تحلیل ار تعاشات آزاد برج توربین بادی فراساحلی با سکوی ثابت تک شمع

مهدى فيضالهزاده"*، محمدجواد محمودى ً

ٔ دانش آموخته 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

طلاعات مقاله	چکیدہ
اریخچه مقاله:	استفاده از روش اجزاء محدود در تحلیل ارتعاشات آزاد توربینهای بادی فراساحلی با سکوی تک شمع،
ناریخ دریافت مقاله: ۱۳۹۳/۰۳/۱۱	بسته به نوع مدلسازی فونداسیون، میتواند حجم محاسبات را به شکل قابل توجهی افزایش دهد. در این
ناریخ پذیرش مقاله: ۱۳۹۳/۱۰/۲۳ این باستانی ۲۷/۲۷/۳۵	مقاله برای کاهش حجم محاسبات و افزایش سرعت تحلیل، بجای استفاده از روش اجزاء محدود، از روش
اریخ انتشار مفاله: ۱۳۹۲/۱۲/۲۰	ماتریس انتقال استفاده میشود. برای این منظور، فونداسیون توربین باد با استفاده از مدل.های CS، DS و
ئلمات كليدى:	AF مدلسازی شده و روابط مورد نیاز جهت تعیین فرکانسهای طبیعی و شکل مودهای ارتعاشی برای
رج توربین بادی فراساحلی	هریک از مدلها استخراج میشود. سپس در چندین مطالعه موردی به بررسی موارد موثر در فرکانس
لرکانسهای طبیعی	طبیعی از جمله عمق آب و ضریب جرم افزوده پرداخته شده و در نهایت، نتایج حاصل از روش ماتریس
وش ماتریس انتقال	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 Feyzollahzadeh¹, Mohammad Javad Mahmoodi²

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

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].

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

یکی از مراحل مهم در طراحی سازهای توربینهای بادی فراساحلی، تعیین فرکانس های 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 می شود. وجود یک اختلاف جرم (هرچند کوچک) در بین پروانهها موجب می شود تا با شروع کارکرد توربین های 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 ميكند به دليل اثر سايه ٰ يک نيروي هارمونيک به سازه وارد می شود که برای یک توربین بادی با سه پروانه، موجب تحریک خارجی با فرکانس 3P و گاهی اوقات مضاربی از آن (3P، 6P و ...) خواهد شد [١٠]. این تحریکها بخش اصلی ارتعاشات غالب در برج توربین باد هستند و برج توربین باد باید به شکلی طراحی شود تا فرکانس های طبیعی برج با فرکانس های تحریک بیان شده و فركانس تحريك نيروى موج منطبق نشود. بنابراين دانستن اين 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^۲ 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 کپرداخته و فرکانسهای طبيعي برج براي هرسه مدل را محاسبه كردند و نشان دادند كه مدل فنر توزيع شده برای فونداسيون 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 می کند 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 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.

روش های تحلیلی نیز برای محاسبه ی فرکانس ها و شکل مودها ارائه شده است. در [۱۷] مورتاب و همکارانش به ارائه روشی ساده و تحلیلی برای تعیین فرکانس های 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 استفاده قرار گرفتهاند و نتایج حاصل، حاکی از آن است که در حالت کلی معادله دیفرانسیل حرکت برج توربینهای بادی مورد مالت کلی معادله دیفرانسیل حرکت در عرب 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 می گیرد، روش دینامیک سیستمهای چند عضوی[†] (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 طبيعي يک برج ساحلي را محاسبه و نتايج حاصل را با دادههاي تجربی مورد مقایسه قرار دادند [۲۰]. میرش و همکارانش نیز با استفاده از این روش فرکانسهای طبیعی و شکل مودهای ارتعاشی پروانه های توربین باد را محاسبه کردند [۲۱]. در ادامه سویانگ و همکارانش با استفاده از المان تیر و معرفی یک بوشینگ جدید فرکانس های برج و پروانه را محاسبه کردند و نشان دادند که دقت روش MBD رابطه مستقيم با نحوهى مدلسازى 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^۵ اشاره کرد. روش ماتریس انتقال، روشی ساده و با دقت است که برای محاسبهی فرکانسهای طبیعی، گشتاور خمشی، نیروی برشی، شکل مودهای

ارتعاشی و ... در سازهها مورد استفاده قرار می گیرد [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 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 بتربی و روش اجزاء محدود مقایسه کردند و نشان دادند که برای تیر با جرم متمرکز، روش ماتریس انتقال را با دادههای

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 عددی² شده [۳۵] و این موضوع موجب تشخیص نادرست فرکانسهای طبیعی در مودهای بالا 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

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 دی کوپلهی، رو به جلو[^]، پهلو به پهلو⁹ و چرخش^{۱۰} حول محور عمودی برج خواهد داشت [۳۸]. بنابراین ارتعاشات برج توربین باد عموما یک حرکت تک بعدی و دی کوپله خواهد بود. همچنین حداکثر فرکانس طبیعی مورد نیاز در طراحی برج توربین باد فرکانس طبیعی سوم است جهت تحلیل ارتعاشات آزاد برج توربین بادی فراساحلی با سکوی جهت باشد چرا که در روش ماتریس انتقال مرتبه ماتریس تک شمع باشد چرا که در روش ماتریس انتقال، مرتبه ماتریس

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 می گیرد، بنابراین این روش منابع خطاهای دیگر روش اجزاء محدود بغیر از گسسته سازی را شامل نمی شود و لذا این روش نسبت به روش



(م) 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 واقعى يک سفتى متناهى دارد، لذا فرض كردن فونداسيون برج به عنوان یک تکیه گاه صلب، مناسب نیست و این موضوع در توربینهای فراساحلی که در بستر نرمتری قرار می گیرند 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 فركانس طبيعي 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.

تمام تحقیقاتی که تا کنون انجام گرفته است را می توان به دو دسته عمده تقسیم کرد. دسته اول شامل مقالاتی است که به مدلسازی دقیق برج توربین باد پرداخته و مواردی چون تغییرات نیروی محوري و تكيه گاه الاستيك را در تحليل اعمال كردهاند كه 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 بكارگیری معادله تیر اویلر- برنولی روابط لازم جهت تعیین فرکانسهای طبیعی برج توربین باد در هریک از مدلها استخراج می شود. سپس به بررسی چندین مطالعه موردی با استفاده از روش ماتریس انتقال پرداخته می شود 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 می دهد و می توان فرض کرد که بخشی از سیال اطراف جسم به همراه آن شتاب می گیرد و لذا تاثیر سیال پیرامون جسم با افزایش جرم جسم مدل می گردد. این افزایش جرم، جرم افزوده هیدرولیکی نامیده داشته [۴۵] و برای قسمتی از سکوی توربین باد که در آب قرار دارد، می توان با استفاده از رابطه زیر آنرا محاسبه کرد [۴۶]:

$$m_A = C_a \rho_w \frac{\pi D^2}{4} \tag{1}$$

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

$$C_a = c_a + 1 \tag{(7)}$$

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^{۱۱} میباشد [۴۷].

۲-۲- مدلسازی فونداسیون برج توربین باد

موسسهی تحقیقاتی SWE ^{۱۲} سه مدل فنر توزیع شده ^{۱۳} (DS) ، فنر معادل کوپل^{۱۴} (CS) و مدل تکیهگاه ثابت با طول معادل^{۱۵}(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 ZS فونداسیون برج مانند یک تیر دوسر آزاد مدل-سازی میشود که فنرهای عرضی^{۹۲} 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 ZS 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 تکیه گاه برج به عنوان یک تکیه گاه ثابت درنظر گرفته می شود و در این حالت مشخصات ابعادی فونداسیون و نیز خواص مصالح آن با ابعاد واقعی فونداسیون متفاوت است (شکل ۵۲) اما سکو و برج دارای همان ابعاد واقعی توربین باد می باشند. برای تعیین ابعاد و مشخصات فونداسیون در مدل AF، از نتایج حاصل از نمودار y-y و یا "نیرو-انحراف" استفاده شده و با استفاده از آن تیری معادل برای فونداسیون با ابعاد جدید مدل سازی می شود. در [44] 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]:

$$K = \begin{bmatrix} \frac{12EI}{l^3} & -\frac{6EI}{l^2} \\ -\frac{6EI}{l^2} & \frac{4EI}{l} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{u,F} & k_{u,M} \\ k_{\theta,F} & k_{\theta,M} \end{bmatrix}$$
(7)

که در رابطه فوق، *I* طولی از سکو است که داخل زمین قرار دارد و *EI* سفتی خمشی سکو میباشد. با استفاده از رابطه فوق می *EI* 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].

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 ۲/۱۰ 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]:

$$\delta = \frac{r}{\sqrt{2}L} \tag{(f)}$$

که در رابطه فوق ۲ 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 متر خواهد بود [۲]. با درنظر گرفتن بزرگترین مقدار برای قطر و کوچکترین مقدار برای طول برج، ضریب چرخش برابر با مطر و کوچکترین مقدار برای طول برج، ضریب چرخش برابر با ناد/۰۰ 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 [۵۳، ۵۳]: (۵)

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

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 EI a سفتی خمشی، ρ چگالی برج، A سطح مقطع، A_a سطح مقطع خارجی سکو، P نیروی محوری و μ_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]:

$$EI\frac{\partial^4 v}{\partial z^4} + \frac{\partial}{\partial z} \left(P(z)\frac{\partial v}{\partial z} \right) + \left(\rho A + \eta\right) \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} = 0 \tag{9}$$

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]:

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

که در عبارت فوق K سفتی معادل فونداسیون در مدل DS می-باشد.



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 نخمی و سطح مقطع برای هریک از المانها مقداری ثابت داشته و ندا می توان جواب مربوط به بعد مکانی برای هریک از المانهای برج، سکو و فونداسیون در مدل AF را می توان بصورت زیر نمایش داد:

$$v(z) = C_1 \cosh s_1 z + C_2 \sinh s_1 z$$

+ $C_3 \cos s_2 z + C_4 \sin s_2 z$ (A)

که پارامترهای ₃1 و 52 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 می شود:

$$EI\frac{\partial^4 v}{\partial z^4} + P\frac{\partial^2 v}{\partial z^2} + K \cdot v + \rho A\frac{\partial^2 v}{\partial t^2} = 0$$
(9)

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

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

به ازای سه مقدار مختلف فرکانس طبیعی، مقادیر ویژه مختلفی از رابطه (۱۰) بدست خواهد آمد و لذا حل معادله (۹) نیز دارای $\omega_n > \sqrt{K/\rho A}$ چندین حل مختلف خواهد بود. در صورتی که $\sqrt{K/\rho A} > \sqrt{\omega}$ باشد، در این حالت فرکانس طبیعی، فرکانس وصل^۱ نام داشته و معادله (۹) جوابی مشابه رابطه (۸) خواهد داشت. در صورتی که معادله (۹) جوابی مشابه رابطه (۸) خواهد داشت. در صورتی که قطع^{۱۱} نام دارد و در صورتی که $\omega_n > \sqrt{K/\rho A}$ و معادله (۹) جوابی مشابه رابطه (۸) خواهد داشت. در صورتی که معادله (۹) جوابی مشابه رابطه (۸) خواهد داشت. در صورتی که معادله (۹) جوابی مشابه رابطه (۸) خواهد داشت. در صورتی که قطع^{۱۱} نام دارد و در صورتی که $\omega_n > \sqrt{K/\rho A}$ و معادله قطع^{۱۱} نام دارد و در صورتی که معادله (۹) جوابی متمایز با جواب ارائه شده در رابطه (۸) خواهد داشت. برای فونداسیون برج توربین باد، مقدار عددی ضریب λ مقدار برای فونداسیون برج توربین باد، مقدار عددی ضریب λ معادله پایین ارتعاشی مورد توجه خواهد بود و لذا فرکانس طبیعی، در (۹) رامی توان به شکل زیر نمایش داد:

$$v(z) = A_1 \cosh az \cos bz + A_2 \cosh az \sin bz$$

+ $A_3 \sinh az \cos bz + A_4 \sinh az \sin bz$ (11)

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

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

که ضرایب _{tij} 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:

$$\begin{bmatrix} v \\ \theta \\ M \\ V \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} t_{11} & t_{12} & t_{13} & t_{14} \\ t_{21} & t_{22} & t_{23} & t_{24} \\ t_{31} & t_{32} & t_{33} & t_{34} \\ t_{41} & t_{42} & t_{43} & t_{44} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} C_1 \\ C_2 \\ C_3 \\ C_4 \end{bmatrix}$$
(17)

که رابطه فوق را میتوان به شکل زیر نمایش داد:

$$Z(z) = T(z).C \tag{14}$$

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:

$$Z_{i-1} = T(0).C \tag{14}$$

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

$$C = T(0)^{-1} Z_{i-1}$$
 (19)

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

$$Z(z) = T(z).T(0)^{-1}.Z_{i-1}$$
(19)

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

$$Z_{i} = T(l).T(0)^{-1}.Z_{i-1} = [H]_{i}.Z_{i-1}$$
(1A)

که [H] ماتریس انتقال بین نقطه i و نقطه 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.



شكل ٦-١

$$Z_{n} = U_{p,n}[H]_{\ell,n}[H]_{\ell,n-1}....[H]_{\ell,1}[H]_{p,n}[H]_{p,n-1}...$$

$$\cdots [H]_{p,1}[H]_{f,n}[H]_{f,n-1}....[H]_{f,1}Z_{1} = [H]_{\ell}Z_{1}$$
(YY)

 $[H]_{p,n}$ ماتریس انتقال nام برج، $[H]_{f,n}$ ماتریس انتقال nام برج، مونداسیون ماتریس انتقال nام فونداسیون میباشد.



تکیهگاه الاستیک در مدل CS

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

$$Z_{n} = U_{p,n} [H]_{t,n} [H]_{t,n-1} \dots [H]_{t,1} [H]_{p,n} [H]_{p,n-1} \dots$$

$$\cdots [H]_{p,1} U_{p,1} Z_{1} = [H]_{t} Z_{1}$$
(YY)

۳-۳- اعمال شرایط مرزی

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

$$\begin{bmatrix} v \\ \theta \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}_{n} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v \\ \theta \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}_{1}$$
(14)

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

که در عبارت فوق $\Delta \omega$ تابعی از فرکانس طبیعی بوده و معادله فرکانسی نامیده میشود که با حل آن و تعیین ریشههای آن می-توان فرکانسهای طبیعی برج را بدست آورد. باتوجه به این که چرخش پروانه ها تاثیر چندانی در فرکانس های طبیعی برج توربین باد ندارد [۵۶–۵۸]، در پروژه حاضر مجموعه ناسل و پروانه های توربین باد به عنوان یک جرم متمرکز با مشخصات جرمی معادل در انتهای برج مدل می شود. برای درنظر گرفتن اثر جرم معادل در انهای برج و تکیه گاه الاستیک آن، می-توان 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 تکیه گاهی در برج می باشد. برای برج، سکو و فونداسیون، ماتریس میدان، با نوشتن معادلات تعادل برای جرم متمرکز و تکیه گاه الاستیک در با نوشتن معادلات تعادل برای جرم متمرکز و تکیه گاه الاستیک در عدل CS بدست می آید. در شکل ۵الف، المان متصل به جرم متمرکز معادل ناسل نشان داده شده است. با استفاده از معادلات تعادل برای المان فوق می توان نوشت:

$$v_n^t = v_n^b$$

$$\theta_n^t = \theta_n^b$$

$$M_n^t = -J\omega^2 \theta_n^b + M_n^b$$

$$V_n^t = V_n^b + m\omega^2 v_n^b$$

(19)

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، می توان ماتریس نقطه برای المان nام، $U_{p,n}$ را به شکل رابطه (۲۰) بدست آورد.

$$U_{p,n} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & -J\omega^2 & 1 & 0 \\ m\omega^2 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$
(7.)

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

$$U_{p,1} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ k_{\theta,F} & k_{\theta,M} & 1 & 0 \\ -k_{u,F} & -k_{u,M} & 0 & 1 \end{bmatrix}$$
(71)

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:

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

$$\begin{bmatrix} v \\ \theta \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}_{n} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ M \\ V \end{bmatrix}_{1}$$
(YP)

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

$$\Delta \omega = \det \begin{pmatrix} a_{33} & a_{34} \\ a_{43} & a_{44} \end{pmatrix} = 0 \tag{(79)}$$

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 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 شکل ۵ نیز مشخصات فیزیکی خاک محل نصب برج و سفتی معادل فونداسیون برای مدل SD را بیان می کند.

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

مقدار	مشخصات (واحد)
۲/۵۸×۱۰ ۹	$({ m N.m}^{ ext{-}1})k_{ m u,F}$ سفتی معادل
-7/78×1•''	($ m N.rad^{-1}$) $k_{ m u,M}$ سفتی معادل
-7/78×1•''	($ m N.m.m^{-1}$) $k_{ m heta,F}$ سفتی معادل
۲/۶۴×۱۰''	($ m N.m.rad^{-1}$) $k_{ m heta,M}$ سفتی معادل
۱۷/۵	ارتفاع معادل سکو در مدل AF (m)
8/5185	قطر معادل سکو در مدل AF (m)
۰/۰۵۹ <i>۸۶</i>	ضخامت معادل سکو در مدل AF (m)
٩٨٣٧/٢	جرم افزوده معادل سکو در مدل AF (^{I-1})

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 می شود. همچنین از جدول فوق می توان دریافت که فرکانس طبیعی حاصل از مدل CS هموار بزرگتر از فرکانس طبیعی مدل CS و AF می-باشد و لذا می توان نتیجه گرفت که استفاده از مدل CS موجب تعیین فرکانس های طبیعی با تقریب اضافه خواهد شد.



کل۵- مسخصات فیزیدی خاک محل نصب برج و سفتی معاد 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 مىباشد و پس از آن اين نتايج بالعكس مى-شود. همچنین نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال تا مود دوم کوچکتر از نتایج حاصل از روش اجزاء محدود بوده و پس از آن این نتايج بلعكس مىشود. اين اختلاف حتى بين نتايج حاصل از نرم-افزار ADAMS و BModes وجود دارد [۴۱]. دليل اين موضوع، استفاده از روشهای عددی است که نرمافزار ADAMS و BModes از آنها بهره می گیرند. 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 می کند. 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 جزئي كوپل ميرسد [۶۰] و براي حل اين معادلات و تعیین فرکانسهای طبیعی متناسب با مرتبه معادلات و میزان پیچیدگی آنها از روش های عددی چون رانگ کوتای مرتبه ۴٬ روش اويلر ضمني^{۲۲}، روش رانگكوتا-فلبرگ^{۳۲}، روش بوليش استور^{۲۴}، روش رزمبرگ^{۲۵} و روش بولیش استور دافهارت^{۲۶} استفاده می کند [۶۱، ۶۲]. بنابراین می توان نتیجه گرفت که در حالت کلی نمى توان ادعا كرد كه نتايج حاصل از روش ماتريس انتقال همواره

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 - مقايسه نتايج حاصل از روش ماتريس انتقال و

روساجزاء محدود [٢١]				
روش اجزاء	روش ماتريس	فرکانس طبیعی (Hz)		
محدود	انتقال			
•/۲۵۳•	•/٢۵١۵	مود اول (F-A)		
•/2012	۰/۲۴۹۸	مود اول (S-S)		
1/0818	۱/۵ • ۳	مود دوم (F-A)		
١/٣۶٨٠	١/٣۶۶٩	مود دوم (S-S)		
٣/٠٨٧۴	٣/٢ • • ٢	مود سوم (F-A)	DO	
2/2420	Y/XY19	مود سوم (S-S)	مدل DS	
۶/•۵•۶	8/• NBT	مود چهارم (F-A)		
۵/۹۷VA	۵/۹ • ۸ ۱	مود چهارم (S-S)		
11/4701	11/3994	مود پنجم (F-A)		
11/4+49	11/2202	مود پنجم (S-S)		
•/78•4	•/٢۵١٢	مود اول (F-A)		
•/٢۵١٣	•/٢۵•٣	مود اول (S-S)		
١/۵٣•٧	۱/۵ • ۹۳	مود دوم (F-A)		
1/3872	1/3893	مود دوم (S-S)		
٣/٠٨٩۵	$\gamma/199V$	مود سوم (F-A)		
۲/۷۴۳۰	۲/۸۲۵۰	مود سوم (S-S)	مدل AF	
۶/۱۰۸۳	۶/•۶•١	مود چهارم (F-A)		
8/ • 120	۵/۸۸۸۹	مود چهارم (S-S)		
17/1888	11/0448	مود پنجم (F-A)		
11/4178	11/۳۳	مود پنجم (S-S)		
•/٢۵٣•	•/۲۵۲۶	مود اول (F-A)		
•/۲۵۸۴	•/٢۵١۵	مود اول (S-S)		
1/7688	١/۵٢٠٩	مود دوم (F-A)		
۱/۵ • ۵ ۱	1/8788	مود دوم (S-S)		
۳/۶۶۰۰	377781	مود سوم (F-A)	~~	
۳/۳۳۱۵	۲/8488	مود سوم (S-S)	مدل CS	
V/878V	<i>۶</i> /۱۷۹۷	مود چهارم (F-A)		
V/10V9	۶/۰۰۳۱	مود چهارم (S-S)		
10/9801	11/0414	مود پنجم (F-A)		
13/1280	11/4014	مود پنجم (S-S)		

در شکل ۶ مودشکلهای ارتعاشی با استفاده از روش ماتریس انتقال و برای سه مدل AF ،DS 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 ST مجاه و CS، می توان 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]				
FEM	MBD	тмм	فركانس	
BModes	ADAMS	1 101101	طبيعي(Hz)	
•/٢۵٣٠	•/٢۴٧٢	•/2010	مود اول (F-A)	
•/٢۵١٣	•/YFQY	•/7491	مود اول (S-S)	
1/2818	۱/۵・۵۶	۱/۵ • ۳	مود دوم (F-A)	
۱/۳۶۸	١/٣۵۴٩	١/٣۶۶٩	مود دوم (S-S)	
٣/٠٨٧۴	$\gamma/1\gamma\lambda\lambda$	۳/۲۰۰۲	مود سوم (F-A)	
۲/۷۴۲۵	۲/۷۸۱۰	٢/٨٢١٩	مود سوم (S-S)	
۶/•۵•۶	F/TTF9	۶/ • ۸۶۲	مود چهارم (F-A)	
0/9VVA	۶/۰۰۹۰	۵/۹۰۸۱	مود چهارم (S-S)	
11/4408	11/4•22	11/2994	مود پنجم (F-A)	
11/4.49	11/5944	11/2202	مود پنجم (S-S)	



مود سوم، د) مود چهارم

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

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 می-دهد که روش ماتریس انتقال میتواند روشی مفید و کارآمد برای تحلیل ارتعاشات آزاد برج توربین بادی فراساحلی مورد استفاده قرار گیرد.





جرر و مد رورانه در حال تعییر است و تنا میران جرم آدرون در اسازههای فراساحلی نیز تغییر کرده و در نهایت فرکانس طبیعی این سازهها نیز تغییر می کند. برای بررسی این موضوع، در اشکال ۸ تا سازهها نیز 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 از طبیعی برج را در ضرایب مختلف بدست آورد. همچنین از فرداریش عمق آب در سایتی مودارهای فوق میتوان فرکانسهای طبیعی برج را در ضرایب مختلف بدست آورد. همچنین از طبیعی برج را در ضرایب مختلف بدست آورد. همچنین از فرداریش عمق آب و نیز با افزایش ضریب C_a فرکانس طبیعی کاهش نمودارهای فوق میتوان فرکانسهای با انتخابی با استفاده از نمودارهای فوق میتوان فرکانس مولی با افزایش عمق آب و نیز با افزایش ضریب C_a فرکانس طبیعی بر اساس مولی بیدا میکند. اگرچه شیب تغییرات فرکانس طبیعی بر اساس مولی افزایش عمق آب و نیز با افزایش ضریب مودار تا مود سوم بیدا کرده و در مود پنجم این شیب نزدیک به صفر شیب کاهش پیدا کرده و در مود پنجم این شیب نزدیک به صفر میرسد. بنابراین میتوان دریافت که در مودهای بالا فرکانس عمق آب و نیز با موان دریافت که در مودهای با افزایش عمق آب و نیز با افزایش ضریب مرا از آن با افزایش عمق آب می مود سوم با افزایش عمق اور این پیدا کرده و در مود پنجم این شیب نزدیک به صفر شیب کاهش پیدا زا می میتوان دریافت که در مودهای بالا فرکانس طبیعی مستقل از عمق آب فقط وابسته به ضریب C_a خواهد بود.





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 می شود. در مرجع فوق نویسندگان با نصب چهار عدد سنسور شتاب سنج و استفاده از نرمافزار تحلیل سیگنال توانستند فركانسهاى طبيعي برج را استخراج كنند. مشخصات فني 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 تکیه گاه 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 كل و رابطه لازم براى تعيين فركانسهاى طبيعي 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 طبيعى كاهش پيدا مىكند. همچنين با مقايسه تغييرات شيب 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 تحرب [۳۵]

فبربي الأراب						
	بس انتقال CS	روش ماتر ا	ں انتقال با گار شار ت	روش ماتريس		
- دادههای تجربی(Hz)	حطای ح	با مدر ف کا:	کاہ تابت خطای	مدل ندیه ه کا:	شماره -	
	نسبی (د. صد)	قر تانس طبيعي	نسبی (د. صد)	قر نانس طبيعي	مون	
•/٣۶١•	۱/۷۷	•/۳۵۴۶	۸/۸۰	•/٣٩٢٧	مود اول	
1/08.	۹/۳۰	۱/۷۰۵۲	30/17	۲/۱۰۸۰	مود دوم	

۷- پيوست

پیوست الف: تعیین سفتی معادل در مدل DS

متناسب با مشخصات فیزیکی خاک محل نصب و ابعاد سکو می توان مقاومت خاک و با استفاده از آن سفتی معادل فونداسیون را محاسبه کرد. در این حالت، مقاومت نهایی ماسه به صورت رابطه زیر بیان می شود [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 $^{\gamma}$ ، 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.



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. f نیز ضریب بار نام داشته و برای بار دینامیکی برابر با ۲۹٬۰ و برای بار استاتیکی با استفاده از رابطه ((H/D)) = f 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.



پیوست ب: تعیین پارامترهای ₁8 و 2⁸ م با حل معادلات دیفرانسل حرکت با استفاده از روش جدایی متغیرها میتوان پارامترهای ₁⁸ و 2⁸ را برای هریک از مدلها محاسبه کرد. در این حالت پارامترهای ₁⁸ و 2⁹ 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 براى المانھاى فونداسيون 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:

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

و ضرایب برای المانهای فونداسیون در مدل DS:

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

این ماتریس تنها زمانی غیر قابل تعریف خواهد بود که یکی از مقادیر IS و یا 2S برابر با صفر باشد و این حالت امکان پذیر نخواهد بود زیرا S2 هموار مخالف صفر بوده وIS 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.

T- 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:

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

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

ماتریس ¹⁻ $(0)^{T}$ تنها زمانی غیر قابل تعریف خواهد بود که یکی از مقادیر a و d برابر با صفر باشد و یا آن که مقدار عددی ضریب aبرابر با ضریب d باشد. این حالت امکان پذیر نخواهد بود زیرا مقادیر a و d 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 (X)، ضریب dهمواره مخالف صفر خواهد بود. از طرفی زمانی a و d با یکدیگر برابر خواهند شد که مقدار و باتوجه به این که cهمواره مخالف صفر است بنابراین هرگز a و d با یکدیگر برابر برابر خواهند شد که مقدار T(0) همواره معکوس پذیر خواهد بود.

کليد واژگان

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

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

$$\begin{aligned} & \text{AF} \text{ - is a set of } \mathbf{x} \text{ - is a set of }$$

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-*

- 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: <u>www.ewea.com</u>

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.

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, 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: <u>www.ms</u> 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: <u>http://www.owi-lab.be</u>

64- (2004), *General Specification V90 – 3.0 MW Variable Speed Turbine*, Item no. 950010.R1, [online], Available: <u>http://www.vestas.com</u>

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: <u>www.NWTC.View topic - Distributed Spring Model</u> <u>for Monopile.htm</u>

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,.