تحلیل ارتعاشات آزاد برج توربین بادی فراساحلی با سکوی ثابت تک شمع

مهدی فیض‌اله‌زاده[۱*]، محمدجواد محمودی[۲]

[۱] دانش‌آموخته کارشناسی ارشد مهندسی مکانیک، دانشگاه شهید بهشتی؛ feyzollahzade@gmail.com
[۲] استادیار، دانشکده مهندسی مکانیک و انرژی، دانشگاه شهید بهشتی؛ mj_mahmoudi@sbu.ac.ir

اطلاعات مقاله

تاریخچه مقاله:
تاریخ دریافت مقاله: ۱۳۹۳/۰۳/۱۱
تاریخ پذیرش مقاله: ۱۳۹۳/۱۰/۲۳
تاریخ انتشار مقاله: ۱۳۹۳/۱۲/۲۰

کلمات کلیدی:
برج توربین بادی فراساحلی
فرکانس‌های طبیعی
روش ماتریس انتقال

چکیده

استفاده از روش اجزاء محدود در تحلیل ارتعاشات آزاد توربین‌های بادی فراساحلی با سکوی تک شمع، بسته به نوع مدل‌سازی فونداسیون، می‌تواند حجم محاسبات را به شکل قابل توجهی افزایش دهد. در این مقاله برای کاهش حجم محاسبات و افزایش سرعت تحلیل، بجای استفاده از روش اجزاء محدود، از روش ماتریس انتقال استفاده می‌شود. برای این منظور، فونداسیون توربین باد با استفاده از مدل‌های CS، DS و AF مدل‌سازی شده و روابط مورد نیاز جهت تعیین فرکانس‌های طبیعی و شکل مودهای ارتعاشی برای هریک از مدل‌ها استخراج می‌شود. سپس در چندین مطالعه موردی به بررسی موارد موثر در فرکانس طبیعی از جمله عمق آب و ضریب جرم افزوده پرداخته شده و در نهایت، نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال با نتایج حاصل از روش‌های اجزاء محدود، دینامیک سیستم‌های چند عضوی و داده‌های تجربی مقایسه می‌شود که علیرغم هزینه محاسباتی اندک، توافق خوبی را با نتایج فوق نشان می‌دهد.

Free Vibration Analysis of Offshore Wind Turbine with Fixed Monopile Platform

Mehdi Feyzollahzadeh[1], Mohammad Javad Mahmoodi[2]

[1] M.Sc. Graduated, Faculty of Mechanical and Energy Engineering, Shahid Beheshti University, A.C., Tehran, Iran; feyzollahzade@gmail.com
[2] Assistant Professor, Faculty of Mechanical and Energy Engineering, Shahid Beheshti University, A.C., Tehran, Iran; mj_mahmoudi@sbu.ac.ir

ARTICLE INFO

Article History:
Received: 1 Jun. 2014
Accepted: 13 Jan. 2015
Available online: 11 Mar. 2015

Keywords:
Offshore wind turbine tower
Natural frequencies
Transfer matrix method

ABSTRACT

Finite elements method can considerably increases the computational works of free vibration analysis of offshore wind turbine with fixed monopile platform depending on the modeling type of foundation,. In this paper, transfer matrix method is used to reduce computational works and increase the speed of analysis instead of the finite elements method. For this purpose, the wind turbine foundation is modeled using CS, DS and AF models are used and required relations are extracted to determine the natural frequencies and mode shapes for each of the models. Then, factors affecting the frequency such as water depth and added mass coefficient are examined in several case studies. Finally, the transfer matrix method obtained results are compared with the results of the finite elements method, multi body dynamics and experimental data which show good agreement in spite of low computational cost.

۱ - مقدمه

تکنولوژی توربین‌های بادی فراساحلی در سال‌های اخیر رشد چشم گیری داشته است [۱، ۲] و بسیاری از کشورها همچون هلند، دانمارک و سوئد طرح‌های بلند مدتی در جهت نصب و راه‌اندازی مزارع بادی فراساحلی دارند[۳]. در ایران نیز در چندسال اخیر تحقیقاتی در زمینه امکان سنجی و نصب توربین‌های فراساحلی انجام گردیده است [۴-۶] و تحقیقات انجام گرفته حاکی از آن است که سواحل ایران بخصوص سواحل خلیج فارس پتانسیل نصب توربین‌های فراساحلی با سکوی تک شمع را داراست [۵، ۷].

[Downloaded from marine-eng.ir on 2026-11-06]
[DOR: 20.1001.1.17357608.1393.10.20.9.4]

یکی از مراحل مهم در طراحی سازه‌ای توربین‌های بادی فراساحلی، تعیین فرکانس‌های طبیعی برج است که باید کاملا دقیق انجام گیرد [۸]. این موضوع به دلیل وجود نیروهای تحریک غالب است که همواره در حین کارکرد توربین‌های بادی فراساحلی بر آن‌ها وارد می‌شود. وجود یک اختلاف جرم (هرچند کوچک) در بین پروانه‌ها موجب می‌شود تا با شروع کارکرد توربین‌های بادی یک نیروی خارجی با فرکانس گردش روتور (1P) به سازه توربین باد وارد شود [۹]. از طرفی در هر زمان که یک پروانه از انتهای برج عبور می‌کند به دلیل اثر سایه[1] یک نیروی هارمونیک به سازه وارد می‌شود که برای یک توربین بادی با سه پروانه، موجب تحریک خارجی با فرکانس 3P و گاهی اوقات مضاربی از آن (3P، 6P، 9P و ...) خواهد شد [۱۰]. این تحریک‌ها بخش اصلی ارتعاشات غالب در برج توربین باد هستند و برج توربین باد باید به شکلی طراحی شود تا فرکانس‌های طبیعی برج با فرکانس‌های تحریک بیان شده و فرکانس تحریک نیروی موج منطبق نشود. بنابراین دانستن این موضوع که فرکانس گردش روتور در یک ناحیه ایمن قرار دارد وابسته به تعیین دقیق فرکانس‌های طبیعی برج توربین باد می‌باشد. در این زمینه تاکنون تحقیقات زیادی انجام گرفته که عموماً از روش اجزاء محدود بوده است. چویانگ و همکارانش با استفاده از روش اجزاء محدود فرکانس‌های طبیعی یک توربین یک مگاواتی را محاسبه کردند [۱۱]. چن و جین به مدل‌سازی یک توربین ۶۰۰ کیلوواتی در نرم‌افزار انسیس[2] پرداختند و نشان دادند که المان shell181 از دقت مناسبی در تحلیل ارتعاشات آزاد برج توربین باد برخوردار است اما حجم محاسبات را به شکل قابل توجهی افزایش می‌دهد [۱۲]. بوش و مانوئل سه مدل برای فونداسیون برج توربین بادی فراساحلی با سکوی تک شمع معرفی کردند و به بررسی مدل‌های ارائه شده در نرم افزار فست[3] پرداخته و فرکانس‌های طبیعی برج برای هرسه مدل را محاسبه کردند و نشان دادند که مدل فنر توزیع شده برای فونداسیون تک شمع، نسبت به مدل‌های دیگر از دقت بالاتری برخوردار است [۱۳]. نتایج حاصل از مقالات فوق بیانگر این موضوع است که روش اجزاء محدود روشی بادقت برای محاسبه‌ی فرکانس‌های طبیعی برج توربین باد می‌باشد ولی زمان زیادی را برای تحلیل صرف می‌کند و این موضوع در شبیه-سازی‌های دقیق به روشنی خود را نشان می‌دهد [۱۲].

هنگامی که ابعاد توربین باد مشخص باشد ساخت مدلی از توربین باد در مقیاس کوچک می‌تواند روشی کارآمد و دقیق برای تعیین فرکانس‌های طبیعی باشد. در این زمینه می‌توان به تحقیقات انجام گرفته توسط بتچریا و همکارانش اشاره کرد. این محققان با ساخت مدلی از برج توربین بادی فراساحلی با سکوی ثابت جاکت و تحریک آن با یک عملگر خارجی توانستند فرکانس طبیعی اول و دوم برج را محاسبه کنند [۱۴، ۱۵]. کاری مشابه توسط آینو و همکارانش انجام گرفت [۱۶]. این محققان با ساخت مدلی از برج توربین بادی با سکوی شناور توانستند نیروهای وارد بر توربین باد را شناسایی کنند.

روش‌های تحلیلی نیز برای محاسبه‌ی فرکانس‌ها و شکل مودها ارائه شده است. در [۱۷] مورتاب و همکارانش به ارائه روشی ساده و تحلیلی برای تعیین فرکانس‌های طبیعی و شکل مودها در برج توربین باد پرداختند. مالاوی توابعی را برای تغییرات سطح مقطع و ممان اینرسی در برج توربین باد تعریف کرد و با استفاده از آن به حل معادله دیفرانسیل حرکت در ارتعاشات پیچشی برج پرداخت [۱۸]. وانگ و همکارانش از تئوری تیرهای جدار نازک استفاده کردند و با استفاده از آن پاسخ سازه را با درنظر گرفتن اندرکنش برج و پروانه بدست آوردند [۱۹]. اما مطالعات انجام شده در این حوزه نیز برای مدل‌های خاصی از برج توربین‌های بادی مورد استفاده قرار گرفته‌اند و نتایج حاصل، حاکی از آن است که در حالت کلی معادله دیفرانسیل حرکت برج توربین‌های فراساحلی، فاقد حل دقیق و تحلیلی بوده و برای حل نیازمند روش‌های عددی است.

یکی دیگر از روش‌هایی که برای محاسبه فرکانس‌های طبیعی و پاسخ دینامیکی در سازه‌ها مورد استفاده قرار می‌گیرد، روش دینامیک سیستم‌های چند عضوی[4] (MBD) است. در این روش مدل مورد نظر به یک سری المان صلب مدل شده که هریک از المان‌ها در نقاط اتصال با استفاده از یک بوشینگ به یکدیگر متصل شده‌اند. بوشینگ‌ها متناسب با نوع مدل‌سازی می‌توانند تنها یک فنر خطی و یا یک ماتریس سفتی شامل فنرهای خطی و پیچشی باشند. منزاتو و همکارانش با استفاده از روش MBD فرکانس‌های طبیعی یک برج ساحلی را محاسبه و نتایج حاصل را با داده‌های تجربی مورد مقایسه قرار دادند [۲۰]. میرش و همکارانش نیز با استفاده از این روش فرکانس‌های طبیعی و شکل مودهای ارتعاشی پروانه‌های توربین باد را محاسبه کردند [۲۱]. در ادامه سویانگ و همکارانش با استفاده از المان تیر و معرفی یک بوشینگ جدید فرکانس‌های برج و پروانه را محاسبه کردند و نشان دادند که دقت روش MBD رابطه مستقیم با نحوه‌ی مدل‌سازی و انتخاب بوشینگ‌ها دارد [۲۲]. استفاده از روش MBD در تحلیل دینامیکی برج توربین باد نیازمند تجربه بالا در مدل‌سازی است [۲۲]. از طرفی این روش عموما با معادلات کوپل و پیچیده همراه است و برای حل نیازمند روش های عددی است [۲۳] و این موضوع موجب شده است که روش MBD کمتر در تحلیل ارتعاشات برج توربین باد مورد استفاده قرار گیرد.

از طرف دیگر می‌توان به روش ماتریس انتقال[5] اشاره کرد. روش ماتریس انتقال، روشی ساده و با دقت است که برای محاسبه‌ی فرکانس‌های طبیعی، گشتاور خمشی، نیروی برشی، شکل مودهای

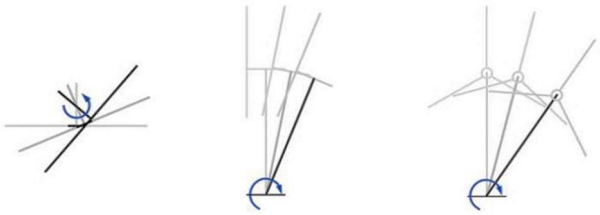
[Downloaded from marine-eng.ir on 2026-11-06]

[DOR: 20.1001.1.17357608.1393.10.20.9.4]

ارتعاشی و ... در سازه‌ها مورد استفاده قرار می‌گیرد [۲۴-۲۶]. این روش در واقع تکمیل روشی است که هولزر در سال ۱۹۲۱ برای بررسی ارتعاشات پیچشی محورها ارائه داد [۲۷]. پس از آن میکل-استد روش هولزر را با کمی تغییر برای ارتعاشات عرضی تیرها بکاربرد [۲۸]. پستل و همکارانش روش میکل‌استد را گسترش داده و بجای استفاده از المان متمرکز، از المان پیوسته برای بررسی ارتعاشات عرضی تیر استفاده کردند [۲۹]. دای و همکارانش با استفاده از این روش به بررسی ارتعاشات دوبعدی و سه‌بعدی در شبکه‌های انتقال پرداختند [۳۰]. اراسانیو و همکارانش فرکانس‌های طبیعی یک تیر با سطح مقطع ثابت و با جرم متمرکز نقطه‌ای را بدست آوردند و نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال را با داده‌های تجربی و روش اجزاء محدود مقایسه کردند و نشان دادند که برای تیر با جرم متمرکز، روش ماتریس انتقال نسبت به روش اجزاء محدود از دقت بالاتری برخوردار است [۳۱].

روش ماتریس انتقال دارای محدودیت‌هایی نیز می‌باشد و همین محدودیت‌ها موجب شد که این روش بر خلاف روش اجزاء محدود چندان گسترش نیابد و عموما همراه با روش اجزاء محدود بکار برده شود [۳۲-۳۴]. این روش اساسا برای سیستم‌های یک یا دوبعدی ارائه گردید و لذا در تحلیل سیستم‌های پیچیده استفاده از آن به تنهایی چندان مناسب نخواهد بود. از طرفی روش ماتریس انتقال در مودهای بالا دچار مشکلات عددی[۶] شده [۳۵] و این موضوع موجب تشخیص نادرست فرکانس‌های طبیعی در مودهای بالا خواهد شد و بنابراین این روش برای سیستم‌های مناسب خواهد بود که مودهای پایین ارتعاشی در طراحی مورد توجه باشد. همچنین، در بسیاری از موارد هنگامی که یک فنر با سفتی[۷] بسیار بالا در سازه وجود دارد و یا در بخشی از سازه، مفصلی با انعطاف-پذیری بالا وجود داشته باشد، تعیین فرکانس‌های طبیعی با استفاده از روش ماتریس انتقال مشکل خواهد بود [۳۶].

در طراحی توربین‌های بادی تمام سعی طراحان بر این است تا مرکز ثقل مجموعه ناسل در محور برج قرار گیرد [۳۷]. در این حالت مرکز برش برج توربین باد در محور طولی برج قرار خواهد گرفت و لذا حرکت برج دچار کوپلینگ خمش و پیچش نخواهد شد و برج توربین باد مطابق شکل ۱ دارای سه حرکت دی‌کوپله‌ی، رو به جلو[۸]، پهلو به پهلو[۹] و چرخش[۱۰] حول محور عمودی برج خواهد داشت [۳۸]. بنابراین ارتعاشات برج توربین باد عموما یک حرکت تک بعدی و دی‌کوپله خواهد بود. همچنین حداکثر فرکانس طبیعی مورد نیاز در طراحی برج توربین باد فرکانس طبیعی سوم است [۳۹] و لذا بنظر می‌رسد که روش ماتریس انتقال روشی مناسب جهت تحلیل ارتعاشات آزاد برج توربین بادی فراساحلی با سکوی تک شمع باشد چرا که در روش ماتریس انتقال، مرتبه ماتریس مورد نیاز برای تعیین معادله مشخصه نسبت به روش اجزاء محدود بسیار کوچکتر است [۴۰]. همچنین در این روش با افزایش تعداد المان‌ها دقت نتایج افزایش یافته و بر خلاف روش اجزاء محدود، مقدار دترمینان معادله مشخصه بستگی به تعداد المان‌ها ندارد [۴۱] و بنابراین استفاده از این روش موجب کاهش حجم محاسبات و افزایش سرعت تحلیل خواهد شد. همچنین ابعاد ماتریس انتقال مستقل از تعداد المان‌ها، همواره مقداری ثابت دارد، و لذا نوشتن برنامه های کامپیوتری مورد نظر برای این روش نسبت به روش اجزاء محدود بسیار ساده‌تر است [۲۹]. از طرفی، روش ماتریس انتقال به عنوان یک روش تحلیلی مورد استفاده قرار می‌گیرد، بنابراین این روش منابع خطاهای دیگر روش اجزاء محدود بغیر از گسسته‌سازی را شامل نمی‌شود و لذا این روش نسبت به روش اجزاء محدود از دقت بالاتری برخوردار خواهد بود [۴۲].



(الف) (ب) (ج)

شکل ۱- حرکات دی‌کوپله برج توربین باد الف) حرکت پهلو به پهلو (SS)، ب) حرکت رو به جلو (FA)، ج) چرخش حول محور عمودی برج [۳۱]

مزایای روش ماتریس انتقال نسبت به روش اجزاء محدود موجب شده که در سال‌های اخیر، این روش نظر برخی محققان را در تحلیل دینامیکی و استاتیکی برج توربین باد به خود جلب کند. منگ و همکارانش با استفاده از روش ماتریس انتقال به تحلیل کمانش در یک توربین بادی ساحلی پرداختند [۴۳]. این محققان در مقاله‌ای دیگر از این روش استفاده کرده و فرکانس‌های طبیعی برج توربین بادی ساحلی را با صرف‌نظر از نیروی محوری در برج و با تکیه‌گاه ثابت محاسبه کردند [۴۴]. تکیه‌گاه برج توربین باد در حالت واقعی یک سفتی متناهی دارد، لذا فرض کردن فونداسیون برج به عنوان یک تکیه‌گاه صلب، مناسب نیست و این موضوع در توربین‌های فراساحلی که در بستر نرم‌تری قرار می‌گیرند از اهمیت بیشتری برخوردار خواهد بود [۳۷]. از طرفی در توربین‌های فراساحلی گاها وزن برج و سکوی نگه‌دارنده بیش از وزن مجموعه ناسل خواهد شد [۱۳] و لذا صرف‌نظر کردن از نیروی محوری حاصل از وزن برج موجب برآورد نادرست از فرکانس طبیعی خواهد شد. بنابراین در صورتی فرکانس‌های طبیعی به مقدار واقعی نزدیک خواهند بود که تکیه‌گاه برج، به عنوان تکیه‌گاه الاستیک، و نیروی محوری نیز در معادلات حرکت به عنوان یک نیروی متغیر درنظر گرفته شود.

[Downloaded from marine-eng.ir on 2026-11-06]

[DOR: 20.1001.1.17357608.1393.10.20.9.4]

تمام تحقیقاتی که تا کنون انجام گرفته است را می‌توان به دو دسته عمده تقسیم کرد. دسته اول شامل مقالاتی است که به مدل‌سازی دقیق برج توربین باد پرداخته و مواردی چون تغییرات نیروی محوری و تکیه‌گاه الاستیک را در تحلیل اعمال کرده‌اند که عموماً با استفاده از روش‌های عددی همچون روش اجزاء محدود انجام گرفته است. و دسته دوم شامل مقالاتی است که روشی تحلیلی برای تعیین فرکانس‌های برج توربین باد ارائه دادند ولی با ساده-سازی‌های زیادی همراه بوده‌اند. در مقاله حاضر با استفاده از روش ماتریس انتقال و به عنوان یک روش تحلیلی به تعیین فرکانس‌های طبیعی برج توربین باد و بررسی موارد موثر در آن با درنظری گیری تگیه‌گاه الاستیک در برج، نیروی محوری متغیر و اثرات هیدرودینامیکی حاصل از جرم افزوده پرداخته خواهد شد. برای این منظور در ادامه به معرفی سه مدل الاستیک برای فونداسیون برج توربین باد پرداخته شده و با استفاده از روش ماتریس انتقال و بکارگیری معادله تیر اویلر- برنولی روابط لازم جهت تعیین فرکانس‌های طبیعی برج توربین باد در هریک از مدل‌ها استخراج می‌شود. سپس به بررسی چندین مطالعه موردی با استفاده از روش ماتریس انتقال پرداخته می‌شود و نتایج حاصل با نتایج حاصل از روش اجزاء محدود، روش دینامیک سیستم‌های چند عضوی و داده‌های تجربی مورد مقایسه قرار خواهد گرفت و در نهایت به بررسی مشکلات عددی در روش ماتریس انتقال و موارد موثر در فرکانس‌های طبیعی پرداخته خواهد شد.

۲- مدل‌سازی برج توربین بادی فراساحلی با سکوی ثابت

۲-۱- جرم افزوده

هنگاهی که یک جسم شتاب‌دار درون سیال حرکت می‌کند، سیال اطراف خود را تحت تاثیر حرکت خود قرار می‌دهد و می‌توان فرض کرد که بخشی از سیال اطراف جسم به همراه آن شتاب می‌گیرد و لذا تاثیر سیال پیرامون جسم با افزایش جرم جسم مدل می‌گردد. این افزایش جرم، جرم افزوده هیدرولیکی نامیده داشته [۴۵] و برای قسمتی از سکوی توربین باد که در آب قرار دارد، می‌توان با استفاده از رابطه زیر آن‌را محاسبه کرد [۴۶]:

$$m_A = C_a \rho_w \frac{\pi D^2}{4} \qquad (۱)$$

که در رابطه فوق m_A جرم افزوده در واحد طول سکو، ρ_w چگالی آب، D قطر خارجی و C_a ضریب جرم افزوده بوده و با استفاده از رابطه (۲) محاسبه می‌شود [۴۵]:

$$C_a = c_a + 1 \qquad (۲)$$

که در رابطه فوق c_a ضریب جرم افزوده بدون درنظرگیری شتاب سیال بوده، و عدد یک اضافه شده به آن برای منظور کردن اثر نیروی فرود- کریلف[11] می‌باشد [۴۷].

۲-۲- مدل‌سازی فونداسیون برج توربین باد

موسسه‌ی تحقیقاتی SWE [12] سه مدل فنر توزیع شده[13] (DS) ، فنر معادل کوپل[14] (CS) و مدل تکیه‌گاه ثابت با طول معادل[15](AF) را که در شکل ۲ نشان داده شده است را برای فونداسیون برج توربین‌های بادی با سکوی تک شمع معرفی می-کند. در مدل DS فونداسیون برج مانند یک تیر دوسر آزاد مدل-سازی می‌شود که فنرهای عرضی[16] به آن متصل شده است (شکل ۲الف). در این حالت ضریب سفتی معادل فونداسیون وابسته به عمق خواهد بود و با استفاده از نمودار (p-y) یا نمودار "جابجایی-نیرو" بدست خواهد آمد. مدل DS نسبت به مدل‌های دیگر از دقت بالاتری برخوردار است [۱۳]. در پیوست الف توضیح مختصر تکمیلی در مورد نوع بارگذاری فونداسیون و تعیین سفتی معادل آن ارائه شده است.

در مدل AF تکیه‌گاه برج به عنوان یک تکیه‌گاه ثابت درنظر گرفته می‌شود و در این حالت مشخصات ابعادی فونداسیون و نیز خواص مصالح آن با ابعاد واقعی فونداسیون متفاوت است (شکل ۲د) اما سکو و برج دارای همان ابعاد واقعی توربین باد می‌باشند. برای تعیین ابعاد و مشخصات فونداسیون در مدل AF، از نتایج حاصل از نمودار p-y و یا "نیرو-انحراف" استفاده شده و با استفاده از آن تیری معادل برای فونداسیون با ابعاد جدید مدل‌سازی می‌شود. در [۴۸] روش محاسبه تیر معادل برای مدل AF ارائه شده است.

در مدل CS، فونداسیون توربین باد به شکل یک سری فنر خمشی و فنر عرضی مدل‌سازی می‌شود (شکل ۲ج). در این حالت برج و سکو همان ابعاد واقعی را دارا بوده و سفتی معادل فونداسیون نیز با مدل سازی فونداسیون به عنوان یک تیر ساده بدست می‌آید. در این حالت ماتریس سفتی فونداسیون با استفاده از رابطه زیر قابل محاسبه است [۴۹]:

$$K = \begin{bmatrix} \frac{12EI}{l^3} & -\frac{6EI}{l^2} \\ -\frac{6EI}{l^2} & \frac{4EI}{l} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{u,F} & k_{u,M} \\ k_{\theta,F} & k_{\theta,M} \end{bmatrix} \qquad (۳)$$

که در رابطه فوق، l طولی از سکو است که داخل زمین قرار دارد و EI سفتی خمشی سکو می‌باشد. با استفاده از رابطه فوق می‌توان دریافت که سفتی حاصل از مدل CS مستقل از مکان نصب سکو، فقط با ابعاد سکو رابطه دارد. بنابراین واضح است که این مدل نسبت به مدل‌های DS و AF از دقت کمتری برخوردار می‌باشد [۵۰].

[Downloaded from marine-eng.ir on 2026-11-06]

[DOR: 20.1001.1.17357608.1393.10.20.9.4]

۲-۳- معادلات حرکت

ضریب چرخش[۱۷] معیاری است که میزان اهمیت تغییر شکل برشی در ارتعاشات عرضی را نشان می‌دهد. در صورتی که مقدار عددی این ضریب کمتر از ۰/۲۵ باشد، هر دو تئوری‌های تیر اویلر-برنولی و تیموشنکو نتایج یکسانی خواهند داشت [۵۱]. در برج توربین بادی فراساحلی این ضریب بصورت زیر بدست می‌آید [۵۲]:

$$\delta = \frac{r}{\sqrt{2}L} \qquad (۴)$$

که در رابطه فوق r شعاع سکو و L طول برج می‌باشد. قطر سکوی برج توربین باد بین ۳/۵ تا ۶ متر متغیر است. از طرفی در برج توربین باد با سکوی تک شمع طول برج به همراه سکو بین ۱۲۰ تا ۲۰۰ متر خواهد بود [۲]. با درنظر گرفتن بزرگترین مقدار برای قطر و کوچکترین مقدار برای طول برج، ضریب چرخش برابر با ۰/۰۱۷ بدست می‌آید. که این نشان می‌دهد که در تحلیل ارتعاشات عرضی برج توربین باد، تئوری‌های اویلر-برنولی و تیموشنکو دارای نتایج یکسانی خواهند بود و لذا در این مقاله از تئوری تیر اویلر-برنولی در تحلیل ارتعاشات عرضی برج استفاده خواهد شد.

معادله دیفرانسیل حرکت برج و سکو، در ارتعاشات عرضی و با استفاده از تئوری اویلر-برنولی بصورت زیر بدست می‌آید [۳۷، ۵۳]:

(۵)

$$\begin{cases} EI\dfrac{\partial^4 v}{\partial z^4} + \dfrac{\partial}{\partial z}\left(P(z)\dfrac{\partial v}{\partial z}\right) + \left(\rho A + C_a \rho_w A_a\right)\dfrac{\partial^2 v}{\partial t^2} = 0 \\ \dfrac{\partial^2}{\partial z^2}\left(EI(z)\dfrac{\partial^2 v}{\partial z^2}\right) + \dfrac{\partial}{\partial z}\left(P(z)\dfrac{\partial v}{\partial z}\right) + \rho A(z)\dfrac{\partial^2 v}{\partial t^2} = 0 \end{cases}$$

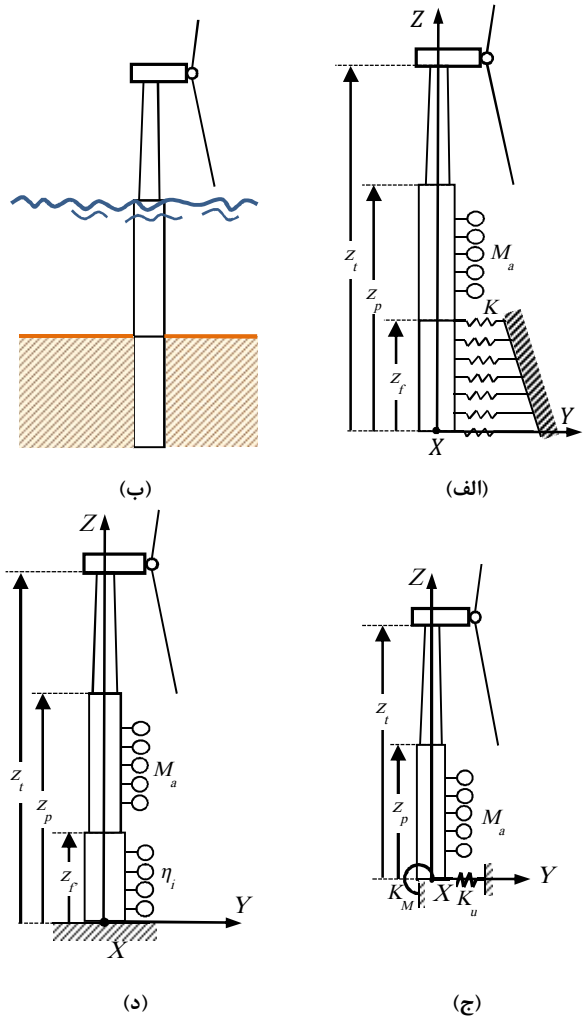
که در روابط فوق، معادله اول، معادله دیفرانسیل حرکت سکو و معادله دوم معادله دیفرانسیل حرکت برج می‌باشد. و در روابط فوق، v جابجایی عرضی برج در جهت z EI سفتی خمشی، ρ چگالی برج، A سطح مقطع، A_a سطح مقطع خارجی سکو، P نیروی محوری و ρ_w چگالی آب می‌باشد. معادله دیفرانسیل حرکت فونداسیون نیز در مدل AF و با استفاده از تئوری اویلر برنولی بصورت رابطه (۶) بدست می‌آید [۳۷،۵۳]:

$$EI\frac{\partial^4 v}{\partial z^4} + \frac{\partial}{\partial z}\left(P(z)\frac{\partial v}{\partial z}\right) + \left(\rho A + \eta\right)\frac{\partial^2 v}{\partial t^2} = 0 \qquad (۶)$$

که در عبارت فوق η جرم افزوده‌ی گسترده در مدل AF می‌باشد. و معادله دیفرانسیل حرکت فونداسیون در مدل DS بصورت زیر بدست می‌آید [۵۳،۳۷]:

$$EI\frac{\partial^4 v}{\partial z^4} + \frac{\partial}{\partial z}\left(P(z)\frac{\partial v}{\partial z}\right) + K(z)\cdot v + \rho A\frac{\partial^2 v}{\partial t^2} = 0 \qquad (۷)$$

که در عبارت فوق K سفتی معادل فونداسیون در مدل DS می‌باشد.



شکل۲- الف) مدل DS، ب) توربین بادی فراساحلی با سکوی تک شمع، ج) مدل CS، د) مدل AF

۳- مدل‌سازی به روش ماتریس انتقال

۳-۱- حل معادلات حرکت

برای مدل‌سازی و تحلیل به روش ماتریس انتقال، برج توربین باد به n تعداد المان استوانه‌ای با سطح مقطع ثابت گسسته شده و معادله دیفرانسیل حرکت برای هریک از المان‌ها با استفاده از روش جدایی متغیرها حل می‌شود. در این حالت، نیروی محوری، سفتی خمشی و سطح مقطع برای هریک از المان‌ها مقداری ثابت داشته و لذا می‌توان جواب مربوط به بعد مکانی برای هریک از المان‌های برج، سکو و فونداسیون در مدل AF را می‌توان بصورت زیر نمایش داد:

$$v(z) = C_1\cosh s_1 z + C_2\sinh s_1 z + C_3\cos s_2 z + C_4\sin s_2 z \qquad (۸)$$

[Downloaded from marine-eng.ir on 2026-11-06]

[DOR: 20.1001.1.17357608.1393.10.20.9.4]

که پارامترهای s_1 و s_2 برای هریک از مدل‌ها در پیوست ب آورده شده است.

برای مدل DS، با مدل‌سازی به روش ماتریس انتقال، ضریب سفتی برای هریک از المان‌های فونداسیون مقداری ثابت داشته و در این حالت معادله حرکت برای هریک از المان های فونداسیون بصورت زیر تبدیل می‌شود:

$$EI\frac{\partial^4 v}{\partial z^4}+P\frac{\partial^2 v}{\partial z^2}+K\cdot v+\rho A\frac{\partial^2 v}{\partial t^2}=0 \qquad (۹)$$

در این حالت مقادیر ویژه‌ی مربوط به بعد مکانی رابطه (۹) را می‌توان به شکل زیر نمایش داد:

$$s_1^2,s_2^2=-\frac{P}{2EI}\pm\left(\frac{P^2}{4E^2I^2}-\frac{K-\rho A\omega^2}{EI}\right)^{1/2} \qquad (۱۰)$$

به ازای سه مقدار مختلف فرکانس طبیعی، مقادیر ویژه مختلفی از رابطه (۱۰) بدست خواهد آمد و لذا حل معادله (۹) نیز دارای چندین حل مختلف خواهد بود. در صورتی که $\omega_n>\sqrt{K/\rho A}$ باشد، در این حالت فرکانس طبیعی، فرکانس وصل[۱۸] نام داشته و معادله (۹) جوابی مشابه رابطه (۸) خواهد داشت. در صورتی که $\omega_n=\sqrt{K/\rho A}$ باشد، در این حالت فرکانس طبیعی، فرکانس قطع[۱۹] نام دارد و در صورتی که $\omega_n<\sqrt{K/\rho A}$ باشد، فرکانس طبیعی، فرکانس مادون قطع[۲۰] نام دارد [۵۴، ۵۵] و حل معادله (۹) جوابی متمایز با جواب ارائه شده در رابطه (۸) خواهد داشت. برای فونداسیون برج توربین باد، مقدار عددی ضریب K مقدار بزرگی است [۳۷]. همچنین در طراحی برج توربین باد، مودهای پایین ارتعاشی مورد توجه خواهد بود و لذا فرکانس طبیعی، در حالت مادون قطع قرار داشته و جواب مربوط به بعد مکانی معادله (۹) را می‌توان به شکل زیر نمایش داد:

$$\begin{aligned}v(z)=&A_1\cosh az\cos bz+A_2\cosh az\sin bz\\&+A_3\sinh az\cos bz+A_4\sinh az\sin bz\end{aligned} \qquad (۱۱)$$

که پارامتر های a و b در پیوست ج آورده شده است.

۳-۲- تشکیل ماتریس انتقال

با مشتق گیری از پاسخ بدست آمده برای معادلات دیفرانسیل حرکت می‌توان شیب θ، گشتاور خمشی M و نیروی برشی V را برای هریک از المان‌ها به صورت رابطه (۱۲) بدست آورد:

(۱۲)

$$\begin{aligned}&\theta=\partial v/\partial z=t_{21}C_1+t_{22}C_2+t_{23}C_3+t_{24}C_4\\&M=Pv+EI\left(\partial^2 v/\partial z^2\right)=t_{31}C_1+t_{32}C_2+t_{33}C_3+t_{34}C_4\\&V=\partial M/\partial z=t_{41}C_1+t_{42}C_2+t_{43}C_3+t_{44}C_4\end{aligned}$$

که ضرایب t_{ij} برای هریک از مدل‌ها در پیوست ج آورده شده است.

روابط بدست آمده برای جابجایی، شیب، گشتاور خمشی و نیروی برشی، برای هریک از المان‌ها را می‌توان به شکل ماتریسی بصورت رابطه (۱۳) نمایش داد:

$$\begin{bmatrix}v\\ \theta\\ M\\ V\end{bmatrix}=\begin{bmatrix}t_{11}&t_{12}&t_{13}&t_{14}\\ t_{21}&t_{22}&t_{23}&t_{24}\\ t_{31}&t_{32}&t_{33}&t_{34}\\ t_{41}&t_{42}&t_{43}&t_{44}\end{bmatrix}\begin{bmatrix}C_1\\ C_2\\ C_3\\ C_4\end{bmatrix} \qquad (۱۳)$$

که رابطه فوق را می‌توان به شکل زیر نمایش داد:

$$Z(z)=T(z).C \qquad (۱۴)$$

که $z(z)$ بردار حالت، C بردار ضرایب ثابت و $T(z)$ ماتریس انتقال تابع می‌باشد. در شکل ۴، المان iام از مدل برج نشان داده شده است. در نقطه i-1 مقدار z برابر با صفر بوده و بردار حالت به شکل معادله (۱۵) بدست می‌آید:

$$Z_{i-1}=T(0).C \qquad (۱۵)$$

و از رابطه‌ی فوق می‌توان ماتریس C را به شکل زیر بدست آورد:

$$C=T(0)^{-1}.Z_{i-1} \qquad (۱۶)$$

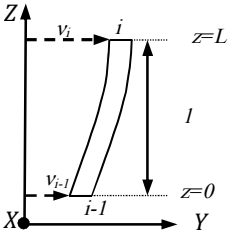
و با جای گذاری ماتریس C در رابطه (۱۴)، بردار حالت به شکل رابطه (۱۷) بدست می‌آید:

$$Z(z)=T(z).T(0)^{-1}.Z_{i-1} \qquad (۱۷)$$

در نقطه‌ی i مقدار z برابر با l بوده و لذا بردار حالت به شکل رابطه (۱۸) بدست می‌آید:

$$Z_i=T(l).T(0)^{-1}.Z_{i-1}=[H]_i.Z_{i-1} \qquad (۱۸)$$

که $[H]_i$ ماتریس انتقال بین نقطه‌ی i و نقطه‌ی i-1 می‌باشد. همانطور که مشخص است ماتریس انتقال از معکوس ماتریس تابع بدست می‌آید. ماتریس تابع همواره در نقطه $z=0$ معکوس پذیر است و لذا وجود $T(0)^{-1}$ در استفاده از ماتریس انتقال موجب اختلال نخواهد شد. این موضوع در پیوست د بررسی شده است.



شکل ۳- المان iام

[Downloaded from marine-eng.ir on 2026-11-06]

[DOR: 20.1001.1.17357608.1393.10.20.9.4]

باتوجه به این که چرخش پروانه‌ها تاثیر چندانی در فرکانس‌های طبیعی برج توربین باد ندارد [۵۶-۵۸]، در پروژه حاضر مجموعه ناسل و پروانه‌های توربین باد به عنوان یک جرم متمرکز با مشخصات جرمی معادل در انتهای برج مدل می‌شود. برای درنظر گرفتن اثر جرم معادل در انهای برج و تکیه‌گاه الاستیک آن، می‌توان ماتریس انتقال در شرایط مرزی برج را به دو ماتریس میدان و ماتریس نقطه تجزیه کرد. ماتریس میدان بیانگر خصوصیات برج بوده و ماتریس نقطه نیز بیانگر نیروهای خارجی یا تکیه‌گاهی در برج می‌باشد. برای برج، سکو و فونداسیون، ماتریس میدان، ماتریسی است که در معادله (۱۸) بدست آورده شد و ماتریس نقطه با نوشتن معادلات تعادل برای جرم متمرکز و تکیه‌گاه الاستیک در مدل CS بدست می‌آید. در شکل ۵الف، المان متصل به جرم متمرکز معادل ناسل نشان داده شده است. با استفاده از معادلات تعادل برای المان فوق می‌توان نوشت:

$$\begin{aligned} v_n^t &= v_n^b \\ \theta_n^t &= \theta_n^b \\ M_n^t &= -J\omega^2\theta_n^b + M_n^b \\ V_n^t &= V_n^b + m\omega^2 v_n^b \end{aligned} \qquad (۱۹)$$

که در عبارات فوق بالانویس‌های t و b به ترتیب مشخص کننده‌ی بالا و پایین المان، m جرم ناسل و J ممان اینرسی معادل برای جرم متمرکز در انتهای برج می‌باشند. با نوشتن روابط فوق به شکل ماتریسی، می‌توان ماتریس نقطه برای المان nام، $U_{p,n}$ را به شکل رابطه (۲۰) بدست آورد.

$$U_{p,n} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & -J\omega^2 & 1 & 0 \\ m\omega^2 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \qquad (۲۰)$$

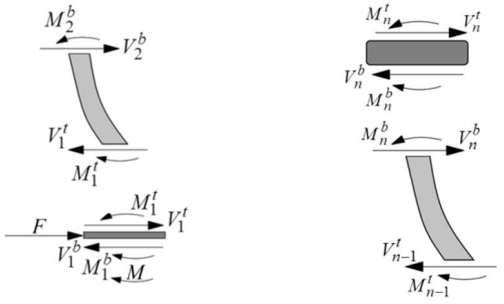
در شکل ۴ب ،المان متصل به تکیه‌گاه الاستیک در مدل CS نشان داده شده است. با نوشتن معادلات تعادل، ماتریس نقطه برای المان فوق را می‌توان بصورت زیر بدست آورد.

$$U_{p,1} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ k_{\theta,F} & k_{\theta,M} & 1 & 0 \\ -k_{u,F} & -k_{u,M} & 0 & 1 \end{bmatrix} \qquad (۲۱)$$

با تشکیل ماتریس انتقال برای فونداسیون، سکو و برج، و تعیین ماتریس نقطه برای المان متصل به ناسل، می‌توان ماتریس انتقال کل برای مدل‌های DS و AF را از شرط یکسان بودن بردار حالت برای المان‌های مشترک [۵۹]، به شکل زیر بدست آورد:

$$\begin{aligned} Z_n = U_{p,n}[H]_{t,n}[H]_{t,n-1}\cdots[H]_{t,1}[H]_{p,n}[H]_{p,n-1}\cdots \\ \cdots[H]_{p,1}[H]_{f,n}[H]_{f,n-1}\cdots[H]_{f,1}Z_1 = [H]_t Z_1 \end{aligned} \qquad (۲۲)$$

که در رابطه فوق، $[H]_{t,n}$ ماتریس انتقال nام برج، $[H]_{p,n}$ ماتریس انتقال nام سکو و $[H]_{f,n}$ ماتریس انتقال nام فونداسیون می‌باشد.



(ب) (الف)

شکل ۴- الف) المان متصل به جرم انتهای برج، ب) المان متصل به تکیه‌گاه الاستیک در مدل CS

برای مدل CS نیز با تشکیل ماتریس نقطه ($U_{p,1}$) برای فونداسیون الاستیک ماتریس انتقال کل را می‌توان بصورت رابطه (۲۳) محاسبه کرد:

$$\begin{aligned} Z_n = U_{p,n}[H]_{t,n}[H]_{t,n-1}\cdots[H]_{t,1}[H]_{p,n}[H]_{p,n-1}\cdots \\ \cdots[H]_{p,1}U_{p,1}Z_1 = [H]_t Z_1 \end{aligned} \qquad (۲۳)$$

۳-۳- اعمال شرایط مرزی

برای هرسه مدل ارائه شده، در انتهای آزاد ناسل، مقادیر V_n^t و M_n^t برابر با صفراست. همچنین در مدل‌های DS و CS تکیه‌گاه برج در فضای آزاد بوده و نیروی برشی و گشتاور خمشی در سمت آزاد برابر با صفر است. بنابراین مقدار M_1^b و V_1^b برابر با صفر بوده و رابطه بین بردار حالت در نقطه ۱ و در نقطه n در مدل‌های DS و CS بصورت رابطه (۲۴) بدست می‌آید:

$$\begin{bmatrix} v \\ \theta \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}_n = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v \\ \theta \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}_1 \qquad (۲۴)$$

که برای جواب غیر صفر باید دترمینان ماتریس زیر صفر باشد:

$$\Delta\omega = \det\left(\begin{bmatrix} a_{31} & a_{32} \\ a_{41} & a_{42} \end{bmatrix}\right) = 0 \qquad (۲۵)$$

که در عبارت فوق $\Delta\omega$ تابعی از فرکانس طبیعی بوده و معادله فرکانسی نامیده می‌شود که با حل آن و تعیین ریشه‌های آن می‌توان فرکانس‌های طبیعی برج را بدست آورد.

[Downloaded from marine-eng.ir on 2026-11-06]

[DOR: 20.1001.1.17357608.1393.10.20.9.4]

برای مدل AF تکیه‌گاه برج یک تکیه‌گاه ثابت بوده و لذا شیب و جابجایی در تکیه‌گاه برج برابر با صفر است و بنابراین رابطه بین بردار حالت در نقطه ۱ و نقطه n به شکل رابطه (۲۶) بدست می‌آید:

$$\begin{bmatrix} v \\ \theta \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}_n = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ M \\ V \end{bmatrix}_1 \quad (۲۶)$$

که برای جواب غیر صفر باید دترمینان ماتریس رابطه (۲۷) صفر باشد:

$$\Delta\omega = \det\left(\begin{bmatrix} a_{33} & a_{34} \\ a_{43} & a_{44} \end{bmatrix}\right) = 0 \quad (۲۶)$$

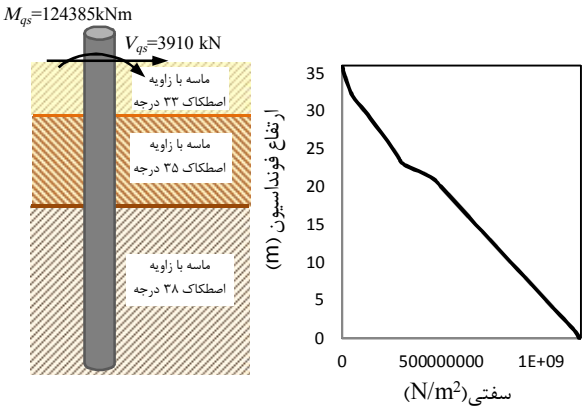
۴- نتایج و بحث

برای بررسی میزان دقت روش ماتریس انتقال در تحلیل برج توربین‌های فراساحلی، در این قسمت فرکانس‌های طبیعی در یک برج توربین بادی ۵ مگاواتی با سکوی ثابت و با استفاده از روش ماتریس انتقال محاسبه شده و نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال را با نتایج حاصل از روش اجزاء محدود در نرم‌افزار انسیس و نتایج حاصل از روش دینامیک سیستم‌های چند عضوی در نرم‌افزار ادامز که در [۳۷] آورده شده است، مقایسه می‌شود. در [۳۷] مشخصات ابعادی و مصالح بکار رفته در این توربین بادی آورده شده است. جدول ۱ مشخصات فونداسیون در مدل‌های AF و CS و شکل۵ نیز مشخصات فیزیکی خاک محل نصب برج و سفتی معادل فونداسیون برای مدل DS را بیان می‌کند.

جدول ۱- مشخصات فونداسیون در مدل‌های AF و CS [۴۹]

مشخصات (واحد)	مقدار
سفتی معادل $k_{u,F}$ ($N.m^{-1}$)	۲/۵۸×۱۰^{۹}
سفتی معادل $k_{u,M}$ ($N.rad^{-1}$)	-۲/۲۶×۱۰^{۱۰}
سفتی معادل $k_{\theta,F}$ ($N.m.m^{-1}$)	-۲/۲۶×۱۰^{۱۰}
سفتی معادل $k_{\theta,M}$ ($N.m.rad^{-1}$)	۲/۶۴×۱۰^{۱۱}
ارتفاع معادل سکو در مدل AF (m)	۱۷/۵
قطر معادل سکو در مدل AF (m)	۶/۲۱۳۲
ضخامت معادل سکو در مدل AF (m)	۰/۰۵۹۸۶
جرم افزوده معادل سکو در مدل AF ($Kg.m^{-1}$)	۹۸۳۷/۲

در جدول ۲ نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال و نتایج حاصل از روش اجزاء محدود [۴۰] آورده شده است. همانطور که از جدول فوق مشخص است نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال در مودهای پایین برای هر سه مدل ارائه شده، توافق خوبی را با نتایج حاصل از روش اجزاء محدود نشان می‌دهد. و در مودهای بالا کمی اختلاف بین روش اجزاء محدود و روش ماتریس انتقال مشاهده می‌شود. همچنین از جدول فوق می‌توان دریافت که فرکانس طبیعی حاصل از مدل CS هموار بزرگتر از فرکانس طبیعی مدل DS و AF می‌باشد و لذا می‌توان نتیجه گرفت که استفاده از مدل CS موجب تعیین فرکانس‌های طبیعی با تقریب اضافه خواهد شد.



شکل۵- مشخصات فیزیکی خاک محل نصب برج و سفتی معادل فونداسیون برای مدل DS [۵۳]

در جدول ۳ به بررسی نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال، روش اجزاء محدود در نرم‌افزار BModes و روش دینامیک سیستم‌های چند عضوی (MBD) در نرم‌افزار ADAMS و برای مدل DS پرداخته شده است. همانطور که از جدول فوق مشخص است تا مود سوم، فرکانس‌های حاصل از روش ماتریس انتقال بزرگتر از نتایج حاصل از روش MBD می‌باشد و پس از آن این نتایج بالعکس می‌شود. همچنین نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال تا مود دوم کوچکتر از نتایج حاصل از روش اجزاء محدود بوده و پس از آن این نتایج بلعکس می‌شود. این اختلاف حتی بین نتایج حاصل از نرم‌افزار ADAMS و BModes وجود دارد [۴۱]. دلیل این موضوع، استفاده از روش‌های عددی است که نرم‌افزار ADAMS و BModes از آن‌ها بهره می‌گیرند. نرم‌افزار ADAMS اگرچه بر مبنای روش MBD کار می‌کند و این روش یک روش تحلیلی بشمار می‌رود اما در نهایت برای حل از روش‌های عددی استفاده می‌کند. نرم‌افزار ADAMS از المان تیر و بوشیگ با سه فنر خطی و سه فنر پیچشی استفاده کرده و معالات دیفرانسیل حرکت را تعیین می‌کند و در نهایت به یک‌سری معادله دیفرانسیل با مشتقات جزئی کوپل می‌رسد [۶۰] و برای حل این معادلات و تعیین فرکانس‌های طبیعی متناسب با مرتبه معادلات و میزان پیچیدگی آن‌ها از روش های عددی چون رانگ‌کوتای مرتبه۴ [۲۱]، روش اویلر ضمنی [۲۲]، روش رانگ‌کوتا-فلبرگ [۲۳]، روش بولیش استور [۲۴]، روش رزمبرگ [۲۵] و روش بولیش استور داف‌هارت [۲۶] استفاده می‌کند [۶۱، ۶۲]. بنابراین می‌توان نتیجه گرفت که در حالت کلی نمی‌توان ادعا کرد که نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال همواره

[Downloaded from marine-eng.ir on 2026-11-06]
[DOR: 20.1001.1.17357608.1393.10.20.9.4]

بزرگتر و یا کوچکتر از نتایج حاصل از نرم‌افزارهایی چون BModes و یا ADAMS است، بلکه این موضوع متناسب با نوع المان‌ها، مدل‌سازی آن‌ها و استفاده از روش‌های عددی در نرم‌افزار می‌تواند متغیر باشد.

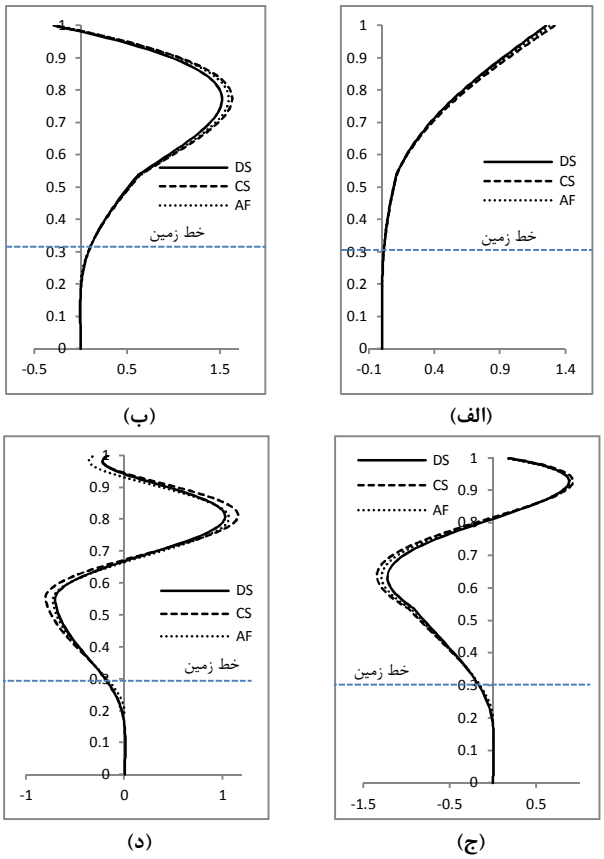
جدول ۲- مقایسه نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال و روش‌اجزاء محدود [۴۱]

	فرکانس طبیعی (Hz)	روش ماتریس انتقال	روش اجزاء محدود
مدل DS	مود اول (F-A)	۰/۲۵۱۵	۰/۲۵۳۰
	مود اول (S-S)	۰/۲۴۹۸	۰/۲۵۱۳
	مود دوم (F-A)	۱/۵۰۸۳	۱/۵۳۱۶
	مود دوم (S-S)	۱/۳۶۶۹	۱/۳۶۸۰
	مود سوم (F-A)	۳/۲۰۰۲	۳/۰۸۷۴
	مود سوم (S-S)	۲/۸۲۱۹	۲/۷۴۲۵
	مود چهارم (F-A)	۶/۰۸۶۲	۶/۰۵۰۶
	مود چهارم (S-S)	۵/۹۰۸۱	۵/۹۷۷۸
	مود پنجم (F-A)	۱۱/۳۹۹۴	۱۱/۴۷۵۸
	مود پنجم (S-S)	۱۱/۲۳۵۳	۱۱/۴۰۴۹
مدل AF	مود اول (F-A)	۰/۲۵۱۲	۰/۲۶۰۴
	مود اول (S-S)	۰/۲۵۰۳	۰/۲۵۱۳
	مود دوم (F-A)	۱/۵۰۹۳	۱/۵۳۰۷
	مود دوم (S-S)	۱/۳۶۹۳	۱/۳۶۷۲
	مود سوم (F-A)	۳/۱۹۹۷	۳/۰۸۹۵
	مود سوم (S-S)	۲/۸۲۵۰	۲/۷۴۳۰
	مود چهارم (F-A)	۶/۰۶۰۱	۶/۱۰۸۳
	مود چهارم (S-S)	۵/۸۸۸۹	۶/۰۱۲۵
	مود پنجم (F-A)	۱۱/۰۷۷۶	۱۳/۱۶۳۶
	مود پنجم (S-S)	۱۱/۰۰۳۳	۱۱/۷۱۲۶
مدل CS	مود اول (F-A)	۰/۲۵۲۶	۰/۲۵۳۰
	مود اول (S-S)	۰/۲۵۱۵	۰/۲۵۸۴
	مود دوم (F-A)	۱/۵۲۰۹	۱/۷۴۶۸
	مود دوم (S-S)	۱/۳۷۶۲	۱/۵۰۵۱
	مود سوم (F-A)	۳/۲۲۶۱	۳/۶۶۰۰
	مود سوم (S-S)	۲/۸۴۶۶	۳/۳۳۱۵
	مود چهارم (F-A)	۶/۱۷۹۷	۷/۶۲۸۷
	مود چهارم (S-S)	۶/۰۰۳۱	۷/۱۵۷۹
	مود پنجم (F-A)	۱۱/۵۴۱۴	۱۵/۹۶۵۱
	مود پنجم (S-S)	۱۱/۴۵۸۳	۱۳/۱۸۶۵

در شکل ۶ مودشکل‌های ارتعاشی با استفاده از روش ماتریس انتقال و برای سه مدل DS، AF و CS ترسیم شده است. همانطور که از شکل فوق مشخص است هر سه مدل نسبتا توافق خوبی را در مود اول نشان می‌دهند و در مودهای بالا اختلاف بین سه مدل افزایش می‌یابد. همچنین با مقایسه دامنه‌ی جابجایی برای سه مدل DS، AF و CS، می‌توان دریافت که در تمام مودهای ارتعاشی بیشترین دامنه جابجایی متعلق به مدل CS بوده و با توجه با این که مودشکل‌های ارتعاشی توابع پایه جهت تعیین پاسخ اجباری نیز می‌باشند، بنابراین استفاده از مدل CS موجب تخمین نادرست دامنه‌ی دینامیکی در ارتعاشات اجباری نیز خواهد شد.

جدول ۳- مقایسه نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال، روش‌اجزاء محدود و روش دینامیک سیستم‌های چند عضوی [۳۷]

فرکانس طبیعی(Hz)	TMM	MBD ADAMS	FEM BModes
مود اول (F-A)	۰/۲۵۱۵	۰/۲۴۷۲	۰/۲۵۳۰
مود اول (S-S)	۰/۲۴۹۸	۰/۲۴۵۷	۰/۲۵۱۳
مود دوم (F-A)	۱/۵۰۸۳	۱/۵۰۵۶	۱/۵۳۱۶
مود دوم (S-S)	۱/۳۶۶۹	۱/۳۵۴۹	۱/۳۶۸
مود سوم (F-A)	۳/۲۰۰۲	۳/۱۷۸۸	۳/۰۸۷۴
مود سوم (S-S)	۲/۸۲۱۹	۲/۷۸۱۰	۲/۷۴۲۵
مود چهارم (F-A)	۶/۰۸۶۲	۶/۲۲۶۹	۶/۰۵۰۶
مود چهارم (S-S)	۵/۹۰۸۱	۶/۰۰۹۰	۵/۹۷۷۸
مود پنجم (F-A)	۱۱/۳۹۹۴	۱۱/۴۰۲۲	۱۱/۴۷۵۸
مود پنجم (S-S)	۱۱/۲۳۵۳	۱۱/۲۹۴۷	۱۱/۴۰۴۹



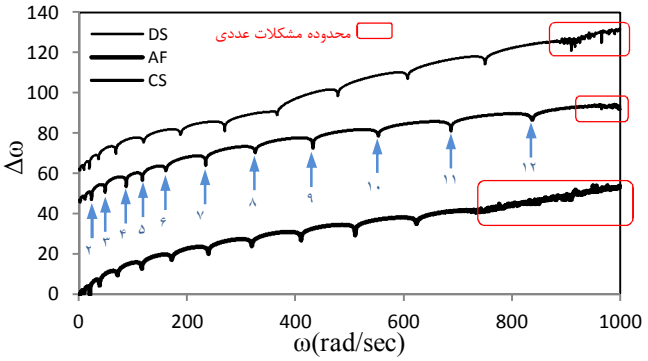
شکل۶- رسم مودشکل‌های ارتعاشی الف) مود اول، ب) مود دوم، ج) مود سوم، د) مود چهارم

در شکل ۷ معادله فرکانسی برحسب فرکانس و برای مدل‌های DS، AF و CS در یک صفحه ترسیم شده و محدوده‌ای که معادله

[Downloaded from marine-eng.ir on 2026-11-06]

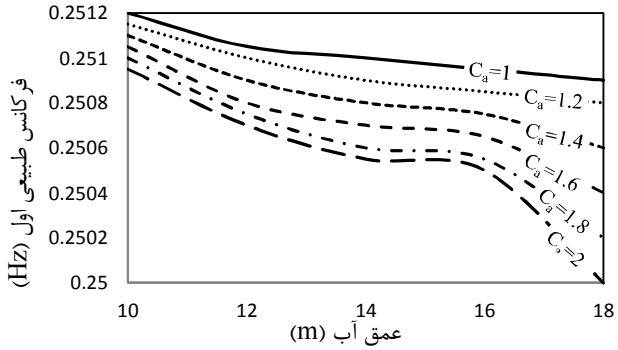
[DOR: 20.1001.1.17357608.1393.10.20.9.4]

فرکانسی دچار مشکلات عددی می‌شود نیز با چارچوب قرمز رنگ نمایش داده شده است. همانطور که از شکل فوق مشخص است با استفاده از هر سه مدل، روش ماتریس انتقال حداقل تا فرکانس طبیعی دهم دچار مشکلات عددی نشده و این موضوع نشان می‌دهد که روش ماتریس انتقال می‌تواند روشی مفید و کارآمد برای تحلیل ارتعاشات آزاد برج توربین بادی فراساحلی مورد استفاده قرار گیرد.

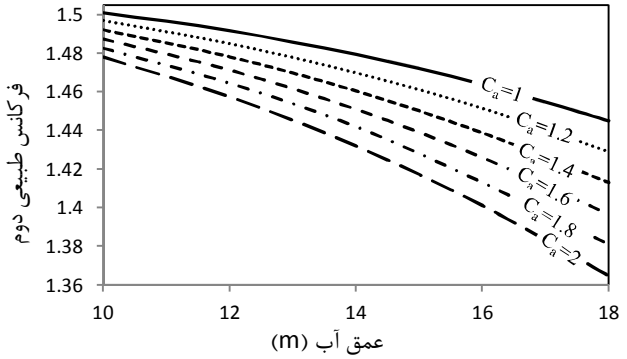


شکل ۷- رسم معادله فرکانسی برحسب فرکانس و برای مدل‌های DS، AF و CS

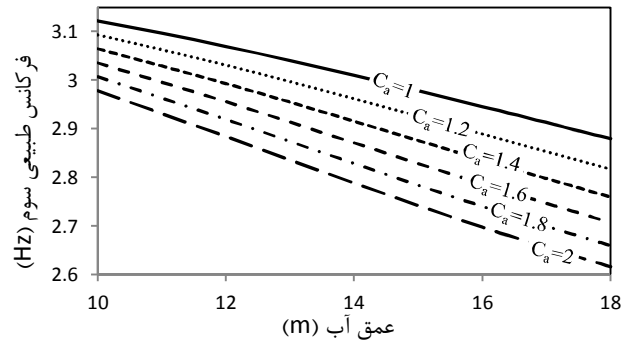
در ادامه به بررسی اثر تغییرات عمق آب در فرکانس‌های طبیعی برج پرداخته می‌شود. عمق آب در سازه‌های فراساحلی به دلیل اثر جزر و مد روزانه در حال تغییر است و لذا میزان جرم افزوده در سازه‌های فراساحلی نیز تغییر کرده و در نهایت فرکانس طبیعی این سازه‌ها نیز تغییر می‌کند. برای بررسی این موضوع، در اشکال ۸ تا ۱۲ نمودار تغییرات فرکانس طبیعی بر حسب تغییرات عمق آب در ضرایب مختلف C_a و برای فرکانس‌های طبیعی اول تا پنجم ترسیم شده است. با استفاده از نمودارهای فوق می‌توان فرکانس‌های طبیعی برج را در ضرایب مختلف بدست آورد. همچنین از نمودارهای فوق می‌توان دریافت که در تمام مودهای ارتعاشی با افزایش عمق آب و نیز با افزایش ضریب C_a فرکانس طبیعی کاهش پیدا می‌کند. اگرچه شیب تغییرات فرکانس طبیعی بر اساس عمق در مودهای مختلف متفاوت است. چنانچه شیب نمودار تا مود سوم با افزایش عمق افزایش پیدا کرده و پس از آن با افزایش عمق آب شیب کاهش پیدا کرده و در مود پنجم این شیب نزدیک به صفر می‌رسد. بنابراین می‌توان دریافت که در مودهای بالا فرکانس طبیعی مستقل از عمق آب فقط وابسته به ضریب C_a خواهد بود.



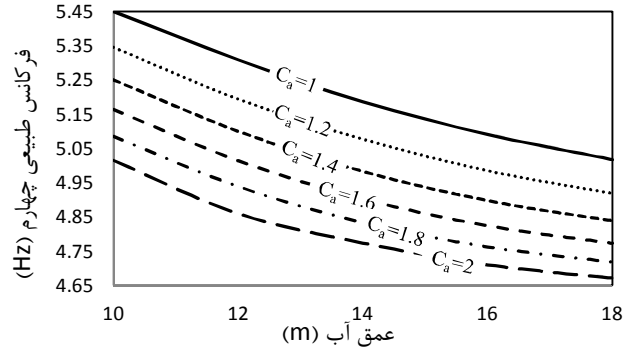
شکل ۸- تغییرات فرکانس طبیعی اول بر حسب عمق آب در ضرایب مختلف جرم افزوده



شکل ۹- تغییرات فرکانس طبیعی دوم بر حسب عمق آب در ضرایب مختلف جرم افزوده



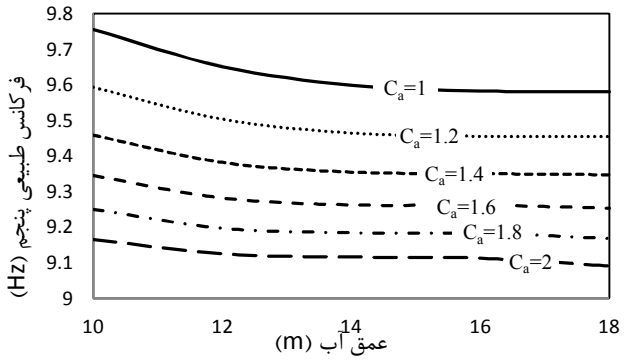
شکل ۱۰- تغییرات فرکانس طبیعی سوم بر حسب عمق آب در ضرایب مختلف جرم افزوده



شکل ۱۱- تغییرات فرکانس طبیعی چهارم بر حسب عمق آب در ضرایب مختلف جرم افزوده

[Downloaded from marine-eng.ir on 2026-11-06]

[DOR: 20.1001.1.17357608.1393.10.20.9.4]



شکل ۱۲- تغییرات فرکانس طبیعی پنجم بر حسب عمق آب در ضرایب مختلف جرم افزوده

به منظور تایید نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال، در این قسمت به حل مثالی دیگر پرداخته و نتایج حاصل با داده‌های تجربی برای یک توربین فراساحلی ۳ مگاواتی مقایسه خواهد شد. برای این منظور در این بخش به تعیین فرکانس‌های طبیعی در این توربین با استفاده از روش ماتریس انتقال پرداخته و نتایج حاصل با نتایج حاصل از [۶۳] مقایسه می‌شود. در مرجع فوق نویسندگان با نصب چهار عدد سنسور شتاب سنج و استفاده از نرم‌افزار تحلیل سیگنال توانستند فرکانس‌های طبیعی برج را استخراج کنند. مشخصات فنی این برج نیز در [۶۴] می‌باشد. برای بررسی میزان اهمیت مدل-سازی فونداسیون، فرکانس‌های طبیعی برج در دو حالت، یکی با درنظر گرفتن تکیه‌گاه ثابت برای برج و دیگری با استفاده از مدل CS محاسبه شده است. دلیل استفاده از مدل CS نداشتن اطلاعات در مورد مشخصات فیزیکی خاک و نیروهای شبه‌استاتیکی وارد بر برج می‌باشد. نتایج حاصل در جدول ۴ آورده شده است. همانطور که از جدول فوق مشخص است میزان خطای روش ماتریس انتقال در مدل CS برای فرکانس اول در حدود ۲ درصد و برای فرکانس دوم در حدود ۱۰ درصد می‌باشد و این درحالیست که برای مدل با تکیه‌گاه ثابت خطای نسبی در مود اول در حدود ۹ درصد و برای مود دوم در حدود ۳۵ درصد می‌باشد و این اختلاف میزان اهمیت مدل‌سازی تکیه‌گاه برج‌های فراساحلی را نشان می‌دهد. همچنین این موضوع صحت روش ماتریس انتقال را نشان می‌دهند که با فرض مدل CS برای تکیه‌گاه برج، خطای حاصل کمتر از ۲ درصد برای فرکانس طبیعی اول خواهد بود.

۶- نتیجه‌گیری

در این مقاله یک روش تحلیلی برای تعیین فرکانس‌های طبیعی برج توربین بادی فراساحلی و با سکوی ثابت تک شمع ارائه شد. برای این منظور، ابتدا به معرفی سه مدل برای فونداسیون برج پرداخته شد و سپس با توجه به دامنه حرکت برج و ابعاد آن از معادله تیر اویلر-برنولی استفاده شد و با استفاده از آن ماتریس انتقال برای هریک از المان‌های برج، سکو و فونداسیون بدست آورده شد. با تعیین ماتریس نقطه برای شرایط مرزی، ماتریس انتقال کل و رابطه لازم برای تعیین فرکانس‌های طبیعی بدست آمد. در نهایت نتایج روی یک نمونه موردی برج توربین بادی فراساحلی استخراج گردید. نتایج حاصل، با نتایج حاصل از روش-اجزاء محدود مقایسه شد و از این مقایسه مشخص شد که روش ماتریس انتقال از دقت بالایی نسبت به روش اجزاء محدود برخوردار است. همچنین در ادامه به بررسی اثر تغییرات ارتفاع آب و ضریب جرم افزوده در فرکانس‌های طبیعی پرداخته شد و مشخص شد که با افزایش عمق آب و افزایش ضریب جرم افزوده فرکانس‌های طبیعی کاهش پیدا می‌کند. همچنین با مقایسه تغییرات شیب فرکانس طبیعی با تغییرات عمق در فرکانس‌های مختلف مشخص شد که در مودهای بالا فرکانس طبیعی مستقل از عمق آب فقط وابسته به ضریب C_a خواهد بود. در انتها، مطالعه‌ی موردی دیگری انجام گرفت و این‌بار نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال با نتایج حاصل از داده‌های تجربی که توسط محققانی دیگر ارائه شده است مقایسه شده که از این مقایسه بیانگر میزان دقت و صحت مدل-سازی در روش ماتریس انتقال می‌باشد.

جدول ۴- مقایسه نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال و داده‌های تجربی [۶۳]

شماره مود	روش ماتریس انتقال با مدل تکیه گاه ثابت		روش ماتریس انتقال با مدل CS		داده‌های تجربی(Hz)
	فرکانس طبیعی	خطای نسبی (درصد)	فرکانس طبیعی	خطای نسبی (درصد)	
مود اول	۰/۳۹۲۷	۸/۸۰	۰/۳۵۴۶	۱/۷۷	۰/۳۶۱۰
مود دوم	۲/۱۰۸۰	۳۵/۱۲	۱/۷۰۵۲	۹/۳۰	۱/۵۶۰

۷- پیوست

پیوست الف: تعیین سفتی معادل در مدل DS

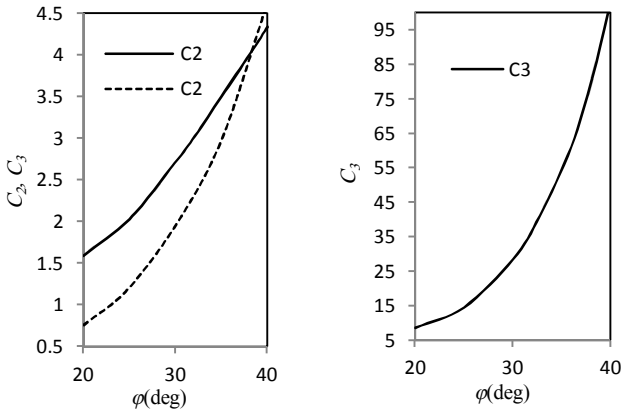
متناسب با مشخصات فیزیکی خاک محل نصب و ابعاد سکو می‌توان مقاومت خاک و با استفاده از آن سفتی معادل فونداسیون را محاسبه کرد. در این حالت، مقاومت نهایی ماسه به صورت رابطه زیر بیان می‌شود [۶۵]:

$$p_u = \min\begin{bmatrix} (C_1 \times H + C_2 \times D) \times \gamma \times H \\ C_3 \times D \times \gamma \times H \end{bmatrix}$$

که در رابطه فوق، γ وزن موثر خاک[۲۷]، D قطر سکو و H عمق فونداسیون می‌باشد. ضرایب C_1، C_2 و C_3 نیز وابسته به زاویه اصطکاک داخلی خاک (φ) بوده و با استفاده از نمودار شکل ۱۴ قابل محاسبه می‌باشد.

[Downloaded from marine-eng.ir on 2026-11-06]

[DOR: 20.1001.1.17357608.1393.10.20.9.4]



شکل ۱۴- تعیین ضرایب C_1 ، C_2 و C_3 [۶۵]

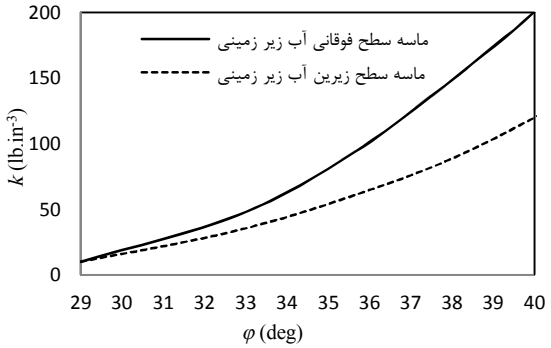
با تعیین مقاومت نهایی ماسه می‌توان مقاومت خاک را با استفاده از رابطه زیر محاسبه کرد [۶۵]:

$$p = f \times p_u \times \tanh\left(\frac{k \times H}{A \times p_u} \times v\right)$$

که در رابطه فوق k مدول عکس‌العمل پی[۲۸] نام دارد و در حالت کلی وابسته به زاویه اصطکاک داخلی خاک (φ) بوده و با استفاده از نمودار شکل ۱۵ قابل محاسبه می‌باشد. همچنین p مقاومت خاک و v جابجایی عرضی فونداسیون می‌باشد. fنیز ضریب بار نام داشته و برای بار دینامیکی برابر با ۰/۹ و برای بار استاتیکی با استفاده از رابطه $f=(0.3-0.8(H/D))$ محاسبه است. با تعیین مقاومت خاک، می‌توان سفتی معادل فونداسیون در مدل DS را با استفاده از رابطه زیر محاسبه کرد [۶۶]:

$$K(z) = p(z)/v(z)$$

با توجه به اینکه p متناسب با نوع بار متغیر است بنابراین سفتی فونداسیون نیز متناسب با بار اعمالی متغیر خواهد بود و لذا جهت تعیین سفتی معادل باید دامنه بار اعمالی مشخص شود. برای این منظور در تحلیل ارتعاشات آزاد بارهای شبیه استاتیکی حاصل از نیروی گسترده باد، نیروی موج و نیروی تراست جهت تعیین پاسخ سکو و تعیین سفتی معادل فونداسیون مورد استفاده قرار می‌گیرد [۶۶]. در این حالت، نیرو و گشتاور معادل حاصل از نیروهای فوق به خط زمین انتقال داده شده و با محاسبه نیروی برشی در هریک از المان‌های سکو، می‌توان سفتی معادل برای هریک از المان‌های سکو را محاسبه کرد.



شکل ۱۵- تغییرات مدول عکس‌العمل پی بر حسب تغییرات زاویه اصطکاک داخلی [۶۵]

پیوست ب: تعیین پارامترهای s_1 و s_2

با حل معادلات دیفرانسل حرکت با استفاده از روش جدایی متغیرها می‌توان پارامترهای s_1 و s_2 را برای هریک از مدل‌ها محاسبه کرد. در این حالت پارامترهای s_1 و s_2 برای المان‌های برج بصورت زیر بدست می‌آید:

$$s_1^2, s_2^2 = -\frac{P}{2EI} \pm \left(\frac{P^2}{4E^2I^2} + \frac{\rho A\omega^2}{EI}\right)^{1/2}$$

به طریق مشابه برای المان‌های سکو:

$$s_1^2, s_2^2 = -\frac{P}{2EI} \pm \left(\frac{P^2}{4E^2I^2} + \frac{(\rho A + C_a\rho_w A_a)\omega^2}{EI}\right)^{1/2}$$

و برای المان‌های فونداسیون در مدل AF:

$$s_1^2, s_2^2 = -\frac{P}{2EI} \pm \left(\frac{P^2}{4E^2I^2} + \frac{(\rho A + \eta)\omega^2}{EI}\right)^{1/2}$$

پیوست ج: ضرایب t_{ij}

ضرایب t_{ij} برای المان‌های برج، سکو و فونداسیون در مدل AF بصورت زیر بدست می‌آید:

$$t_{31} = (P + EIs_1^2)\cosh s_1 z \qquad t_{11} = \cosh s_1 z$$
$$t_{32} = (P + EIs_1^2)\sinh s_1 z \qquad t_{12} = \sinh s_1 z$$
$$t_{33} = (P - EIs_2^2)\cos s_2 z \qquad t_{13} = \cos s_2 z$$
$$t_{34} = (P - EIs_2^2)\sin s_2 z \qquad t_{14} = \sin s_2 z$$
$$t_{41} = (P + EIs_1^2)s_1 \sinh s_1 z \qquad t_{21} = s_1 \sinh s_1 z$$
$$t_{42} = (P + EIs_1^2)s_1 \cosh s_1 z \qquad t_{22} = s_1 \cosh s_1 z$$
$$t_{43} = -(P - EIs_2^2)s_2 \sin s_2 z \qquad t_{23} = -s_2 \sin s_2 z$$
$$t_{44} = (P - EIs_2^2)s_2 \cos s_2 z \qquad t_{24} = s_2 \cos s_2 z$$

و ضرایب برای المان‌های فونداسیون در مدل DS:

[Downloaded from marine-eng.ir on 2026-11-06]
[DOR: 20.1001.1.17357608.1393.10.20.9.4]

$$t_{11}=\cosh az\cos bz \qquad t_{23}=at_{11}-bt_{14}$$
$$t_{12}=\cosh az\sin bz \qquad t_{24}=at_{12}+bt_{13}$$
$$t_{13}=\sinh az\cos bz \qquad t_{31}=rt_{11}-2abEIt_{14}$$
$$t_{14}=\sinh az\sin bz \qquad t_{32}=rt_{12}+2abEIt_{13}$$
$$t_{21}=at_{13}-bt_{12} \qquad t_{33}=rt_{13}-2abEIt_{12}$$
$$t_{22}=at_{13}+bt_{11} \qquad t_{34}=rt_{14}+2abEIt_{11}$$
$$t_{41}=(ra-2ab^2EI)t_{13}-(rb+2a^2bEI)t_{12}$$
$$t_{42}=(ra-2ab^2EI)t_{14}+(rb+2a^2bEI)t_{11}$$
$$t_{43}=(ra-2ab^2EI)t_{11}-(rb+2a^2bEI)t_{14}$$
$$t_{44}=(ra-2ab^2EI)t_{12}+(rb+2a^2bEI)t_{13}$$
$$r=P+\left(a^2-b^2\right)EI$$
$$a=\left(\sqrt{1-c}\right)d \quad , \quad b=\left(\sqrt{1+c}\right)d$$
$$c=P\Big/\sqrt{4EI\left(K-\rho A\omega^2\right)} \quad , \quad d=\left(K-\rho A\omega^2/4EI\right)^{0.25}$$

پیوست د: ماتریس معکوس

۱- تعیین ماتریس معکوس برج، سکو و فونداسیون در مدل AF

با قراردادن مقدار صفر در ماتریس انتقال تابع می‌توان نوشت:

$$\begin{bmatrix} v(0)\\ \theta(0)\\ M(0)\\ V(0)\end{bmatrix}=\begin{bmatrix} 1 & 0 & 1 & 0\\ 0 & s_1 & 0 & s_2\\ \alpha_1 & 0 & \alpha_2 & 0\\ 0 & \alpha_1 s_1 & 0 & \alpha_2 s_2\end{bmatrix}\begin{bmatrix} C_1\\ C_2\\ C_3\\ C_4\end{bmatrix}$$

$$\alpha_1=P+EIs_1^2 \;\; ; \;\; \alpha_2=P-EIs_2^2$$

از رابطه ماتریسی فوق می‌توان به دو ماتریس زیر رسید:

$$\begin{bmatrix} v(0)\\ M(0)\end{bmatrix}=\begin{bmatrix} 1 & 1\\ \alpha_1 & \alpha_2\end{bmatrix}\begin{bmatrix} C_1\\ C_3\end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} \theta(0)\\ V(0)\end{bmatrix}=\begin{bmatrix} s_1 & s_2\\ s_1\alpha_1 & s_2\alpha_2\end{bmatrix}\begin{bmatrix} C_2\\ C_4\end{bmatrix}$$

و به راحتی می‌توان بردار C بدست آورد:

$$\begin{bmatrix} C_1\\ C_3\end{bmatrix}=\frac{1}{\alpha_2-\alpha_1}\begin{bmatrix} \alpha_2 & -1\\ -\alpha_1 & 1\end{bmatrix}\begin{bmatrix} v(0)\\ M(0)\end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} C_2\\ C_4\end{bmatrix}=\frac{1}{s_1s_2(\alpha_2-\alpha_1)}\begin{bmatrix} s_2\alpha_2 & -s_2\\ -s_1\alpha_1 & s_1\end{bmatrix}\begin{bmatrix} \theta(0)\\ V(0)\end{bmatrix}$$

و در نهایت ماتریس $T(0)^{-1}$ زیر بدست می‌آید:

$$\begin{bmatrix} \frac{\alpha_2}{\alpha_2-\alpha_1} & 0 & \frac{-1}{\alpha_2-\alpha_1} & 0\\ 0 & \frac{s_2\alpha_2}{s_1s_2(\alpha_2-\alpha_1)} & 0 & \frac{-s_2}{s_1s_2(\alpha_2-\alpha_1)}\\ \frac{-\alpha_1}{\alpha_2-\alpha_1} & 0 & \frac{1}{\alpha_2-\alpha_1} & 0\\ 0 & \frac{-s_1\alpha_1}{s_1s_2(\alpha_2-\alpha_1)} & 0 & \frac{s_1}{s_1s_2(\alpha_2-\alpha_1)}\end{bmatrix}$$

این ماتریس تنها زمانی غیر قابل تعریف خواهد بود که یکی از مقادیر s_1 و یا s_2 برابر با صفر باشد و این حالت امکان پذیر نخواهد بود زیرا s_2 همواره مخالف صفر بوده و s_1 تنها زمانی صفر خواهد شد که فرکانس طبیعی برابر با صفر باشد و با توجه با این که فرکانس طبیعی در سیستم نوسانی مخالف صفر است بنابراین ماتریس $T(0)$ همواره معکوس پذیر خواهد بود.

۲- تعیین ماتریس معکوس فونداسیون در مدل DS

مشابه حالت قبل با قراردادن مقدار صفر در ماتریس انتقال تابع ماتریس $T(0)^{-1}$ به شکل زیر بدست می‌آید:

$$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0\\ 0 & \frac{\alpha_2}{b\alpha_2-a\alpha_1} & 0 & \frac{-a}{b\alpha_2-a\alpha_1}\\ 0 & \frac{-\alpha_1}{b\alpha_2-a\alpha_1} & 0 & \frac{b}{b\alpha_2-a\alpha_1}\\ \frac{-r}{2abEI} & 0 & \frac{1}{2abEI} & 0\end{bmatrix}$$

$$\alpha_1=rb+2a^2bEI \;\; ; \;\; \alpha_2=ra-2b^2aEI$$

ماتریس $T(0)^{-1}$ تنها زمانی غیر قابل تعریف خواهد بود که یکی از مقادیر a و b برابر با صفر باشد و یا آن که مقدار عددی ضریب a برابر با ضریب b باشد. این حالت امکان پذیر نخواهد بود زیرا مقادیر a و b هنگامی برابر با صفر خواهند شد که مقدار عددی d برابر با صفر باشد. همانطور که از رابطه بیان شده در پیوست ب مشخص است و باتوجه به مقداری بزرگ ضریب سفتی (K)، ضریب d همواره مخالف صفر خواهد بود. از طرفی زمانی a و b با یکدیگر برابر خواهند شد که مقدار c صفر باشد و باتوجه به این که c همواره مخالف صفر است بنابراین هرگز a و b با یکدیگر برابر نخواهند شد و لذا ماتریس $T(0)$ همواره معکوس پذیر خواهد بود.

کلید واژگان

1. shadowing effect
2. Ansys
3. Fast
4. Multi Body Dynamics
5. Transfer matrix method
6. Numerical difficulties
7. Stiffness

[Downloaded from marine-eng.ir on 2026-11-06]

[DOR: 20.1001.1.17357608.1393.10.20.9.4]

8. Fore Aft
9. Side to Side
10. Yaw
11. Froude-Krylov Force
12. Stuttgart institute of Wind Energy (SWE)
13. distributed springs
14. coupled springs
15. apparent fixity length
16. lateral
17. Gyration ratio
18. Cut on
19. Cut off
20. Below the cut off
21. Runge-Kutta method of the fourth order
22. Implicit Euler method
23. Runge-Kutta-Fehlberg method
24. Bulirsch-Stoer method
25. Resenbrock method
26. Bulirsh-Stoer-Daufhardt method
27. effective soil weight
28. modulus of subgrade reaction

۸- منابع و مراجع

1- Joselin Herbert, G.M., Iniyan, S., Sreevalsan, E., and Rajapandian, S., (2007), *A Review of Wind Energy Technologies*, Renewable and Sustainable Energy, Vol. 11, p. 1117-1145.

2- Manwell, J.F., McGowan, J.G. and Rogers, J.G., (2002), *Wind Energy Explained (Theory, Design and Application),* John Wiley & Sons.

3- (2010), *Data Sheet Offshore Wind Energy*, EWEA (The European Wind Energy Association), [online], Available: www.ewea.com

4- Mostafaeipour, A., (2010), *Feasibility Study of Offshore Wind Turbine Installation in Iran Compared with The World*, Renewable and Sustainable Energy, Vol. 14, p. 1-22.

5- Samani, M., Zadegan, H. and Saibani, M., (2011), *Feasibility Study of Offshore Wind Turbine Installation in The Persian Gulf*, 13th Marine Industries Conference (MIC), p. 1-5,. (In Persian)

6- Kaljahi, A. and Lotfollahi, M., (2013), *Performance Analysis of Tension Leg Platform Offshore Wind Turbine in The Caspian Sea*, First New Energy Conference. (In Persian)

7- Kaljahi, A. and Lotfollahi, M., (2013), *Technical Feasibility Study of Using Offshore Wind Turbine in The Iran*, First New Energy Conference. (In Persian)

8- Breton, S.P. and Moe, G., (2009), *Status, Plans and Technologies for Offshore Wind Turbines in Europe and North America*, Renewable Energy, Vol. 34, p. 646-654.

9- Van Bussel, G.J.W. and Zaaijer, M.B., (2001), *Reliability, Availability and Maintenance Aspects of Large Scale Offshore Wind Farms*, Proceedings of MAREC: Newcastle.

10- Bazeos, N., Hatzigeorgiou, G. D., HondrosI, D., Karamaneas, H., Karabalis, D. L. and Beskos, D. E., (2002), *Static, Seismic and Stability Analyses Of a Prototype Wind Turbine Steel Tower*, International Journal of Engineering Structures, Vol. 24, p. 1015–1025.

11- Chaoyang, F., Nan, W., Bol, Z. and Changzheng, C., *Dynamic Performance Investigation for Large-scale Wind Turbine Tower*, IEEE, p. 996-999.

12- Chen, J. and D. Jiang, (2010), *Modal Analysis of Wind Turbine Tower,* IEEE.

13- Bush, E. and Manuel, L., (2009), *Foundation Models for Offshore Wind Turbines,* Aerospace Sciences Meeting Including The New Horizons Forum and Aerospace Exposition, p. 1-7.

14- Bhattacharya, S., Wood, D. and Lombardi, D., (2011), *Similitude Relationships for Physical Modeling of Monopile Supported Offshore Wind Turbines*, International Journal of Physical Modelling in Geotechnics, Vol. 11, p. 58-68.

15- Bhattacharya, S., Wood, D., Cox, J. and Lombardi, D., (2013), *Dynamics of Offshore Wind Turbines Supported on Two Foundations*, International Journal of Physical Modelling in Geotechnics, Vol. 166, p. 159–169.

16- Iino, M., Chujo, T., Iida, M. and Arakawa, C., (2012), *Effect of Forced Excitation on Wind Turbine with Dynamic Analysis in Deep Offshore Wind in Addition to Japanese Status of Offshore Projects*, International Journal of Energy Procedia, Vol. 24, p. 11-17.

17- Murtagh, P.J., Basu, B. and Broderick, B.M., (2004), *Simple Models for Natural Frequencies and Mode Shapes of Towers Supporting Utilities*, International Journal of Computers and Structures ,Vol. 84, p. 1745–1750.

18- Maalawi, Y., (2007), *A Model for Yawing Dynamic Optimization of a Wind Turbine Structure*, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 49, p. 1130–1138.

19- Wang, J., Qin, D. and Lim, T., (2010), *Dynamic Analysis of Horizontal Axis Wind Turbine by Thin-Walled Beam Theory*, International Journal of Sound and Vibration, Vol. 325, p. 3565–3586.

20- Manzato, S., Peeters, B., Toso, A., Osgood, R., Lemmens, Y. and Vander Auweraer, H., (2010), *Full-*

[Downloaded from marine-eng.ir on 2026-11-06]

[DOR: 20.1001.1.17357608.1393.10.20.9.4]

International Journal of Sound and Vibration, Vol. 69, p. 35-42.

33- Sankar, S. and Hoa, S.V., (1980), *An Extended Transfer Matrix- Finite Element Method for Free Vibration of plates*, International Journal of Sound and Vibration, Vol. 71, p. 205-211.

34- Huiyu, X., (1994), *A Combined Dynamic Finite Element- Riccati Transfer Matrix Method for Solving Non- Linear Eigenproblems of Vibrations*, International Journal of Computers & Structures, Vol. 53, p. 1257-1261.

35- Rohani, M., (2002), *Vibration Analysis of Rotor, Bearing and Membrane System in a Gas Turbine*, Msc Thesis, Sharif University of Technology, p.110-113,. (In Persian)

36- Uhrig, R., (1966), *The Transfer Matrix Method Seen as one Method of Structural Analysis Among Others*, International Journal of Sound and Vibration, Vol. 4, p. 136- 148.

37- Bir, G. and Jonkman, J., (2008), *Modal Dynamics of Large Wind Turbines with Different Support Structures,* International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, p.1-11.

38- Kim, K. T. and Lee, C. W., (2011), *Structural Vibration Analysis of Large-scale Wind Turbines Considering Periodically Time-Varying Parameters*, 13th World Congress in Mechanism and Machine Science, p. 1-9.

39- Bhattacharya, S., Lombardi, D., Wood, D.M., (2010), *Similitude Relationships for Physical Modeling of Monopile-Supported offshore Wind Turbines,* International Journal of Physical Modeling in Geotechnics, Vol. 11., p. 58-68.

40- Fallah, A., (1999), *Lateral Vibration Analysis of Ship's Rotor*, Msc Thesis, Sharif University of Technology, Tehran, p. 76-82,. (In Persian)

41- Farshidianfar, A., Hoseinzadeh, M. and Raghebi, M., (2008), *A Novel Way for Crack Detection in Rotors Using Mode Shape Changes*, Journal of Mechanic and Aerospace, Vol. 8, pp. 23-37. (In Persian)

42- Bababake, M., (2004), *Vibration Analysis of Rotor-Bearing System by Transfer Matrix Method*, Msc Thesis, Sharif University of Technology, p. 53-61,. (In Persian)

43- Meng, W., Zhangqi, W. and Huaibi, Z., (2009), *Analysis of Wind Turbine Steel Tower by Transfer Matrix Method*, International Conference on Electrical Engineering (ICEET), p. 526-529.

44- Meng, W. and Zhangqi, W., (2011), *The Vibration Frequencies of Wind Turbine Steel Tower by Transfer Scale Multi Body Modeling of a Wind Turbine Based on Experimental Data*, Proceedings of ISMA2010, p. 3845-3858.

21- Mayuresh, J., Donghoon Lee, P. and Dewey, H., (2001), *Multi-Flexible-Body Dynamic Analysis of Horizontal-Axis Wind Turbines*, Presented at the ASME Wind Energy Symp, p. 1-11.

22- Zhao, X., MaiXer, P. and Wu, J., (2007), *A New Multi Body Modelling Methodology for Wind Turbine Structures Using a Cardanic Joint Beam Element*, International Journal of Renewable Energy, Vol. 32, p. 532–546.

23- Saha, S. K., Shah, S. V., and Nandihal, P. V., (2013), *Evolution of the De NOC Based Dynamic Modeling for Multi Body Systems*, Journal of Mechanical Sciences, p. 1-20.

24- Kort, D. A., (2003), *The Transfer Matrix Method Applied to Steel Sheet Pile Walls*, International Journal of Numerical and Analytical Methods in Geo mechanics ,Vol. 27, p.453-472.

25- Dawson, B. and Davies, M., (1974), *An Improved Transfer Matrix Procedure*, International Journal of Numerical Methods in Engineering, Vol. 8, p.111-117.

26- Tso, W. K. and Chan, P. C. K., (1973), *Static Analysis of Stepped Coupled Walls by Transfer Matrix Method*, Build Sci. Pergamon Press, pp. 167-177.

27- Holzer, H., (1921), *Die Berechnung der Drehschwingungen,* Springer.

28- Myklestad, N.O., (1944), *New Method of Calculating Natural Modes of Uncoupled Bending Vibrations of Airplane Wings and Other Types of Beams*, Aeronaut Sci., Vol. 6, p. 153-166.

29- Pestel, C. and Leckie, A., (1963), *Matrix Methods in Elastomechanics*, McGraw Hill, New York, p. 51-192.

30- Dai, H.L., Wang, L., Qian, Q. and Gan, J., (2012), *Vibration Analysis of Three-Dimensional Pipes Conveying Fluid with Consideration of Steady Combined Force by Transfer Matrix Method*, Applied Mathematics and Computation ,Vol. 219, p. 2453–2464.

31- Orasanu, N. and Craifaleanu, A., (2011), *Theoretical and Experimental Analysis of the Vibrations of an Elastic Beam with Four Concentrated Masses*, SISOM 2011 and Session of the Commission of Acoustics, pp. 471-480.

32- Ghiatti, G. and Sestieri, A., (1979), *Analysis of Static and Dynamic Structural Problems by a Combined Finite Element-Transfer Matrix Method*,

[Downloaded from marine-eng.ir on 2026-11-06]

[DOR: 20.1001.1.17357608.1393.10.20.9.4]

55- Parvanova, S., (2011), *Beams on Elastic Foundation*, University of Architecture, Civil Engineering and Geodesy Sofia, p. 111-125.
56- Gasch, R. and Twele, J., (2012), *Wind Power Plants Fundamentals, Design, Construction and Operation*, Second Edition, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, p. 291.
57- Petersen, B., Pollack, M., Connell, B., Greeley, D., D., Daivis and Slavik, C., (2010), *Evaluate the effect of turbine period of vibration requirements on structural design parameters*, Technical report, Applied physical sciences Corp, p. 11.
58- Burton, T., Sharpe, D., Jenkins, N. and Bossanyi, E., (2001), *Wind Energy Handbook*, John Wiley & Sons, p. 268.
59- Feyzollahzadeh, M., Yadavar Nikravesh, M. and Rahi, A., (2013), *Dynamic Analysis of Offshore Wind Turbine Tower Using the Transfer Matrix Method,* The 9th international energy conference. (In Persian)
60- McConville, J. B. and McGrath, J. F., (1998), *Introduction to ADAMS theory*, Mechanical Dynamics, Michigan Press, P. 1-32.
61- Petzold, L., *Numerical Solution of Differential-Algebratic Equations*, [online], Available: www.ms csoftware. com/product/adams
62- Szczotka, M., Tengler, S. and Wojciech, S., (2007), *Numerical Effectiveness of Models and Methods of Integration of the Equations of Motion of a Car*, Hindawi Publishing Corporation, Differential Equations and Nonlinear Mechanics, p. 1-13.
63- Devriendt, C., Jordaens, P., Ingelgem, Y. V., Sitter, G. D. and Guillaume, P., (2012), *Monitoring of Resonant Frequencies and Damping Values of an Offshore Wind Turbine on a Monopile Foundation*, Offshore Wind Infrastructure, [online], Available: http://www.owi-lab.be
64- (2004), *General Specification V90 – 3.0 MW Variable Speed Turbine*, Item no. 950010.R1, [online], Available: http:// www.vestas.com
65- (2000), *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms Working Stress Design*, API Recommended Practice, 2A-WSD.
66- Andersen, L. V., Vahdatirad, M. J., Sichani, M. T., and Sørensen, J. D., (2012), *Natural Frequencies of Wind Turbines on Monopile Foundations in Clayey Soils—A Probabilistic Approach*, Journal of Computers and Geotechnics, Vol. 43, p. 1–11.
Matrix Method, Third International Conference on Measuring Technology and Mechatronics Automation, p. 995-997.
45- Sadrossadat, S.M. and Zeinoddini, M., (2009), *Comparison Between Added Mass and Acoustic Approaches in Predicting Free Spanning Offshore Pipelines' Response to Earthquake*, International Journal of Maritime Technology, p. 17-39. (In Persian)
46- Maniaci, C. and Li, Y., (2011), *Investigating the Influence of the Added Mass Effect to Marine Hydrokinetic Horizontal-Axis Turbines Using a General Dynamic Wake Wind Turbine Code*, Oceans Conference, p. 1-7.
47- (2006), *Free Spanning Pipelines*, DNV, Recommended Practice: RP-F105.
48- Jonkman, J., Butterfield, S., Passon, P., Larsen, T., Camp, T., Nichols, J., Azcona, J. and Martinez, A., (2008), *Offshore Code Comparison Collaboration within IEA Wind Annex XXIII: Phase II Results Regarding Monopile Foundation Modeling*, NREL/CP-500-42471. Golden, CO: National Renewable Energy Laboratory.
49- Passon, P., (2006), *Derivation and Description of the Soil-Pile-Interaction Models*, , [online], Available: www.NWTC.View topic - Distributed Spring Model for Monopile.htm
50- Jonkman, J. and Musial, W., (2010), *Offshore Code Comparison Collaboration (OC3)*, Final Technical Report, National Renewable Energy Laboratory.
51- Han, M., Benaroya, H. and Wei, T., (1999), *Dynamics of Transversely Vibrating Beams Using Four Engineering Theories*, Journal of Sound and vibration, Vol. 5, p. 935-988.
52- Feyzollahzadeh, M., *Vibration Analysis of Offshore Wind Turbine on a Monopile Support Structure*, Msc Thesis, Shahid Beheshti University, p. 30-32. (In Persian)
53- Wu, J. and Chen, C., (2007), *Forced Vibration Analysis of an Offshore Tower Carrying an Eccentric Tip mass With Rotary Inertia Due to Support Excitation*, Journal of Ocean Engineering, Vol. 34, p. 1235- 1244,.
54- Zhang, Y., Liu, Y., Chen, P. and Murphy, K. D., (2011), *Buckling Loads and Eigen Frequencies of a Branced Beam Resting on Elastic Foundation*, Acta Mechanica Solida Sinica, Vol. 24, p. 510-518,.

[Downloaded from marine-eng.ir on 2026-11-06]
[DOR: 20.1001.1.17357608.1393.10.20.9.4]