fore kazıklar büyük oturmalar maruz kalırlarken krikolu kazıklar bu esnada daha az oturmalar maruz kalmaktadır. Ancak, krikolu kazıklardaki oturmalar deprem devam ettikçe hızla artmaktadır. Krikolu kazıkların başlıklarında ölçülen ivmeler daha yüksek ölçülmüştür. Kazık başlığında meydana gelen oturma miktarlarının daha sonraki depremlerde azaldığı ortaya konulmuştur. Stringer ve Madabhushi [14] yaptıkları diğer çalışmada sıvılaşabilir bir zemin içerisinde inşa edilmiş grup kazıklara etkiyen eksenel kuvvetlerin deprem sırasında kazık boyunca nasıl değiştiğini santrifüj deneyleriyle incelemişlerdir. Bu çalışmaya göre kazık yüzeyinde oluşan pozitif sürtünme kuvvetleri depremin ilk anlarında en yüksekken daha sonra azalmaktadır. Kazıklar sıkı tabakaya çaplarının 7 katı kadar soketlenmesine rağmen, bu durumun kazıklarda meydana gelen dönmeleri engellemediği ortaya konulmuştur. Ancak bu sıkı tabaka depremden sonra yeteri kadar uç direnci sağlamaktadır. Stringer ve Madabhushi diğer bir çalışmada [15] depremden sonra kazık başlığındaki yükün zamana bağlı olarak değişmesi ile birlikte taşıyıcı zemin özelliklerinin kazık davranışını santrifüj deneyleriyle araştırmışlardır. Bu çalışmaya göre taşıyıcı sıkı kum tabakası üst tabakadaki gevşek kum tabakasına göre daha kaba ise meydana gelen boşluk suyu basınçları daha çabuk eşitlenirken, aşırı boşluk suyu basıncının sönmelenmesi üst tabakanın hidrolik geçirgenliğine bağlıdır. Ayrıca böyle bir tabakalanma durumunda kazık grubunun oturma miktarı azalmasına rağmen, negatif yüzey sürtünmesinin arttığı belirtilmiştir. Ayrıca kazık ucunda bulunan zeminin hidrolik geçirgenliği yüksek olursa, zemin gevşeyebilir ve depremden sonra gevşek davranış sergileyebilir. Zarzalejos vd. [16] yaptıkları çalışmada farklı sismik dalgaların geliş açısının grup kazıklarda meydana getirdikleri eğilme momentini incelemişlerdir. Tekil kazıkların başlıklarında oluşan yüksek eğilme momentlerinin düşey yönde etkiyen kayma dalgalarından oluşmadığı, ancak gelen kayma dalgası yataylaştıkça meydana gelen eğilme momentlerinin arttığı

görülmüştür. Oluşan eğilme momentlerinde dalga frekanslarının da etkisi olduğu söylenmiştir. Düşey yönlü kayma dalgaları bir kazık grubuna etkilediği zaman, grup merkezinde yer alan kazık davranışının tekil kazık davranışıyla örtüştüğü ancak kenarlardaki kazıklarda oluşan momentlerin kazık başlığının rijitliğinden dolayı arttığı görülmüştür. Kampitsis vd. [17] tabakalı zemin profiline gömülü kazık grubunun davranışını doğrusal olmayan dinamik tepkisini de dikkate alarak zemin-kazık-yapı etkileşimi analizinde gelişmiş bir kiriş modelinin kullanılmasını araştırmışlardır. Bu çalışmayla önerilen model, modelin gerektirdiği minimum hesaplama süresi karşılanırsa doğru sonuçlar vermektedir. Bu şekilde üç boyutlu analizlere göre daha basit ve etkili bir model geliştirilmiştir. Rahmani vd. [18] Amerikan Petrol Enstitüsü (API) tarafından önerilen yanal yay modelinin doğruluğunu statik ve dinamik deneylerle değerlendirmişlerdir. Yaptıkları statik, dinamik ve santrifüj deneylerinin sonuçları ile API tarafından önerilen metod çözümleri karşılaştırıldığı zaman API modellerinin zemin kazık etkileşiminin ana mekanizmalarını yakalayamadığı vurgulanmıştır. Bu nedenle API tarafından önerilen metodun kazıklarda oluşan eğilme momentlerini hatalı bir şekilde belirlediği belirtilmiştir. Bu çalışma sonucunda API tarafından önerilen metodun deney sonuçlarından bir miktar saptığı görülmüş ve nedenleri açıklanmıştır. Lim ve Jeong [19] pseudo-statik analizlerde kullanılabilir basitleştirilmiş p-y eğrisinin oluşturulabilmesi için dinamik yüklerin etkilediği zemin-kazık sistemlerini içeren deneyler yapmışlardır. Gerçekleştirilen deneylerde kuru kum kullanılmıştır. Deney verilerinden yola çıkılarak geliştirilen p-y eğrilerinin literatürdeki mevcut p-y eğrilerine göre kuru kum için daha doğru sonuçlar verdikleri belirtilmiştir. Jalali vd. [20] yaptıkları çalışmada Mohr-Coulomb ve pekleşen zemin modellerini kullanarak kazık zemin etkileşimini araştırmışlardır. Kazık - zemin arayüz katsayısı çalışma sırasında değiştirilmiştir. Çalışmaya göre sonlu elemanlar metodunun kazık - zemin arayüz katsayısının etkisinin belirlenmesinde kullanılabilirliği söylenmiştir. Luo vd. [21] doğrusal ve doğrusal olmayan zemin malzeme modellerini kullanarak sismik - yapı - kazık - zemin etkileşimini sonlu elemanlar metodunu kullanarak incelemişlerdir. Bu çalışmaya göre sismik - yapı - kazık - zemin etkileşiminin seçilen zemin modelinden etkilendiği ortaya konulurken, zemin dilatasyon açısının etkisinin oldukça düşük olduğu gösterilmiştir. Ayrıca kazıklı temellerin üst yapının salınımını etkilediği de söylenmiştir. Cai vd. [22] kazık çevresindeki zemin davranışının kazık inşası sırasında değiştiğini ve bu değişiklikten dolayı kazık performansını etkilediğini belirtmişlerdir. Bu nedenle yaptıkları çalışmada kazık çevresindeki homojen olmayan zeminin dinamik yükler altındaki davranışını kompleks düşey kayma rijitlik transfer modeliyle incelemiştir. Elde edilen yeni çözümler var olan çözüm yöntemleriyle doğrulanmıştır. Bu çalışmaya göre kazıkların inşası sırasında zeminde meydana gelen örselenme, kazığın dinamik davranışını önemli ölçüde etkilemekteyken örselenme oranı belirli bir seviyenin üzerine çıktığı zaman ise kazıkların dinamik davranışında önemli bir değişim meydana gelmemektedir.

Son yıllarda kazıkların ve kazık gruplarının sismik yükler altında olan davranışlarına gösterilen ilgi artmaktadır. Bununla birlikte ülkemizde de 2019 yılında yeni Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği (TBDY-2018) yürürlüğe girmiştir. Yeni yönetmelik ile birlikte kazıklı temel tasarımlarında deprem yüklerinin de dikkate alınması zorunludur. Bu nedenle yapılan bu çalışmada tekil ve grup kazıkların dinamik yükler altındaki davranışları Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği (TBDY-2018) temel alınarak incelenmiştir. Ayrıca aynı tasarım parametrelerine sahip kazıklar Federal Karayolu İdaresi (FHWA) metoduna [23] göre de incelenerek iki yöntem arasında karşılaştırma yapılmıştır. Belirtilen yönetmeliklere göre farklı kazık elastisite modülü, farklı kazık boyu, farklı kazık çapı ile birlikte kum ve kil tipi zeminler tipleri ve tabakalanma durumları ele alınarak 12 farklı sayısal çözüm yapılmıştır. Sayısal çözümlerde sonlu elemanlar metodu kullanılmıştır.

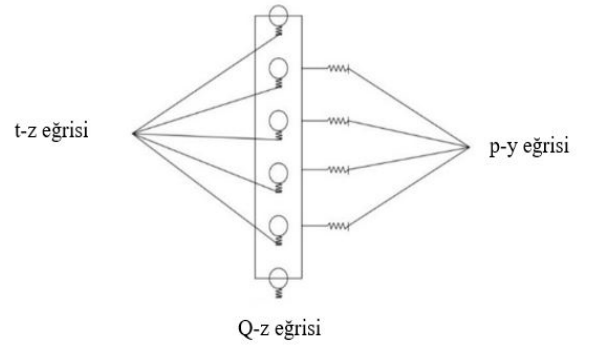
2. YÖNTEM (METHODOLOGY)

2019 yılında yürürlüğe giren TBDY-2018 tasarım sırasında kazıklı temellerin düşey ve yanal taşıma güçlerinin statik ve dinamik yükleme koşulları altında yeterli olduğunun gösterilmesini zorunlu kılmaktadır. TBDY-2018 bu nedenle kazıklı temellerin deprem hesabı için deprem tasarım sınıfına, bina yüksekliğine ve yerel zemin sınıfına bağlı olarak üç adet hesaplama metodu önermiştir. Yapılan bu çalışmada, TBDY 2018 tarafından önerilen yöntemlerden biri olan Kinematik Etkileşim Hesabı kullanılarak tekil ve grup kazıkların deprem yükleri altındaki performansları belirlenmiştir. Elde edilen sonuçlar ise tekil kazıklar için DEEPSOIL [24] programı kullanılarak elde edilen sonuçlarla karşılaştırılmıştır. TBDY-2018'e göre hesap edilen grup kazık kuvvetleri ise hem FHWA yöntemiyle tasarlanan grup kazık kuvvetleriyle karşılaştırılmıştır. Grup kazıklar her iki metoda göre ANSYS [25] programında modellenmiştir.

TBDY-2018'e göre yöntem III'ün uygulanabilmesi için yerel zemin sınıfının ZD, ZE veya ZF olması ve bina yükseklik sınıfının 4 veya 2'den yüksek olduğu ve 1, 2, 3, 1a, 2a ve 3a durumunda kullanılır. Ayrıca deprem yer hareket düzeyi-2 sınıfına giren deprem yer hareketleri kullanılmalıdır. TBDY-2018'e göre bir depremin deprem yer hareket düzeyi-2 sınıfına girebilmesi için spektral büyüklüklerin 50 yılda aşılma olasılığının %10 ve buna karşılık gelen tekrarlanma periyodunun 475 yıl olması gerekmektedir. Bu şartları sağlayan yer hareketine aynı zamanda standart deprem yer hareketi de denilmektedir. Bu şartların sağlanması için ise kısa periyot tasarım spektral ivme katsayısının (S_{DS}) hem 0,33'ten hem de 0,75'ten büyük olmalıdır. S_{DS} yukarıda belirtilen diğer şartlar sağlandığı zaman 0,33 ve 0,75 arasında olduğu değerlerde yöntem III için uygundur. S_{DS} ise kısa periyot spektral ivme katsayısının (S_s) yerel zemin etki katsayısıyla çarpılmasıyla Eş.1'deki gibi elde edilir.

$$S_{DS} = S_s F_s \quad (1)$$

Bir yapının yatay elastik tasarım spektrumunun elde edilebilmesi için S_s ve 1 saniye için spektral ivme değerine (S_1) değerlerine ihtiyaç vardır. TBDY-2018'e göre bu değerler T.C. İçişleri Bakanlığı Afet ve Acil Durum Yönetimi Başkanlığı (AFAD) tarafından hazırlanmış olan Deprem Tehlike Haritalarından [26] elde edilirler. Yöntem III kullanılarak yapılacak temel-kazık-zemin kinematik etkileşim hesabı sırasında, kazıklar çubuk elemanlar olarak, her bir kazık düğüm noktasında kazık ile zemin arasındaki göreceli kuvvet-yer değiştirme ilişkisi p-y, t-z yayları ile belirlenirken, kazık ucunda Q-Z yayı ile modellenir. Bu metot ile birlikte zemin-kazık sisteminin rijitliği kazık boyunca yerleştirilmiş yaylar ile ifade edilir [27]. Bu sistem Şekil 1'de gösterilmiştir.



Şekil 1. Bu çalışmada kullanılan kazık yay sistemi (Pile spring system used in this study)

Bu çalışmada gerekli olan kuvvet-yer değiştirme ilişkileri TBDY-2018'de söylendiği üzere API'da tanımlanmış formülasyonlara [28] uygun olarak hesaplanmıştır. t-z eğrileri oluşturulurken kil ve kum için öncelikle kazığın sürtünme ile taşıma gücü aşağıdaki gibi belirlenmiştir. API'a göre kum ve kil zeminlerde kazığın sürtünme kuvveti Eş. 2, Eş. 3, Eş. 4 ve Eş. 5'ten uygun olanlar kullanılarak hesaplanır.

$$f = \beta p'_0 \text{ Kohezyonsuz zeminlerdeki kazıkların sürtünme kuvveti} \quad (2)$$

$$f = ac \Rightarrow \text{Kohezyonlu zeminlerdeki kazıkların sürtünme kuvveti} \quad (3)$$

Eş. 2 ve Eş. 3'te f kazık yüzeyinde oluşan sürtünme kuvveti, β ve α birimsiz shaft sürtünme faktörü, p'_0 efektif gerilme ve c ise kohezyonlu zeminin drenajsız mukavemetidir.

$$\alpha = 0,5\psi^{-0,5}; \psi \leq 1,0 \quad (4)$$

$$\alpha = 0,25\psi^{-0,25}; \psi > 1,0 \quad (5)$$

Eş. 6 kullanılarak ψ değeri hesaplanabilmektedir.

$$\psi = \frac{c}{p'_0} \quad (6)$$

TDBY - 2018'e göre kazık uç taşıma kapasitesi de API'ya göre hesaplanması gerekmektedir. Kazık uç taşıma kapasitesinin hesaplanması ise kum ve kil zemin tipleri için sırasıyla Eş. 7 ve Eş. 8'de verilmiştir.

$$q = N_q p'_0 \quad (7)$$

$$q = 9c \quad (8)$$

Eş. 7 ve Eş. 8'deki q kazık uç taşıma kapasitesi iken, Eş. 7'deki N_q birimsiz taşıma gücü faktörüdür.

Sürtünme kapasitesi ve uç taşıma kapasitesi belirlenen kazıkların toplam taşıya bilecekleri yük miktarı ise Eş. 9 kullanılarak belirlenmektedir.

$$Q_d = fA_s + qA_p \quad (9)$$

Burada Q_d kazıkların nihai yük taşıma kapasitesi, A_s kazığın sürtünme alanı, A_p ise kazığın kesit alanıdır.

Kazıkların yanal yük taşıma kapasitesi ise API'ya göre kum ve killer için farklı yöntemlerle hesaplanmaktadır. Bu çalışmada gevşek kum ve yumuşak kil kullanıldığı için sadece bu tip zeminler için API'da tanımlanmış olan ve TDBY - 2018 tarafından uygulanması zorunlu kılınan ilişkiler Eş. 10 ve Eş. 11'de verilmiştir.

$$P_u = 3c + \gamma X + J \frac{cX}{D} \Rightarrow X < X_R \quad (10)$$

$$P_u = 9c \Rightarrow X \geq X_R \quad (11)$$

Eş. 10 ve Eş. 11'deki P_u nihai mukavemet, γ zeminin efektif birim hacim ağırlığı, X , zemin yüzeyinden itibaren derinlik, D ise kazık çapı olup, X_R ise azaltılmış mukavemet alanının derinliğidir ve aşağıdaki Eş. 12 ile hesaplanır.

$$X_R = \frac{6D}{\gamma c} + J \quad (12)$$

Eş. 12'deki J , 0.25 ile 0.5 arasında değişen ampirik bir değerdir.

TDBY - 2018 ve API'ya göre kazık taşıma kapasiteleri hesaplandıktan sonra kazıklar için kuvvet yer değiştirme eğrilerinin hesaplanmasına başlanabilir. API'da kum ve kil zeminler için tipik t-z eğrileri verilmiş olup, t-z eğrisi kazık çevresinde oluşan sürtünme kuvvetlerinin ne kadarının ne kadar deformasyon altında oluştuğunu göstermektedir. Aynı şekilde kazık uç taşıma gücü ile deformasyon ilişkisini gösteren hem kil hem kumlar için kullanılabilir Q-Z eğrileri de gösterilmiştir. Yöntemin bir sonraki aşamasında ise p-y eğrileri yumuşak kum ve gevşek kum için ayrı ayrı çizilmelidir. Yumuşak killerde bu eğrinin çizilebilmesi için örselenmemiş numuneler üzerinde yapılan konsolidasyonsuz drenajsız üç eksenli deney sonuçlarına ihtiyaç vardır. Bu deney sonuçlarından zeminin kırılma gerilmesinin yarısına denk gelen gerinim miktarı bulunur. Bu gerinim miktarı kullanılarak kazığın yatay yüklenmesi durumunda yanal yük

taşıma kapasitesinin yarısında oluşacak olan yer değiştirme miktarı Eş. 13 ile hesaplanır.

$$y_{50} = 2,5\varepsilon_{50}D \quad (13)$$

Burada ε_{50} konsolidasyonsuz drenajsız testler sonucunda maksimum gerilmenin yarısında meydana gelen gerinimdir.

Yumuşak kil için çizilecek olan p-y eğrisinin x eksenini yatay yer değiştirme miktarının yukarıdaki formül ile hesaplanan yer değiştirme miktarına oranı şeklinde veririz. Yumuşak kil için statik ve çevrimsel yükleme şartlarında API'da çizilmiştir. Gevşek kumların p-y eğrilerinin çizilebilmesi için öncelikle kazıkların yanal taşıma kapasitelerinin belirlenmesi gerekmektedir. Kazıkların taşıma kapasitesi kısa ve uzun kazıkları için sırasıyla Eş. 14 ve Eş. 15'te verilen formüller ile belirlenebilirler.

$$P_{us} = (C_1 * H + C_2 * D) * \gamma * H \quad (14)$$

$$P_{ud} = C_3 * D * \gamma * H \quad (15)$$

Kum zeminlerdeki kazığın taşıma kapasitesi hesaplanırken kullanılan C_1 , C_2 ve C_3 katsayıları ise içsel sürtünme açısına bağlı olarak API'da verilen grafikten bulunabilir. Kazık ucunun taşıma kapasitesi bulunduğundan sonra p-y eğrisinde kullanılmak üzere kazık uç kuvveti aşağıdaki Eş. 16'ya göre hesaplanır.

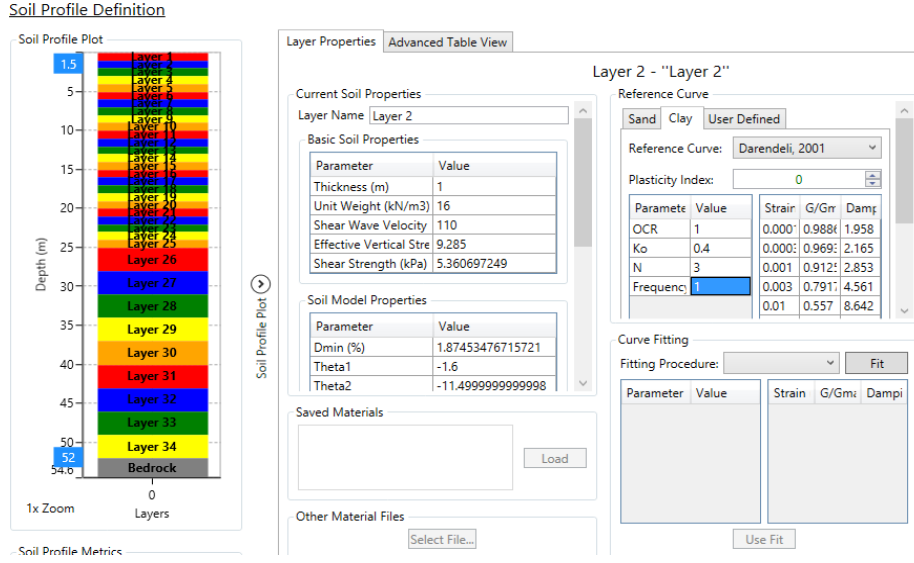
$$P = A * P_u * \tanh\left(\frac{k*H}{A*P_u} * y\right) \quad (16)$$

Eş. 16'da kullanılan A katsayısı çevrimsel ve statik yüklemeye bağlı olarak sırasıyla Eş. 17 ve Eş. 18'e göre hesaplanmaktadır. P_u H derinliğindeki nihai taşıma gücü, k yatak katsayısı, y ise yanal deplasmandır.

$$A = 0,9 \quad (17)$$

$$A = \left(3,0 - 0,8\frac{H}{D}\right) \geq 0,9 \quad (18)$$

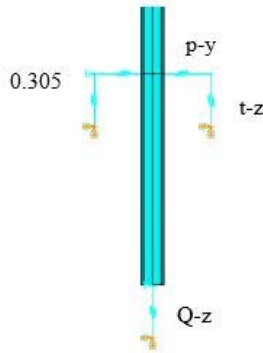
Bu çalışmada tek boyutlu ve doğrusal olmayan zemin davranışı analizleri için DEEPSOIL programı kullanılmıştır. DEEPSOIL programı Illinois Üniversitesinde çalışan araştırmacılar tarafından geliştirilmiştir. DEEPSOIL programı yardımı ile mukavemet kontrollü doğrusal olmayan modeller oluşturulabilmekte, frekansa bağımlı olmayan sönüm formüle edilebilmekte, boşluk suyu basıncı oluşumu ve sönümlenmesi modellenmektedir. DEEPSOIL programında öncelikle analiz tipi seçilir, daha sonra zemin tabakalanma durumu ile birlikte zemin tabakalarının özellikleri programa girilir, analiz sırasında kullanılacak olan deprem kayıtları seçilir. Son adımda ise programa yapılacak iterasyon sayısı tanımlanır ve analiz sırasında kullanılacak olan kayma modülü formülü seçilir. Zemin parametrelerinin programa tanıtıldığı kısım Şekil 2'de verilmiştir. Bu şekilde seçilen ivme kayıtlarına bağlı olarak zemin davranışı bulunur. Bu çalışmada DEEPSOIL programından seçilen ivme kayıtları altında zeminde



Şekil 2. Zemin özelliklerinin DEEPSOIL programına tanıtılması (Defining soil properties to DEEPSOIL)

meydana gelen deformasyonlar kullanılarak sonlu elemanlar modellemesinde kullanılacak olan p-y, z-t ve Q-z eğrileri oluşturulmuş ve zemin-kazık etkileşimi incelenmiştir.

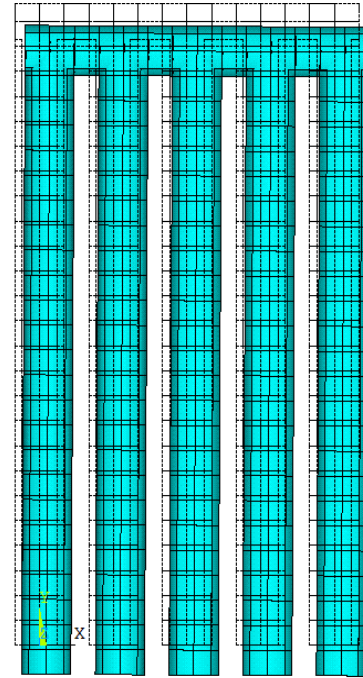
Zemin-kazık etkileşimi ve grup kazıkların analizi ise ANSYS sonlu elemanlar yazılımı kullanılarak yapılmıştır. Bu analizler sırasında zemin yazılım içerisinde bulunan COMBIN39 elemanı ile modellenirken, kazık ise BEAM189 elemanı kullanılarak modellenmiştir. COMBIN39 elemanı zemini bir yay şeklinde modellemeye olanak verir ve doğrusal olmayan analizler yapılmasına olanak sağlar. BEAM189 elemanı ise her düğüm noktasında altı serbestlik derecesine sahip olup tanımlandığı elemanlarda eğilme, yanal deformasyon ve burulma stabilite analizleri yapılabilmesini sağlar. Yaylar kazıklara 1 metre aralıklarla yerleştirilmiştir. Oluşturulan ANSYS modeli Şekil 3’de gösterilmiştir.



Şekil 3. ANSYS hesap modeli (ANSYS calculation model)

Çalışmanın grup kazıklar ile ilgili olan bölümünde 5 adet kazıktan oluşan bir kazık aksı dikkate alınmıştır. Dikkate alınan bu kazık grubunun TBDY-2018 ve FHWA’ya göre

modellemeleri ANSYS programında yapılmıştır. Kazık grubunun ANSYS’te kurulan bir model örneği Şekil 4’de görülmektedir.



Şekil 4. ANSYS grup kazık hesap modeli (ANSYS pile group calculation model)

TBDY-2018’e göre kazıkların sürtünme direnci, uç taşıma kapasitesi ve yanal yük taşıma kapasitelerinin hesaplanma yöntemi kazıkların bulunduğu zemin tipine göre farklılık göstermektedir. Dolayısıyla p-y, Q-z ve t-z eğrilerinin oluşturulması kazığın bulunduğu zemin tipine ve zemin sıkılığına veya sertliğine bağlı olarak değişmektedir. Ayrıca TBDY-2018’de grup kazıklarda her bir kazığa uygulanacak olan grup azaltma katsayısı kazığın deprem yönüne göre

konumuna ve kazıklar arası mesafeye bağlı olarak Eş. 19 ile ifade edilmiştir.

$$\beta_G = 0,2[(1 - \beta_{G1})s - (1 - 6\beta_{G1})] \quad (19)$$

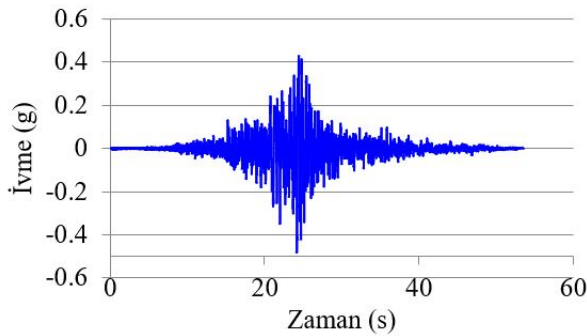
Burada β_G grup azaltma katsayısı, β_{G1} her bir kazık sırası için farklı olarak uygulanacak olan katsayı, s ise kazık sıraları ara uzaklığının kazık çapına oranıdır.

FHWA ise kazık konumuna ve kazıklar arası mesafeyi dikkate almadan grup verimliliğinin 0,65 olarak kabul edilmesini tavsiye etmektedir. Ayrıca FHWA yönteminde kazık taşıma gücü hesaplanırken sadece zemin türüne bağlı olarak değişen yöntemler önerilirken, zeminin sertliğine veya sıklığına bir vurguda bulunulmamaktadır.

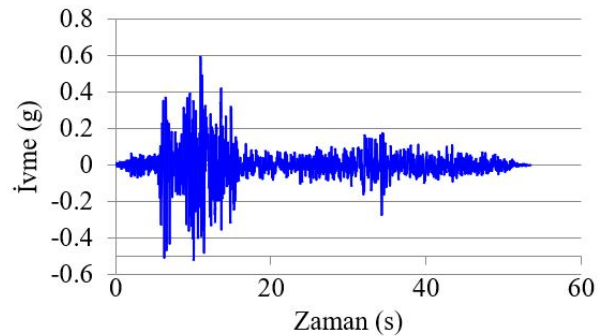
Bu çalışmada kazıkların tekil olarak ve grup olarak dinamik performansını elde edebilmek için iki farklı deprem ivme kaydı kullanılmıştır. TBDY-2018'de 11 farklı deprem ivme kaydının kullanılması istenilmesine rağmen bu bir nümerik model çalışması olduğundan iki farklı deprem ivme kaydı yeterli görülmüştür. Bu kayıtlar TBDY-2018'de yer alan koşullara göre deprem yer hareket düzeyi-2 sınıfına girmektedirler. Bu kayıtlar 1990 yılında İran'da meydana gelmiş olan 7,4 büyüklüğündeki Manjil depremi ve 2010 yılında Yeni Zelanda'da meydana gelmiş olan 7,0 büyüklüğündeki Darfield depremine aittir. Seçilen bu depremler doğrudan atımlı faylardan kaynaklanmaktadır [29,30]. Bu nedenle bu depremler Doğu Anadolu fay hattı ve Kuzey Anadolu fay hattı üzerinde meydana gelebilecek depremler ile benzer karakteristikler sergilemektedirler. Böylelikle bu depremlerin ivme kayıtları kullanılarak yapılacak olan analizler deprem haritaları kullanılarak elde edilecek tasarım spektrumlarına uygun olacaktır. Bu depremlerin ivme kayıtları Şekil 5'de verilmiştir.

Darfield depreminin merkez üssünden 10 km uzaklıktaki, Manjil depreminin merkez üssünden ise 25 km uzaklıktaki ZE yerel zemin sınıfı için oluşturulmuş tasarım spektrumları Şekil 6'da verilmiştir.

Yeraltı su seviyesi altındaki kum, kil ve tabakalı zeminlere gömülü tekil kazık ile birlikte kil zemine gömülü kazık



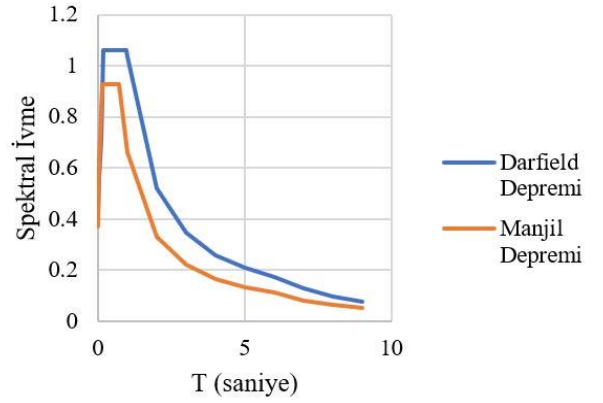
(a)



(b)

Şekil 5. Bu çalışmada kullanılmış olan deprem ivme kayıtları (a) Darfield depremi (b) Manjil depremi
(Earthquake acceleration records used in this study (a) Darfield earthquake (b) Manjil earthquake)

grupları için hesaplamalar yapılmıştır. Kazıkların taşıma gücü hesaplamaları için Meyerhof metodu kullanılmıştır. Kazık tabanında oluşan minimum kesme kuvveti ile minimum moment hesapları TS500'e uygun olarak yapılmıştır. Kazık çapı, kazık boyu, kazık elastisite modülü ve zemin türünün zemin-kazık etkileşimine olan etkilerinin belirlenebilmesi için parametrik çalışma gerçekleştirilmiştir. Kazık elastisite modülünün davranışa olan etkileri için ise kazıkta kullanılan beton dayanım sınıfı C20, C35 ve C50 seçilmiştir. Seçilen özellikler ve model adları Tablo 1'de gösterilmiştir. FHWA yönetmeliğinde kil zeminler için önerdiği 0,65'lik grup verimliliği dikkate alınarak yapılan hesaplamalar ile TBDY-2018'de yer alan ampirik bağıntı kullanılarak elde edilen modelin karşılaştırılması için Model-8 seçilip analizler gerçekleştirilmiştir.



Şekil 6. Bu çalışmada kullanılmış olan depremler için tasarım spektrumları
(Earthquake design spectra used in this study)

3. SEÇİLEN MALZEME ÖZELLİKLERİ (MATERIAL PROPERTIES)

Bu çalışmada daha önce bahsedildiği üzere kum ve kil olmak üzere iki çeşit zemin tipi kullanılmıştır. Bu zemin tipleri için seçilecek malzeme özellikleri Türkiye Bina Deprem Yönetmeliğinde tanımlanmış olan ZE zemin sınıfına uygun olacak seçilmiştir. Seçilen kum ve kil zeminin özellikleri aşağıdaki Tablo 2'de verilmiştir.

Tablo 1. Tekil kazıkların analizindeki parametreler (Parameters used in single pile analysis)

Model No	Zemin Türü	Kazık Çapı (m)	Kazık Boyu (m)
1	Kum	0,6	18
2	Kum	0,6	25
3	Kum	1	18
4	Kum	1	25
5	Kil	0,6	18
6	Kil	0,6	25
7	Kil	1	18
8	Kil	1	25
9	Kil + Kum (tabakalı)	0,6	18
10	Kil + Kum (tabakalı)	0,6	25
11	Kil + Kum (tabakalı)	1	18
12	Kil + Kum (tabakalı)	1	25

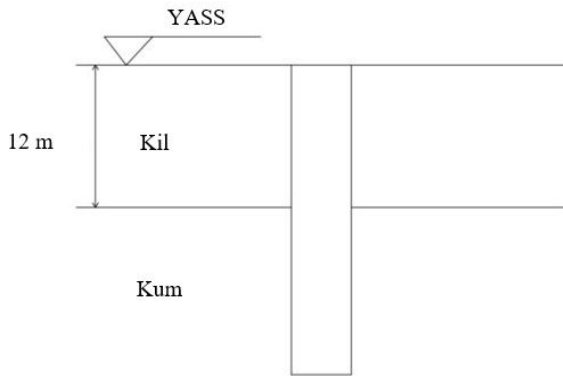
Tablo 2. Kum ve Kil Zemin Özellikleri (Sand and clay soil properties)

Zemin Tipi	Sürtünme Açısı (ϕ^0)	Batık Birim Hacim Ağırlık (γ') (kN/m ³)	Kayma Dalgası Hızı (V_s) (m/s)	K_0	OCR	PI (%)	Drenajsız Kohezyon (c_u) (kPa)
Kum	30	6,19	110	0,4	1	0	0
Kil	0	7,19	110	0,7	1	35	30

Tablo 3. Kazık grubu analizleri için hesaplanan azaltma katsayıları (Pile group reduction coefficients)

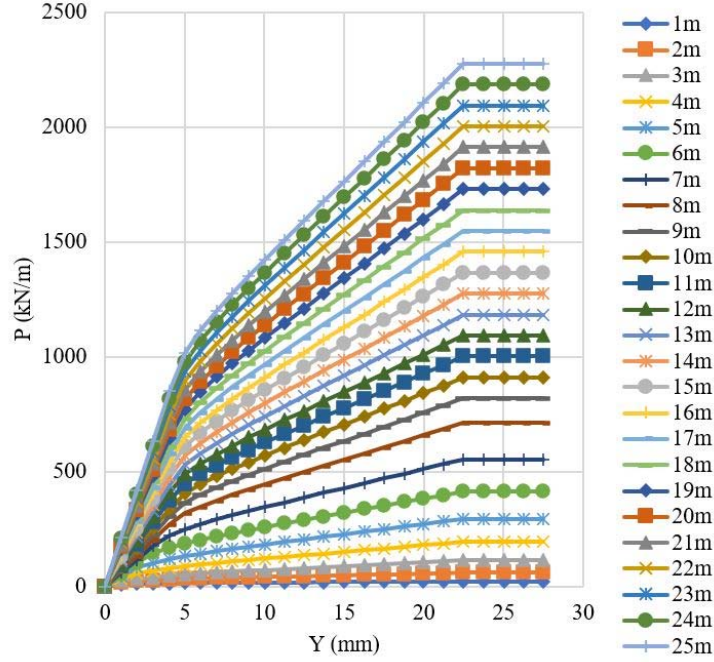
Model	Kazık Aralığı	Yönetmelikte yer alan azaltma katsayıları (β_G)					FHWA yönetmeliği Tüm kazıklar için
		1.sıra	2.sıra	3.sıra	4.ve 5.sıra	Ortalama	
Model-8	3D	0,82	0,67	0,58	0,52	0,622	0,65

Yapılan analizlerde zemin profilinin sadece kum veya kil olarak kabul edilmesinin yanı sıra bu iki zeminin tabakalı şekilde kabul edildiği analizlerde gerçekleştirilmiştir. Bu durumda kabul edilen zemin profili ise Şekil 7’de gösterilmiştir.

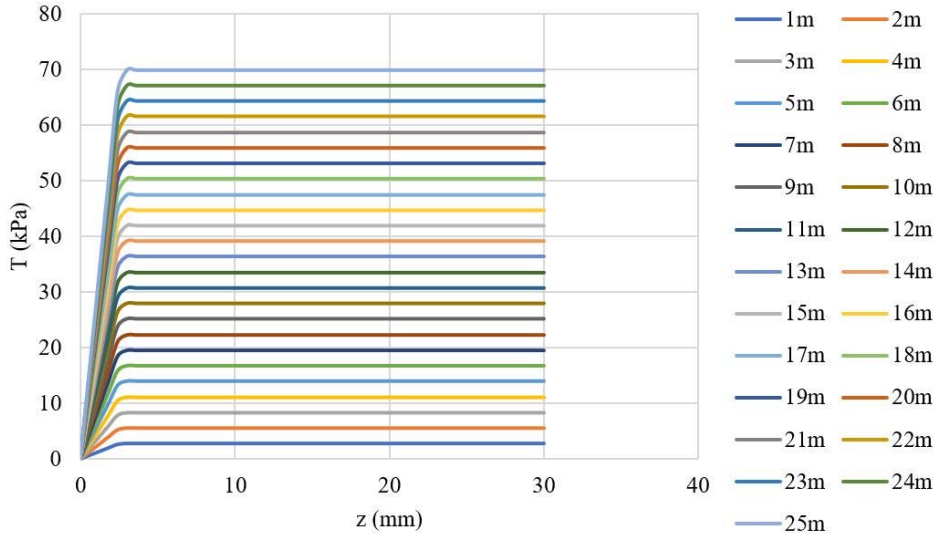
**Şekil 7.** Tabakalı zemin profili (Soil stratigraphy)

Kazık uç davranışını modellemek için Q-Z, çevre sürtünme direncini modelleyebilmek için t-z eğrileri Amerikan Petrol Enstitüsü API WSD RP-2A (2000) tarafından verilmiş denklemler ile belirlenmiştir. Zeminin yanıl davranışını modellemek için kullanılan p-y eğrileri ise yumuşak kil için Matlock (1970) ve gevşek kum zemin için Reese vd tarafından önerilen bağıntılar ile hesaplanmıştır. Bahsedilen ilişkiler ile model-2 için hesaplanmış olan p-y, t-z ve Q-Z eğrileri sırasıyla Şekil-8, Şekil-9 ve Şekil-10’da verilmiştir.

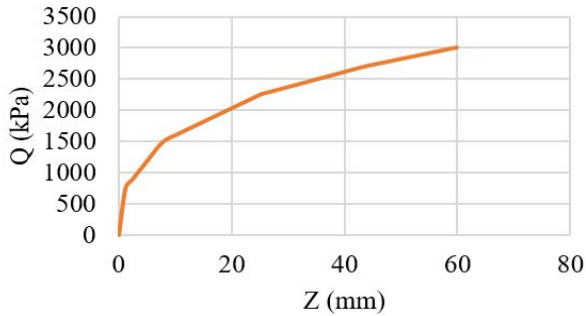
Model-8’de yapılan killi zeminlere oturan grup kazık analizleri için TBDY-2018 grup sayılarına bağlı olarak farklı grup verimliliği tanımlarken, FHWA tüm kazıklar için tek bir grup verimliliği katsayısı tanımlanmıştır. Her iki yönetmelikte tanımlanan grup verimliliği katsayıları Tablo 3’te verilmiştir. Kazık grupları için hesaplanmış olan p-y eğrileri ise Şekil 11’de verilmiştir. FHWA’da tek bir grup verimliliği katsayısı tanımlanmasından dolayı tek bir p-y eğrisi elde edilirken, her bir sıra için farklı bir verimlilik faktörü tanımlanmış olan TBDY-2018’e göre her bir sıra kazık için farklı p-y eğrisi ortaya çıkmaktadır.



Şekil 8. Model - 2 için hesaplanmış p-y eğrileri (Calculated p-y curves for model -2)



Şekil 9. Model - 2 için hesaplanmış t-z eğrileri (Calculated t-z curves for model -2)



Şekil 10. Model - 2 için hesaplanmış Q-Z eğrileri (Calculated Q-Z curves for model -2)

Yapılan analizler sırasında doğrusal olmayan zemin davranışı analizinden elde edilen toplam yer değiştirmeler p-y yaylarına uygulanarak kazıklarda oluşan kesme kuvvetleri ve momentler ANSYS programında hesaplanmıştır.

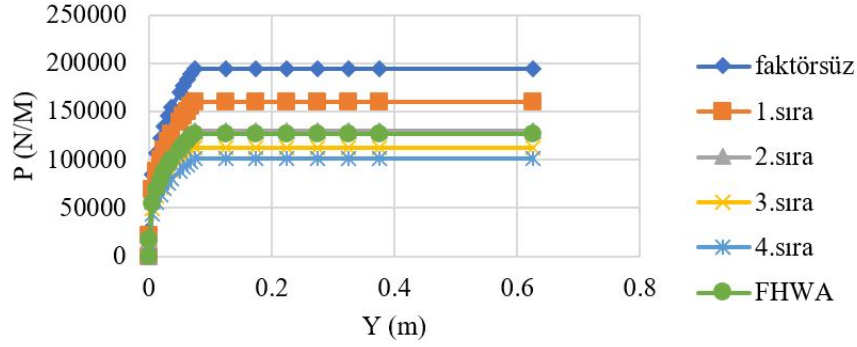
4. BULGULAR (RESULTS)

Yapılan tekil kazık analizlerinde her bir model için ayrı ayrı kesme kuvvetleri, eğilme momentleri ile birlikte oturma miktarları hem statik hem de dinamik yükler altında sonlu elemanlar analizi ile hesaplanmıştır. Bu nedenle tüm farklı modeller için öncelikle Darfield ve Manjil depremleri için zemin tepki analizleri yapılmıştır. Model-2 için DEEPSOIL

programı tarafından Darfield depremi için zeminde hesaplanan yer değiştirmeler Şekil 12’de verilmiştir. Hesaplanan zemin tepkileri sonlu elemanlar analizinde tüm modeller için girdi olarak kullanılmıştır. Şekil 12’de verilen yer değiştirme profilleri tek bir model için örnek olup diğer tüm modeller için kazık başlığında ve kazık ucunda hesaplanan yer değiştirmeler seçilen her iki deprem için de Tablo 4’te verilmiştir.

Farklı zemin koşulları için tekil kazık için statik ve dinamik yükler altında ANSYS sonlu elemanlar yazılımı ile TDBY - 2018’e uygun olarak hesaplanan kesme kuvveti, eğilme momenti ve oturma miktarları Tablo 5’te verilmiştir.

Analiz edilen 12 farklı model arasında statik yükler altında hesaplanan kesme kuvveti ve eğilme momenti 5. model için sırasıyla 20 kN ve 32 kNm olarak hesaplanmıştır. Bu model

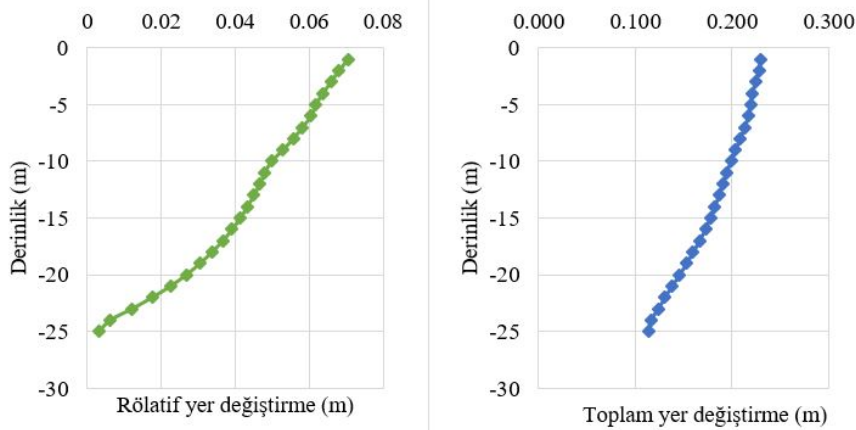


Şekil 11. 13 m derinlikte, kazık sıralarına göre faktörlendirilmiş p-y eğrileri (p-y curves according to pile rows at 13 m depth)

Tablo 4. DEEPSOIL tarafından tüm modellerde kazık başlığında ve kazık ucunda hesaplanan toplam yer değiştirmeler

(Total displacements at pile top and pile tip computed by DEEPSOIL)

Model	Darfield		Manjil		Ortalama	
	Üst (m)	Alt (m)	Üst (m)	Alt (m)	Üst (m)	Alt (m)
1	0,239	0,129	0,600	0,280	0,419	0,204
2	0,159	0,110	0,421	0,210	0,290	0,160
3	0,239	0,129	0,600	0,280	0,419	0,204
4	0,159	0,108	0,421	0,210	0,290	0,158
5	0,184	0,117	0,535	0,427	0,360	0,272
6	0,214	0,115	0,628	0,407	0,421	0,261
7	0,184	0,117	0,535	0,427	0,360	0,272
8	0,214	0,115	0,628	0,407	0,421	0,261
9	0,299	0,188	0,525	0,312	0,412	0,250
10	0,344	0,155	0,565	0,248	0,454	0,202
11	0,299	0,188	0,525	0,312	0,412	0,250
12	0,344	0,155	0,565	0,248	0,454	0,202



Şekil 12. Model -2 için Darfield depremi sonucu hesaplanmış yer değiştirmeler (Displacements computed for Darfield earthquake for Model - 2)

için statik yükler altında hesaplanan oturma miktarı ise 3.5 mm olarak bulunmuştur. Dinamik yükler uygulandığı zaman ise bulunan bu değerler sırasıyla 408 kN, 636 kNm ve 205 mm olarak hesaplanmıştır. Kazıklarda kullanılan beton dayanım sınıfı ve dolayısıyla beton elastisite modülü arttığı zaman kazıklara gelen eğilme moment büyüklüğünün de arttığı gözlemlenmiştir. Model-3 için gerçekleştirilen analizlerde C20 dayanım sınıfı betondan imal edilen kazık için hesaplanan eğilme momenti 1024 kNm iken C50 dayanım sınıfı betondan imal edilen kazık için hesaplanan eğilme momenti 1088 kNm olmaktadır. ANSYS programından kinematik analiz sonucu model-2 için elde

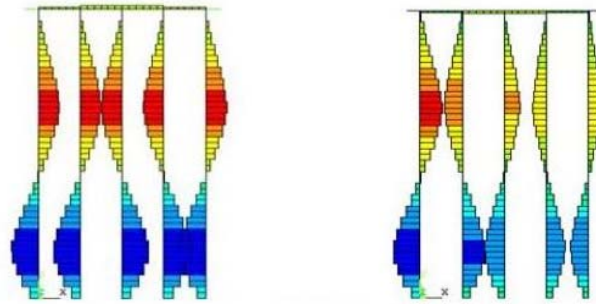
edilen kesme kuvveti ve eğilme momenti grafikleri aşağıdaki Şekil 13’de verilmiştir. Kil zemine oturan kazık grupları için FHWA’nın tüm kazıklar için ortalama sonuçları verdiği görülürken TBDY-2018 kazık grubunda yer alan kazık sıralarına göre sonuçların farklılıklar gösterdiği görülmüştür. FHWA metoduna göre hesaplanan maksimum kesme kuvveti 372 kN iken, TBDY-2018’e göre hesaplanan maksimum kesme kuvveti 455 kN’dir. Her iki yöntem için çizdirilen kesme kuvveti grafiği Şekil 14’de verilmiştir. TBDY -2018 ve FHWA metodlarına uygun olarak yapılan sonlu elemanlar analizine göre elde edilen maksimum moment sonuçları Şekil 15’de verilmiştir. Şekil 15’de

Tablo 5. Statik ve dinamik yükler altında hesaplanmış kazık kesme kuvveti, eğilme momenti ve oturma miktarı (Shear force, bending moment and settlements computed under static and dynamic forces)

Model No	Statik Moment (kN.m)	Statik Kesme Kuvveti(kN)	Statik Oturma(mm)	Kinematik Moment (kN.m)	Kinematik Kesme Kuvveti(kN)	Kinematik Oturma (mm)
1	82	35	3,2	640	497	5,8
2	160	60	4,7	700	1290	9,5
3	204	71	3,4	1024	800	59
4	409	120	4,4	3004	1960	101
5	32	20	3,5	636	408	205
6	54	31	4,0	1120	674	363
7	75	36	5,5	944	615	652
8	110	53	5,7	2304	1230	744
9	64	38	3,8	1612	827	5,7
10	140	66	5,2	1728	1180	9,1
11	195	79	6,2	2084	1610	57
12	325	131	5,1	4600	2100	103



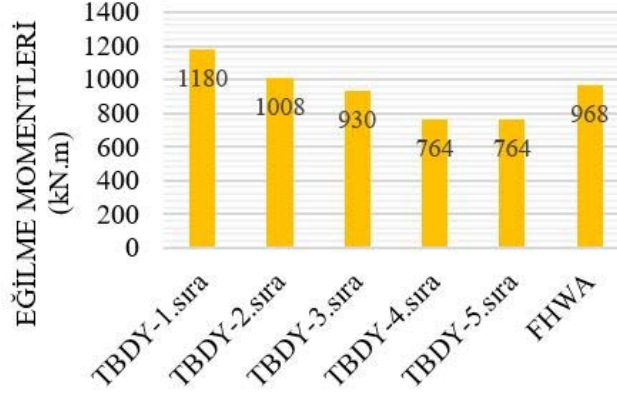
Şekil 13. Model - 2 için hesaplanan kesme ve eğilme momenti diyagramları (Computed shear force and bending moment diagrams for model two)



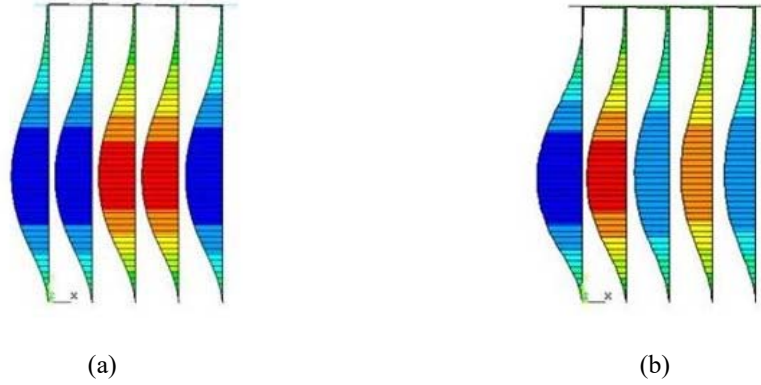
(a)

(b)

Şekil 14. Grup kazıklarda hesaplanan kesme kuvveti diyagramları (a) FHWA metoduna göre (b) TBDY - 2018'e göre (Shear force diagrams computed according to (a) FHWA method (b) TBDY - 2018 method)



Şekil 15. TBDY - 2018 ve FHWA'ya göre hesaplanmış olan kazıklardaki maksimum eğilme momentleri
(Maximum bending moments in piles calculated according to TBDY - 2018 and FHWA)



Şekil 16. Grup kazıklarda hesaplanan eğilme momenti diyagramları (a) FHWA metodu (b) TBDY - 2018 metodu
(Bending moment diagrams computed according to (a) FHWA method (b) TBDY 2018 method)

görülebileceği üzere TBDY-2018'e göre hesaplanan maksimum eğilme momenti 1. sıra kazıkta hesaplanırken, iç sıra kazıklarda giderek azalmakta ve 4. sıra kazıktan sonra ise sabit kalmaktadır. Bunun nedeni ise, verimlilik hesabında yük azaltma katsayılarının önce azalması ve daha sonra sabit kalmasından kaynaklanmaktadır. FHWA metodunda ise tüm kazıklar için aynı büyüklükte maksimum eğilme momenti oluştuğu görülmektedir.

İki yöntem arasında kesme kuvvetleri arasında kurulan benzer bir ilişki eğilme momentleri arasında da kurulabilmektedir. TBDY 2018'e göre hesaplanan eğilme momenti 1. sıra için 1180 kNm iken 4. sıra için 764 kNm düşmektedir. Ancak FHWA metoduna göre hesaplanan eğilme momenti tüm kazık sıraları için aynı olup 968 kNm'dir. Şekil 16'de FHWA ve TBDY-2018'e göre hesaplanmış eğilme momenti grafikleri verilmiştir.

5. SONUÇLAR (CONCLUSION)

Bu çalışmada farklı zemin ve kazık özellikleri için 2019 yılında yürürlüğe giren TBDY-2018'de tarif edilen Yöntem -III hesap adımlarına göre ANSYS sonlu elemanlar

yazılımında dinamik analizler yapılmış ve aşağıdaki sonuçlar elde edilmiştir.

- Kazık boyu 18 metreden 25 metreye uzadığı zaman kazık meydana gelen kesme kuvveti artmaktadır. Artış miktarı ise zemin tipine göre farklılık göstermektedir. Bu çalışmada meydana gelen artış miktarı kum, kil ve tabakalı zemin durumu için sırasıyla %160, %65 ve %42 olarak bulunmuştur. Eğilme momentinin ise aynı sıralamayla kazık boyunun artmasıyla %10, %76 ve %7 arttığı hesaplanmıştır.
- Kazık boyunun 18 metre olduğu ancak kazık çapının 0.6 metreden 1 metreye çıkarıldığı durumda kazıkta meydana gelen kesme kuvveti kumda %60, kilde %50 ve tabakalı zeminde %94 arttığı görülmüştür. Kazık boyu 25 metre olduğu zaman kazık çapında meydana gelen artış kesme kuvvetinde aynı zemin tipi sıralamasında meydana gelen artış %52, %82 ve %78 olmuştur. Kazıklarda oluşan eğilme momenti ise sırasıyla %300, %105 ve %166 artmıştır.
- Kazık elastisite modülünün artması kazıkların daha az deformasyona uğramasına neden olmuş ve bu nedenle daha fazla eğilme momenti oluşmasına neden olmuştur.

- Kum zeminler için hesaplanan Q-Z yaylarının yay sabitlerinin daha yüksek olması nedeniyle kum zeminlerde kil zeminlere göre daha düşük deformasyonlar ölçülmüştür.
- Zemin profili iki tabakalı olduğu zaman kinematik etkilerin arttığı görülmüştür.
- Kazıklar grup olarak modellendiği zaman kinematik etkilerin tekil kazıklara göre azaldığı görülmüştür. Bununla birlikte grup kazık analizlerinde TBDY - 2018'e göre kazık yüklerinin deprem yönüne bağlı olarak kazık sırasına göre kuvvetlerin azaldığı görülürken, FHWA metoduna tüm kazıklar sıraları için aynı kuvvetlerin etkidiği görülmüştür.

Tüm sonuçlar değerlendirildiği zaman kazık boyu ve kazık çapı arttıkça kazığa etkiyen eğilme momenti ve kesme kuvvetinin oldukça arttığı görülmüştür. Bununla birlikte kazıklı temel tasarımında sadece yüklerin değil aynı zamanda bu yükler altında meydana gelebilecek oturma miktarlarının da dikkate alınması gerektiği görülmüştür.

KAYNAKLAR (REFERENCES)

1. Algın, H.M., Ekmen, A.B., Yenmez, L., Baret kazıklı radye temellerin üç boyutlu sonlu elemanlar analizi, *Teknik Dergi*, 30 (5), 9443 - 9458, 2019.
2. Ateş, B., Şadoğlu, E., Kum zeminlerdeki kazıklı radye temellerin optimum kazık aralığının deneysel olarak incelenmesi, *Teknik Dergi*, 32 (1), 10477-10494, 2021.
3. Taşan H.E., Savidis S.A., Akdağ C.T., Pore water pressure development around the monopile foundations of offshore wind energy converters, Açık deniz rüzgar enerjisi türbinleri tekil kazık temellerinin çevresindeki boşluk suyu basıncı gelişimi, *Journal of the Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University*, 29 (2), 331-341, 2014.
4. Allmond, J.D.A., Kutter, B.L., Design considerations for rocking foundations on unattached piles, *J. Geotech. Geoenviron. Eng.*, 140 (10), 2014.
5. Armstrong, R.J., Boulanger, R.W.B., Beaty, M.H., Liquefaction effects on piled bridge abutments: Centrifuge tests and numerical analyses, 139 (3), 433-443, 2013.
6. Anastasopoulos, I., Kourkoulis, R., Gazetas, G., Tsatsis, A., Interaction of piled foundation with a rupturing normal fault, *Geotechnique*, 63 (12), 1042-1059, 2013.
7. Armstrong, R.J., Boulanger, R.W., Beaty, M.H., Equivalent static analysis of piled bridge abutments affected by earthquake-induced liquefaction, *J. Geotech. Geoenviron. Eng.* 140 (8), 2014
8. Bagheri, M., Jamkhaneh, M.E., Samali, B., Effect of seismic soil-pile-structure interaction on mid-and high-rise steel buildings resting on a group of pile foundations, *Int. J. Geomech.*, 18 (9), 2018.
9. Callisto, L., Rampello, S., Capacity design of retaining structures and bridge abutments with deep foundations, *J. Geotech. Geoenviron. Eng.*, 139 (7), 1086-1095, 2013.
10. Castelli, F., Maugeri, M., Post-earthquake analysis of a piled foundation, *J. Geotech. Geoenviron. Eng.*, 139 (10), 2013.
11. Ma, K., Xu, Q., Seismic softening behavior of pile-raft foundation constructed in clayey soil site subjected to far field earthquake, *Journal of Vibroengineering*, 16 (2), 560-574, 2014.
12. Kuo, K.A., Hunt, H.E.M., Dynamic models of piled foundation, *Transactions of the ASME*, 65 (3), 2013.
13. Stringer, M., Madabhushi, G., The effect of pile installation method on dynamic pile response, 11 (2), 87-99, 2011.
14. Stringer, M.E., Madabhushi, S.P.G., Axial load transfer in liquefiable soils for free-standing piles, *Geotechnique*, 63 (5), 400-409, 2013.
15. Stringer, M. E., Madabhushi, S.P.G., Re-mobilisation of pile shaft friction after an earthquake, *Canadian Geotechnical Journal*, 50 (9), 2013.
16. Zorzalejos, J.M., Aznarez, J.J., Padron, L.A., Maeso, O., Influences of type of wave and angle of incidence on seismic bending moments in pile foundations, *Earthquake Engng Struct. Dyn.*, 43 (1), 41-59, 2014.
17. Kampitsis, A.E., Sapountzakis, E.J., Giannakos, S.K., Gerolymos, N.A., Seismic soil-ple-structure kinematic and inertial interaction - A new beam approach, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 55, 211-224, 2013.
18. Rahmani, A., Taiebat, M., Finn, W.D.L., Ventura, C.E., Evaluation of p-y springs for nonlinear static and seismic soil-pile interaction analysis under lateral loading. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 115, 438-447, 2018.
19. Lim, H., Jeong, S., Simplified p-y curves under dynamic loading in dry sand, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 113, 101-111, 2018.
20. Jalali, M.M., Golmaei, S.H., Jalali, M.R., Borthwick, A., Ahmadi, M.K.Z., Moradi, R., Using finite element method for pile-soil interface (through Plaxis and Ansys), *J. Civ. Eng. Constr. Technol.*, 3 (10), 256-272, 2012.
21. Luo, C., Yang, X., Zhan, C., Jin, X., Ding, Z., Nonlinear 3D finite element analysis of soil - pile - structure interaction system subjected to horizontal earthquake excitation, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 84, 145-156, 2016.
22. Cai, Y., Liu, Z., Li, T., Yu, J., Wang, N., Vertical dynamic response of a pile embedded in radially inhomogeneous soil based on fictitious soil pile model, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 132, 2020.
23. O'Neill, M.W., and Reese, L.C. *Drilled Shafts: Construction Procedures and Design Methods*. Publication No. FHWA-IF-99-025, Federal Highway Administration, Washington, D.C. (1999).
24. Hashash, Y.M.A., Musgrove, M.I., Harmon, J.A., Groholski, D.R., Phillips, C.A., Park, D., *DEEPSOIL 6.1, User Manuel*, 2016.
25. DeSalvo, G.J., Swanson, J.A., *Ansys engineering analysis system user's manual*, Houston, Pa. :Swanson Analysis System, 1985.

26. T.C. İçişleri Bakanlığı Afet ve Acil Durum Yönetimi Başkanlığı Deprem Tehlike Haritaları, <https://tdth.afad.gov.tr>. 2018. 25.02.2021.
27. Van Buren, E., Muskulus, M., Improving pile foundation models for use in bottom-fixed offshore wind turbine applications, *Energy Procedia*, 24, 363-370, 2012.
28. API WSD RP-2A, Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms, American Petroleum Institute, 2000.
29. Yolcu, A., Tanırcan, G., Tüzün, C., Acceleration displacement response spectra for design of seismic isolation systems in Turkey, *Teknik Dergi*, 32 (2), 10629-106442021.
30. Graizer, V., Kalkan E., Prediction of spectral acceleration response ordinates based on pga attenuation, *Earthquake Spectra*, 25 (1), 39-69, 2009.

