



KAZIK-ZEMİN ETKİLEŞİMİNİN RÜZGÂR TÜRBİNLERİNİN DEPREM DAVRANIŞI VE KIRILGANLIK EĞRİSİ ÜZERİNDEKİ ETKİSİ

Abdullah DİLSİZ^{1*}, Ali Ruzi ÖZUYGUR²

¹Ankara Yıldırım Beyazıt University, Faculty of Engineering and Natural Sciences, Department of Civil Engineering, 06010, Ankara, Türkiye

²Yapı Proje Uygulama A.Ş., 34349, İstanbul, Türkiye

Özet: Bir yapı konumunda, taban kayasına ulaşan sismik dalgalar, üstündeki zemin aracılığıyla temele doğru yayılır ve dalganın bir kısmı temel ara yüzünden zemine geri yansırken, diğer bir kısmı ise yapıya iletilir ve yapının tepesinden tekrar zemine yansır. Bu süreç hem zeminin ve hem de yapının dinamik davranış özellikleri ile de etkileşim içerisindedir. Bu olayın tamamına Zemin-Yapı Etkileşimi (ZYE) denilmektedir. ZYE hakkında çok sayıda akademik araştırma mevcuttur. Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği (TBDY) kazıklı temellerinin ZYE ile deprem etkisi altında gerçekleştirilen analiziyle ilgili ayrıntılı hükümler içermektedir. TBDY tarafından benimsenen en basit yöntemde, kazıklar çubuk elemanlar olarak modellenir; çubuk elemanların düğüm noktalarına zeminin yatay ve düşey basınçlarını temsilen doğrusal olmayan yatay ve düşey yaylar tanımlanır; ayrıca kazığın alt ucuna zeminin düşey basıncını temsilen doğrusal olmayan düşey yay tanımlanır. Zeminin yatay, düşey ve kazık uç direnci için basınç-yerdeğiştirme ilişkisi sırasıyla $p-y$, $t-z$ ve $Q-z$ ile gösterilir. Bu çalışmada, kazıklı temele sahip bir rüzgâr türbininin dinamik davranışı, i) yukarıda açıklanan doğrusal olmayan zemin yaylarının dikkate alındığı ve ii) temelin ankastre mesnet kabul edildiği durumlar için incelenmiştir. Bu iki durum için ayrıca yatay yerdeğiştirmenin esas alındığı kırılgenlik eğrileri elde edilmiştir. Yapılan sayısal analizler sonucunda rüzgâr türbini kulesi iç kuvvet istemlerinde önemli sayılabilecek farklılıkların oluştuğu, ancak kulenin yatay yerdeğiştirme istemindeki farkın ihmal edilebilir mertebede olduğu görülmüştür.

Anahtar kelimeler: Zemin-yapı etkileşimi, Kazık-zemin etkileşimi, Kazıklı temel, Rüzgâr türbini


Effect of Pile-Soil Interaction on Earthquake Behavior and Fragility Curve of Wind Turbines


Abstract: The seismic wave reached to the bedrock propagates toward the foundation through the soil above it. While part of the wave reflects back into the soil from the foundation interface, the rest is transmitted into the structure and reflects back to the ground from the top of the structure. This phenomenon interacts both the dynamic behaviors of the structure as well as the soil. This entire phenomenon is referred to as Soil-Structure Interaction (SSI). There are numerous academic studies on SSI. The Turkish Building Earthquake Code (TBEC) includes detailed provisions regarding the seismic analysis of piled foundations considering SSI. In the simplest method adopted by TBEC, piles are modeled as frame elements; nonlinear horizontal and vertical springs are assigned at the nodes of these frame elements to represent the horizontal and vertical resistance of the soil; additionally, a nonlinear vertical spring is assigned at the bottom tip of the pile to represent the vertical resistance of the soil. The horizontal, vertical, and pile-tip resistance of the soil and their relating displacement properties are represented as $p-y$, $t-z$, and $Q-z$, respectively. In this study, the dynamic behavior of a wind turbine with a piled foundation has been examined for the following conditions: i) the case that the nonlinear soil springs described above are used, and ii) the case that the foundation is assumed to be a fixed support. For these two cases, fragility curves based on the lateral displacement of the turbine tower have also been derived. Numerical analyses have revealed that there are significant differences in the internal force demands of the tower, while the difference in the lateral displacement demands of the tower is negligible.

Keywords: Soil-structure interaction, Pile-soil interaction, Pile foundation, Wind turbine

*Sorumlu yazar (Corresponding author): Abdullah DİLSİZ, Ankara Yıldırım Beyazıt University, Faculty of Engineering and Natural Sciences, Department of Civil Engineering, 06010, Ankara, Türkiye

E mail: adilsiz@aybu.edu.tr (A. DİLSİZ)

Abdullah DİLSİZ  <https://orcid.org/0000-0002-1750-9327>

Ali Ruzi ÖZUYGUR  <https://orcid.org/0000-0002-7145-8065>

Gönderi: 23 Kasım 2024

Kabul: 25 Aralık 2024

Yayınlanma: 15 Ocak 2025

Received: November 23, 2024

Accepted: December 25, 2024

Published: January 15, 2025

Cite as: Dilsiz A, Özyugur AR. 2025. Effect of pile-soil interaction on earthquake behavior and fragility curve of wind turbines. BSJ Eng Sci, 8(1): 234-242.

1. Giriş

Yapıların bulunduğu konumda, taban kayasına ulaşan sismik dalgalar, üstündeki zemin aracılığıyla temele doğru yayılır ve dalganın bir kısmı temel ara yüzünden zemine geri yansırken, diğer bir kısmı ise yapıya iletilir ve yapının tepesinden tekrar zemine yansır. Bu süreç hem zeminin ve hem de yapının dinamik davranış özellikleri ile de

etkileşim içerisindedir. Bu olayın tamamı Zemin-Yapı Etkileşimi (ZYE) olarak tanımlanır. Yapı-Deprem Mühendisliği alanında ZYE'nin çeşitli boyutları üzerine önemli sayıda akademik araştırma mevcuttur. Hali hazırda yürürlükte bulunan Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği (TBDY, 2018) de kazıklı temellerinin ZYE ile deprem etkisi altında gerçekleştirilen analiziyle ilgili



ayrıntılı hükümler içermektedir. TBDY tarafından benimsenen en basit yöntemde, kazıklar çubuk elemanlar olarak modellenir; çubuk elemanların düğüm noktalarına zeminin yatay ve düşey basınçlarını temsilen doğrusal olmayan yatay ve düşey yaylar tanımlanır; ayrıca kazığın alt ucuna zeminin düşey basıncını temsilen doğrusal olmayan düşey yay tanımlanır. Zeminin yatay, düşey ve kazık uç direnci için basınç-verdeğiştirme ilişkisi sırasıyla $p-y$, $t-z$ ve $Q-z$ ile gösterilir. Buradaki $p-y$, $t-z$ ve $Q-z$ yayları genellikle Amerikan Petrol Enstitüsü (American Petroleum Institute, API) tarafından yayınlanan "Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms-Working Stress Design (2002)" isimli doküman referans alınarak hesaplanır. Dolayısıyla, bu yaylar API yayları olarak da anılır.

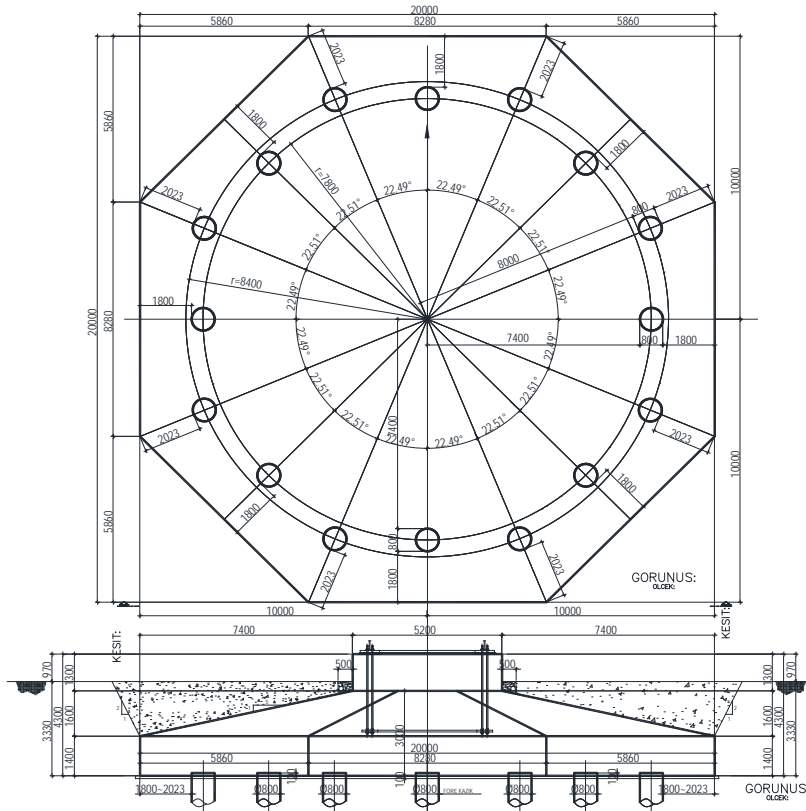
Türkiye’de mühendislik uygulamalarında kazıklı temeller için ZYE analizi yapmak nispeten yenidir. Polat (2008), kazık destekli deniz yapılarının deformasyona dayalı sismik analizinde doğrusal olmayan kazık-zemin etkileşim analizini kullanmıştır. Aydınöğlu (2011), zayıf zeminlerde inşa edilecek binalar için dinamik kazık-zemin etkileşim analizi ile uygulamaya yönelik bir yöntem önermiştir. Aydınöğlu vd. (2014), dinamik kazık-zemin etkileşim analizi için uygulamaya yönelik başka bir yöntem önermiştir. Bildik vd. (2017) ise kazıkların davranışının kinematik etkileşim analizi ile incelenmesine ilişkin bir vaka çalışması sunmuştur.

Bu çalışmada, kazıklı temele sahip bir rüzgâr türbininin dinamik davranışı, i) yukarıda açıklanan doğrusal olmayan zemin yaylarının dikkate alındığı ve ii) temelin

ankastre mesnet kabul edildiği durumlar için incelenmiştir. Bu iki durum için ayrıca yatay yerdeğiştirmenin esas alındığı kırılma eğrileri elde edilmiştir. Yapılan sayısal analizler sonucunda rüzgâr türbini kule iç kuvvet istemlerinde önemli sayılabilecek farklılıkların ortaya çıktığı, ancak kulenin yatay yerdeğiştirme istemlerindeki farkın ihmal edilebilir mertebede olduğu görülmüştür. Çalışmanın aşağıda yer alan bölümlerinde bahsi geçen rüzgâr türbini yapısal özellikleri ile birlikte TBDY (2018) doğrultusunda uygulanan ZYE analizleri detaylı şekilde sunulmuş ve sonuçlar tartışılmıştır.

2. Rüzgâr Türbininin Yapısal Özellikleri

Çalışmada ZYE analizlerinin uygulanması amacıyla ülkemizde kullanılanlara benzer bir rüzgâr türbini ele alınmıştır. Rüzgâr türbininin temel planı ve kesiti Şekil 1’de verilmiştir. Temel, toplam genişliği 20 m olan sekizgen bir şekle sahiptir. Temel kalınlığı, orta bölgede 3 m’den kenarda 1,4 m’ye kadar değişmektedir. Temel, çapı 0,8 m ve uzunluğu 20 m olan 16 adet kazık tarafından desteklenmektedir. Toplam 1493 kN ağırlığındaki motor ve diğer aksamları, ağırlığı 1463 kN olan dairesel bir çelik kule tarafından taşınmaktadır. Çelik kulenin yüksekliği 80 m olup, çapı altta 4 m’den başlayarak, üstte 3 m’ye kadar azalacak şekilde değişmektedir. Bununla birlikte, çelik kule bölümlerinin duvar kalınlığı da altta 25 mm’den üstte 13 mm’ye kadar değişmektedir. Temel ve kazıkların beton sınıfı C30, dairesel kulenin çelik sınıfı ise S275’tir.



Şekil 1. Seçilen rüzgâr türbininin temel planı.

3. Zemin Özellikleri ve p - y , t - z , Q - z Eğrileri

Temel zemininin, içsel sürtünme açısı $\phi = 20^\circ$, birim hacim ağırlığı $\gamma = 19 \text{ kN/m}^3$ ve drenajsız kesme dayanımı $c_u = 90 \text{ kN/m}^2$ olan kohezyonlu zemin olduğu varsayılmıştır.

Zeminin doğrusal olmayan yay parametrelerini, başka bir deyişle p - y , t - z ve Q - z eğrilerini tanımlamak için çok sayıda araştırma yapılmıştır. p - y eğrisinin tayini için zemin türüne bağlı olarak şu yöntemler kullanılabilir: Matlock (1970) yöntemi yumuşak kil ($c_u < 50 \text{ kPa}$) için uygundur; Reese vd. (1975) yöntemi su tablasının altındaki sert kil için uygundur; Welch ve Reese (1972) yöntemi su tablasının üzerindeki sert kil için uygundur; Reese vd. (1974) yöntemi kum için uygundur. t - z ve Q - z eğrileri genellikle API (2002) dokümanı esas alınarak elde edilir. Kohezyonlu zemindeki yanal p - y yayları, kazık kesitinin kama etki bölgesinde olup olmadığına bağlı olarak tanımlanır. Kama etkisi bölgesi, kazık yakınındaki zeminin, yatay yükleme nedeniyle kama şeklinde bir göçme mekanizmasına maruz kaldığı bölgeyi ifade eder. Kama etki bölgesindeki yanal p - y yaylarının hesaplanması için gerilme birimindeki (kN/m^2) nihai yanal zemin direnci eşitlik 1’de verildiği şekilde ifade edilir:

$$p_u = 3c_u + \gamma X + J \frac{c_u X}{D} \quad (1)$$

Burada; X derinlik (m), γ etkin zemin birim ağırlığı (kN/m^3), D kazık çapı (m), c_u örselenmemiş kohezyonlu zeminin drenajsız kesme dayanımı ve J de 0.25 ile 0.5 arasında değişen boyutsuz ampirik bir sabittir.

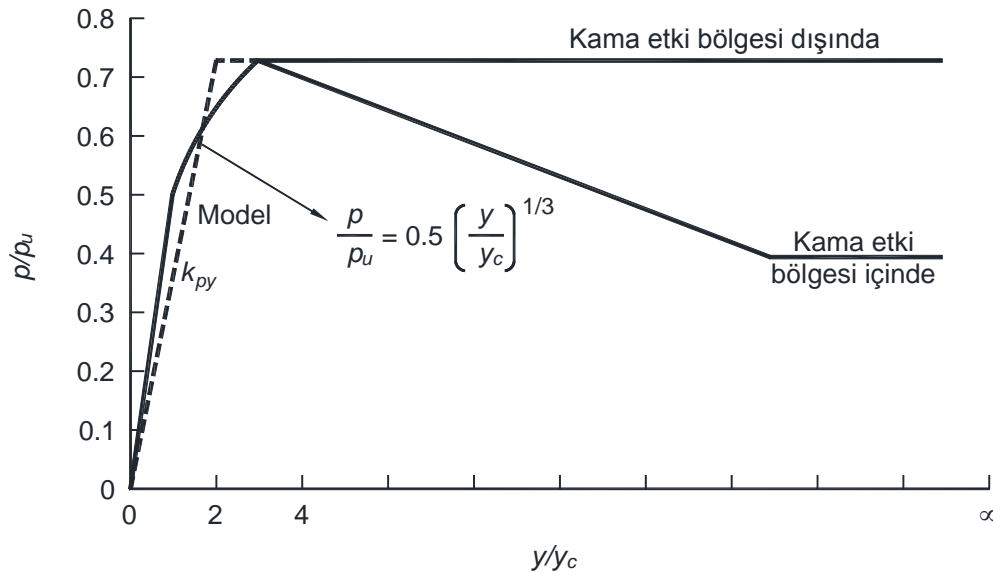
Kama etki bölgesinin dışında kalan derinlikteki nihai yanal zemin direnci eşitlik 2’de verilmiştir:

$$p_u = 9c_u \quad (2)$$

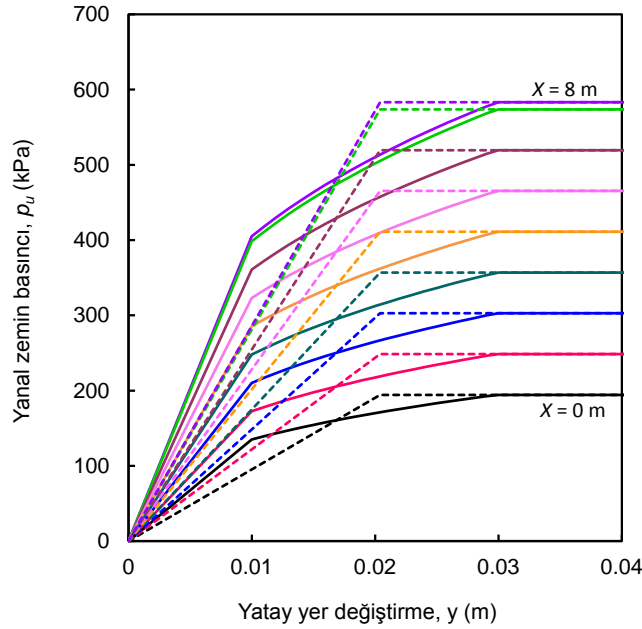
Çevrimsel yükleme altında kohezyonlu bir zemin için, doğrusal olmayan yanal zemin direnci ve yanal yerdeğiştirme ilişkisi, Tablo 1 ve Şekil 2’de verildiği gibi önerilmektedir. Burada p gerçek direnç, y gerçek yanal yerdeğiştirme ve $y_c = 2,5 \varepsilon_{50} D$ ’dir. ε_{50} , bu çalışmada 0.005 olarak alınan maksimum gerilmenin %50’sindeki zemin şekil değiştirmesidir. Bu çalışmada verilen zemin özellikleri için zemin direnci ve yanal yerdeğiştirme ilişkisi Şekil 3’te gösterilmiştir. Kama etkisi bölgesinin, eşitlik 1 ve 2’nin sayısal sonuçlarının birbirine yakınsadığı 7 m derinlikte sona erdiği görülmektedir.

Tablo 1. Yanal zemin direnci ve yanal yerdeğiştirme ilişkisi (p - y eğrisi) (API, 2002)

Kama etki bölgesi dışında		Kama etki bölgesinde	
p/p_u	y/y_c	p/p_u	y/y_c
0,5	1	0,5	1
0,72	3	0,72	3
0,72	∞	$0,72X/X_r$	∞



Şekil 2. Çevrimsel yükleme altında kohezyonlu zeminin p - y eğrisi (API, 2002).



Şekil 3. Çevrimsel yükleme altında, verilen kohezyonlu zeminin p - y eğrisi.

Doğrusal olmayan p - y yaylarının kuvvet-deplasman özelliği, akma gerilmesi p_{sy} ve etkin elastik rijitlik $k_{py} = p_{sy} / y_y$ ile tanımlanan elastoplastik bir eğri kullanılarak idealize edilebilir. Burada y_y , elastoplastik doğrusal olmayan yay elemanının akma deplasmanını ifade eder.

Düşey yönde, kazık yüzey sürtünmesi direnci ile düşey yerdeğiştirmesi arasındaki ilişkiyi temsil etmek için doğrusal olmayan t - z yayları kullanılır. Uç direnci ile düşey yerdeğiştirme arasındaki ilişkiyi temsil etmek için ise doğrusal olmayan Q - z yayları kullanılır.

Kohezyonlu zemindeki kazıklar için, nihai kazık yüzey sürtünmesi t_{max} eşitlik 3 ile elde edilebilir:

$$t_{max} = \alpha c_u \quad (3)$$

Burada α boyutsuz bir katsayıdır ve c_u zeminin drenajsız kayma dayanımıdır. Boyutsuz katsayı α hesabı eşitlik 4 ve

5 ile yapılabilir:

$$\psi \leq 1.0 \quad \text{için} \quad \alpha = \psi^{0.5} \quad (4)$$

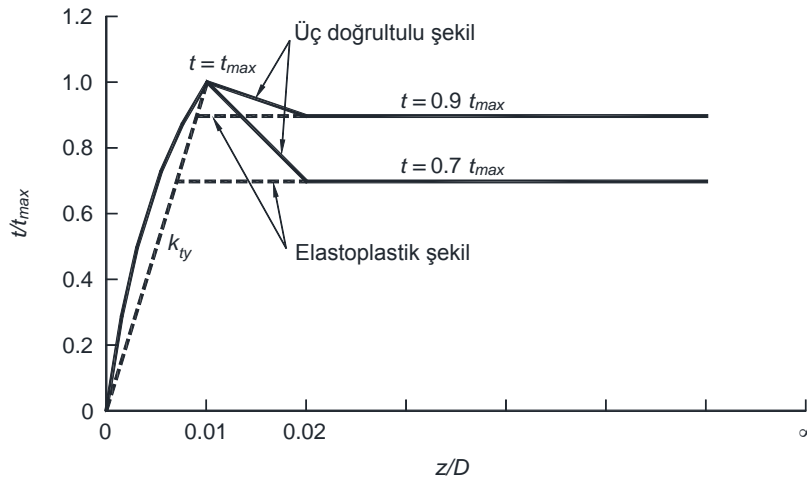
$$\psi > 1.0 \quad \text{için} \quad \alpha = \psi^{0.25} \quad (5)$$

Burada, ψ katsayısı eşitlik 6 kullanılarak hesaplanır:

$$\psi = \frac{c_u}{\sigma_0} \quad (6)$$

Bu denklemden, σ_0 etkin aşırı yüklenmiş basınç (kPa) değeridir.

Şekil 4'te, kazık yüzey sürtünme direnci ve düşey yerdeğiştirme ilişkisi gerilme birimi (kN/m²) cinsinden gerçek ve idealize edilmiş üç-doğrusal biçim için verilmiştir. Şekil 4'te, t_{max} zeminin maksimum birim yüzey sürtünme direnci, z düşey yerdeğiştirme ve D kazık çapıdır.

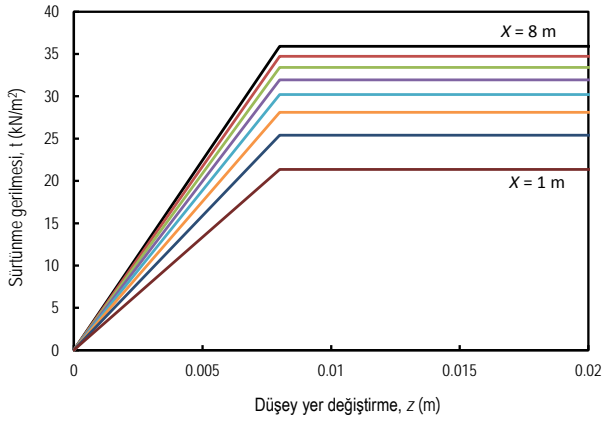


Şekil 4. Kohezyonlu zemin için t - z eğrisi (API, 2002).

İdealize edilmiş formun elastik rijitliği eşitlik 7 ile tanımlanabilir:

$$k_{ty} = \frac{t_{\max}}{z_y} \quad (7)$$

Burada z_y kohezyonlu zeminlerde $0,01 \cdot D$ 'ye eşit olan akma yerdeğiştirmesidir. Doğrusal olmayan yüzey sürtünmesi, $t = 0,7t_{\max}$ veya $0,9t_{\max}$ 'a eşit elastoplastik formda veya Şekil 4'te gösterildiği gibi üç doğrusal eğri şeklinde olabilir. Bu çalışmadaki rüzgâr türbininin kazıkları için hesaplanan $0,7t_{\max}$ ile idealize edilmiş olan elastoplastik yüzey sürtünme yayları Şekil 5'te gösterilmiştir.



Şekil 5. Kohezyonlu zemin için t-z eğrisi.

Kohezyonlu zemindeki bir kazık için, kuvvet birimindeki (kN) nihai uç direnci eşitlik 8 ile hesaplanabilir:

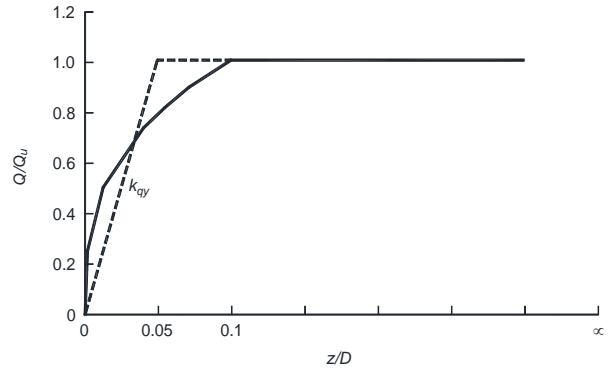
$$Q_u = 9c_u A_p \quad (8)$$

Burada c_u zeminin drenajsız kesme dayanımı ve A_p kazığın kesit alanıdır.

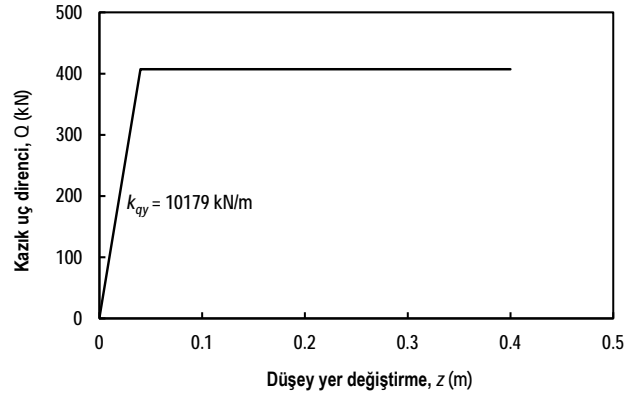
Önerilen değerlere sahip Q-z eğrisi ve idealize edilmiş elastoplastik formu Şekil 6'da gösterilmiştir. Şekil 6'da z düşey uç yerdeğiştirme, D ise kazık çapıdır. İdealize edilmiş Q-z yayının elastik rijitliği de eşitlik 9'da tanımlanmıştır:

$$k_{qy} = \frac{Q_u}{z_y} \quad (9)$$

Burada z_y elastoplastik yayın akma yerdeğiştirmesidir. Rüzgâr türbininin kazıkları için hesaplanan idealize edilmiş elastoplastik Q-z yayı Şekil 7'de gösterilmiştir.



Şekil 6. Kohezyonlu zemin için Q-z eğrisi (API, 2002).

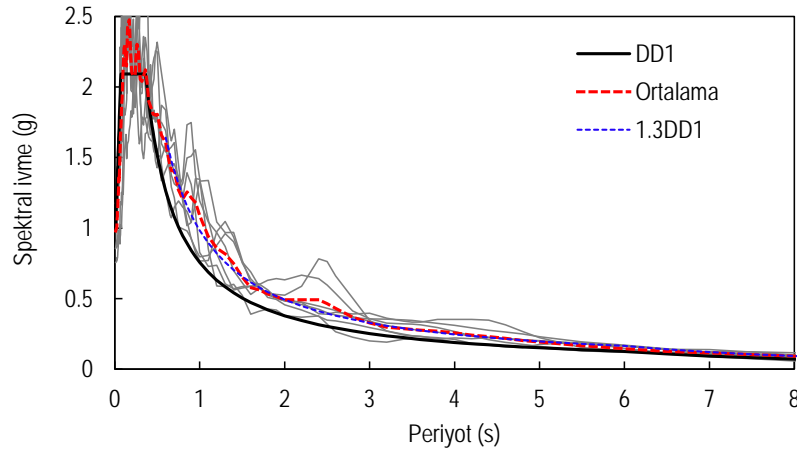


Şekil 7. Kohezyonlu zemin için Q-z eğrisi.

4. Deprem Parametreleri

Doğrusal olmayan zaman geçmişi analizleri TBDY'de DD1 olarak tanımlanan, tekrarlanma periyodu 2475 yıl ve 50 yılda aşılma olasılığı %2 olan deprem seviyesi altında gerçekleştirilmiştir. Varsayılan, ZC zemin sınıfına sahip bir konum için depremin kısa periyot spektral ivmesi ve 1 saniyelik periyot spektral ivmesi sırasıyla $S_{DS} = 2,092$ g ve $S_{D1} = 0,757$ g olarak elde edilmiştir. Seçilen DD1 depreminin %5 sönümlü tepki spektrumu Şekil 8'de verilmiştir.

Deprem yer hareketleri, seçilen sahanın deprem tehlikesini yansıtan moment büyüklüğü M_w , fay mesafesi R_{jb} ve saha zemininin en üst 30 m'indeki zaman ortalamalı kayma dalgası hızı V_{S30} gibi varsayılan kriterlere göre TBDY'ye uygun olarak seçilmiş ve ölçeklendirilmiştir. Yedi adet çift yönlü deprem yer hareketi kaydı, Pasifik Deprem Mühendisliği Araştırma Merkezi'nin NGA-West2 Veritabanı (PEER, 2024) kullanılarak elde edilmiştir. Ölçeklendirme, DD1 hedef spektrumuna uyacak şekilde ortalama karesel hatanın en aza indirilmesiyle gerçekleştirilmiştir ve çift yönlü spektrumların karelerinin toplamının karekökünü aritmetik ortalaması Şekil 8'de gösterilmiştir. Seçilen deprem yer hareketi zaman geçmişlerinin özellikleri ve ölçeklendirme katsayıları Tablo 2'de verilmiştir. M_w , R_{jb} ve V_{S30} 'un ortalama değerleri $M_w = 6,86$, $R_{jb} = 12$ km ve $V_{S30} = 229$ m/s olarak hesaplanmıştır.



Şekil 8. Seçilen yer hareketleri için DD1 spektrumu ve %5 sönümlü tepki spektrumları.

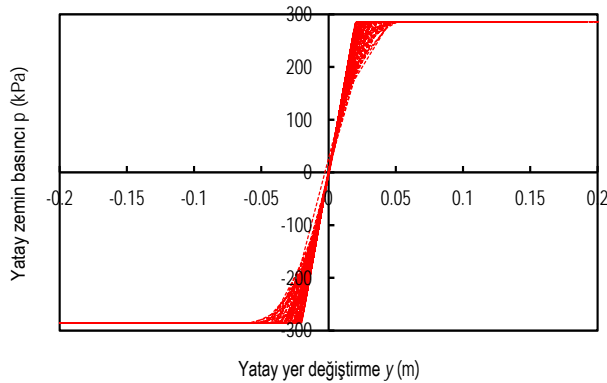
Tablo 2. PEER'den (2024) alınan deprem kayıtları

Kayıt sıra numarası	Ölçekli katsayısı	T_p -Darbe periyodu (s)	Deprem adı	Yıl	Kayıt istasyonu	Büyüklik	Fay	R_{jb} (km)	V_{s30} (m/s)
183	1.5152	-	Imperial Valley-06	1979	El Centro Array #8	6.53	yatay atımlı	3.86	206
184	1.4348	6.265	Imperial Valley-06	1979	El Centro Differential Array	6.53	yatay atımlı	5.09	202
719	5.7099	-	Superstition Hills-02	1987	Brawley Airport	6.54	yatay atımlı	17.03	209
5827	1.4507	-	El Mayor-Cucapah_ Mexico	2010	Michoacan De Ocampo	7.2	yatay atımlı	13.21	242
5829	1.546	-	El Mayor-Cucapah_ Mexico	2010	RIITO	7.2	yatay atımlı	13.7	242
6890	2.2227	-	Darfield_ New Zealand	2010	Christchurch Cash. H. School	7	yatay atımlı	17.64	204
6961	4.6272	-	Darfield_ New Zealand	2010	RKAC	7	yatay atımlı	13.37	296

5. Doğrusal Olmayan Dinamik Analizler ve Sonuçları

Rüzgâr türbini, yapısal analiz ve tasarım yazılımı SAP2000 V.25 (2024) kullanılarak modellenmiştir. Modelde p - y , t - z ve Q - z yayları doğrusal olmayan link elemanları olarak modellenmiştir. Doğrusal olmayan zaman geçmişi analizleri, Hızlı Doğrusal Olmayan Analiz yöntemi ile gerçekleştirilmiştir. Aşağıda sunulan analiz sonuçları, seçilmiş olan yedi adet çift yönlü yer hareketi altındaki zaman geçmişi analizlerinin ortalaması olarak elde edilmiştir.

Tablo 2'de kayıt sıra numarası 5829 olan deprem için 3 m derinlikteki p - y yayının kuvvet-yerdeğiştirme geçmişi Şekil 9'da örnek olarak sunulmuştur.



Şekil 9. Örnek p - y yayının kuvvet-yerdeğiştirme geçmişi.

Türbinin çelik kulesinin moment ve kesme kuvveti istem sonuçları, doğrusal olmayan p - y yayları ve temelin ankastre mesnet alınması durumları için Şekil 10'da karşılaştırmalı olarak verilmiştir. Görüldüğü gibi, kazık etrafındaki zeminin doğrusal olmayan yay olarak modellenmesi, kulenin iç kuvvet istemlerinin büyüklüğünü ve dağılımını önemli ölçüde etkilemektedir. Kulenin iç kuvvet değerleri zeminin doğrusal olmayan yay olarak modellenmesi durumunda azalmaktadır.

Türbinin çelik kulesinin moment tasarımında enkesitin moment kapasitesine ek olarak, yerel elastik ve yerel plastik burkulma (buruşma) durumları da önemli olmaktadır. Bu çalışmada dikkate alınan türbin kulesinin enkesit mekanik değerleri dikkate alındığında moment tasarımında yerel plastik burkulmanın belirleyici olduğu, yerel plastik burkulmanın, kesitin akma veya plastik moment kapasitesinden önce meydana geldiği görülmüştür. API (2002)'ye göre yerel plastik burkulmaya neden olan malzeme gerilme sınırı hesabı eşitlik 10'da verilmiştir:

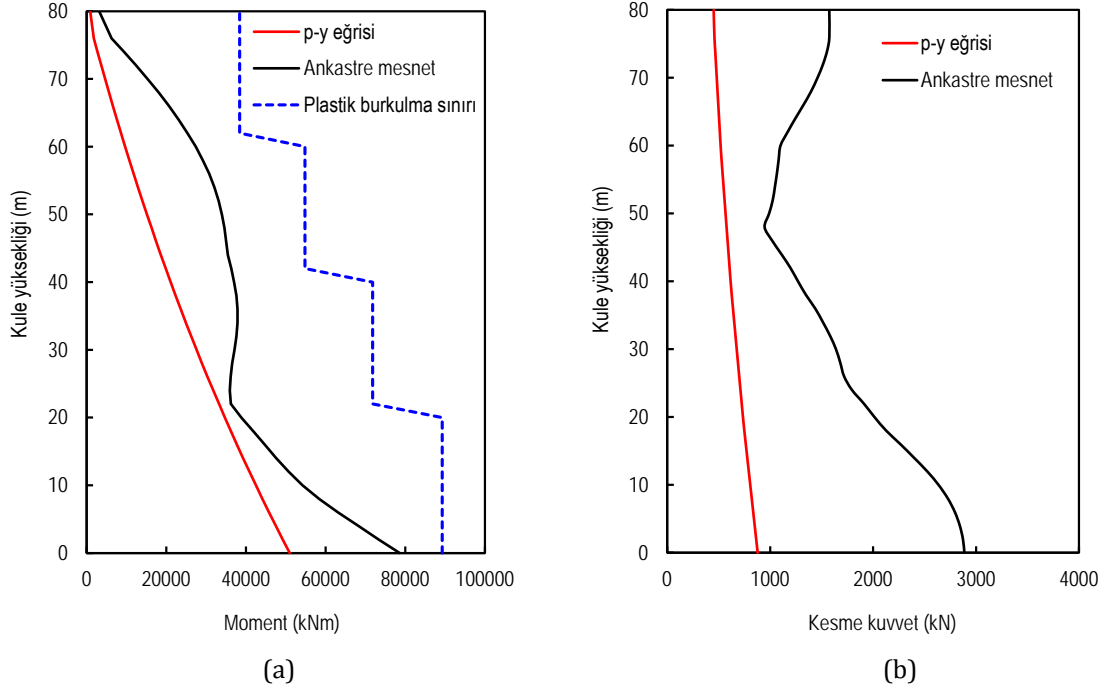
$$F_{xc} = F_y \left(1.64 - 0.23 \left(\frac{D}{t} \right)^{1/4} \right) \quad (10)$$

Burada F_y malzeme akma gerilmesi, D kesitin dış çapı, t ise kesitin et kalınlığıdır. Bu ifade yardımıyla hesaplanan yerel burkulmaya neden olacak gerilme sınırları ve enkesit moment değerleri Şekil 10a'a gösterilmiştir. Görüldüğü gibi p - y yayı ve ankastre mesnet durumları için elde edilen momentler yerel plastik burkulma değerlerinden, aynı şekilde plastik moment

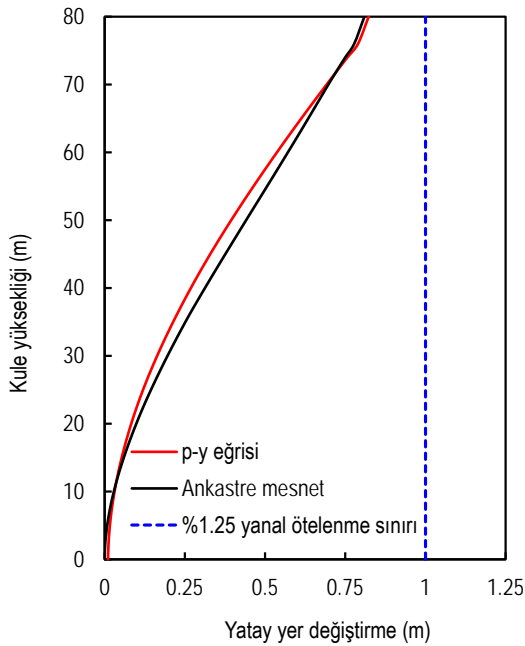
kapasitesinden daha küçüktür. Başka bir deyişle seçilen deprem seviyesinde kule kesitinde plastikleşme meydana gelmemektedir. Buna paralel olarak kule kesiti doğrusal elastik modellenmiştir.

Türbinin çelik kulesinin yatay yerdeğiştirmeleri, doğrusal olmayan *p-y* yayları ve temelin ankastre mesnet alınması durumları için Şekil 11’de karşılaştirmalı olarak verilmiştir. Görüldüğü gibi her iki durum için yatay yerdeğiştirmeler benzer mertebede elde edilmiştir. Türbin kulelerinin tasarımında yatay yerdeğiştirmenin

sınırlanması belirleyici tasarım konularındandır. Yatay yerdeğiştirmenin sınırı konusunda API (2002) vb. kaynaklarda kesin bir değer verilmemiştir. Asareh (2015) ve Mo vd. (2017) yaptıkları çalışmada türbin kulelerinin yatay yerdeğiştirmesi için yüksekliğin %1.25 ötelenme sınırını önermiştir. Analiz sonuçlarında *p-y* yayı ve ankastre mesnet durumları için elde edilen kule yatay ötelenmeleri %1.25 ötelenme sınırının altında gerçekteleşmiştir.



Şekil 10. *p-y* yayı ve ankastre mesnet durumları için çelik kule için iç kuvvetleri; (a) moment, (b) kesme kuvveti.



Şekil 11. *p-y* yayı ve ankastre mesnet durumları için çelik kule için yatay yerdeğiştirmesi.

6. Kırılgnlık Eğrileri

Kırılgnlık eğrisi, bir sistemin göçme veya belirli bir hasar durumunun gerçekteleşme olasılığını, en büyük zemin ivmesi (PGA), belirli bir periyottaki spektral ivme veya katlar arası ötelenme oranı gibi bir tehlike şiddet ölçüsünün (*IM*) bir fonksiyonu olarak ifade eder. Kırılgnlık fonksiyonu genellikle eşitlik 11’de verildiğı şekilde bir lognormal kümülatif dağılım fonksiyonu ile ifade edilir (Baker, 2015):

$$P(C|IM = x) = \Phi\left(\frac{\ln(x/\theta)}{\beta}\right) \quad (11)$$

Burada $P(C|IM = x)$, $IM = x$ olan bir yer hareketinin yapının göçmesine neden olma olasılığı; Φ standart normal kümülatif dağılım fonksiyonu (CDF); θ kırılgnlık fonksiyonunun medyanı (%50 göçme olasılığı olan *IM* seviyesi); ve β , $\ln(IM)$ ’nin standart sapmasıdır. Artımsal dinamik analiz (IDA) (Vamvatsikos ve Cornell 2002; Federal Emergency Management Agency - FEMA 2009) genellikle kırılgnlık fonksiyonunu tahmin etmek için veri toplamak amacıyla kullanılır.

Rüzgâr türbininin temel titreşim periyodu $T = 3,22$ s’deki spektral ivme, bu çalışma için Şiddet Ölçüsü (*IM*) olarak

belirlenmiştir. Kulenin temel titreşim periyoduna ait 1. modda %73 modal kütle katılım sağlanmıştır; dolayısıyla 1. Mod kulenin dinamik davranışını yeteri ölçüde temsil etmektedir. Kulenin yanal ötelenmesi talep parametresi olarak seçilmiştir. %1,25'lik bir yanal ötelenme, göçmenin eşiği olarak belirlenmiştir.

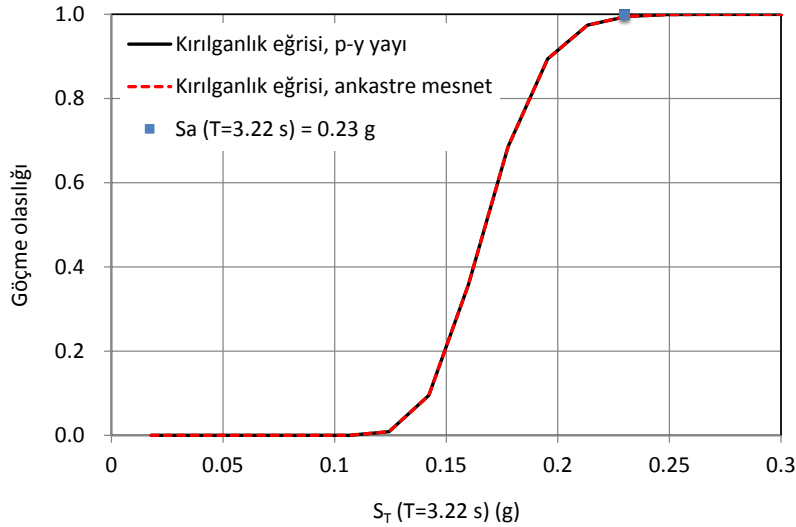
Türbin kulesinin kırılmalık eğrilerinin elde edilmesi için Tablo 2'de verilen deprem kayıtları kullanılmıştır. Seçilen deprem kayıtlarının kaynak fayına olan mesafeleri, genelde yakın fay sınırı olarak kabul edilen 15 km'den büyük veya küçüktür. Dolayısıyla deprem kayıtlarının hem yakın fay, hem uzak fay depremlerini temsil ettiği söylenebilir. Deprem kayıtları, seçilen tasarım spektrumunun $T = 3,22$ s'deki değeri olan 0,23 g'ye Tablo 3'te verilen ölçeklendirme katsayılarıyla ölçeklendirilmiştir. Türbinin çelik kulesinin yatay yerdeğiştirme parametresi kullanılarak, doğrusal olmayan $p-y$ yayları ve temelin ankastre mesnet alınması durumları için elde edilen kırılmalık eğrileri Şekil 12'de karşılaştırmalı olarak verilmiştir. Görüldüğü gibi her iki

durum için elde edilen kırılmalık eğrileri aynıdır. Kırılmalık eğrilerinde dikkat çeken diğer bir husus, tasarım spektrumuna ölçeklenen 7 adet depremin ortalaması olarak elde edilen yatay ötelenme %1,25 ötelenme sınırının altındayken, tasarım spektrumunun $T = 3,22$ s'deki değeri olan 0,23 g'deki sistemin göçme olasılığı %100 olmasıdır.

Tablo 3. Deprem kayıtlarının $T = 3,22$ s'deki spektral ivme 0,23 g'ye ölçeklendirme katsayıları

DKSN	Ölçeklendirme katsayısı
183	1,4744
184	1,8965
719	6,6389
5827	1,8468
5829	2,7533
6890	3,4656
6961	5,7578

DKSN= deprem kaydı sıra numarası.



Şekil 12. $p-y$ yayı ve ankastre mesnet durumları için çelik kulenin kırılmalık eğrileri.

7. Sonuçlar

Bu çalışmada, kazıklı temele sahip bir rüzgâr türbini seçilerek dinamik davranışı, i) doğrusal olmayan zemin yaylarının dikkate alındığı ve ii) temelin ankastre mesnet kabul edildiği durumlar için incelenmiştir. Bu iki durum için ayrıca yatay yerdeğiştirmenin esas alındığı kırılmalık eğrileri de elde edilmiştir. Elde edilen sonuçlar aşağıda özetlenmiştir:

1) Kazık etrafındaki zeminin doğrusal olmayan yay olarak modellenmesi, kulenin iç kuvvet istemlerinin büyüklüğünü ve dağılımını önemli ölçüde etkilemektedir. Kulenin iç kuvvet değerleri ise zeminin doğrusal olmayan yay olarak modellenmesi durumunda azalmaktadır. Bu durum, türbin kulesi tasarımında ankastre mesnetli durumun dikkate alınmasının yeterli olduğunu göstermektedir. Bununla birlikte, bu çalışmada kapsam dışı tutulan kazık tasarımında, kazık-zemin etkileşiminin önemli olabileceği unutulmamalıdır.

2) Doğrusal olmayan $p-y$ yayları ve temelin

ankastre mesnet alınması durumları için yatay yerdeğiştirme istemleri benzer mertebelerde elde edilmiştir. 3) Yatay yerdeğiştirme parametresi kullanılarak, doğrusal olmayan $p-y$ yayları ve temelin ankastre mesnet alınması durumları için kırılmalık eğrileri benzer olarak elde edilmiştir.

Katkı Oranı Beyanı

Yazarların katkı yüzdeleri aşağıda verilmiştir. Yazarlar makaleyi incelemiş ve onaylamıştır.

	A.D.	A.R.O.
K	50	50
T	50	50
VTI	50	50
VAY	40	60
KT	50	50
YZ	50	50
KI	60	40
GR	70	30

K= kavram, T= tasarım, VTI= veri toplama ve/veya işleme, VAY= veri analizi ve/veya yorumlama, KT= kaynak tarama, YZ= Yazım, KI= kritik inceleme, GR= gönderim ve revizyon.

Çatışma Beyanı

Yazarlar bu çalışmada hiçbir çıkar ilişkisi olmadığını beyan etmektedirler.

Etik Onay Beyanı

Bu araştırmada hayvanlar ve insanlar üzerinde herhangi bir çalışma yapılmadığı için etik kurul onayı alınmamıştır.

Kaynaklar

API - American Petroleum Institute. 2002. Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms – working stress design, API- RP 2A-WSD. URL: https://www.api.org/~media/files/publications/whats%20new/2a-wsd_e22%20pa.pdf (accessed date: March 18, 2024).

Asareh MA. 2015. Dynamic behavior of operational wind turbines considering aerodynamic and seismic load interaction, Ph.D. Thesis, Missouri University of Science and Technology, Missouri, USA, pp: 148.

Aydinoğlu MN. 2011. Zayıf zeminlerde yapılan binalarda dinamik yapı-kazık-zemin etkileşimi için uygulamaya yönelik bir hesap yöntemi. Boğaziçi Üniversitesi Kandilli Rasathanesi ve Deprem Araştırma Enstitüsü Rapor No. 2011/1, İstanbul, Türkiye, ss: 15.

Aydinoğlu MN, Celep UU, Önem G. 2014. A practical method for

structure – pile – soil interaction under seismic action. Symposium on Developments and Experiences in Geotechnics, in honour of Prof. Dr. Kutay ÖZAYDIN, Yıldız Technical University, June 2, İstanbul, Türkiye, pp:68.

Baker JW. 2015. Efficient analytical fragility function fitting using dynamic structural analysis. Earthquake Spectra. 31(1):579-599.

Bildik S, Savaşeri K, Polat ŞŞ, Laman M. 2017. A case study on the investigation of the behavior of piles by kinematic interaction analysis. 7. Geoteknik Sempozyumu, November 22-24, İstanbul, Türkiye, pp: 54.

Federal Emergency Management Agency – FEMA. 2009. quantification of building seismic performance factors (FEMA P695, ATC-63). FEMA, Washington, USA, pp: 421.

Matlock H. 1970. Correlation for design of laterally loaded piles in soft clay. 2nd Annual Offshore Technology Conference, Paper No. OTC 1204, 31 March–2 April, Houston, Texas, USA, pp: 577-594

Mo R, H Kang and M Li. 2017. Seismic fragility analysis of monopile offshore wind turbines under different operational conditions. Energies, 10: 109414.

PEER 2024. NGA-West2 Database of Pacific earthquake engineering research center. URL: <http://ngawest2.berkeley.edu>. (accessed date: March 18, 2024).

Polat ŞŞ. 2008. Deformation based seismic design of pile supported marine facilities. Ph.D. Thesis, Boğaziçi University, İstanbul, Türkiye, pp: 148.

Reese LC, Cox WR and Koop FD. 1974. Analysis of laterally loaded piles in sand. 6th Offshore Technology Conference, 6–9 May, Paper 2080, Houston, Texas, USA, pp: 473-483.

Reese LC, Cox WR and Koop FD. 1975. Field testing and analysis of laterally loaded piles in stiff clay, 7th Offshore Technology Conference, 1-4 May, Paper No. OTC 2321, Houston, Texas, USA, pp: 671-690.

SAP2000 V25. 2024. Structural Analysis Program. Computers and Structures, Inc., Berkeley, CA, USA.

TBDY 2018. Turkish building seismic code, disaster and emergency management presidency. Republic of Turkey Prime Ministry, Ankara, Türkiye.

Vamvatsikos D and Cornell CA. 2002. Incremental dynamic analysis. Earthquake Engin Struct Dynamics 31: 491–514.

Welch RC and Reese LC. 1972. Laterally loaded behavior of drilled shafts. Research Report, Center for Highway Research, University of Texas, Austin, USA, pp: 3-5-65-89.