

بررسی اثر عمق مدفون و قطر تک‌شمع در عملکرد لرزه‌ی توربین بادی فراساحلی با انجام مدل‌سازی فیزیکی

علیرضا باطنی (کارشناس ارشد)

مجید مرادی* (دانشیار)

دانشکده مهندسی عمران، دانشکده‌گان فنی، دانشگاه تهران، تهران، ایران

مهندسی عمران شریف، (پاییز ۱۴۰۳)
دوره ۴۰، شماره ۳، صص. ۷۳-۸۳، (پژوهشی)

در دهه‌های اخیر، به استفاده از انرژی تجدیدپذیر باد به وسیله‌ی توربین‌های بادی فراساحلی توجه بسیاری صورت گرفته و گسترش استفاده از آن‌ها، سبب نصب توربین‌های بادی فراساحلی در مناطق لرزه‌خیز نیز شده است. اغلب برای پی توربین‌های بادی فراساحلی، که در محیط دریا در معرض بارهای سیکلیک، مانند باد، موج، و جریان‌های دریایی قرار دارند، از مونوپایل استفاده می‌شود. در پژوهش حاضر، با انجام ۶ آزمایش در محیط ۱g به بررسی اثر عمق مدفون، قطر، و خشک و اشباع‌بودن خاک در عملکرد لرزه‌ی مونوپایل پرداخته شده است. یافته‌ها نشان داده‌اند که قرارگیری مونوپایل در محیط اشباع نسبت به محیط خشکی، سبب تضعیف عملکرد لرزه‌ی می‌شود و افزایش عمق مدفون نیز در ابتدا تا طولی مشخص، سبب بهبود و در طول‌های بیشتر از آن، سبب تضعیف عملکرد لرزه‌ی می‌شود. همچنین افزایش ۵۷ درصدی قطر مونوپایل سبب افزایش ۲۴ درصدی شتاب روسازه و افزایش ۴۰ درصدی جابجایی ماندگار شده است، که نشان‌دهنده‌ی تضعیف عملکرد لرزه‌ی است.

واژگان کلیدی: مونوپایل، توربین‌های بادی فراساحلی، مدل‌سازی فیزیکی، عملکرد لرزه‌ی.

alireza.bateni@ut.ac.ir
mmoradi@ut.ac.ir

۱. مقدمه

۱۲ کشور است. در شکل ۱، مقدار ظرفیت افزایش‌یافته و تجمعی از سال‌های ۲۰۰۹ تا ۲۰۱۹ نشان داده شده است (EWEA, ۲۰۱۹).^[۱] انتظار می‌رفت که در سال‌های ۲۰۲۰ و ۲۰۲۱ افزایش سرعت نصب توربین‌های بادی فراساحلی در اروپا مشهود باشد، ولی با توجه به همه‌گیری بیماری کووید ۱۹ و محدودیت‌های ایجادشده در حمل و نقل و فعالیت‌های گروهی افراد، مقدار ظرفیت افزوده‌شده در سال ۲۰۲۱ در اروپا به ۳۳۰۰ مگاوات محدود شد و پیش‌بینی می‌شود با مرتفع‌شدن مشکلات مربوط به بیماری کووید ۱۹ در سال‌های ۲۰۲۲ تا ۲۰۲۶، مقدار ۲۷۹۰۰ مگاوات (۵۶۰۰ مگاوات در هر سال) افزایش ظرفیت حاصل شود (Wind Europe, ۲۰۲۱).^[۲]

در میان فونداسیون توربین‌های بادی فراساحلی، مونوپایل با ۸۱٪، بیشترین استفاده را در اروپا داشته است (EWEA, ۲۰۱۹).^[۱] میزان استفاده از هر فونداسیون در شکل ۲ مشاهده می‌شود.

با توجه به گرم‌شدن کره‌ی زمین و آلودگی‌های ایجادشده توسط سوخت‌های فسیلی، در بیشتر کشورهای دنیا به استفاده از انرژی‌های تجدیدپذیر توجه شده است. باد، یکی از مهم‌ترین انرژی‌های تجدیدپذیر^۱ است، که در تمام نقاط جهان امکان بهره‌مندی از آن وجود دارد. استفاده از انرژی باد در دهه‌های گذشته به‌طور قابل‌توجهی افزایش یافته است. گسترش استفاده از توربین‌های بادی فراساحلی (OWT)^۲ در سال‌های اخیر نیز یکی از دلایل افزایش تولید انرژی باد بوده است. اروپا در سال ۲۰۱۹، ۳۶۲۳ مگاوات به ظرفیت تولید انرژی خود از توربین‌های بادی فراساحلی افزوده است. این افزایش ظرفیت مربوط به ۵۰۲ توربین بادی فراساحلی است، که در سال ۲۰۱۹، در ۱۰ مزرعه‌ی بادی نصب شده‌اند. در پایان همان سال، مجموع ظرفیت توربین‌های بادی فراساحلی اروپا به ۲۲۰۷۲ مگاوات رسیده است، که این مقدار مربوط به ۵۰۴۷ توربین بادی فراساحلی نصب‌شده در

* نویسنده مسئول

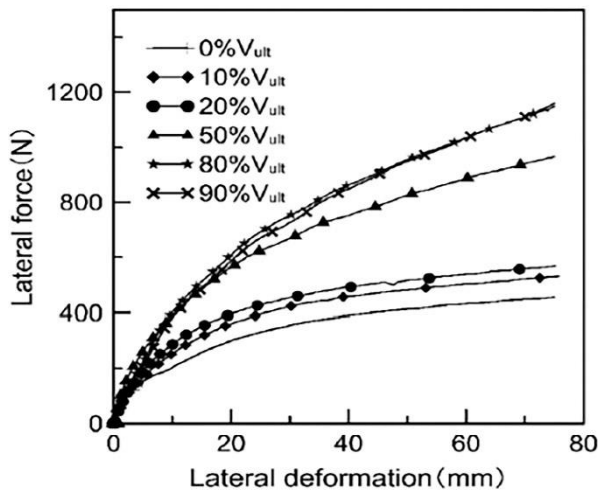
تاریخ‌دریافت: ۱۴۰۲/۰۷/۱۲، تاریخ‌اصلاحیه: ۱۴۰۲/۰۸/۲۶، تاریخ پذیرش: ۱۴۰۲/۰۹/۲۷.

استناد به این مقاله:

باطنی، علیرضا و مرادی، مجید. ۱۴۰۳. بررسی اثر عمق مدفون و قطر تک‌شمع در عملکرد لرزه‌ی توربین‌های بادی فراساحلی با انجام مدل‌سازی فیزیکی، مهندسی

عمران شریف، ۴۰(۳)، صص ۷۳-۸۳. DOI: 10.24200/j30.2023.63213.3262

^۱Renewable Energy^۲Offshore Wind Turbines



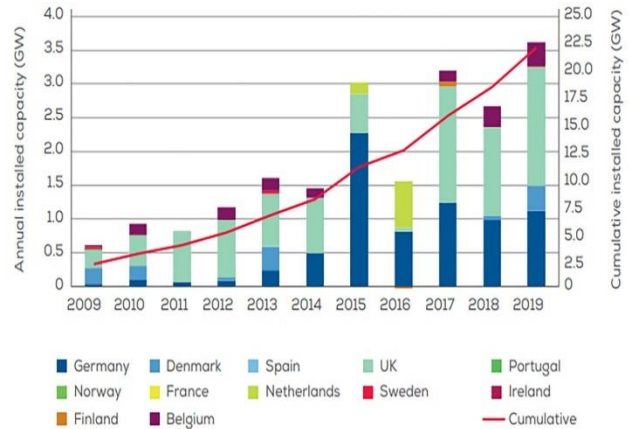
شکل ۲. باربری جانبی مونوپایل بر حسب جابجایی بالای آن تحت بارهای قائم متغیر (مو و همکاران، ۲۰۱۸).^[۶]

می‌شوند، تحت اثر تغییرات قطر و طول آن‌ها در خاک ماسه‌یی به کمک مدل‌سازی فیزیکی می‌زلرزه بررسی شده است. در نوشتار حاضر، نتایج مربوط به ۶ آزمایش ارائه و در رابطه با رفتار لرزه‌یی مونوپایل‌ها بحث شده است.

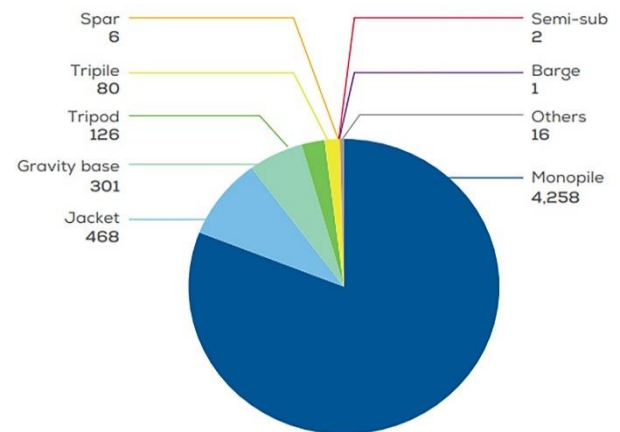
۲. پیشینه‌ی پژوهش

در سال‌های اخیر، پژوهش‌های مختلفی در رابطه با پی توربین‌های بادی فراساحلی انجام شده است، که در ادامه به تعدادی از موارد مذکور، که مرتبط با موضوع نوشتار حاضر است، اشاره شده است. مو^۱ و همکاران (۲۰۱۸)^[۶] در پژوهشی به رفتار مونوپایل‌ها در خاک ماسه‌یی تحت اثر هم‌زمان بار قائم و جانبی پرداختند. ایشان رفتار یک مدل از مونوپایلی به قطر ۶ متر را تحت اثر بار قائم به مقدار ۰ تا ۰/۹ ظرفیت باربری نهایی قائم (V_{ult}) آن مطالعه کردند. همان‌طور که در شکل ۳ مشاهده می‌شود، نتایج پژوهش اخیر، افزایش ظرفیت باربری جانبی تحت اثر بار قائم را تأیید کرده است. یو^۲ و همکاران (۲۰۱۵)^[۷] تعدادی آزمایش برای مدل‌سازی شرایط لرزه‌یی توربین‌های بادی به همراه زیرسازه‌ی آن در دستگاه سانتریفیوژ و در شتاب ۵۰g انجام دادند و دو زیرسازه‌ی پی وزنی و مونوپایل متکی بر بستر را مطالعه کردند. نتایج ایشان نشان داده است که زیرسازه‌ی وزنی به‌علت وزن زیاد متمرکز در پایین سازه و سطح تماس بزرگ‌تر با خاک، مقاومت لرزه‌یی بهتری دارد، ولی نشست سازه‌ی متکی بر پی وزنی در اثر بار لرزه‌یی بیشتر بوده است. مشکل اصلی پژوهش اخیر آن است که در بیشتر مدل‌سازی‌ها، مونوپایل از نوع اتکایی در نظر گرفته شده است. در شرایط فراساحلی به‌ندرت این شرایط پیش می‌آید و معمولاً مونوپایل‌ها اتکایی نیستند.

سونگ^۳ و همکاران (۲۰۱۷)^[۸] پژوهشی را برای تخمین بسامد طبیعی توربین‌های بادی فراساحلی انجام دادند؛ که در آن، تفاوت بسامد طبیعی ۹



شکل ۱. ظرفیت سالانه (محور چپ) و تجمعی (محور راست) توربین‌های بادی فراساحلی نصب‌شده توسط کشورهای اروپایی (EWEA، ۲۰۱۹).^[۱]



شکل ۲. درصد استفاده از هر فونداسیون در توربین‌های بادی فراساحلی اروپا (EWEA، ۲۰۱۹).^[۱]

مونوپایل‌ها، شمع‌های لوله‌یی با قطر زیاد از جنس فولاد هستند، که تحت بارگذاری جانبی به‌صورت صلب رفتار می‌کنند.^[۲] در مونوپایل‌ها معمولاً نسبت عمق مدفون به قطر در حدود ۲ الی ۶ ($L/D = 2 \sim 6$) و نسبت طول آزاد به قطر در حدود ۵ الی ۱۵ ($e/D = 5 \sim 15$) است.^[۴]

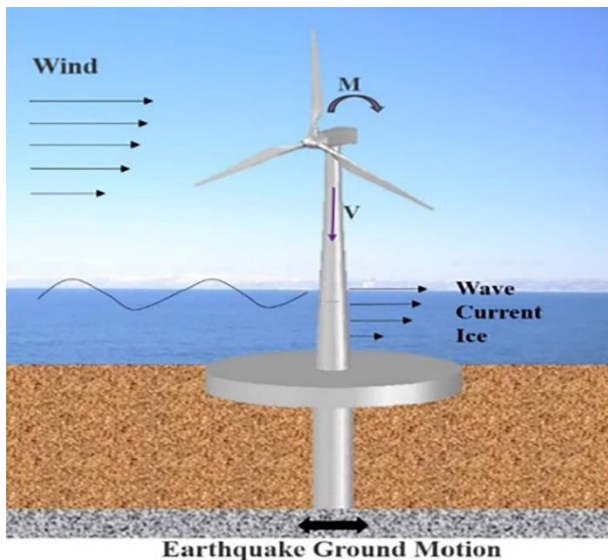
با تقاضای رو به رشد برای استفاده از توربین‌های بادی فراساحلی، نصب توربین‌ها در مناطق با شرایط زمین‌شناسی و ژئوتکنیکی نامساعد و دارای عمق آب زیاد افزایش یافته است. استانداردهای فعلی و دستورالعمل‌های طراحی به این موضوع اشاره دارند که مقاومت توربین‌های بادی فراساحلی در برابر زلزله برای مناطق لرزه‌خیز باید کنترل شود، ولی تجربه در این زمینه محدود است و با توجه به افزایش ابعاد آن‌ها در سال‌های اخیر موارد موجود در ادبیات فنی، نتایج دقیقی برای توربین‌های امروزی ارائه نمی‌دهند.^[۵]

به‌دلیل هزینه‌ی بالای آزمایش‌های بزرگ‌مقیاس، در پژوهش حاضر رفتار لرزه‌یی مونوپایل‌هایی که به عنوان فونداسیون توربین‌های بادی فراساحلی استفاده

^۱ Mu

^۲ Yu

^۳ Seong



شکل ۵. تصویر شماتیک توربین بادی فراساحلی متکی.

دستگاه سانتریفیوژ نیز انجام شده و اهم نتایج به دست آمده به این شرح بوده است:

- تغییر مکان جانبی و دوران مونوپایل ترکیبی تحت اثر بارگذاری لرزه‌یی نسبت به مونوپایل معمولی به میزان قابل توجهی کمتر بوده است.

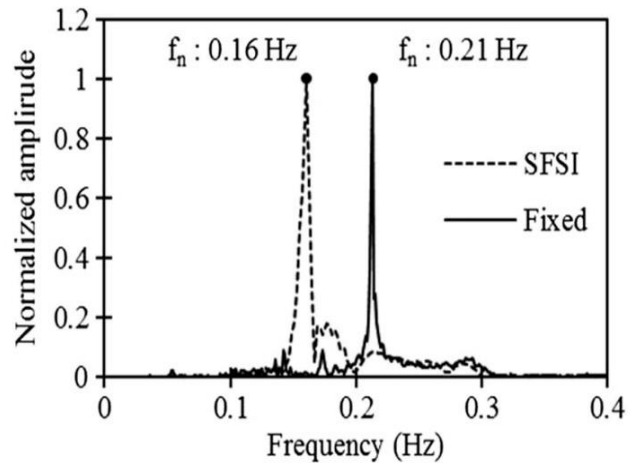
- نشست سطح زمین در مونوپایل ترکیبی بسیار بیشتر از آزمایش‌های زمین آزاد بوده است؛ که دلیل آن، ایجاد فشار آب حفره‌یی اضافی و تأثیر وزن مونوپایل ترکیبی بوده است.

- ماسه‌ی خشک نسبت به ماسه‌ی اشباع، مقاومت بیشتری در شرایط لرزه‌یی داشته است.

- تغییر مکان جانبی و نشست سطح زمین در آزمایش‌های خاک اشباع بیشتر از آزمایش‌های خاک خشک بوده است؛ که دلیل آن ایجاد اضافه فشار آب حفره‌یی بوده است. خاک اطراف مونوپایل در شرایط لرزه‌یی روانگرا شده است، ولی خاک اطراف مونوپایل ترکیبی به علت افزایش تنش همه‌جانبه روانگرا نشده است.

بر مونوپایل ترکیبی تحت تأثیر بارهای محیطی (وانگ و همکاران، ۲۰۱۹).^[۱۳]

همچنین وانگ و همکاران (۲۰۲۰)،^[۱۴] رفتار چند نوع پی مربوط به توربین‌های بادی فراساحلی را بررسی کرده‌اند، که شامل: (۱) مونوپایل، (۲) ترکیب مونوپایل و حلقه‌ی فولادی، (۳) ترکیب مونوپایل و حلقه‌ی شنی، (۴) حلقه فولادی و (۵) عملکرد پی ترکیبی با حلقه‌ی فولادی نسبت به سایر پی‌ها بسیار بهتر بوده است. تحقیقات لو^۸ (۲۰۱۵)،^[۱۵] بر روی مونوپایل‌های با قطرهای متفاوت در خاک رسی در دستگاه سانتریفیوژ، این نتایج را به همراه داشته است:



شکل ۴. پاسخ بسامدی نرمال‌شده‌ی سیستم‌های با تکیه‌گاه صلب و با اندرکنش خاک و زیرسازه (سنونگ و همکاران، ۲۰۱۷).^[۸]

مدل توربین بادی در حالتی که تکیه‌گاه صلب^۱ داشتند و حالتی که اندرکنش خاک و زیرسازه وجود داشت، با هم مقایسه شده است. نتایج پژوهش اخیر نشان داده است که بسامد طبیعی سیستم در شرایط وجود اندرکنش خاک و سازه به میزان قابل توجهی (حدود ۲۵٪) کاهش یافته است (شکل ۴). همچنین سنونگ و کیم (۲۰۱۹)،^[۹] رفتار توربین بادی فراساحلی متکی بر مونوپایل، مونوپاد، و تریپاد را بررسی کردند و دریافتند که روش‌های متداول طراحی لرزه‌یی در تخمین شتاب بیشینه‌ی روسازه نسبت به مقادیر اندازه‌گیری شده (در هر سه نوع زیرسازه)، تخمینی دست‌پایین ارائه می‌کند. مسئله‌ی اخیر نشان می‌دهد روش‌های متداول کنونی ممکن است منجر به طراحی‌های غیرایمن در طراحی لرزه‌یی سازه‌ی توربین‌های بادی فراساحلی شوند.

لبلانک^۲ و همکاران (۲۰۱۰)،^[۱۰] با انجام آزمایش‌هایی که بر روی شمع‌های با نسبت لاغری ۴/۵ در خاک‌های ماسه‌یی شل و دارای تراکم متوسط و غیراشباع انجام داده‌اند، در هر آزمایش شمع‌های مذکور را در معرض ۸۰۰۰ تا ۶۰۰۰۰ سیکل بارگذاری قرار دادند. در بارگذاری‌های سیکلیک، در هنگام آزمایش با افزایش سیکل‌های بارگذاری، افزایش قابل توجهی در چرخش تجمعی^۳ شمع‌ها مشاهده شده است، که افزایش سختی خاک را نیز به همراه داشته است. نتایج پژوهش لبلانک با پژوهش‌های لانگ و ونست^۴ (۱۹۹۴)،^[۱۱] و اکموس^۵ و همکاران (۲۰۰۹)،^[۱۲] در تناقض بوده است، زیرا در پژوهش‌های آن‌ها، نمودارهای بار-جابجایی در حالت سیکلیک کاهش پیدا کرده است. در سال‌های اخیر، وانگ^۶ و همکاران (۲۰۱۹)،^[۱۳] با ترکیب پی سطحی و پی عمیق، یک پی جدید برای توربین‌های بادی فراساحلی پیشنهاد کرده و در نوشتارهای مختلف به بررسی عملکرد آن پرداخته‌اند. ایشان پی پیشنهادی خود را با عنوان مونوپایل ترکیبی^۷ ارائه داده‌اند (مطابق شکل ۵). در پژوهش مذکور، مدل‌سازی فیزیکی مونوپایل ترکیبی تحت اثر بارگذاری لرزه‌یی در

^۵ Achmus

^۶ Wang

^۷ Hybrid Monopile

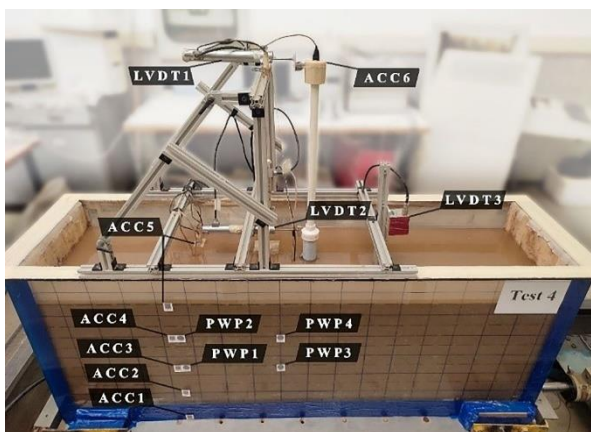
^۸ Lau

^۱ Fixed-based

^۲ LeBlanc

^۳ Cumulative Rotation

^۴ Long & Vanneste



شکل ۶. مدل‌سازی انجام‌شده در آزمایش‌ها.

جدول ۱. روابط مقیاس پارامترهای بین مدل و پروتوتایپ.

ردیف	پارامتر	نماد	نسبت تشابه
۱	طول	x	λ
۲	جرم	m	λ^3
۳	زمان	t	$\lambda^{-5/2}$
۴	بسامد	ν	$\lambda^{-7/2}$
۵	شتاب	u	۱
۶	جابجایی	u	λ

$$x_p = \lambda x_m \quad (1)$$

که در آن، x_p ابعاد واقعی پروتوتایپ^۱ و x_m ابعاد مدل هستند. در حالت کلی، با فرض مستقل بودن ضرایب تشابه λ ، با استفاده از ضرایب تشابه وزن مخصوص اشباع خاک λ_p و تشابه کرنش خاک اشباع λ_e بین مدل آزمایشگاهی و مدل واقعی روابطی برقرار می‌شود. در حالت خاص می‌توان فرض کرد که $\lambda_p = 1$ و $\lambda_e = 1$ باشد. در شرایط ذکر شده، روابط به صورت ارائه‌شده در جدول ۱ خواهد بود (پای^۲ و همکاران، ۲۰۰۵).^[۱۹] این تذکر لازم است که در پژوهش حاضر نسبت تشابه برابر با ۱۰۰ بوده است.

در نظر گرفتن نسبت تشابه ۱۰۰ در پژوهش حاضر به دلیل محدودیت‌های موجود و ابعاد محفظه‌ی آزمایش بوده است، به گونه‌یی که تأثیر شرایط مرزی اطراف و کف محفظه در عملکرد مونوپایل به میزان کمینه برسد. تحقیقات لیو^۳ و همکاران (۲۰۱۱)^[۲۰] نشان می‌دهد که بیشینه‌ی محدوده‌ی تأثیر شمع در خاک اطراف حدود ۶ تا ۹ برابر قطر شمع در جهت بارگذاری جانبی است. در پژوهش حاضر، علاوه بر اینکه فاصله تا مرزهای محفظه‌ی خاک رعایت شده است، در دیواره‌های محفظه در جهت بارگذاری لرزه‌ی از دو عدد فوم به ضخامت ۵cm برای جذب انرژی امواج و ممانعت از بازگرداندن امواج استفاده شده است. همچنین در دیواره‌های موازی با جهت بارگذاری نیز از دو لایه‌ی طلق جهت کاهش مقاومت برشی بین خاک و دیواره‌ی محفظه استفاده شده است.

با توجه به منحنی‌های لنگر بر حسب عمق مونوپایل، دوران مونوپایل حول نقطه‌ی در عمق حدود ۷۳٪ طول فرورفت آن اتفاق افتاده است. این عمق در مونوپایل‌های با قطر بزرگ‌تر، بیشتر از مونوپایل‌های با قطر کوچک‌تر بوده است.

در اثر بارگذاری سیکلیک، دو رژیم در مورد سختی مونوپایل‌ها مشاهده شد. با توجه به پارامترهای خاک رسی و شرایط بارگذاری در بیشتر حالت‌ها با افزایش تعداد سیکل، سختی افزایش یافته است. اما در برخی حالت‌ها، نرخ کاهش سختی نیز مشاهده شده است.

با جمع‌بندی پژوهش‌های انجام‌شده در این زمینه که در بخش حاضر معرفی شد، می‌توان نتیجه گرفت که بیشتر مطالعات صورت‌گرفته در مورد رفتار لرزه‌ی توربین‌های بادی فراساحلی تا به امروز بر روی بخش فوقانی آن‌ها انجام شده است. در صورتی که اندرکنش خاک و سازه، نقش مهمی را در رفتار لرزه‌ی توربین‌های بادی ایفا می‌کند.^[۱۶] در رابطه با توربین‌های بادی شایان ذکر است که طراحی آن‌ها بر اساس توربین‌های خشکی صورت می‌گیرد، در صورتی که با توجه به شرایط اشباع و احتمال ایجاد روانگرایی، تفاوت زیادی در این دو مورد وجود دارد. مشخصات زیرسازه، از جمله: شکل، اندازه و وزن آن تأثیر قابل‌توجهی در رفتار لرزه‌ی کل سازه دارد.^[۱۷] همچنین در توربین‌های نسل جدید از یک طرف به دلیل افزایش اندازه‌ی توربین و وزن آن و از طرف دیگر، به دلیل طراحی اقتصادی و کاهش وزن سازه، لاغری سازه و در نتیجه حساسیت آن به مسائل لرزه‌ی افزایش خواهد یافت.^[۱۸]

۳. مدل‌سازی

۳.۱. طراحی مدل

در پژوهش حاضر، با توجه به بررسی اثر طول و قطر مونوپایل در رفتار لرزه‌ی آن، یک مدل مونوپایل مینا با نسبت عمق مدفون به قطر ۷/۵ ($L/D = 7/5$) انتخاب شده است. در هر یک از آزمایش‌ها، ۱۱ لایه‌ی خاک در لایه‌های ۵ سانتی‌متری ریخته شده و تا رسیدن به تراکم ۶۰٪ متراکم شده‌اند. پس از اتمام ساخت نمونه‌ی خاک، مونوپایل مدل به صورت قائم تا عمق مدفون موردنظر در خاک کوبیده شده است. پس از کوبش مونوپایل، به نمونه گاز دی‌اکسیدکربن (CO_2) تزریق شد تا جایگزین هوا در خلل و فرج خاک شود. به دلیل اینکه گاز (CO_2) نسبت به هوا قدرت انحلال بیشتری در آب دارد، در هنگام اشباع شدن نمونه با آب، اگر در قسمتی از نمونه، گاز (CO_2) باقی بماند، به راحتی در آب حل و نمونه به حالت اشباع کامل نزدیک‌تر می‌شود. سپس نمونه به تدریج و از پایین به بالا با آب اشباع شده و ورود آب به نمونه تا زمانی که ۱۰ سانتی‌متر آب روی سطح خاک قرار گیرد، ادامه یافته است. در این مرحله، بارگذاری‌های موردنظر به نمونه اعمال شده‌اند. در شکل ۶، مدل‌سازی انجام‌شده در آزمایش‌های پژوهش حاضر مشاهده می‌شود.

در مدل‌های میز لرزه برای بررسی رفتار یک پدیده، مدل را از لحاظ هندسی کوچک‌تر از سازه‌های واقعی می‌سازند. اگر ضریب تشابه هندسی λ نامیده شود، در این صورت برای کلیه‌ی ابعاد موجود بین مدل آزمایشگاهی و واقعی، رابطه‌ی ۱ برقرار است:

^۳ Liu

^۱ Prototype

^۲ Iai

۲.۲.۳. تجهیزات

۱.۲.۳. میز لرزه‌ی دانشگاه تهران

میز لرزه‌ی آزمایشگاه دینامیک خاک دانشکده‌ی فنی دانشگاه تهران، که با استفاده از توان داخلی و همکاری شرکت پویان‌اندیش غرب ساخته شده است، شامل قسمت‌های مختلفی، از جمله: عرشه، عملگر هیدرولیکی، واحد قدرت و سامانه‌های کنترل و اندازه‌گیری است. تحریک ایجاد شده شامل یک واحد قدرت هیدرولیکی است. مجموعه به صورت دیجیتال کنترل و تمامی اطلاعات شامل تاریخچه‌ی زمانی موقعیت میز و نیروی وارد بر آن ذخیره می‌شود. میز لرزه‌ی موجود دارای یک درجه‌ی آزادی در راستای طولی نمونه‌ی آزمایش است، که قابلیت مدل‌سازی بارگذاری طولی لرزه‌ی را فراهم می‌کند. دستگاه میز لرزه قادر به اعمال لرزش بر روی مدل‌هایی با وزن بیشینه‌ی ۵ تن، شتاب بیشینه‌ی g ۱ و محدوده‌ی بسامدی ۰/۱ تا ۱۵ هرتز است. حرکت‌های ورودی نیز شامل گستره‌ی وسیعی از انواع حرکت‌های موج سینوسی، مثلثی، مربعی و تاریخچه‌ی زمانی دلخواه زلزله است. در شکل ۷، نمای کلی میز لرزه مشاهده می‌شود.

۲.۲.۳. محفظه‌ی خاکی

محفظه‌ی خاک پژوهش حاضر دارای طول ۱۸۰، عرض ۴۵، و ارتفاع ۷۰ سانتی‌متر بوده است. وجوه محفظه‌ی خاک از صفحات پلکسی‌گلس به ضخامت ۲ سانتی‌متر ساخته شده است. در دو انتهای کف جعبه، دو شیر تعبیه شده است، که می‌توان دی‌اکسیدکربن (CO_2) و آب را به نمونه وارد کرد. ۲ سانتی‌متر بالاتر از کف محفظه، با ورق توری نم‌ری ۱۰۰ پوشانده شده است، تا آب به صورت یکنواخت و به تدریج وارد نمونه شود و نمونه را به صورت یکنواخت اشباع کند.

۳.۲.۳. عملگر (جک هیدرولیکی)

برای ایجاد حرکت افقی، از یک جک هیدرولیکی به عنوان عملگر استفاده شده است؛ که وظیفه‌ی آن اعمال بارگذاری افقی و سپس انتقال آن به عرشه بوده است. این سامانه از اجزایی، چون: مخزن ذخیره‌ی روغن، پمپ هیدرولیکی با دبی ۹۰ لیتر بر دقیقه، فشار ۲۸۰ بار، شیرهای کنترل‌دار، و موتور الکتریکی



شکل ۷. نمای کلی میز لرزه‌ی دانشگاه تهران.

تشکیل یافته است. محدوده‌ی جابجایی جک هیدرولیکی ۲۵ سانتی‌متر است؛ بنابراین، امکان اعمال بارگذاری‌هایی با دامنه‌ی بیشینه‌ی $\pm 12/5$ سانتی‌متر توسط این عملگر فراهم است.

۴.۲.۳. ابزارهای رفتارنگاری

به منظور رفتارنگاری اندرکنش خاک و مونوپایل در حین آزمایش از مبدل‌ها^۱ یا حسگرهایی^۲ به این شرح استفاده شده است:

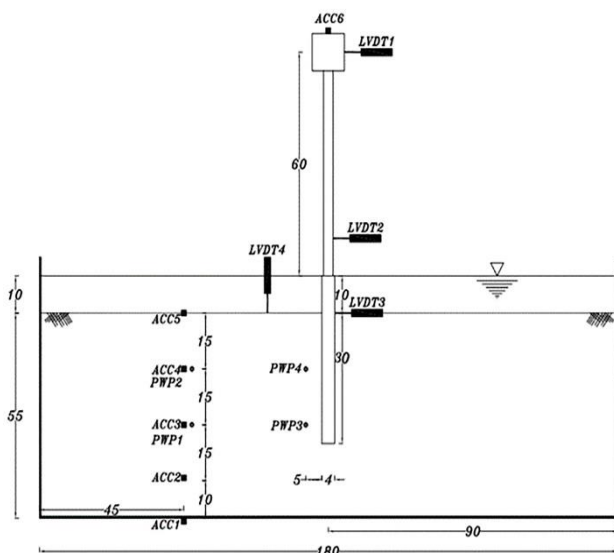
- جابجایی‌سنج خطی (LVDT)^۳: چهار جابجایی‌سنج برای اندازه‌گیری تغییرمکان بالای برج، سرشمع، شمع در سطح خاک و میزان نشست سطح خاک نصب شدند.

- شتاب‌سنج (ACC)^۴: از شش شتاب‌سنج برای ثبت شتاب بالای برج، سطح خاک، عمق ۱۵ سانتی‌متری خاک، عمق ۳۰ سانتی‌متری خاک، عمق ۴۵ سانتی‌متری خاک و سطح میز لرزه استفاده شده است.

- حسگر فشار آب حفره‌ی (PWP)^۵: چهار حسگر فشار آب که دو عدد در نزدیکی مونوپایل و دو عدد با فاصله‌ی ۴۵ سانتی‌متر از آن قرار داشتند، در اعماق ۱۵ و ۳۰ سانتی‌متری خاک جهت ثبت اضافه فشار آب حفره‌ی قرار گرفتند. نمای کلی ابزارگذاری نمونه‌ی آزمایش با موقعیت جابجایی‌سنج‌ها، شتاب‌سنج‌ها، و حسگرهای فشار آب حفره‌ی در شکل ۸ مشاهده می‌شود (ابعاد به سانتی‌متر هستند).

۳.۳. مشخصات مصالح خاکی

خاک استفاده‌شده در ساخت مدل‌های فیزیکی، ماسه‌ی ۱۶۱ فیروزکوه با تراکم نسبی ۶۰٪ بوده است. منحنی دانه‌بندی ماسه‌ی ۱۶۱ فیروزکوه در شکل ۹ و مشخصات آن در جدول ۲ براساس مقادیر محاسبه‌شده در آزمایشگاه ارائه شده است؛ که مطابق آن، ماسه‌ی مذکور یک ماسه‌ی بد دانه‌بندی‌شده و یکنواخت است.



شکل ۸. شکل شماتیک ابزارگذاری در مدل.

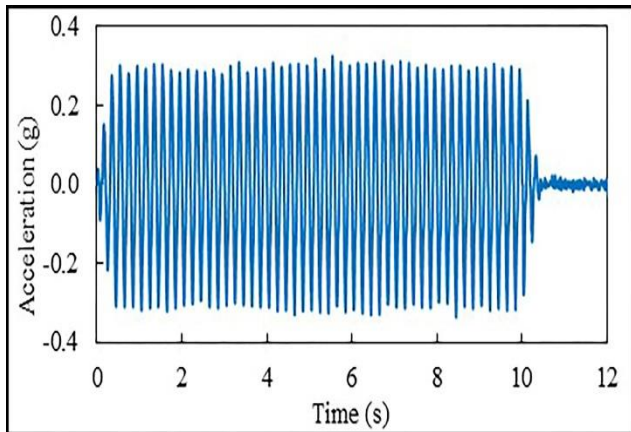
^۴ Accelerometer

^۵ Pore Water Pressure Transducer

^۱ Transducer

^۲ Sensor

^۳ Linear Variable Differential Transformer



شکل ۱۰. نمودار شتاب اعمالی به نمونه‌ها توسط میز لرزه.

این مونوپایل مشابه مونوپایل‌های واقعی استفاده شده برای توربین‌های بادی فراساحلی با ظرفیت ۲ مگاوات بوده است.

۵.۳. روسازه

روسازه‌ی توربین‌های بادی شامل دو بخش جرم متمرکز فوقانی و ستون است. جرم متمرکز قسمت فوقانی و پره‌های توربین ۲ مگاواتی حدود ۲۰۰ تن بوده و با توجه به اینکه در مدل‌سازی فیزیکی جرم با توان ۳ ضریب مقیاس ارتباط داشته است، وزنه‌ی به جرم ۲۰۰ گرم در مدل در نظر گرفته شده است. ستون نیز از یک لوله‌ی پلی‌پروپیلن (PP)^۲ به طول ۶۰ سانتی‌متر تشکیل شده است.

۶.۳. برنامه‌ی آزمایش‌ها

در پژوهش حاضر، مجموعاً ۶ آزمایش به‌وسیله‌ی میز لرزه و در محیط ۱ g انجام شده است. دو آزمایش با مونوپایل مینا در محیط خشک و اشباع، دو آزمایش با تغییر طول در محیط اشباع، و دو آزمایش با تغییر قطر در محیط اشباع مطابق با جدول ۳ انجام شده است.

۴. نتایج

در بخش کنونی، به بررسی نتایج مربوط به مدل‌سازی‌های فیزیکی انجام‌شده و نیز نتایج مربوط به شتاب، جابجایی، و فشار آب حفره‌ی پرداخته شده است.

۱.۴. شتاب اعمالی و عکس‌العمل روسازه

در پژوهش حاضر، برای بررسی اثر طول و قطر مونوپایل، همواره میز لرزه، بار لرزه‌ی سیکلیک با شتاب ۰/۳g، بسامد ۵ Hz، و ۵۰ عدد سیکل را به نمونه وارد کرده است. شتاب اعمالی میز لرزه به نمونه‌ها در شکل ۱۰ مشاهده می‌شود. در تمامی آزمایش‌ها، بارهای لرزه‌ی اعمالی مشابه یکدیگر بوده و نتایج حاصل از آزمایش‌ها با هم مقایسه شده است.

با ثابت بودن شرایط بارگذاری در آزمایش‌ها، مقادیر شتاب بالای روسازه توسط شتاب‌سنج در تمامی آزمایش‌ها ثبت شده و جهت مقایسه‌ی آن‌ها با یکدیگر، مقادیر مربوط به آزمایش‌های خشک و اشباع، تغییر عمق مدفون، و تغییر قطر در ادامه آمده است.

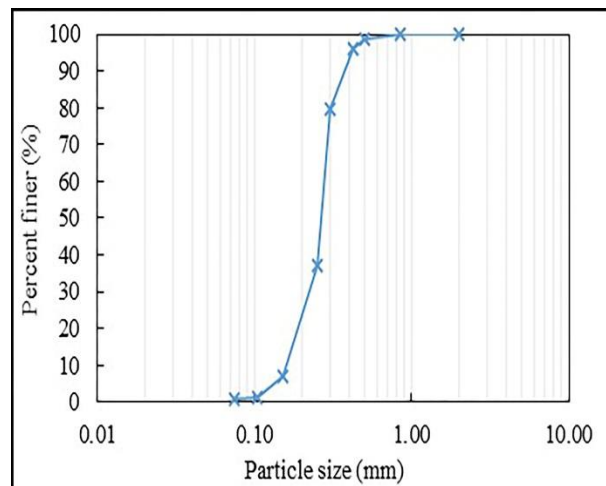
جدول ۲. مشخصات کامل ماسه‌ی ۱۶۱ فیروزکوه.

ردیف	پارامتر	نماد	مقدار
۱	نسبت تخلخل بیشینه	e_{max}	۰/۸۷۴
۲	نسبت تخلخل کمینه	e_{min}	۰/۵۷۴
۳	وزن مخصوص ویژه	G_s	۲/۶۵
۴	متوسط اندازه‌ی ذرات (میلی‌متر)	D_{50}	۰/۲۷
۵	وزن مخصوص خشک (گرم بر سانتی‌متر مکعب)	ρ_d	۱/۵۶۹
۶	زاویه‌ی اصطکاک داخلی (درجه)	ϕ	۳۳
۷	چسبندگی (کیلوپاسکال)	c	۰

جدول ۳. مشخصات مونوپایل‌ها و برنامه‌ی آزمایش‌های

انجام‌شده.

شماره‌ی آزمایش	تیپ مونوپایل	طول مونوپایل (میلی‌متر)	قطر مونوپایل (میلی‌متر)	شرایط خاک
۱	۱	۳۰۰	۴۰	خشک
۲	۱	۳۰۰	۴۰	اشباع
۳	۲	۳۵۰	۴۰	اشباع
۴	۳	۴۰۰	۴۰	اشباع
۵	۴	۳۰۰	۵۰	اشباع
۶	۵	۳۰۰	۶۳	اشباع



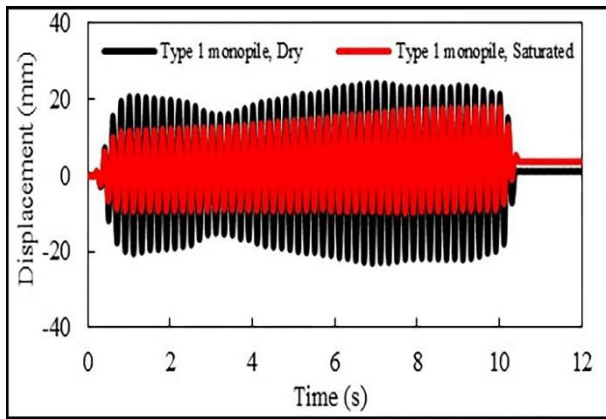
شکل ۹. منحنی دانه‌بندی ماسه‌ی ۱۶۱ فیروزکوه.

۴.۲. مونوپایل

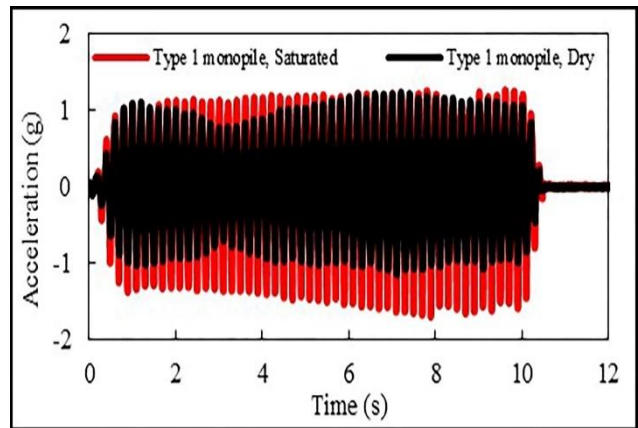
در پژوهش حاضر از ۵ مونوپایل لوله‌ی شکل از جنس پلی‌وینیل کلراید (PVC)^۱ مطابق با مشخصات مندرج در جدول ۳ استفاده شده است. مونوپایل مینا (تیپ ۱) با توجه به قوانین مقیاس میز لرزه، یک مونوپایل واقعی با قطر ۴ متر، ضخامت ۴ سانتی‌متر، و عمق مدفون ۳۰ متر را مدل‌سازی می‌کند.

^۲ PolyPropylene

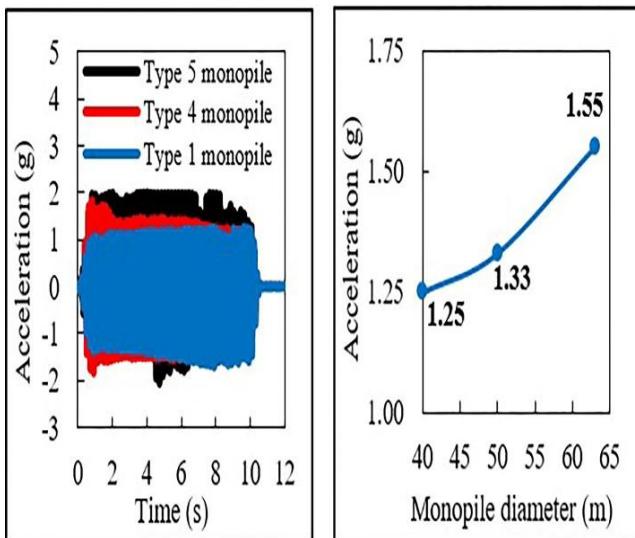
^۱ Polyvinyl Chloride



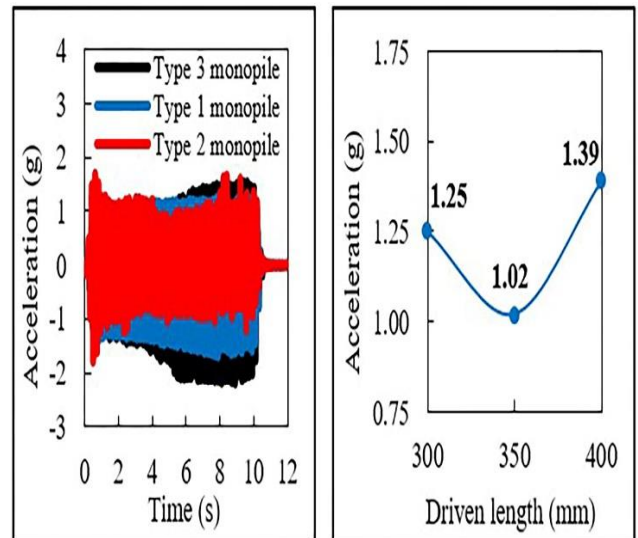
شکل ۱۰. تأثیر حالت خشک و اشباع در جابجایی روسازه.



شکل ۱۱. تأثیر حالت خشک و اشباع در شتاب روسازه.



شکل ۱۲. تأثیر قطر مونوپایل در شتاب روسازه.



شکل ۱۳. تأثیر عمق مدفون مونوپایل بر شتاب روسازه.

شود. در شکل ۱۳، نیز دو نمودار مشابه شکل ۱۲ مشاهده می‌شود؛ که مطابق آن‌ها می‌توان گفت افزایش قطر مونوپایل سبب افزایش شتاب روسازه شده است، که این موضوع می‌تواند به علت افزایش سطح جاذب انرژی از خاک توسط مونوپایل باشد.

۲.۴. تغییر شکل ماندگار روسازه

در مورد توربین‌های بادی فراساحلی، دو معیار پایداری و قابلیت بهره‌برداری در نظر گرفته شده است. معیار پایداری مربوط به عدم تخریب شدن سازه و فونداسیون توربین تحت بارهای وارده است و معیار بهره‌برداری مربوط به عدم کج‌شدگی توربین به حدی است که عملکرد آن مختل نشود. برای اینکه توربین‌های بادی فراساحلی بتوانند بدون کاهش قابل توجه در بازدهی عمل کنند، باید کج‌شدگی آن‌ها نسبت به راستای قائم، بیشینه‌ی ۰/۵ درجه باشد؛ که از این ۰/۵ درجه نیز ۰/۲۵ درجه مربوط به خطای نصب است و فقط در زمان بهره‌برداری، ۰/۲۵ درجه امکان دوران وجود دارد (DNV، ۲۰۱۴).^[۲۱] جهت بررسی میزان جابجایی روسازه، نمودارهایی بر حسب حالت‌های خشک و اشباع و تغییرات عمق مدفون و قطر مونوپایل در شکل ۱۴ مشاهده می‌شود؛ که مطابق آن، میزان جابجایی ماندگار حالت اشباع ۳/۷۸ میلی‌متر است، که تقریباً ۲/۷۴ برابر حالت خشک (۱/۰۴ میلی‌متر) است؛ ولی میزان بیشینه‌ی جابجایی سیکل‌ها در حالت خشک بیشتر بوده است. آنچه در مورد مونوپایل‌ها اهمیت بیشتری دارد، میزان جابجایی ماندگار است، که در حالت اشباع، شرایط

با توجه به شکل ۱۱ مشخص است که شتاب روسازه در هنگام بارگذاری در حالت اشباع نسبت به حالت خشک بیشتر و شرایط بحرانی‌تر بوده است. در شکل ۱۲-الف، نیز میزان شتاب روسازه بر حسب عمق مدفون‌های مختلف مشاهده می‌شود. جهت مشخص شدن شفاف‌تر تأثیر عمق مدفون مونوپایل در شتاب روسازه، برای هر آزمایش متوسط مقادیر بیشینه‌ی تمام سیکل‌ها به‌عنوان داده‌ی معرف آن آزمایش محاسبه و نمودار شکل ۱۲-ب ترسیم شده است. در نمودار اخیر مشاهده می‌شود که با افزایش عمق مدفون نسبت به مونوپایل مبنا، ابتدا شتاب روسازه کاهش و سپس افزایش یافته است. این موضوع می‌تواند ناشی از تأثیر دو پارامتر افزایش عمق گیرداری و افزایش اختلاف شتاب‌های وارده از خاک به مونوپایل باشد. شتاب اعمالی توسط میز لرزه در لایه‌های خاک از پایین به سمت بالا افزایش می‌یابد. با افزایش عمق مدفون مونوپایل، اختلاف شتاب‌های وارده از سمت خاک به مونوپایل افزایش می‌یابد و این موضوع می‌تواند سبب افزایش شتاب روسازه شود. علاوه بر این موضوع، سطح جاذب انرژی از خاک توسط مونوپایل نیز افزایش می‌یابد، که می‌تواند دلیل دیگری بر افزایش شتاب روسازه تحت بارهای لرزه‌یی باشد.

از سویی دیگر، افزایش عمق مدفون به دلیل افزایش گیرداری سبب کاهش شتاب روسازه می‌شود. تأثیر هم‌زمان این دو موضوع در مونوپایل می‌تواند سبب ایجاد نقطه‌ی عطف و مقدار کمینه در نمودار شتاب روسازه و عمق مدفون

کج‌شدگی ماندگار مونوپایل با فرض رفتار صلب مونوپایل و روسازه و با توجه به مقادیر ثبت‌شده توسط جابجایی‌سنج‌های ۱ و ۲ می‌توان زاویه‌ی انحراف و عمق مرکز چرخش را محاسبه کرد. همچنین، در جدول ۴، میزان زاویه‌ی چرخش و عمق مرکز چرخش در انتهای آزمایش‌ها برای ۶ آزمایش انجام‌شده ارائه شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود، میزان کج‌شدگی مونوپایل در حالت خشک از تمامی حالت‌های اشباع کمتر و عمق مرکز چرخش آن نیز حدود ۶۸٪ عمق مدفون مونوپایل بوده است، که مطابق با محدوده‌های ارائه‌شده در نتایج برخی پژوهش‌های پیشین^[۱۵] است. در پژوهش حاضر به دلیل مشاهده‌ی نتایج شفاف‌تر جهت مقایسه بین انواع مونوپایل‌ها، بارهای لرزه‌ی قوی‌تر و با تعداد سیکل بیشتری به نمونه وارد شده است. با وجود این مشاهده شد که غیر از یک مورد، زاویه‌ی چرخش در دیگر موارد از ۰/۵ درجه کمتر بوده است، ولی به دلیل تعداد کم آزمایش‌ها نمی‌توان نتیجه‌ی مشخصی را روند خاصی را برای میزان کج‌شدگی بر حسب تغییر قطر و عمق مدفون مونوپایل در نظر گرفت. در رابطه با عمق مرکز چرخش نیز مشاهده می‌شود که در برخی موارد، مقدار آن از ۱۰٪ عمق مدفون نیز بیشتر و در برخی موارد نزدیک به نصف مقدار عمق مدفون بوده است. در این باره نیز با توجه به تعداد کم آزمایش‌ها روند مشخصی قابل نتیجه‌گیری نیست. با وجود این می‌توان گفت که بارگذاری لرزه‌ی بی‌مونوپایل در شرایط اشباع سبب افزایش بازه‌ی مقدار عمق مرکز چرخش به میزان ۵۵-۱۰۵ درصد عمق مدفون شده است؛ که این مقدار در پژوهش‌های پیشین مربوط به بارگذاری سیکلیک مونوپایل، که اغلب در شرایط غیراشباع بوده است، حدود ۷۰-۸۰ درصد عمق مدفون گزارش شده است.

۳.۴. تغییرات فشار آب حفره‌ی

در اثر اعمال بار لرزه‌ی بی‌نمونه‌ها، این بارگذاری سبب افزایش فشار آب حفره‌ی بی‌می‌شود. این افزایش فشار آب حفره‌ی بی‌در صورتی که برابر با تنش مؤثر در آن عمق شود، پدیده‌ی روانگرایی رخ خواهد داد. از عوامل ایجاد روانگرایی می‌توان به وجود خاک دانه‌ی، تراکم پایین، و اشباع‌بودن خاک اشاره کرد. تراکم نمونه‌ها در پژوهش حاضر برابر ۶۰٪ بوده و خاک تراکم متوسط داشته است و با وجود بارگذاری با شدت و مدت زمان بیشتر نسبت به زلزله‌های متعارف در شرایط واقعی، روانگرایی در هیچ‌کدام از نمونه‌ها مشاهده نشده است. جهت ثبت مقدار اضافه فشار آب حفره‌ی بی‌در اعماق ۱۵ و ۳۵ سانتی‌متری

جدول ۴. عمق مرکز چرخش و میزان چرخش مونوپایل.

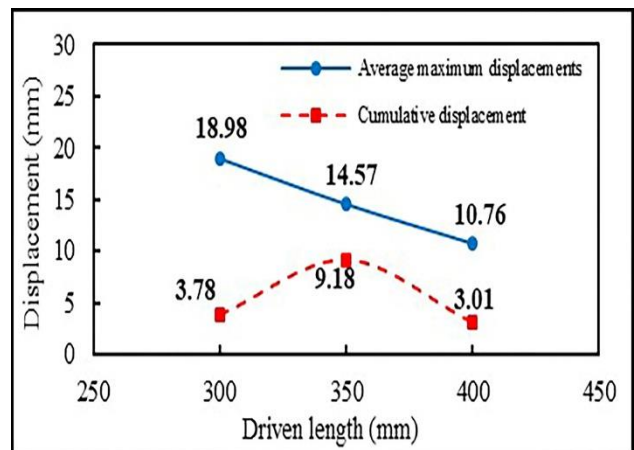
شماره‌ی آزمایش	تیپ مونوپایل	شرایط خاک	عمق مرکز چرخش به عمق مدفون (%)	زاویه‌ی چرخش (درجه)
۱	۱	خشک	۶۸	۰/۱
۲	۱	اشباع	۱۰۵	۰/۲۴
۳	۲	اشباع	۵۵	۰/۵۹
۴	۳	اشباع	۱۰۵	۰/۱۵
۵	۴	اشباع	۷۰	۰/۳۸
۶	۵	اشباع	۸۰	۰/۲۲

بحرانی‌تری دارد. همچنین نمودار مذکور نشان می‌دهد که در حالت اشباع، رفتار مونوپایل در طول آزمایش با روند ثابتی به‌صورت نرم‌شونده بوده است. در حالت خشک، با وجود اینکه رفتار نرم‌شونده مشاهده می‌شود، ولی در حدود ثانیه‌ی سوم آزمایش، رفتار سخت‌شوندگی موضعی در رفتار مونوپایل دیده می‌شود. این موضوع می‌تواند به علت ریزش خاک در شکاف ایجادشده در اطراف مونوپایل باشد، زیرا در حالت خشک، این اتفاق در پژوهش‌های پیشین نیز مشهود بوده است.

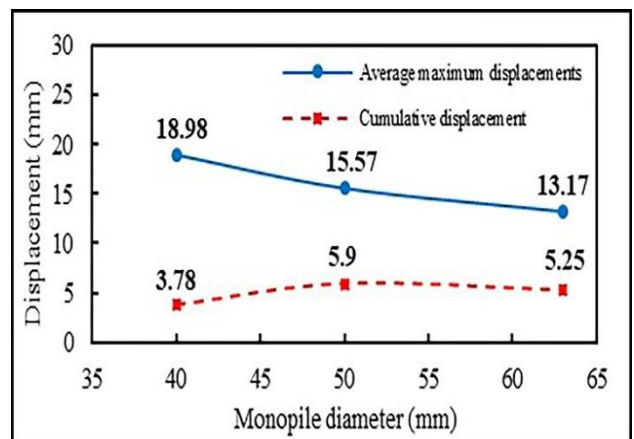
در شکل ۱۵، در رابطه با تأثیر عمق مدفون در میزان جابجایی روسازه مشاهده می‌شود که با افزایش عمق مدفون، میانگین بیشینه‌ی جابجایی روسازه کاهش یافته است؛ ولی میزان جابجایی ماندگار تا عمق مدفون ۳۵۰ میلی‌متر افزایش و سپس کاهش یافته است. دلیل این موضوع در میزان جابجایی ماندگار می‌تواند همان دلایلی باشد که در رابطه با تأثیر عمق مدفون در شتاب روسازه به آن‌ها اشاره شده است.

همچنین در شکل ۱۶ مشاهده می‌شود که افزایش ۵۷ درصدی قطر مونوپایل سبب کاهش میانگین بیشینه‌ی جابجایی روسازه به میزان ۳۰٪ شده است. افزایش قطر نیز از ۴۰ تا ۵۰ میلی‌متر، افزایش جابجایی روسازه را به میزان ۵۶٪ به همراه داشته و در مقادیر بیشتر از آن، بی‌تأثیر بوده است.

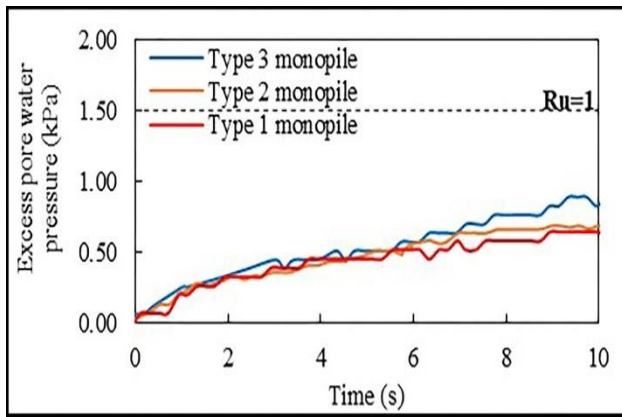
در رابطه با مونوپایل، علاوه بر میزان جابجایی افقی مونوپایل که به آن پرداخته شد، میزان کج‌شدگی مونوپایل نیز اهمیت دارد. جهت محاسبه‌ی میزان



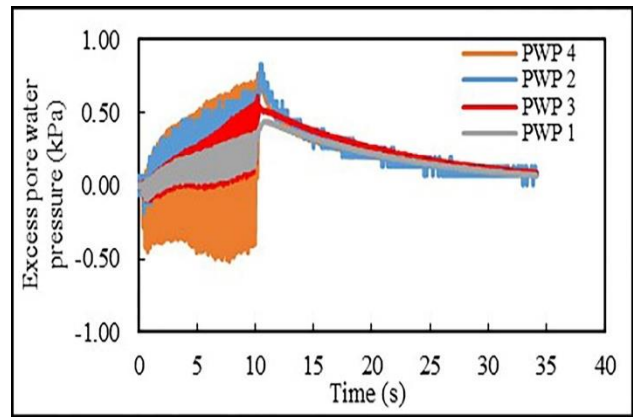
شکل ۱۵. تأثیر عمق مدفون مونوپایل در جابجایی روسازه.



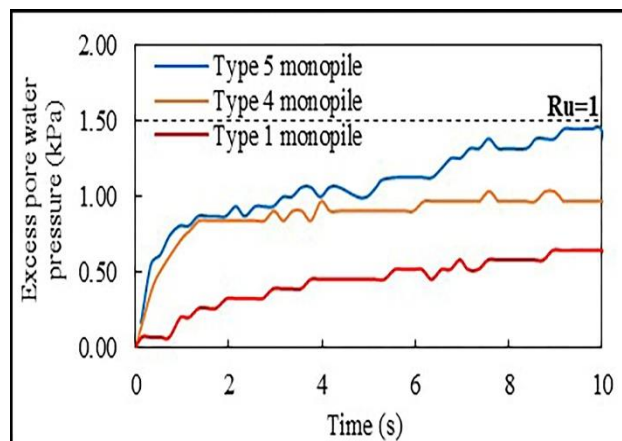
شکل ۱۶. تأثیر قطر مونوپایل در جابجایی روسازه.



الف



شکل ۱۷. نتایج میزان اضافه فشار آب حفره‌بی در آزمایش ۲.



ب

شکل ۱۸. تأثیر ابعاد فیزیکی مونوپایل در اضافه فشار آب حفره‌بی: (الف) تأثیر عمق مدفون، و (ب) تأثیر قطر مونوپایل.

- در حالت اشباع، شتاب روسازه با افزایش عمق مدفون مونوپایل تا مقداری مشخص (۳۵ سانتی‌متر) کاهش و در مقادیر بیشتر از آن افزایش یافته است. با توجه به این موضوع می‌توان نتیجه گرفت که میزان شتاب روسازه در عمق مدفون مشخصی از مونوپایل کمترین مقدار خود را دارد. در مقابل، بیشترین میزان جابجایی ماندگار در همان عمق مدفون، که کمترین شتاب روسازه را نتیجه می‌دهد، مشاهده می‌شود که باید بین این دو مقدار در طراحی لرزه‌یی توربین‌های بادی فراساحلی تناسب ایجاد شود.

- در حالت اشباع، با افزایش قطر مونوپایل میزان شتاب وارده به روسازه در هنگام بارگذاری و میزان جابجایی ماندگار مونوپایل افزایش یافته است. با توجه به اهمیت دو پارامتر مذکور در طراحی لرزه‌یی توربین‌های بادی فراساحلی، می‌توان نتیجه گرفت که افزایش قطر مونوپایل سبب بهبود عملکرد لرزه‌یی مونوپایل نمی‌شود.

- میزان کج‌شدگی توربین در همه‌ی آزمایش‌ها به جز یک آزمایش کمتر از ۰/۵ درجه بوده است. با وجود اینکه در پژوهش حاضر به جهت مشهودت‌ریودن نتایج، بارگذاری‌های قوی‌تری به نمونه‌ها وارد شده است، می‌توان نتیجه گرفت که در حین زلزله‌های معمولی، مقدار کج‌شدگی توربین به ۰/۵ درجه محدود می‌شود؛ هر چند باید اثر هم‌زمان بارهای سیکلیک محیطی را نیز در طول مدت بهره‌برداری در نظر گرفت.

از سطح خاک در دو موقعیت مجاور شمع و با فاصله‌ی ۴۵ سانتی‌متری از شمع در مجموع ۴ حسگر فشار آب حفره‌بی قرار داده شده است.

برای بررسی میزان اضافه فشار آب حفره‌بی براساس فاصله از مونوپایل و عمق لایه‌ی خاک، نیز نتایج برای ۴ حسگر، که موقعیت آن‌ها در شکل ۸ نشان داده شده است، در شکل ۱۷ مشاهده می‌شود. این نتایج مربوط به آزمایش ۲، یعنی مونوپایل مبنا در حالت اشباع است و نتایج دیگر آزمایش‌ها نیز همین موضوع را نشان می‌دهد. مطابق با شکل ۱۷، میزان اضافه فشار آب حفره‌بی با نزدیک‌شدن به مونوپایل و سطح خاک افزایش یافته است. با وجود این، محوشدن فشار آب حفره‌یی اضافی ایجادشده در محل هر چهار حسگر به صورت مشابه بوده و ۲-۳ ثانیه پس از پایان بارگذاری، فشار آب حفره‌یی در محل چهار حسگر با هم برابر شده و با سرعتی یکنواخت کاهش یافته است.

برای بررسی تأثیر قطر و عمق مدفون مونوپایل در اضافه فشار آب حفره‌بی، برای حسگر شماره ۴، که به مونوپایل و سطح خاک نزدیک‌تر است و تأثیرپذیری بیشتری از مونوپایل دارد، نمودارهای اضافه فشار آب حفره‌بی تهیه شده است (شکل ۱۸). در نمودارهای مذکور به دلیل نمایش واضح‌تر، نمودار مربوط به بیشینه‌ی اضافه فشار آب حفره‌بی حسگر شماره ۴ مشاهده می‌شود. مطابق شکل ۱۸-الف، افزایش عمق مدفون سبب افزایش اضافه فشار آب حفره‌یی شده است، ولی مقدار آن قابل توجه نیست؛ به طوری که می‌توان گفت در رابطه با مونوپایل تیپ ۱ و ۲ این اختلاف وجود ندارد. در رابطه با تأثیر قطر مونوپایل نیز در شکل ۱۸-ب مشاهده می‌شود که افزایش قطر سبب افزایش میزان اضافه فشار آب حفره‌بی شده است، به گونه‌یی که در مونوپایل با قطر ۶۳ میلی‌متر، خاک اطراف مونوپایل در آستانه‌ی روانگرایی قرار گرفته و مقدار ضریب اضافه فشار آب حفره‌بی (Ru) اندکی کمتر از ۱ بوده است.

۵. نتیجه‌گیری

در پژوهش حاضر، در مجموع ۶ آزمون انجام شده است، که براساس آن‌ها، این نتایج به‌دست آمده است:

- در حالت خشک نسبت به حالت اشباع، میزان شتاب روسازه در هنگام بارگذاری لرزه‌یی و میزان جابجایی ماندگار کمتر است. این موضوع نشان می‌دهد که طراحی لرزه‌یی توربین‌های بادی فراساحلی براساس آیین‌نامه‌های طراحی توربین‌های خشکی مناسب نیست و امکان ایجاد اختلال در عملکرد توربین‌های بادی فراساحلی زیاد است.

خاک ایجاد می‌شود.

- افزایش عمق مدفون و قطر مونوپایل سبب افزایش فشار آب حفره‌یی ایجاد شده به‌ویژه در نزدیکی مونوپایل می‌شود. تأثیر افزایش عمق مدفون زیاد نبوده است، ولی افزایش قطر، تأثیر قابل‌توجهی داشته است.

- میزان اضافه فشار آب حفره‌یی ایجاد شده در خاک سبب شده است که با نزدیک شدن به مونوپایل و نزدیک شدن به سطح خاک، میزان اضافه فشار آب حفره‌یی افزایش یابد. با توجه به این موضوع می‌توان نتیجه گرفت که بیشترین اضافه فشار آب حفره‌یی ایجاد شده در نزدیکی مونوپایل و در لایه‌های سطحی

References- منابع

1. EWEA, 2019. The European offshore wind industry. *Key Trends and Statistics*.
2. Wind Europe, 2021. Wind Energy in Europe: Statistics and the Outlook for 2022-2026.
3. Hansen, J. B., 1961. The ultimate resistance of rigid piles against transversal forces. *Bulletin*, Danish Geotechnical Institute, 12, 1-9.
4. Byrne, B. W., Burd, H. J., Zdravkovic, L., Abadie, C. N., Houlsby, G. T., Jardine, R. J., ... and Taborda, D. M., 2019. PISA design methods for offshore wind turbine monopiles. *Offshore Technology Conference. OTC*. doi.org/10.4043/29373-MS.
5. Padrón, L. A., Carbonari, S., Dezi, F., Morici, M., Bordón, J. D. and Leoni, G., 2022. Seismic response of large offshore wind turbines on monopile foundations including dynamic soil-structure interaction. *Ocean Engineering*, 257, 111653. doi.org/10.1016/j.oceaneng.2022.111653.
6. Mu, L., Kang, X., Feng, K., Huang, M. and Cao, J., 2018. Influence of vertical loads on lateral behaviour of monopiles in sand. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 22(sup1), pp.286-301. doi.org/10.1080/19648189.2017.1359112.
7. Yu, H., Zeng, X., Li, B. and Lian, J., 2015. Centrifuge modeling of offshore wind foundations under earthquake loading. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 77, pp. 402-415. doi.org/10.1016/j.soildyn.2015.06.014.
8. Seong, J. T., Ha, J. G., Kim, J. H., Park, H. J. and Kim, D. S., 2017. Centrifuge modeling to evaluate natural frequency and seismic behavior of offshore wind turbine considering SFSI. *Wind Energy*, 20(10), pp.1787-1800. doi.org/10.1002/we.2127.
9. Seong, J. T. and Kim, D. S., 2019. Seismic evaluation of offshore wind turbine by geotechnical centrifuge test. *Wind Energy*, 22(8), pp.1034-1042. doi.org/10.1002/we.2338.
10. LeBlanc, C., Houlsby, G. T. and Byrne, B. W., 2010. Response of stiff piles in sand to long-term cyclic lateral loading. *Géotechnique*, 60(2), pp.79-90. doi.org/10.1680/geot.7.00196.
11. Long, J. H. and Vanneste, G., 1994. Effects of cyclic lateral loads on piles in sand. *Journal of Geotechnical Engineering*, 120(1), pp.225-244. doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9410(1994)120:1(225).
12. Achmus, M., Kuo, Y. S. and Abdel-Rahman, K., 2009. Behavior of monopile foundations under cyclic lateral load. *Computers and Geotechnics*, 36(5), pp.725-735. doi.org/10.1016/j.compgeo.2008.12.003.
13. Wang, X., Zeng, X., Yang, X. and Li, J., 2019. Seismic response of offshore wind turbine with hybrid monopile foundation based on centrifuge modelling. *Applied Energy*, 235, pp.1335-1350. doi.org/10.1016/j.apenergy.2018.11.057.
14. Wang, X., Zeng, X., Li, X. and Li, J., 2020. Liquefaction characteristics of offshore wind turbine with hybrid monopile foundation via centrifuge modelling. *Renewable Energy*, 145, pp.2358-2372. doi.org/10.1016/j.renene.2019.07.106.
15. Lau, B. H., 2015. Cyclic behaviour of monopile foundations for offshore wind turbines in clay. *Doctoral dissertation, University of Cambridge*. doi.org/10.17863/CAM.14093.
16. Bhattacharya, S., Nikitas, N., Garnsey, J., Alexander, N. A., Cox, J., Lombardi, D., ... and Nash, D. F., 2013. Observed dynamic soil-structure interaction in scale testing of offshore wind turbine foundations. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 54, pp.47-60. doi.org/10.1016/j.soildyn.2013.07.012.
17. Dashti, S., Bray, J. D., Pestana, J. M., Riemer, M. and Wilson, D., 2010. Mechanisms of seismically

- induced settlement of buildings with shallow foundations on liquefiable soil. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 136(1), pp.151-164. doi.org/10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0000179.
18. van der Tempel, J. and Molenaar, D. P., 2002. Wind turbine structural dynamics—a review of the principles for modern power generation, onshore and offshore. *Wind Engineering*, 26(4), pp.211-222. doi.org/10.1260/030952402321039412.
19. Iai, S., Tobita, T. and Nakahara, T., 2005. Generalised scaling relations for dynamic centrifuge tests. *Geotechnique*, 55(5), pp.355-362. doi.org/10.1680/geot.2005.55.5.355.
20. Liu, J., Yuan, B. and Dimaano, R., 2011. Optical measurement of sand deformation around a laterally loaded pile. *Journal of Testing and Evaluation*, 39(5), pp.754-759. doi.org/10.1520/JTE103313.
21. DNV, G., 2014. Design of offshore wind turbine structures. *Offshore Standard DNV-OS-J101*. DNV GL AS, Høvik (Norway).