

بررسی عددی پاسخ لرزه‌ای توربین‌های بادی فراساحلی با در نظر گرفتن

اندرکنش بارهای محیطی

علیرضا سعیدی عزیزکندی^{۱*}، محمدحسن بازاریار^۲، شروین سعداللهی^۳، علی تاجی^۴

۱- استادیار، دانشکده مهندسی عمران، دانشگاه علم و صنعت ایران

۲- استاد، دانشکده مهندسی عمران، دانشگاه علم و صنعت ایران

۳- دانشجوی کارشناسی ارشد، دانشکده مهندسی عمران، دانشگاه علم و صنعت ایران

۴- دانشجوی کارشناسی ارشد، دانشکده مهندسی عمران، دانشگاه علم و صنعت ایران

* asaeedia@iust.ac.ir

چکیده

در این پژوهش پاسخ لرزه‌ای توربین‌های بادی فراساحلی با استفاده از روش عددی بررسی شده است. برای در نظر گرفتن شرایط اشباع بودن خاک از نرم افزار اپن سیز استفاده شده که به واسطه وجود مدل رفتاری‌های مخصوص خاک از جمله مدل رفتاری PDMY و المان‌های هم‌بسته جامد-سیال، توانایی خوبی در شبیه‌سازی روند تغییرات فشار آب حفره‌ای دارد. پس از درستی‌آزمایی مدل عددی، تأثیر عواملی هم چون سایر بارهای محیطی (بار باد و بار موج) و نیز ماکزیمم شتاب زلزله اعمالی (PGA) بررسی شده است. نتایج نشان می‌دهد که در تحلیل لرزه‌ای توربین‌های بادی فراساحلی باید اندرکنش بارهای محیطی را در نظر گرفت و نمی‌توان به سادگی از اصل بر هم نهی استفاده کرد. هم‌چنین مشخص شد که رابطه بین ماکزیمم شتاب زلزله ورودی و پاسخ برج توربین به صورت غیر خطی است و از طرف دیگر با افزایش شتاب زلزله ورودی تأثیر اندرکنش خاک و شمع روی نسبت I_{II} بیشتر می‌شود.

واژگان کلیدی: توربین بادی فراساحلی، اپن سیز، مدل رفتاری PDMY، اندرکنش خاک-شمع-سازه، بار باد و موج

۱- مقدمه

شده توسط باد در سال ۲۰۱۹، برابر ۱۴۳۰ تراوات-ساعت بوده

است که نسبت به سال قبل ۱۲/۶ درصد رشد داشته است [1].

در مناطق فراساحلی شدت وزش باد بیشتر و پایدارتر بوده

و مانعی در مسیر وزش باد قرار ندارد. از طرف دیگر در

کشورهای نزدیک دریا که با مشکل کمبود زمین برای ساختن

در طول سالیان گذشته، دانشمندان مختلف در سراسر جهان

همواره در پی بهره‌برداری بیشینه از انرژی باد بوده‌اند. مزارع

توربین بادی در صورت احداث در مکان مناسب می‌توانند یک

منبع به صرفه و قابل اعتماد برای تولید انرژی باشند. انرژی تأمین

توربین‌های بادی با ابعاد بزرگ مواجه هستند، ساختن مزارع توربین بادی فراساحلی می‌تواند گزینه مناسبی باشد.

با توجه به شرایط محل احداث، عمق آب، اندازه توربین و تجهیزات موجود برای فرآیند نصب، انواع مختلفی از زیرسازه‌ها (وزنی^۱، تک شمع^۲، سه‌پایه^۳، شابلونی^۴ و شناور^۵) برای توربین‌های بادی فراساحلی استفاده شدند.

اروپا را می‌توان پرچم‌دار ساخت و بهره‌برداری از توربین‌های بادی فراساحلی تلقی کرد. به علت پایین بودن احتمال وقوع زلزله در اروپا، در عمده مطالعات صورت گرفته در خصوص توربین‌های بادی فراساحلی به بار زلزله توجه چندانی نشده است. اما در نظر گرفتن پاسخ لرزه‌ای توربین‌های بادی فراساحلی در کشورهایی با خطر زلزله بالا، به ویژه چین و آمریکا که به دنبال افزایش ظرفیت توربین‌های بادی فراساحلی هستند [2]، از معیارهای مهم طراحی محسوب می‌شود که در پژوهشهای صورت گرفته کمتر به آن پرداخته شده است و مطالعات انجام شده برای بررسی پاسخ لرزه‌ای توربین‌های بادی فراساحلی بسیار محدود است. از طرف دیگر، با وجود آن که تا کنون در کشور ایران هیچ توربین بادی فراساحلی ساخته نشده است، اما پژوهشهای صورت گرفته نشان از مناسب بودن قسمت‌هایی از خلیج فارس، دریای عمان و دریای خزر برای ساختن این‌گونه توربین‌ها دارد [3]؛ و در صورت شروع ساختن توربین‌های بادی فراساحلی در ایران، بررسی لرزه‌ای آن‌ها نیز اهمیت می‌یابد.

به دلیل محدود بودن مطالعات انجام شده، در آیین‌نامه‌های طراحی توربین‌های بادی فراساحلی (DNV GL^۶[4], IEC^۷[5]) لزوم در نظر گرفتن پاسخ لرزه‌ای توربین‌های بادی فراساحلی و انجام اقدامات لازم مطرح شده است اما جزئیات چگونگی ارزیابی عملکرد لرزه‌ای آن ارائه نشده است. در ادامه بخشی از محدود مطالعات انجام شده در این زمینه گردآوری شده است.

کیورلاگ و همکاران^۸ ضمن مدل‌سازی عددی یک توربین بادی فراساحلی قرار گرفته روی تک‌شمع به اهمیت در نظر گرفتن اندرکنش خاک-سازه در پاسخ سیستم، به ویژه در زمان اعمال بار زلزله تاکید کردند [6]. هسیه فندیوگلو و برینچی^۹ با در نظر گرفتن اندرکنش سازه-آب-دریا-خاک و مدل‌سازی آن به کمک روش لاگرانژی در انسیز به مطالعه عددی توربین بادی فراساحلی با زیرسازه تک‌شمع تحت بار زلزله پرداختند و اثر نوع خاک را روی پاسخ لرزه‌ای توربین بررسی کردند [7]. یانگ و همکاران^{۱۰} در راستای ارائه روشی بهینه برای طراحی فونداسیون سه‌پایه توربین‌های بادی فراساحلی، به مدل‌سازی آن‌ها با در نظر گرفتن اثر همزمان بار زلزله، باد و موج پرداختند. آن‌ها دریافتند که بیشترین جابه‌جایی در اثر زلزله در نوک برج یعنی درست محل استقرار پره توربین اتفاق می‌افتد [8]. یو و همکاران^{۱۱} مجموعه‌ای از تست‌های سانتریفیوژ لرزه‌ای را بر مدل‌های توربین بادی که فونداسیون آن‌ها از نوع وزنی و تک‌شمع بوده‌است، انجام داده و عملکرد لرزه‌ای آن‌ها را بررسی کردند. آن‌ها نتیجه گرفتند که عملکرد مدل‌ها در شرایط اشباع، کاملاً متفاوت با حالت خشک است [9]. ژانگ و همکاران^{۱۲} به آنالیز دینامیکی توربین‌های بادی فراساحلی با زیرسازه سه‌پایه تحت بار زلزله پرداختند. تمرکز آنها روی تاثیر وجود آب در سیستم بوده است. آن‌ها با اعمال زلزله الاسترو^{۱۳} و مشاهده پاسخ سیستم، از جمله جابه‌جایی نوک برج توربین و ممان در طول شمع‌ها، اهمیت در نظر گرفتن وجود آب در سیستم را روشن کردند [10]. ونگ و همکاران^{۱۴} به صورت آزمایشگاهی (مدل فیزیکی) و نیز عددی به مطالعه پاسخ لرزه‌ای توربین بادی فراساحلی با زیرسازه پنج‌پایه تحت اثر همزمان بار زلزله، باد و موج پرداختند و نتیجه گرفتند که در زلزله با پیک شتاب پایین، در نظر گرفتن ترکیب بارها ضروری است اما با افزایش پیک شتاب، بار زلزله غالب شده و پاسخ سیستم به طور عمده تحت

8 Kjørhaug et al.

9 Hacıfendioglu and Birinci

1 Yang et al. 0

1 Yu et al. 1

1 Zhang et al. 2

1 El-Centro 3

1 Wang et al. 4

1 Gravity Based

2 Monopile

3 Tripod

4 Jacket

5 Floating

6 Det Norske Veritas (Norway) and Germanischer Lloyd (Germany)- DNV-OS-J101- Design of Offshore Wind Turbine Structures

7 International Electrotechnical Commission-IEC61400-3, Part3: Design Requirements for Offshore Wind Turbines

۲- متدولوژی پژوهش

همان‌طور که در بخش قبلی بیان شد؛ یو و همکاران به بررسی پاسخ لرزه‌ای توربین‌های بادی فراساحلی توسط آزمایش سانتریفیوژ و با اعمال مقیاس و همچنین در نظر گرفتن تغییرات فشار آب حفره‌ای در خاک و بررسی امکان وقوع روانگرایی پرداخته‌اند که نتایج به دست آمده از آزمایش آن‌ها مبنای درستی‌آزمایی پروژه عددی حاضر بوده است و جزئیات آن در ادامه بیان شده است.

۲-۱- جزئیات آزمایش سانتریفیوژ یو و همکاران [9]

یو و همکاران مطابق شکل ۱، آزمایش سانتریفیوژی را به منظور بررسی عملکرد توربین‌های بادی فراساحلی با زیرسازه سه‌پایه تحت بار زلزله انجام دادند.

شکل ۱. آزمایش سانتریفیوژ انجام شده توسط یو و همکاران [9]



Fig. 1. Centrifuge test done by Yu et al. [9]

به علت محدودیت اندازه دستگاه سانتریفیوژ، توربین بررسی شده توسط آن‌ها دارای ابعاد نسبتاً کوچکی است، که در صورت لزوم می‌توان آن را به مدل‌های بزرگ‌تر مقیاس کرد. در این آزمایش، پره‌ها، ناسل^۱ و هاب^۲ ساده شده و به صورت یک جرم متمرکز روی بدنه برج قرار گرفته‌اند و به این ترتیب ممان بزرگ ایجاد شده در اثر بار زلزله روی فونداسیون مدل‌سازی شده است. شمع‌های فونداسیون نیز با استفاده از سه میله با قطر ۵/۰ متر که توسط یک قطعه رابط مثلثی که طول هر ضلع آن ۴ متر

اثر زلزله خواهد بود [11]. ونگ و همکاران با استفاده از آزمایش سانتریفیوژ رفتار یک توربین بادی فراساحلی در خاک خشک و اشباع را با هم مقایسه و مشاهده کردند که در شرایط اشباع بودن خاک، پاسخ شتاب به مراتب کم‌تر از حالت خشک است؛ چرا که در این حالت با افزایش فشار آب حفره‌ای، تنش مؤثر و سختی خاک کاهش یافته و خاک نرم‌شده محیط مناسبی برای انتقال موج برشی نیست [12].

ضرورت در نظر گرفتن اندرکنش خاک-سازه در تحلیل لرزه‌ای توربین‌های بادی فراساحلی در ادبیات فنی کاملاً مشهود است، اما نکته‌ای که کمتر به آن پرداخته شده، اشباع بودن خاک در این شرایط و تأثیر آن روی پاسخ لرزه‌ای توربین است. پژوهش انجام شده توسط یو و همکاران و همچنین ونگ و همکاران که به آن پرداختیم؛ از محدود مطالعاتی هستند که به بررسی تغییرات فشار آب حفره‌ای و احتمال وقوع روانگرایی در هنگام اعمال زلزله در مدل توربین بادی فراساحلی پرداخته‌اند. از طرف دیگر بیشتر مطالعات روی زیرسازه تک شمع انجام شده است و کم‌تر به زیرسازه‌های سه‌پایه و تأثیر شمع‌های استفاده شده در فونداسیون آن‌ها روی پاسخ توربین‌های بادی فراساحلی تحت بار زلزله پرداخته شده است. به دلیل وجود این خلاءها در ادبیات فنی؛ مدل عددی این پژوهش به دنبال مدل‌سازی توربین‌های بادی فراساحلی با زیرسازه سه‌پایه و با در نظر گرفتن اندرکنش خاک-سازه و شرایط اشباع بودن خاک است و نتایج آزمایش سانتریفیوژ یو و همکاران [9] به عنوان منبع برای انجام فرآیند درستی‌آزمایی استفاده شده است. همچنین با مرور ادبیات فنی این موضوع نتیجه می‌شود که بررسی پاسخ توربین بادی فراساحلی تحت بارهای محیطی باد، موج و زلزله به صورت همزمان اهمیت دارد. موضوعی که در آزمایش سانتریفیوژ انجام شده توسط یو و همکاران به علت محدودیت‌های آزمایشگاهی صرف نظر و پاسخ توربین تنها تحت بار زلزله بررسی شده است؛ اما در مدل‌سازی عددی در نظر گرفتن اثر همزمان بارهای محیطی امکان‌پذیر است؛ که در بخشی از این پژوهش به بررسی این موضوع پرداخته‌ایم.

۲ هاب (hub) قطعه‌ای است که پره‌ها به آن متصل بوده و بار وارده به پره‌ها را به شفت اصلی توربین منتقل می‌کند.

۱ ناسل (nacelle) محفظه‌ای شامل قطعات الکترومکانیکی توربین بادی از جمله ژنراتور می‌باشد که انرژی دورانی ناشی از باد را به انرژی الکتریکی تبدیل می‌کند.

شکل ۲. زلزله ورودی در آزمایش انجام شده توسط یو و همکاران [9]

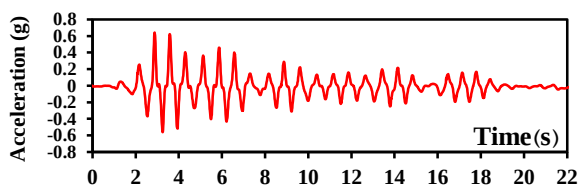


Fig. 2. Input Motion of test done by Yu et al [9].

از آنجایی که محتوای فرکانسی زلزله ورودی یکی از پارامترهای بسیار مهم در تحلیل‌های لرزه‌ای است، طیف فوریه زلزله ورودی در شکل (۳) ترسیم شده است. همانطور که مشاهده می‌شود، فرکانس غالب زلزله ۱/۳۴ هرتز است. از طرف دیگر آنالیز مودال انجام شده با نرم افزار اپن‌سیز نشان داد که فرکانس طبیعی سیستم برابر ۱۲ هرتز است؛ بنابراین شاهد پدیده تشدید در مدل نخواهیم بود.

شکل ۳. طیف فوریه زلزله ورودی

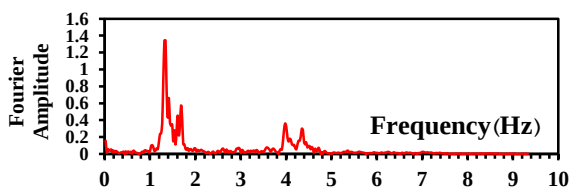


Fig. 3. Fourier Amplitude of Input Motion

۲-۲- مدل اجزاء محدود

یکی از مهم‌ترین پارامترهای بررسی شده در آزمایش سانتریفیوژ انجام شده توسط یو و همکاران، فشار آب حفره‌ای بوده و در واقع نوآوری این آزمایش نیز در نظر گرفتن شرایط اشباع خاک و امکان وقوع پدیده روانگرایی در بررسی پاسخ لرزه‌ای توربین‌های بادی فراساحلی بوده است. اما به علت محدودیت‌های موجود، شرایط محیطی اثرگذار از جمله بار باد و موج در نظر گرفته نشده است. بررسی اثر شرایط محیطی و سایر پارامترها از جمله تغییر هندسه مدل و پارامترهای زلزله ورودی از طریق مدل‌سازی عددی امکان‌پذیر است؛ که هدف اصلی این پژوهش نیز در این راستاست.

بوده است، به یکدیگر متصل شده و تا عمق ۳ متری خاک ادامه پیدا کرده‌اند. در واقع در این حالت، زیرسازه ساده شده و تنها از یک قطعه رابط برای ایجاد پیوستگی بین شمع‌ها استفاده شده است. سایر جزئیات مدل در جدول ۱ گردآوری شده است. (ابعاد بیان شده، مقیاس شده تحت شتاب ۵۰g است.) در آزمایش سانتریفیوژ انجام شده از محفظه صلب استفاده شده است. استفاده از محفظه صلب برای انجام آزمایش لرزه‌ای ایده‌آل نیست و ممکن است منجر به افزایش پاسخ خاک و سازه و تأخیر در زمان از بین رفتن فشار آب حفره‌ای اضافی شود؛ چرا که امواج زلزله می‌توانند در برخورد با دیواره‌ها به مدل برگردد. بنابراین همان‌طور که یو و همکاران نیز در پژوهش خود به آن اشاره کرده‌اند، اثر دیواره‌های صلب محفظه روی پاسخ لرزه‌ای توربین؛ موضوعی است که در این پژوهش از آن صرف نظر شده است و باید در آینده به آن پرداخته شود. طراحی ساده، استفاده آسان و هزینه پایین محفظه صلب از مهم‌ترین دلایل استفاده گستره این گونه محفظه‌ها در آزمایش سانتریفیوژ است.

جدول ۱. مشخصات مدل در آزمایش یو و همکاران [9]

Parts	Dimension (m)
Tower head	1.75 × 1.75 × 1.25
Wind tower	$L = 13$, $D = 0.5$
Piles	$L = 3$, $D = 0.5$

Table 1. Model properties of test done by Yu et al. [9]

خاک استفاد شده، یک لایه ماسه توپورا^۱ خوب دانه‌بندی شده (ماسه استاندارد توپورای ژاپن) با تراکم نسبی ۶۸ درصد بوده است که مشخصات فیزیکی آن عبارت اند از:

$$D_{50} = 17 \text{ mm} \text{ و } G_s = 2.65 ; e_{\min} = 0.6 ; e_{\max} = 0.98$$

بار زلزله به وسیله یک لرزاننده هیدرولیکی در یک بعد و به کف مدل اعمال شده است و سری زمانی شتاب آن به صورت شکل ۲ بود. لازم به ذکر است زلزله ورودی یکی از زلزله‌هایی است که پیش‌تر در پروژه VELACS^۲ از آن استفاده شده است.

شکل ۴. شکل شماتیک مدل سازی انجام شده

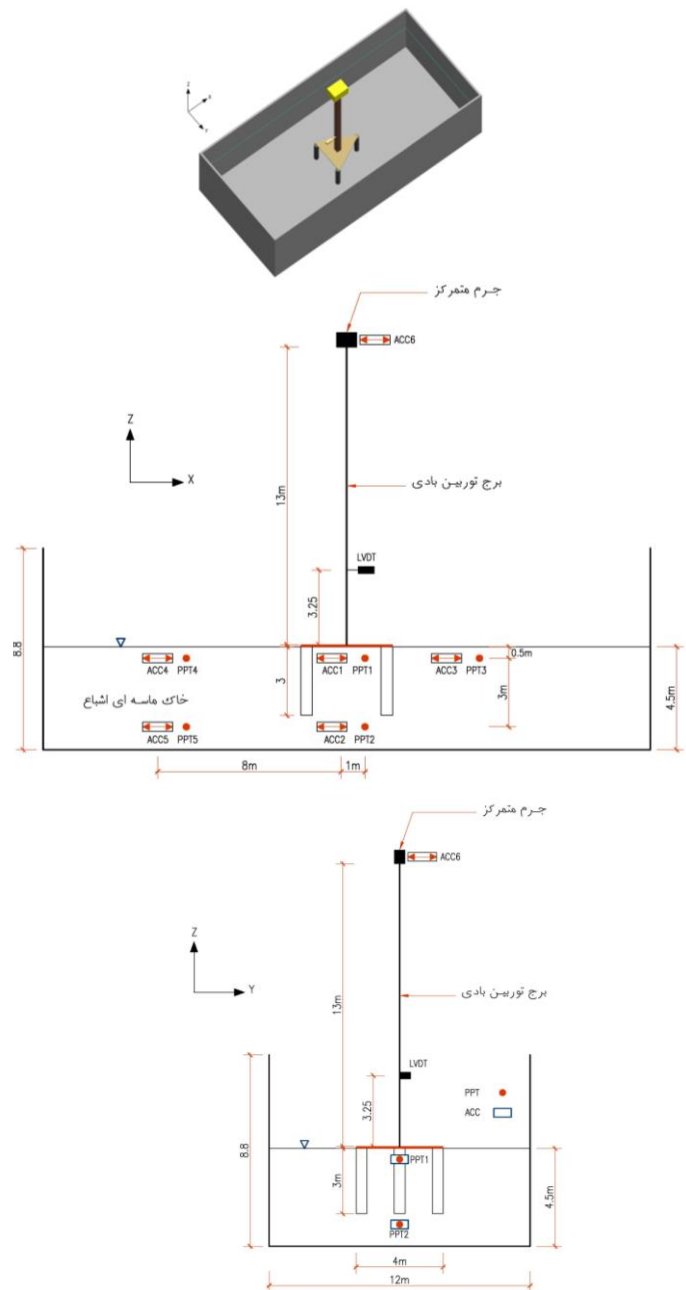


Fig. 4. Schematic diagram of model

به منظور در نظر گرفتن فشار آب حفره‌ای و تغییرات آن در مدل، به سراغ نرم افزار اپن سیزر^۱ رفته‌ایم که به سبب وجود مدل رفتاری‌های هم‌بسته u-p، قابلیت حل چنین مسائلی را دارد. اپن سیزر یک چارچوب نرم‌افزاری، برای آنالیز اجزاء محدود غیرخطی و به صورت متن‌باز و شی‌گرا است که توسط مرکز

پژوهش‌های PEER توسعه یافته و پشتیبانی می‌شود. این چارچوب به منظور شبیه‌سازی پاسخ لرزه‌ای سیستم‌های سازه‌ای و ژئوتکنیکی پدید آمده است [13].

نمای شماتیک مدل در شکل (۴) مشهود است و محل اندازه‌گیری شتاب (ACC)، تغییر مکان (LVDT) و فشار آب حفره‌ای (PPT) نیز مشخص شده‌اند. در ادامه به بررسی چگونگی مدل‌سازی خاک، شمع‌ها و اندرکنش بین آن‌ها و همچنین چگونگی محاسبه سایر بارهای محیطی شامل بار باد و بار موج پرداخته‌ایم.

۲-۲-۲- مدل سازی خاک اشباع

محیط خاک به صورت سه بعدی و کاملاً پیوسته و به کمک فرمولاسیون هم‌بسته u-p حاکم بر محیط متخلخل اشباع و با استفاده از مدل رفتاری Pressure Depend Multi Yield (PDMY) که توانایی شبیه‌سازی رفتار خاک‌های ماسه‌ای تحت بارهای سیکلیک را دارد، مدل شده است. مدل رفتاری PDMY در واقع یک مدل الاستیک-پلاستیک برای شبیه‌سازی ویژگی‌های پاسخ خاک‌هایی است که به تغییر فشار حساس هستند؛ این ویژگی‌ها شامل اتساع (افزایش حجم^۲ و کاهش حجم^۳ در اثر تغییر شکل برشی) و روانگرایی غیر جریانی (تحرك تناوبی) بوده که به طور عمده در ماسه و یا سیلت تحت بار یکنوا و یا بار چرخه‌ای مطرح است. در زمان اعمال بارهای استاتیکی، رفتار ماده PDMY به صورت الاستیک خطی و در فاز بارگذاری دینامیکی، پاسخ تنش-کرنش به صورت الاستیک-پلاستیک می‌باشد. حالت پلاستیک بر اساس مفهوم چندسطحی فرمول بندی شده و سطوح تسلیم از نوع دراکر-پراگر هستند [13]. برای شبیه‌سازی پاسخ خاک در شرایط زهکشی نشده کامل؛ این مواد باید در المان‌های کاملاً هم‌بسته جامد-سیال با نفوذپذیری خیلی پایین استفاده شوند. بنابراین از آنجایی که در این پژوهش مدل‌سازی سه بعدی خاک به همراه فشار آب حفره‌ای مد نظر است، از مدل رفتاری PDMY در المان‌های Brick u-p برای شبیه‌سازی رفتار خاک استفاده شده است. این

1 OpenSees
2 dilation
3 contraction

الاستیک با سختی ۱۰۰۰۰ برابر بزرگ‌تر از سختی شمع هستند. یک طرف المان‌های صلب به شمع متصل بوده و طرف دیگر آن به گره متناظر خاک مقید شده است.

جدول ۳. مشخصات شمع‌های فونداسیون

Parameter	Value
Density (kg/m ³)	7850
Modulus of Elasticity (GPa)	200
Yield Stress (MPa)	240
Poisson's ratio	0.3

Table 3. Properties of foundation piles

شکل ۵. چگونگی مدل‌سازی شمع‌ها در نرم‌افزار اپن‌سیز

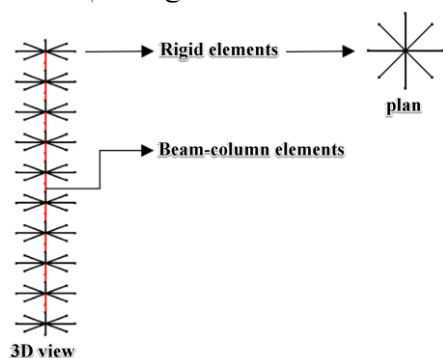


Fig. 5. Pile modeling in OpenSees

طبق مطالعات انجام شده در پایان‌نامه رامیرز^۴ در سال ۲۰۱۰ در دانشگاه سن دیگو کالیفرنیا^۵ [14]، تعیین اندرکنش شمع و خاک با ایجاد وابستگی حرکتی equalDOF بین گره‌های شمع و خاک اطراف آن در مدل‌سازی سه‌بعدی، بهترین روش برای مدل‌سازی اندرکنش در خاک با قابلیت روانگرایی است. بنابراین در این مطالعه نیز تمام اندرکنش بین خاک و شمع به صورت ایجاد وابستگی حرکتی equalDOF بین گره‌های شمع و خاک تعریف شده است. همچنین با توجه به آزمایش یو و همکاران، قطعه رابط به صورت المان‌های کاملاً صلب که به سر شمع‌ها و محل قرارگیری سازه متصل است مدل شده و گره اتصال سازه در مدل‌سازی به صورت کاملاً گیردار در نظر گرفته شد.

المان‌ها، سه بعدی و به شکل یک مکعب شش وجهی و دارای هشت گره هستند. هر گره دارای چهار درجه آزادی بوده که درجات ۱ تا ۳ مربوط به جابه‌جایی بخش جامد (u) و درجه آزادی چهارم مربوط به فشار سیال (p) است. این المان‌ها توسط یانگ^۱ برای شبیه‌سازی پاسخ دینامیکی مواد کاملاً هم‌بسته جامد-سیال بر اساس تئوری محیط متخلخل بیوت^۲ در اپن‌سیز پیاده‌سازی شده است [13]. مشخصات خاک استفاده شده در تحلیل عددی در جدول (۲) گردآوری شده است.

جدول ۲. پارامترهای مورد استفاده در مدل رفتاری PDMY

Parameter	Value
Saturated Density (ton/m ³)	1.96
Relative Density (%)	68
Angle of Internal Friction (°)	31
Poisson's ratio	0.4
Reference Shear Modulus (MPa)	65
Reference Bulk Modulus (MPa)	200
Peak Shear Strain	0.1
Reference Pressure (kPa)	80
Pressure Dependence Coefficient	0.5
Phase Transformation angle (°)	27
Contraction 1	0.07
Dilation 1	0.4
Dilation 2	2
Liquefaction1 (kPa)	10
Liquefaction2	0.01
Liquefaction3	1
Initial void ratio	0.72
Permeability (m/s)	4.5×10 ⁻⁵

Table 2. PDMY constitutive model parameters

۲-۲-۳- مدل‌سازی شمع‌ها و اندرکنش آن‌ها با خاک

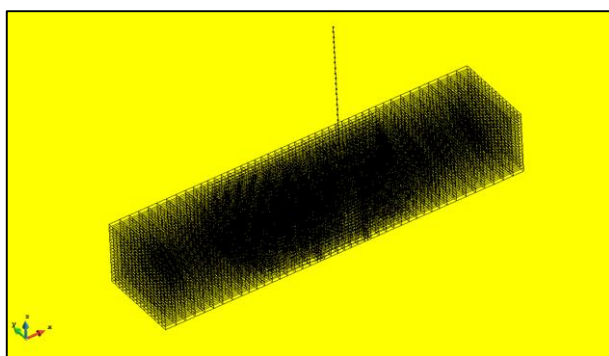
برای مدل‌سازی شمع‌ها از المان‌های تیر-ستون غیرخطی سه بعدی، با مشخصات فولاد جدول (۳) استفاده شده است. این المان‌ها دارای دو گره با شش درجه آزادی به منظور جابه‌جایی در راستای محوره‌های x، y و z و نیز ممان حول هر یک از این محورها می‌باشد. مدل رفتاری شمع‌های فولادی نیز به صورت الاستوپلاستیک کامل^۳ بوده است.

المان‌های تیر صلب، عمود بر محور طولی شمع، به منظور مدل‌سازی اندازه واقعی مقطع عرضی شمع استفاده شده‌اند (شکل ۵). این المان‌های صلب در واقع المان‌های تیر-ستون

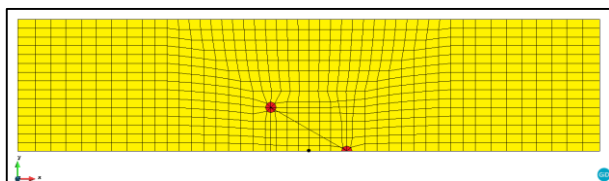
4 Ramirez
5 UC San Diego

1 Yang (University of California, San Diego)
2 Biot's theory
3 Elastic-Perfectly Plastic

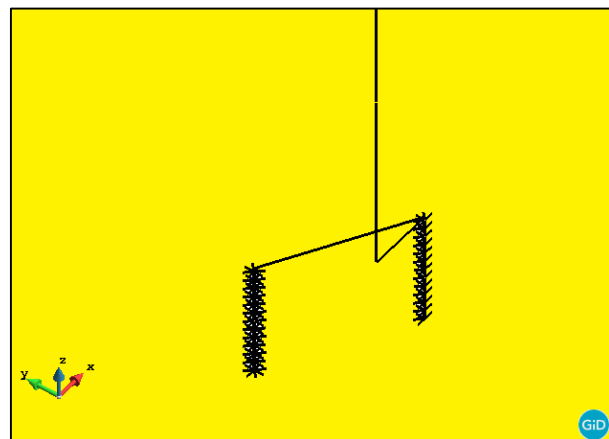
شکل ۷: مش‌بندی مدل عددی



3D



Plan



3D (Only piles and tower elements)

Fig. 7. The Numerical model mesh

۵-۲-۲- بار موج

در مطالعات مربوط به توربین‌های بادی فراساحلی به علت ابعاد واقعی بزرگ این توربین‌ها، استفاده از مقیاس برای ساخت مدل آزمایشگاهی بسیار رایج هست. مفهوم اصلی این مقیاس بر اساس برابر قرار دادن عدد فرود در ابعاد واقعی و مدل مقیاس شده است. در صورتی که نسبت ابعاد مدل واقعی و مدل آزمایشگاهی برابر λ باشد، رابطه بین سایر پارامترها مطابق جدول ۴ خواهد بود [15].

۴-۲-۲- هندسه، ابعاد و جزئیات مدل اجزاء محدود

به علت تقارن، مدل به صورت نیمه ساخته شده (شکل ۶) و ابعاد و مشخصات آن مطابق آزمایش سانتریفیوژ یو و همکاران بوده که در قسمت قبل بیان شد.

شکل ۶. چگونگی استفاده از تقارن در مدل فونداسیون سه پایه

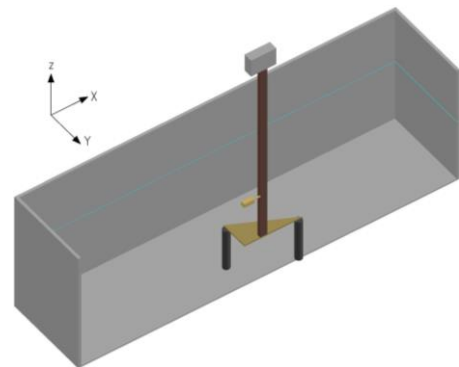


Fig. 6. Symmetry in tripod foundation model

مدل عددی شامل ۱۴۲۸۸ گره و ۱۲۴۲۰ المان سه‌بعدی هم‌بسته جامد-سیال برای مدل‌سازی خاک اشباع است. هم‌چنین هر شمع دارای طول ۳ متر و ۱۲ المان تیر-ستون غیرخطی می‌باشد. در شمع نیمه از ۶۵ المان صلب و در شمع کامل از ۱۰۴ المان صلب به منظور مدل‌سازی اندازه واقعی مقطع عرضی شمع استفاده شده است. شرایط مرزی اعمال شده به مدل به صورت زیر بوده است:

- گره‌های روی صفحه تقارن، در جهت عمود بر صفحه تقارن (راستای Y شکل ۶) جابه‌جا نمی‌شوند.
- گره‌های دیواره‌ها در هر دو راستای صفحه افقی (X و Y) جابه‌جا نمی‌شوند.
- گره‌های کف به جز در راستای اعمال زلزله (جهت X) بسته شده‌اند.
- درجه آزادی مربوط به فشار آب حفره‌ای در گره‌های سطح آب بسته شده است.
- از آنجایی که نرم‌افزار اپن‌سیز کاملاً به صورت متنی و غیرگرافیکی است؛ تصویر گرافیکی المان‌بندی مدل عددی توسط نرم‌افزار پیش و پس‌پردازش GID^۱ تهیه و در شکل (۷) مشاهده می‌شود.

تئوری موج خطی ایری، رایج‌ترین و ساده‌ترین روش محاسبه سرعت و شتاب ذرات آب در اثر ایجاد موج است [16]. سینماتیک ذرات موج از تئوری ایری را اکنون می‌توان در معادله موريسون^۳ برای محاسبه بار وارد شده به سازه استفاده کرد. معادله موريسون یک فرمول تجربی برای محاسبه بار هیدرودینامیکی در واحد طول روی اعضای لاغر استوانه‌ای بوده و به صورت زیر تعریف می‌شود [19]:

$$dF = \frac{\pi D^2}{4} C_M \rho \dot{u} dz + \frac{\rho}{2} C_D Du |u| dz \quad (3)$$

ρ : چگالی آب ($1025 \frac{kg}{m^3}$) D : قطر سازه

u : سرعت افقی ذرات آب $\dot{u}$: شتاب افقی ذرات آب

ضرایب C_D و C_M بر اساس ویژگی بار مورد بررسی (بار حداکثر و یا خستگی^۴)، شکل سازه و سایر فاکتورها تعیین می‌شود. مقادیر متداول برای محاسبات خستگی برابر $C_M = 2$ و $C_D = 0.7$ است؛ اما طراح باید اطمینان پیدا کند که این مقادیر برای شرایط مشخص، به درستی انتخاب شود [17]. لازم به ذکر است مقادیر این ضرایب در آیین‌نامه‌ها از جمله آیین‌نامه DNV برای شرایط مختلف پیشنهاد شده است [4]. ذکر این نکته نیز ضروری است که در صورتی ابعاد سازه در مقایسه با طول موج بزرگ باشد (به طور متداول $D > 0.2\lambda$) معادله موريسون دیگر معتبر نیست [4].

با استفاده از مقادیر جدول ۶ و استفاده از تئوری موج خطی و معادله موريسون، مقادیر نیروی موج وارد بر گره‌های مدل عددی (گره‌هایی زیر سطح آب) محاسبه و اعمال شده‌اند. برای نمونه، تاریخچه زمانی نیروی وارد شده به گره در ارتفاع $1/725$ متری از سطح خاک، به صورت شکل ۸ بوده است.

شکل ۸. بار موج وارده به گره در ارتفاع $1/725$ متری از سطح خاک

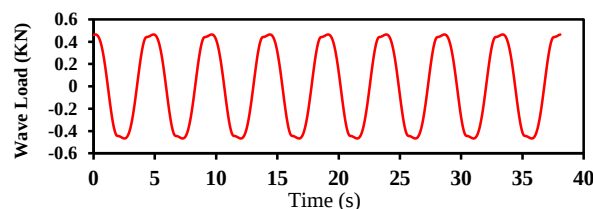


Fig. 8. Wave Load at node with 1.725 meter distance from soil surface

جدول ۴. قانون مقیاس برای پارامترها بر اساس عدد فرود [15]

Parameter	Scaling law
Tower height and rotor radius	λ
Velocity (wind)	$\sqrt{\lambda}$
Water depth and wave height	λ
Wave period	$\sqrt{\lambda}$

Table 4. Scaling law based on Froude number [15]

برای یافتن پارامترهای موج، از آنجایی که می‌خواهیم از داده‌های موجود برای یک توربین بادی فراساحلی استفاده کنیم، نیاز به بررسی طیف موج ناحیه نبوده و می‌توان از داده‌های موجود برای آن موقعیت استفاده کرد. این داده‌ها برای مزرعه توربین بادی فراساحلی هورنز رو^۵، به صورت جدول ۵ است.

جدول ۵. پارامترهای موج مربوط به مزرعه هورنز رو [16]

Wave height (H_s)	Wave period (T)	Water depth (d)
4.36 (m)	12 (s)	13.5 (m)

Table 5. Wave parameter of Horns Rev wind farm [16]

با استفاده از قوانین مقیاس مطرح شده در جدول ۴ این داده‌ها برای مدل عددی به صورت جدول ۶ (۶۶ خواهند بود):

جدول ۶. پارامترهای مقیاس شده مربوط به مزرعه هورنز رو

Wave height (H_s)	Wave period (T)	Water depth (d)
0.68 (m)	4.75 (s)	2.12 (m)

Table 6. Scaled parameter of Horns Rev wind farm

حرکت ذرات آب را می‌توان با تئوری موج خطی (نظریه موج ایری^۶) توصیف کرد [17]. در واقع این تئوری یک شکل سینوسی برای ارتفاع سطح آب و نیز یک حرکت دایره‌ای برای ذرات آب در نظر گرفته که با عمق تغییر می‌کند [18]. بر این اساس، سرعت (u) و شتاب ($\dot{u}$) ذرات آب به صورت زیر است [19]:

$$u = \sum_{j=1}^N \omega_j A_j \frac{\cosh[k(z+d_w)]}{T_w \sinh(kd_w)} \sin(\omega_j t - k_j x + \phi_j) \quad (1)$$

$$\dot{u} = \sum_{j=1}^N \omega_j^2 A_j \frac{\cosh[k(z+d_w)]}{T_w \sinh(kd_w)} \cos(\omega_j t - k_j x + \phi_j) \quad (2)$$

k : عدد موج (m^{-1}) ω : سرعت زاویه‌ای (rad/s) ϕ_j : زاویه فاز تصادفی

d_w : عمق آب T_w : پریود موج Z : فاصله قائم از سطح آب

۶-۲-۲- بار باد

همان‌گونه که بیان شد، سرعت باد در ارتفاع هاب در توربین‌های بادی فراساحلی مزرعه هورنز رو، در حال کار برابر ۲۵ متر بر ثانیه بوده که با استفاده از قانون مقیاس جدول ۴-۴ سرعت باد در ارتفاع هاب مدل عددی، برابر ۹/۹ متر بر ثانیه به دست می‌آید. از طرف دیگر، مطابق آیین‌نامه DNV تغییرات سرعت باد در ارتفاع مطابق رابطه زیر است.

$$U(T, z) = U_{10} \left(1 + 0.137 \ln \frac{z}{h} - 0.047 \ln \frac{T}{T_{10}} \right) \quad (7)$$

به طوری که:

U_{10} : سرعت باد متوسط ۱۰ دقیقه‌ای در ارتفاع ۱۰ متر

h : ۱۰ متر T_{10} : ۱۰ دقیقه

z : ارتفاع مورد نظر (بالای سطح آب) T : زمان مورد نظر

پارامتر ورودی سرعت باد در این رابطه، سرعت در ارتفاع ۱۰ متری است، بنابراین سرعت باد در ارتفاع ۱۰ متری مدل عددی برابر ۹/۵۵ متر بر ثانیه در نظر گرفته شده است تا در ارتفاع هاب به سرعت ۹/۹ متر بر ثانیه برسد. تغییرات سرعت باد در ارتفاع مدل به صورت شکل ۹ بوده است.

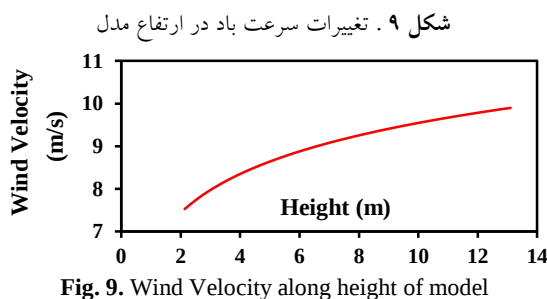


Fig. 9. Wind Velocity along height of model

۳- نتایج و بحث روی آن‌ها

۳-۱- درستی آزمایشی عددی

قبل از ورود به مرحله مطالعه پارامتریک، درستی آزمایشی مدل عددی برای کسب اطمینان از شبیه‌سازی درست شرایط آزمایش ضروری است. به این منظور، نتایج به دست آمده از مدل عددی و مدل آزمایشگاهی با یکدیگر مقایسه شده است.

در شکل ۱۰، نسبت $(\Delta u / \sigma') I_u$ ، نسبت اضافه فشار آب حفره‌ای به تنش موثر قائم اولیه) در محل PPT1 در مدل عددی

محاسبه نیروی تراست^۱ (نیروی وارد شده به روتور توربین بادی ناشی از باد) موضوع علم آیرودینامیک است که از موضوع این پژوهش خارج بوده و بنابراین برای محاسبه نیروی تراست به مطالعه انجام شده توسط لایت^۲ رجوع شده است. لایت در این مطالعه نیروی تراست یک توربین بادی فراساحلی در مزرعه هورنز رو با قطر روتور ۸۰ متر را در شرایطی که توربین در حال کار است برابر ۱۴۲/۱۹ کیلو نیوتن گزارش کرده است. در این پژوهش، لایت سرعت باد در ارتفاع هاب را ۲۵ متر بر ثانیه در نظر گرفته است، چرا که در سرعت بالاتر توربین به علت مسائل ایمنی متوقف خواهد شد [20]. از طرف دیگر برای محاسبه نیروی تراست، من‌ول و همکاران^۳ رابطه زیر را برای تبدیل نیروی وارد بر توربین‌ها ارائه کرده‌اند [21]:

$$\frac{T_1}{T_2} = \left(\frac{R_1}{R_2} \right)^2 \quad (4)$$

که در این رابطه، R قطر روتور و T نیروی تراست توربین‌هاست. در واقع در صورتی که نیروی تراست برای یک توربین بادی مشخص باشد؛ به کمک این رابطه می‌توان مقدار نیروی تراست در توربین دیگر را به دست آورد.

در این پژوهش با توجه به ابعاد مدل، فرض شده است که توربین بادی مدل شده، دارای قطر روتوری معادل ۱۲/۵۵ متر است. بنابراین با توجه به نیروی تراست محاسبه‌شده توسط لایت و استفاده از رابطه من‌ول، نیروی تراست در مدل عددی برابر ۳/۵ کیلو نیوتن محاسبه و به آخرین گره برج (در ارتفاع ۱۳/۱ متری از سطح خاک) به صورت بار نقطه‌ای اعمال شده است.

برای محاسبه بار باد وارد بر برج توربین نیز از رابطه ارائه شده در آیین‌نامه DNV مطابق زیر استفاده شده است:

$$F_w = CqS \sin \alpha \quad (5)$$

$$q = \frac{1}{2} \rho_a U_{T,z}^2 \quad (6)$$

C : ضریب شکل [22] بخش ۴-۵ q : فشار باد پایه^۴

S : سطح وزش باد عمود بر جهت نیرو α : زاویه جهت باد و محور سازه

$U_{T,z}$: سرعت باد ρ_a : چگالی هوا [۲۲] پیوست F)

3 Manwell et al.
4 basic wind pressure

1 Thrust force
2 Leite

۳-۲- بررسی تأثیر بار باد و بار موج

در این قسمت، برای مشخص شدن تأثیر هر یک از بارها، در یک آنالیز جدید، ابتدا بار باد (نیروی وارد بر برج توربین و نیز نیروی تراست) به صورت استاتیکی و به دنبال آن از لحظه صفر تا $t = 9/6$ (s) نیروی موج به تنهایی به مدل اعمال شده است. بعد از این لحظه، بار زلزله نیز از لحظه $t = 9/6$ (s) تا $t = 31/6$ (s) اضافه شده و سپس بار موج هم‌چنان تا لحظه $t = 38/1$ (s) ادامه یافته است. لازم به ذکر است بار باد و موج در راستای زلزله به مدل اعمال شده اند. بر این اساس، جابه‌جایی برج توربین در مقایسه با اعمال زلزله به تنهایی، در شکل (۱۱) مشاهده می‌شود؛ افزایش پاسخ برج پس از اعمال بار باد و موج قابل پیش‌بینی بوده، اما نکته مهم، میزان تغییرات است. قبل از اعمال بار زلزله، جابه‌جایی ماندگار برج در اثر بار باد و موج در حدود $0/3$ سانتی‌متر بوده اما پس از اعمال زلزله به 10 سانتی‌متر رسیده است؛ در صورتی که در حالت اعمال زلزله به تنهایی، جابه‌جایی ماندگار برج برابر 6 سانتی‌متر بوده است. این نکته بر این موضوع دلالت دارد که در تحلیل لرزه‌ای توربین‌های بادی فراساحلی باید اندرکنش همزمان بار باد، موج و زلزله را در نظر گرفت و نمی‌توان به سادگی از اصل برهم نهی استفاده کرد. این موضوع در پژوهش ونگ و همکاران نیز بیان شده [11] و در اینجا نیز به روشی دیگر این نتیجه به دست آمده و اثبات شده است.

شکل ۱۱. تأثیر اعمال همزمان بار باد، موج و زلزله روی جابه‌جایی برج

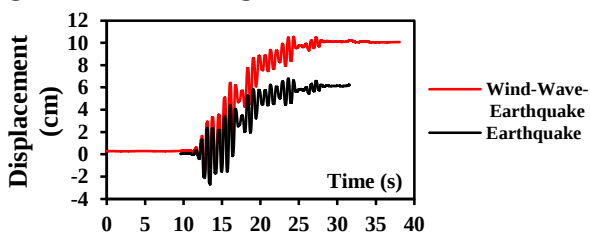


Fig. 11. Influence of Wind, wave and earthquake load on displacement of tower

از طرف دیگر جابه‌جایی برج در اثر بار باد به تنهایی $0/28$ سانتی‌متر و در اثر بار موج نیز ناچیز بوده است. برای روشن شدن قضیه، جابه‌جایی برج در $9/6$ ثانیه اول یعنی قبل از اعمال بار زلزله به صورت جداگانه در شکل ۱۲ ترسیم شده است. همان‌طور که در این شکل دیده می‌شود، دامنه تغییرات

و مدل آزمایشگاهی دیده می‌شود. هم‌چنین شتاب اندازه‌گیری شده در خاک در محل $ACC1$ و شتاب بالای برج توربین در مدل عددی و مدل آزمایشگاهی در این شکل مشاهده می‌شود. لازم به ذکر است که محل قرارگیری سنسورهای $PPT1$ ، $ACC1$ و $ACC6$ در شکل (۴) مشخص شده است. مقادیر ماکزیمم دوران و دوران ماندگار مدل عددی و مدل آزمایشگاهی نیز در جدول ۷ گردآوری شده است. همان‌طور که از شکل ۱۰ و جدول ۷ فهمیده می‌شود، نتایج مدل عددی هماهنگی خوبی با نتایج به دست آمده از آزمایش دارد.

شکل ۱۰. مقایسه r_u ($PPT1$)، شتاب اندازه‌گیری شده در خاک ($ACC1$) و شتاب بالای برج توربین ($ACC6$) در مدل عددی و آزمایشگاهی

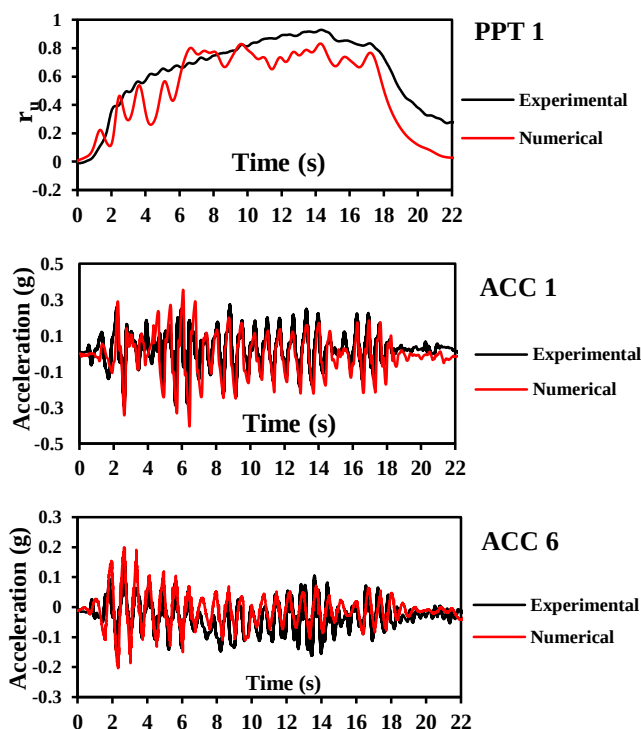


Fig. 10. Comparison of r_u ratio ($PPT1$), measured acceleration in the soil ($ACC1$) and wind tower-top acceleration ($ACC6$) between experimental and numerical model

جدول ۷. مقایسه دوران برج توربین در مدل عددی و آزمایشگاهی

	Residual rotation (deg)	Maximum rotation (deg)
Experimental	0.6	0.7
Numerical	0.5	0.66

Table 7. Comparison of wind tower rotation between experimental and numerical model

نیز نشان‌گر این موضوع است که در تحلیل لرزه‌ای توربین‌های بادی فراساحلی نمی‌توان از اصل برهم نهی استفاده کرد و باید اندرکنش همزمان بارهای محیطی را در نظر گرفت، چراکه میزان تغییر ایجاد شده در طول زمان تحلیل ثابت نبوده است.

از طرف دیگر مقایسه تاریخچه زمانی فشار آب حفره‌ای و نیز شتاب بالای برج نشان داد که بار باد و موج تأثیری روی آن‌ها نداشته و کاملاً تحت تأثیر زلزله هستند. بنابراین می‌توان نتیجه گرفت که در مطالعاتی که هدف اصلی بررسی تغییرات فشار آب حفره‌ای، نرم شدن خاک و بررسی امکان وقوع روانگرایی خاک بستر توربین‌های بادی فراساحلی تحت بار زلزله باشد، صرف نظر کردن از بار باد و بار موج، فرض درستی بوده و خللی در نتایج به دست آمده ایجاد نمی‌کند.

شکل ۱۴. تاریخچه زمانی اختلاف دوران ($\Delta\theta$) و جابه‌جایی (Δd) برج

توربین در حالت اعمال همزمان بار باد، موج و زلزله نسبت به حالت اعمال بار زلزله به تنهایی

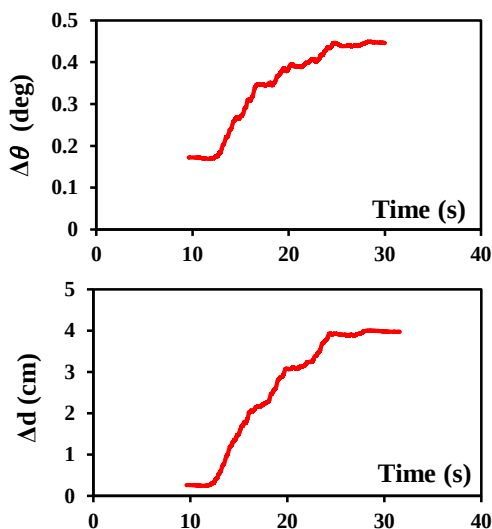


Fig. 14. Time histories of rotation ($\Delta\theta$) and displacement difference (Δd) under wind-wave-earthquake load compare with earthquake load

۳-۳- تغییرات شتاب زلزله ورودی

زلزله اعمال شده به مدل، در آزمایش سانتریفیوژ یو و همکاران و نیز مدل عددی این پژوهش، دارای ماکزیمم برابر $0.642g$ بوده است. شتاب‌نگاشت اعمالی به مدل به ازای مقادیر ماکزیمم $0.25g$ ، $0.45g$ و $0.85g$ اصلاح و به مدل عددی اعمال شده است. مطابق شکل ۱۵، با افزایش شتاب زلزله، پاسخ برج توربین افزایش می‌یابد. برای مقایسه بهتر، نمودار تغییرات

جابه‌جایی برج توربین بادی فراساحلی در اثر نیروی موج تنها در حدود 0.02 سانتی‌متر است. بنابراین می‌توان گفت جابه‌جایی برج توربین بیشتر تحت تأثیر زلزله بوده و بعد از آن اثر بار باد بیشتر و نیز اثر بار موج بسیار کم است.

شکل ۱۲. دامنه تغییرات جابه‌جایی برج در اثر بار موج

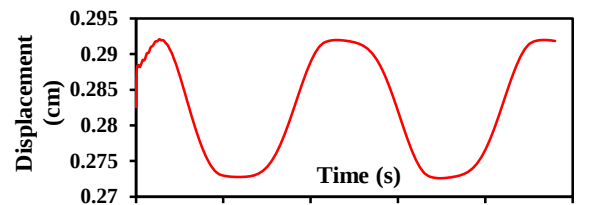


Fig. 12. Variation range of tower displacement under wave load

دوران برج توربین نیز در شکل ۱۳ در اثر بار همزمان باد، موج و زلزله با حالتی که زلزله به تنهایی اعمال شود مقایسه شده؛ از این شکل نیز نتایج مشابهی به دست می‌آید. همان‌طور که دیده می‌شود قبل از اعمال زلزله دوران برج توربین بادی حدود 0.2 درجه بوده است ولی پس از اعمال زلزله دوران ماکزیمم به 1.08 درجه و دوران ماندگار به 0.92 درجه رسیده است که نسبت به حالت اعمال زلزله به تنهایی 0.42 درجه بیشتر بوده است.

شکل ۱۳. تأثیر اعمال همزمان بار باد، موج و زلزله روی دوران برج

توربین بادی فراساحلی

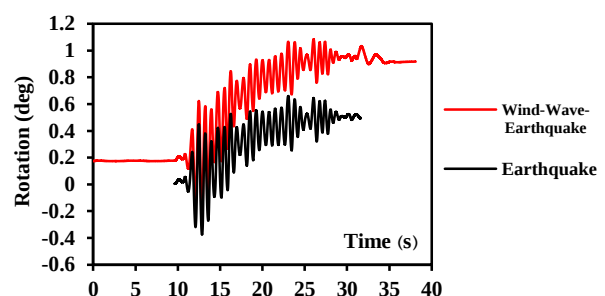


Fig. 13. Influence of Wind, wave and earthquake load on rotation of tower

برای مقایسه بهتر، تاریخچه زمانی اختلاف پاسخ برج در حالت اعمال همزمان بار باد، موج و زلزله با حالت اعمال زلزله به تنهایی در شکل ۱۴ دیده می‌شود. اختلاف بین دو حالت در ابتدا مقدار تقریباً ثابتی داشته، سپس در طول زمان تحلیل با شیب زیادی افزایش یافته و در نهایت نیز ثابت می‌شود. این مشاهده

رابطه بین نسبت r_u خاک ($\Delta u / \sigma'$)، نسبت اضافه فشار آب حفره‌ای به تنش موثر قائم اولیه) و ماکزیمم شتاب زلزله ورودی نیز در شکل ۱۷ نشان داده شده است.

شکل ۱۷. رابطه فشار آب حفره‌ای (نسبت r_u) و ماکزیمم شتاب زلزله

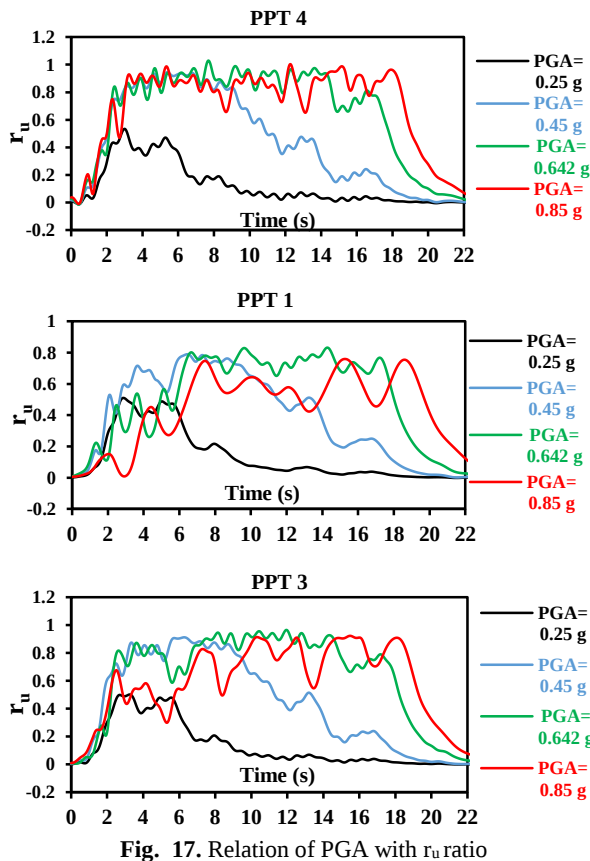


Fig. 17. Relation of PGA with r_u ratio

سنسور PPT1 در فاصله ۰/۵ متری از مرکز مدل، سنسور PPT3 در فاصله ۵ متری از مرکز مدل و سنسور PPT4 در فاصله ۷ متری از مرکز مدل و همگی این سنسورها در فاصله ۰/۵ متری از سطح خاک قرار دارند (شکل ۴). با توجه به شکل ۱۷ دو رفتار متفاوت را می‌توان هنگام افزایش فشار آب حفره‌ای و از بین رفتن آن مشاهده کرد. در محل PPT4 که دور از شمع‌ها است، مشاهده می‌شود که قسمت اول نمودار هماهنگ بوده و به یک نسبت r_u می‌رسند، اما در قسمت دوم با افزایش شتاب زلزله، سرعت کاهش فشار آب حفره‌ای، کم‌تر می‌شود. البته در حالتی که ماکزیمم شتاب برابر 0.25 g (کمترین مقدار اعمال شده) بوده، نسبت r_u در هر دو قسمت افزایش و کاهش فشار آب حفره‌ای کم‌تر از حالت‌های دیگر بوده است. در محل PPT1 نزدیک شمع‌ها است، مشاهده می‌شود که در قسمت اول

جابه‌جایی و دوران برج در برابر ماکزیمم شتاب در شکل ۱۶ رسم شده است. بر این اساس، رابطه بین جابه‌جایی و دوران برج توربین با ماکزیمم شتاب زلزله به صورت غیرخطی است که این موضوع را می‌توان به رفتار غیرخطی خاک و مدل رفتاری استفاده‌شده، نسبت داد. این موضوع بر خلاف چیزی است که در مطالعه کیورلاگ و همکاران بیان شده که رابطه بین جابه‌جایی و ماکزیمم شتاب به صورت خطی است؛ چرا که تحلیل آن‌ها کاملاً الاستیک خطی بوده است [6]. از این تضاد لزوم در نظر گرفتن رفتار غیر خطی خاک در تحلیل لرزه‌ای توربین‌های بادی فراساحلی مشخص می‌شود.

شکل ۱۵. تأثیر ماکزیمم شتاب زلزله روی جابه‌جایی و دوران

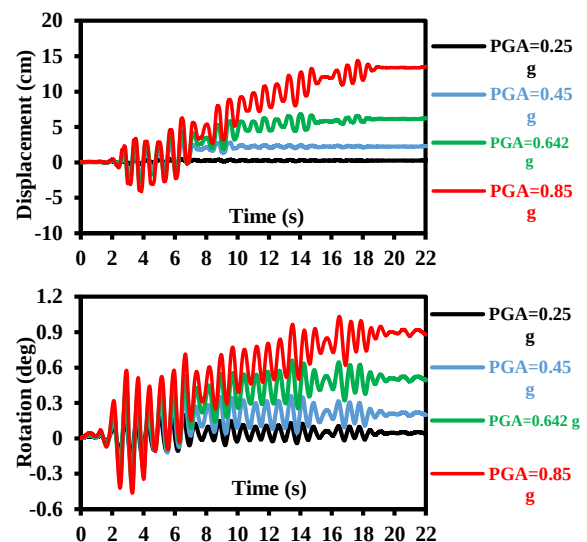


Fig. 15. Influence of PGA on displacement and rotation

شکل ۱۶. رابطه ماکزیمم شتاب زلزله ورودی با جابه‌جایی و دوران

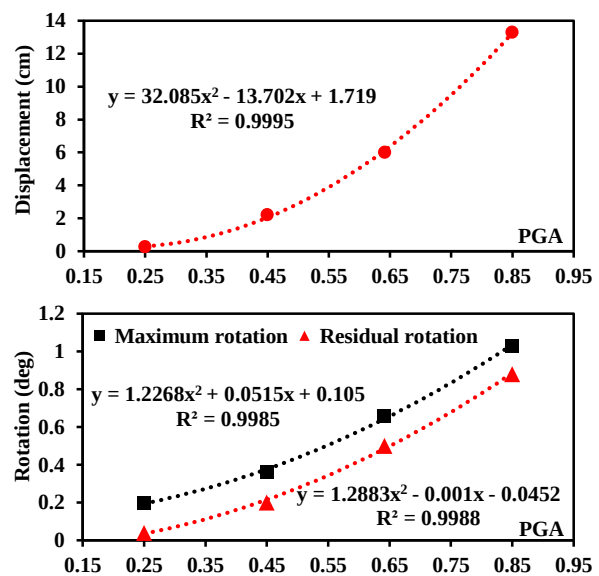


Fig. 16. Relation of PGA with displacement and rotation

در تمامی نمودارهای شکل ۱۸ نسبت r_u در محل PPT1 یعنی در نزدیکی شمع‌ها (فاصله نیم‌متری تا مرکز مدل) کم‌تر از مقدار PPT3 (فاصله پنج‌متری تا مرکز مدل) و هر دوی آن‌ها کم‌تر از PPT4 (فاصله هفت‌متری تا مرکز مدل) هستند. با توجه به این‌که تمامی این سنسورها در فاصله نیم‌متری از سطح خاک قرار دارند، این اختلاف را می‌توان به اندرکنش خاک و شمع نسبت داد. از طرف دیگر با افزایش شتاب زلزله اختلاف مقادیر r_u در محل سنسورهای PPT4، PPT1 و PPT3 بیشتر می‌شود؛ به طوری که در شتاب پایین $0.25g$ مقادیر r_u تفاوت چندانی نداشته و تقریباً یکسان است.

از طرف دیگر، با توجه به شکل ۱۸، قسمت دوم نمودارها که مربوط به زوال فشار آب حفره‌ای است، در تمامی سنسورها روی هم منطبق است، به این معنا که زوال فشار آب حفره‌ای تنها تحت تأثیر ماکزیمم شتاب زلزله بوده و اندرکنش خاک و شمع تأثیر چندانی روی آن ندارد، در حالی که قسمت اول نمودار یعنی افزایش فشار آب حفره‌ای کاملاً تحت تأثیر اندرکنش خاک و شمع است. می‌توان گفت که با افزایش شتاب زلزله، سرعت زوال فشار آب حفره‌ای کاهش می‌یابد و از طرف دیگر اندرکنش شمع و خاک در نزدیکی شمع‌ها روی افزایش فشار آب حفره‌ای در قسمت اول نمودار تأثیر دارد؛ به طوری که منجر به کاهش r_u شده و با افزایش شتاب زلزله، میزان کاهش r_u بیشتر می‌شود.

۴- نتیجه‌گیری

رفتار لرزه‌ای توربین‌های بادی فراساحلی تحت تأثیر فونداسیون و اندرکنش آن‌ها با خاک است و شرایط اشباع بودن خاک نیز باید در نظر گرفته شود. در همین راستا، مدل عددی یک توربین بادی فراساحلی با زیرسازه سه‌پایه تحت بار زلزله با استفاده از نرم‌افزار اپن‌سیز مورد تحلیل قرار گرفته و نتایج زیر به دست آمده است:

- نرم‌افزار اپن‌سیز به واسطه وجود مدل رفتاری‌های مناسب برای خاک اشباع از جمله مدل PDMY توانایی بسیار بالایی برای مدل‌سازی رفتار خاک در شرایطی که تأثیر تغییرات فشار آب حفره‌ای و تنش مؤثر تعیین‌کننده است، را دارد. این توانایی

نمودارها، با افزایش شتاب زلزله، مقدار r_u کمتر شده و با سرعت کم‌تری افزایش می‌یابد، که این موضوع را می‌توان به اندرکنش شمع‌ها با خاک نسبت داد. همچنین در قسمت دوم نمودار، مانند PPT4، با افزایش شتاب زلزله، سرعت کاهش فشار آب حفره‌ای کم‌تر می‌شود. در محل PPT3 نیز رفتاری مشابه محل PPT4 مشاهده می‌شود، با این تفاوت که سرعت افزایش فشار آب حفره‌ای در قسمت اول نمودار در ماکزیمم شتاب $0.85g$ کم‌تر از حالت‌های دیگر بوده است. با توجه به شکل ۱۷ این‌طور به نظر می‌رسد که مقادیر نسبت r_u در محل سنسورهای PPT4، PPT1 و PPT3 در حالت ماکزیمم شتاب $0.25g$ تفاوت چندانی با یکدیگر ندارد و با افزایش ماکزیمم شتاب زلزله ورودی این تفاوت بیشتر می‌شود. برای روشن شدن قضیه مقادیر r_u در محل سنسورها در شکل ۱۸ مقایسه شده است.

شکل ۱۸. مقادیر r_u در محل سنسورهای PPT1، PPT3 و PPT4

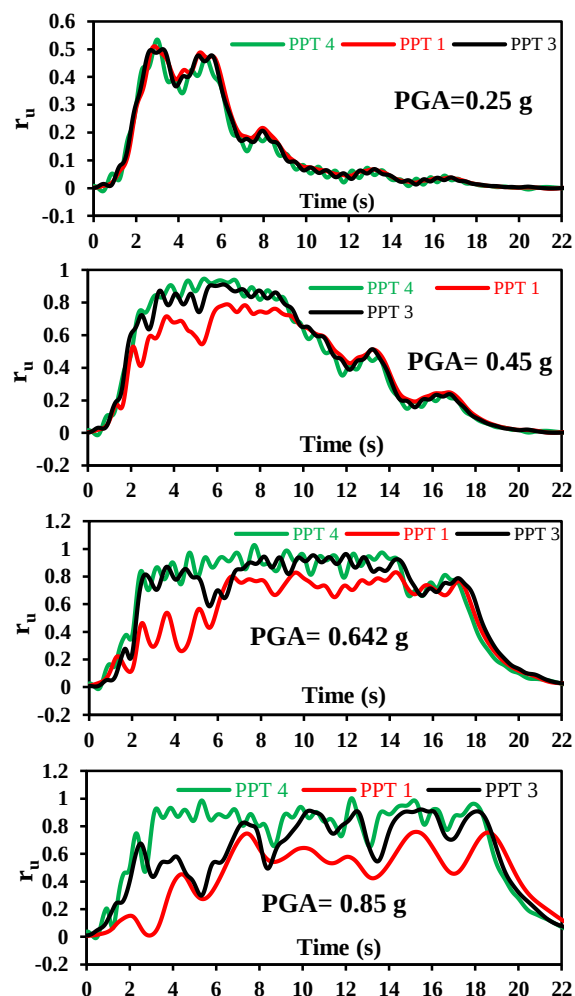


Fig. 18. r_u ratio at place of PPT1, PPT3, PPT4

4. DNV, G.J.D.G.A., Høvik, *Design of Offshore Wind Turbine Structures. Offshore Standard DNV-OS-J101*. 2014.
5. International Electrotechnical Commission. IEC 61400-3. *Wind Turbines—Part 3: Design Requirements for Offshore Wind Turbines*. 2009.
6. Kjørlaug, R.A., A.M. Kaynia, and A. Elgamal. *Seismic response of wind turbines due to earthquake and wind loading*. in *Proceedings of the 9th international conference on structural dynamics, EURODYN*. 2014.
7. Hacıfendioğlu, K. and F.J.C. Birinci, *Seismic analysis of offshore wind turbine including fluid-structure-soil interaction*. 2015. **1**(4): p. 198-201.
8. Yang, H., et al., *Dynamic reliability based design optimization of the tripod sub-structure of offshore wind turbines*. *Renewable Energy*, 2015. **78**: p. 16-25.
9. Yu, H., et al., *Centrifuge modeling of offshore wind foundations under earthquake loading*. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2015. **77**: p. 402-415.
10. Zhang, L.-w. and X.J.C.O.E. Li, *Dynamic analysis of a 5-MW tripod offshore wind turbine by considering fluid-structure interaction*. 2017. **31**(5): p. 559-566.
11. Wang, W., et al., *Model Test and Numerical Analysis of a Multi-Pile Offshore Wind Turbine Under Seismic, Wind, Wave, and Current Loads*. 2017. **139**(3): p. 031901.
12. Wang, X., et al., *Seismic response of offshore wind turbine with hybrid monopile foundation based on centrifuge modelling*. *Applied Energy*, 2019. **235**: p. 1335-1350.
13. *OpenSees User Documentation*.
14. Ramirez, J.M., *Influence of soil permeability on liquefaction-induced lateral pile response*. 2010, UC San Diego.
15. Naqvi, S.K., *Scale model experiments on floating offshore wind turbines*. 2012.
16. Vugts, J., J. van der Tempel, and E. Schrama. *Hydrodynamic loading on monotower support structures for preliminary design*. in *Proceedings of Special Topic Conference on Offshore Wind Energy*. 2001.
17. ISO, I.J.B.S.I., *19901-1: 2005, Petroleum and natural gas industries-specific requirements for offshore structures-Part 1: Metocean design and operating conditions*. 2005.
18. Baniotopoulos, C., C. Borri, and T. Stathopoulos, *Environmental wind engineering and design of wind energy structures*. Vol. 531. 2011: Springer Science & Business Media.
19. Sun, C. and V.J.E.S. Jahangiri, *Fatigue damage mitigation of offshore wind turbines under real wind and wave conditions*. 2019. **178**: p. 472-483.
20. Leite, O.B., *Review of design procedures for monopile offshore wind structures*. 2015.
21. Manwell, J.F., J.G. McGowan, and A.L. Rogers, *Wind energy explained: theory, design and application*. 2010: John Wiley & Sons.
22. Veritas, D.N.J.D.N.V.O., Norway, *DNV-RP-C205 Environmental conditions and environmental loads*. 2010.

در طول این پژوهش به واسطه درستی آزمایشی انجام شده با نتایج آزمایش سانتریفیوژ نشان داده شده است.

- در تحلیل لرزه‌ای یک توربین بادی فراساحلی، در نظر گرفتن بارهای محیطی شامل بار باد و بار موج روی دوران و جابه‌جایی برج توربین مؤثر است. این تأثیر در طول زمان زلزله ثابت نبوده و بنابراین برای تحلیل لرزه‌ای توربین‌های بادی فراساحلی، طراح نمی‌تواند از اصل برهم نهی پاسخ‌ها استفاده کرده و حتماً باید اندرکنش بارها در نظر گرفته شده و مدل تحت بارهای محیطی به صورت هم‌زمان تحلیل شود. همچنین تأثیر بار باد بیشتر از بار موج و تأثیر بار زلزله بیشتر از هر دوی آن‌ها بوده و پاسخ برج توربین بیشتر تحت تأثیر زلزله می‌باشد که البته این موضوع به شتاب ورودی زلزله بستگی داشته و شتاب ورودی زلزله در این پژوهش $0.642g$ بوده است.

- از طرف دیگر بار باد و بار موج روی فشار آب حفره‌ای خاک بستر توربین‌های بادی فراساحلی تأثیری نداشته و بنابراین در مطالعاتی که هدف اصلی تغییرات فشار آب حفره‌ای و بررسی وقوع پدیده روانگرایی تحت اثر بار زلزله می‌باشد، می‌توان از سایر بارهای محیطی صرف نظر کرد.

- با افزایش شتاب زلزله، جابه‌جایی ماندگار و دوران برج توربین افزایش می‌یابند. رابطه بین ماکزیمم شتاب زلزله با جابه‌جایی ماندگار و دوران برج توربین به صورت غیر خطی می‌باشد که نشان از رفتار غیر خطی خاک دارد و بیانگر این نکته است که در تحلیل‌های لرزه‌ای توربین‌های بادی فراساحلی باید رفتار غیرخطی خاک را مد نظر قرار داد. همچنین اندرکنش خاک و شمع روی فشار آب حفره‌ای خاک اطراف شمع اثر داشته و منجر به کاهش نسبت Γ_u می‌شود. هرچه ماکزیمم شتاب زلزله ورودی بیشتر شود، این تأثیر نیز بیشتر می‌شود.

۵- منابع و مراجع

1. Petroleum, B., *BP Statistical Review of World Energy June 2019*. 2019.
2. Beiter, P.C., et al., *2017 Offshore Wind Technologies Market Update*. 2018, National Renewable Energy Lab.(NREL), Golden, CO (United States).
3. Mostafaeipour, A., *Feasibility study of offshore wind turbine installation in Iran compared with the world*. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2010. **14**(7): p. 1722-1743.

Numerical study of the seismic response of offshore wind turbines considering the interaction of environmental loads

A. Saeedi Azizkandi¹, M.H. Baziar², Sh. Sadollahi³, A. Taji⁴

1- Assistant Professor, Department of Civil Engineering, Iran University of Science and Technology

2- Professor, Department of Civil Engineering, Iran University of Science and Technology

3- M.S. Student, Department of Civil Engineering, Iran University of Science and Technology

4- M.S. Student, Department of Civil Engineering, Iran University of Science and Technology

ABSTRACT

In this research, the seismic response of offshore wind turbines, considering the interaction of saturated soil-pile-structure, has been investigated using numerical method of finite element. OpenSees software has been used to consider the conditions of soil saturation and pore water pressure changes. Due to the existence of soil constitutive model in OpenSees, such as the PDMY model and coupled u-p elements, it has a good ability to model saturated soil and pore water pressure changes. For numerical verification, a centrifuge test carried out by Yu et al. was used. This test was carried out on an offshore wind turbine with tripod foundation, with a height of 13 meters and three piles, 0.5 in diameter and 3 meters in length with a triangular arrangement, and the response of the turbine tower and pore water pressure variations under the earthquake load have been investigated. In this experiment, blades, hub and Nacelle were simplified as a rigid mass on top of wind turbine tower and so large moment caused by the earthquake load was modeled on the foundation. For simulation and creating numerical model, only one half of the system was modeled using symmetry boundary condition. Soil 3D continuous medium was modeled through coupled u-p formulation correlated to saturated porous medium using PDMY constitutive model that has the ability to simulate sandy soil behaviour under cyclic loadings in drained and undrained condition. The model consisted of 14288 nodes and 12420 coupled u-p 3D elements for saturated soil part. Nonlinear beam-column elements were used for pile parts. For simulating actual size of pile cross-section, rigid beam elements perpendicular to the longitudinal axis of the piles were used. Actually these rigid elements were beam-column type that their stiffness is 10000 times larger than the stiffness of pile elements. One node of this elements was connected to the pile and the other node was tied to the soil node with same location through equal DOF constraint. Each pile with 3 meter in length consisted of 12 nonlinear beam-column elements. For half pile 65 rigid elements and for full pile 104 rigid elements was used to simulate actual size of pile cross-section. Wind load on tower is estimated by equation provided in DNV standard. Also the thrust force (force applied by the wind on the rotor of turbine) is calculated through the previous study (Leite) and using Manwell equation. Wave load is calculated by Morison equation and the kinematics of water particles are simulated by Airy wave theory (linear wave theory). After passing the verification stage, through the parametric study, the effect of other environmental loads (wind and wave load) and peak ground acceleration (PGA) on the seismic response of the offshore wind turbine are investigated. The results showed that in seismic analysis of offshore wind turbines, the interaction of environmental loads should be considered, and the Superposition Principle can not be easily applied. It was also found that the relationship between the peak ground acceleration and the turbine tower response is nonlinear. On the other hand, by increasing the PGA, the effect of soil-piles interaction on the r_u ratio increases.

Keywords: Offshore wind turbine, OpenSees, PDMY constitutive model, soil-pile-Structure, wind and wave load