

تحلیل ارتعاشات ناشی از نیروی تراست برج توربین بادی فراساحلی با سکوی ثابت تک شمع

مهدی فیض‌اله‌زاده^۱، محمد جواد محمودی^۲

feyzollahzade@gmail.com

۱- کارشناسی ارشد دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه شهید بهشتی
۲- استادیار، دانشکده مهندسی مکانیک و انرژی، دانشگاه شهید بهشتی

چکیده

نیروی تراست، یکی از مهمترین نیروهای دینامیکی است که در تمام دوره‌ی کارکرد توربین بادی بر آن وارد می‌شود. روش معمول جهت تعیین پاسخ نیروی تراست، استفاده از روش اجزاء محدود است. روش اجزاء محدود اگرچه از دقت بالایی برخوردار است اما بسته به مدل سازی فونداسیون و مدل سازی تغییرات نیروی محوری در برج توربین باد، 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 شده است. برای این منظور، فونداسیون توربین باد با استفاده از مدل DS، مدل سازی شده و روابط مورد نیاز جهت تعیین پاسخ نیروی تراست استخراج گردید. سپس در چندین مطالعه موردی به بررسی موارد موثر در نیروی تراست از جمله تغییرات ضریب مکش، تغییرات سرعت باد و تغییرات جرم ناسل پرداخته شده و نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال با نتایج حاصل از روش اجزاء محدود، روش دینامیک سیستم‌های چند عضوی (MBD)، روش تحلیلی و داده‌های تجربی مورد مقایسه قرار گرفته است که علیرغم هزینه محاسباتی اندک، توافق خوبی را با نتایج فوق نشان می‌دهد. مطالعه انجام شده نشان می‌دهد که در ارتعاشات ناشی از نیروی تراست، برج توربین باد در فرکانس هایی برابر با نصف فرکانس طبیعی به تشدید می‌رسد. بنابراین در طراحی برج توربین باد، علاوه بر فرکانس‌های طبیعی، باید پاسخ برج توربین باد در فرکانس‌های $0.5 \times \omega_n$ نیز مورد مطالعه قرار گیرد.

واژگان کلیدی: برج توربین بادی فراساحلی، نیروی تراست، روش ماتریس انتقال، فرکانس‌های طبیعی، ضریب مکش.

تاریخ دریافت مقاله : ۹۳/۰۹/۰۱

تاریخ پذیرش مقاله : ۹۴/۰۴/۰۲

۱ - مقدمه

طرح مزارع بادی فراساحلی ابتدا در سال ۱۹۷۲ توسط هرنماس و به عنوان یک طرح تحقیقاتی ارائه شد [۱]. پس از آن تحقیقات در این زمینه آغاز شد و در نهایت نخستین توربین بادی فراساحلی در سال ۱۹۹۱ در سوئد و اولین مزرعه بادی فراساحلی در سال ۱۹۹۲ و در سواحل دانمارک احداث شد [۲]. سپس مزارع بادی دیگری در هلند، دانمارک، انگلستان و سوئد احداث گردیدند [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 خلیج فارس و دریای خزر پتانسیل نصب مزارع فراساحلی را داراست [۵ و ۷].

تعیین پاسخ دینامیکی برج توربین باد تحت نیروهای خارجی یک از مراحل مهم در تحلیل تنش و تحلیل خستگی در طراحی سازه‌های توربین‌های بادی است که باید کاملاً دقیق انجام گیرد [۸]. مدل‌سازی نادرست برج موجب تعیین نادرست پاسخ برج و لذا تخمین نادرست تنش‌های وارده خواهد شد [۹]. از طرفی، افزایش سرعت باد در دریا نسبت به خشکی و نیز مواردی چون نیروهای حاصل از امواج، نیروهای حاصل از جریان‌های آبی، و ... موجب می‌شود تا برج توربین‌های فراساحلی در شرایط سخت‌تری نسبت به توربین‌های ساحلی قرار داشته و لذا طراحی این برج‌ها باید با دقت بالا و کاملاً دقیق انجام گیرد [۱۰]. در زمینه‌ی طراحی و مدل‌سازی برج توربین باد تاکنون تحقیقات زیادی انجام گرفته که عموماً از روش اجزاء محدود بوده است [۱۱ و ۱۲].

بازیوس و همکارانش به تحلیل استاتیکی، پایداری و کماتش در یک برج توربین بادی ۴۵۰ کیلوواتی با استفاده از روش اجزاء محدود پرداختند [۱۳]. صالحی و همکارانش نیز به تحلیل استاتیکی و آنالیز سازه‌ای برج توربین بادی فراساحلی در نرم‌افزار انسیس تحت نیرو و گشتاورهای معادل حاصل از نیروی تراست، با در نظر گرفتن تکیه‌گاه صلب برای برج و برای شرایط آب و هوایی خلیج فارس پرداختند [۱۴]. در [۱۵] تحقیقات دیگری به سرپرستی لاواس انجام گرفت و در آن محققان به مدل‌سازی یک برج توربین یک مگاواتی با استفاده از روش اجزاء محدود پرداختند و پاسخ دینامیکی برج را به ورودی نیروی باد

بدست آوردند. در ادامه هی و جیانیون پاسخ دینامیکی برج توربین باد را به ورودی جریان هوای توربولانس در نرم‌افزار انسیس بدست آوردند [۱۶]. بوش و مانوئل سه مدل برای فونداسیون برج توربین بادی فراساحلی با سکوی ثابت معرفی کردند و به بررسی مدل‌های ارائه شده در نرم‌افزار فست پرداختند و نشان دادند که مدل فتر توزیع شده برای فونداسیون تک شمع، نسبت به مدل‌های دیگر از دقت بالاتری برخوردار است [۱۷]. در [۱۸] تحقیقات دیگری توسط پاسن و همکارانش انجام گرفت و در آن محققان با مدل‌سازی تکیه‌گاه برج به عنوان یک تکیه‌گاه الاستیک توانستند پاسخ برج توربین باد را به نیروی موج با تئوری ایری و در نرم‌افزار فست بدست بیاورند. نتایج حاصل از مقالات فوق بیانگر این موضوع است که روش اجزاء محدود روشی بادقت برای تعیین پاسخ دینامیکی برج توربین باد می‌باشد ولی زمان زیادی را برای تحلیل صرف می‌کند و این موضوع در تحلیل‌های دقیق به روشنی خود را نشان می‌دهد [۱۹].

روش‌های تحلیلی نیز برای محاسبه‌ی فرکانس‌های طبیعی و تعیین پاسخ برج توربین باد ارائه شده است. در [۲۰] 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 [۲۱]. وانگ و همکارانش از تئوری تیرهای جدار نازک استفاده کردند و با استفاده از آن پاسخ سازه را با در نظر گرفتن اندرکنش برج و پروانه بدست آوردند [۲۲]. 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. از طرف دیگر می‌توان به روش ماتریس انتقال^۱ (TMM) اشاره کرد. روش ماتریس انتقال، روشی ساده و با دقت است که برای محاسبه‌ی فرکانس‌های طبیعی، گشتاور خمشی، نیروی برشی و ... در سازه‌ها مورد استفاده قرار می‌گیرد [۲۳-۲۵]. این روش در واقع تکمیل روشی

^۱Transfer Matrix Method

محاسبه کردند [۳۸]. 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 [۳۹]. از طرفی در توربین‌های فراساحلی گاه‌ها وزن برج و سکوی نگه‌دارنده بیش از وزن مجموعه ناسل خواهد شد [۱۷] و لذا صرف‌نظر کردن از نیروی محوری حاصل از وزن برج موجب برآورد نادرست از نتایج در تحلیل ارتعاشات خواهد شد. بنابراین در صورتی نتایج 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 در نظر گرفته شود.

در این مقاله به ارائه روشی تحلیلی جهت تعیین پاسخ برج توربین باد تحت نیروی تراست و با در نظرگیری نیروی محوری متغیر در برج و مدل‌سازی فونداسیون برج به عنوان یک فونداسیون الاستیک، پرداخته شده است. برای این منظور، نیروی تراست و موارد موثر در آن معرفی گردیده و سپس فونداسیون برج توربین باد با استفاده از مدل فنر توزیع شده^۱ (DS) مدل‌سازی شده و با گسسته‌سازی برج توربین باد، روابط لازم جهت تعیین پاسخ برج توربین باد استخراج شده است. در نهایت نیز به بررسی چندین مطالعه موردی پرداخته شده و نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال با نتایج تحلیلی، روش اجزاء محدود و روش دینامیک سیستم‌های چند عضوی مورد مقایسه قرار گرفته است.

۲- نیروی تراست

دوران پروانه‌ها در توربین‌های بادی موجب تشکیل یک سطح جاروب شده در انتهای برج و کاهش ناگهانی فشار هوا در انتهای برج مطابق شکل (۱)، خواهد شد. کاهش ناگهانی فشار موجب بوجود آمدن نیرویی در جهت جریان باد می‌شود که نیروی تراست^۲ نامید می‌شود. با استفاده از رابطه برنولی می‌توان نیروی تراست را مطابق رابطه (۱) بدست آورد [۴۰]:

$$F_{Trust} = 2\rho A_T U_{\infty}^2 a(1-a) \quad (1)$$

که در آن ρ چگالی هوا، A_T مساحت سطح جاروب شده

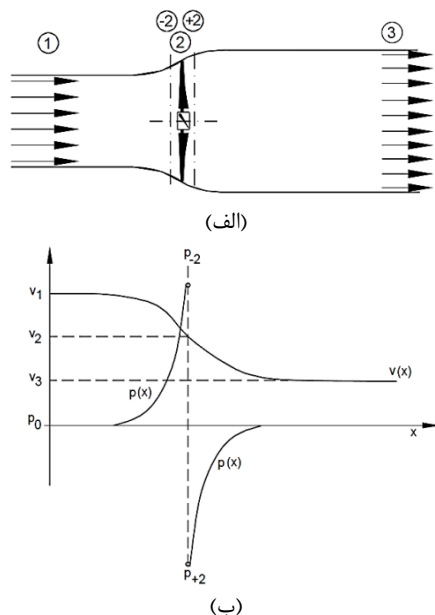
است که هولزر در سال ۱۹۲۱ برای بررسی ارتعاشات پیچشی محورها ارائه داد [۲۶]. پس از آن میکلاستد روش هولزر را با کمی تغییر برای ارتعاشات عرضی تیرها بکاربرد [۲۷]. پستل و همکارانش محور تحقیقات خود را در بررسی و گسترش این روش قرار دادند و در نهایت حاصل تحقیقاتشان را در [۲۸] به چاپ رساندند. دای و همکارانش با استفاده از این روش به بررسی ارتعاشات دوبعدی و سه‌بعدی در شبکه‌های انتقال پرداختند [۲۹]. 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 [۳۰].

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. در روش ماتریس انتقال، مرتبه ماتریس مورد نیاز برای تعیین معادله مشخصه نسبت به روش اجزاء محدود بسیار کوچکتر است [۳۱، ۳۲]. 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 [۳۳] 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 برنامه‌های کامپیوتری مورد نظر برای این روش نسبت به روش اجزاء محدود بسیار ساده تر است [۳۴، ۳۵]. 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 [۳۶].

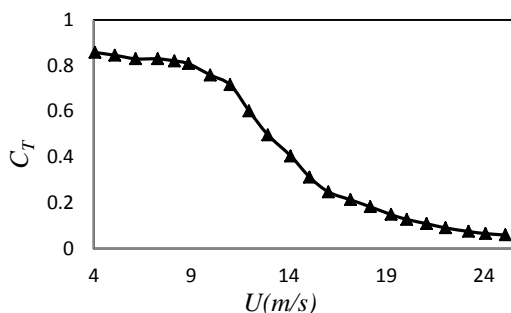
منگ و همکارانش با استفاده از روش ماتریس انتقال به تحلیل کماتش در یک توربین بادی ساحلی پرداختند [۳۷]. این محققان در مقاله‌ای دیگر از این روش استفاده کرده و فرکانس‌های طبیعی برج توربین بادی ساحلی را با صرف‌نظر از نیروی محوری در برج و با تکیه‌گاه ثابت

¹ Distributed Spring

² Trust



شکل (۱) الف - عبور جریان از انتهای برج و ب - تغییرات سرعت و فشار جریان در هنگام عبور از انتهای برج [۴۲].



شکل (۲) تغییرات ضریب تراست بر حسب سرعت جریان در بالادست [۴۰].

فونداسیون‌های وزنی ساده‌ترین سکوی نگه‌دارنده در توربین‌های فراساحلی بشمار می‌آیند. این فونداسیون اغلب برای قسمت‌های نزدیک سواحل و آب‌هایی با عمق بسیار کم که دارای بستر سفت‌تری هستند و قابلیت تحمل وزن فونداسیون سنگین و توربین بادی را دارند مورد استفاده قرار می‌گیرد [۴۴].

در صورتی که عمق آب از ۱۵ متر بیشتر باشد، استفاده از فونداسیون‌های وزنی چندان مناسب نبوده و در این حالت از سکوهایی تک شمع استفاده می‌شود. سکوهایی تک شمع از لوله‌های فولادی با قطر ۳/۵ تا ۶ متر ساخته می‌شوند و در اعماق ۱۰ تا ۴۰ متری نصب می‌شوند. سکوهایی تک شمع بسیار ساده هستند و نیازمند تکنولوژی چندان پیشرفته‌ای نیستند. همچنین، نصب این سکوها نیازمند شرایط خاصی نبوده و تنها یک حفاری در سطح دریا برای

توسط پروانه‌ها، U سرعت در بالادست جریان و a ضریب مکش هوای محوری^۱ است که بصورت زیر تعریف می‌شود:

$$a = \frac{U_\infty - V_2}{U_\infty} \quad (2)$$

با داشتن ضریب تراست (C_T) می‌توان ضریب مکش را بصورت رابطه (۳) بدست آورد [۴۱]:

$$a = \begin{cases} \frac{1}{2}(1 - \sqrt{1 - C_T}) & C_T \leq 0.64 \\ \frac{C_T - 4a_c^2}{4(1 - 2a_c)} & C_T > 0.64 \end{cases} \quad (3)$$

که در رابطه فوق a_c ضریب مکش مماسی^۲ نام داشته و می‌توان مقدار آن را برابر با ۲ در نظر گرفت [۴۱]. ضریب تراست نیز مقداری بین ۰ تا ۱ داشته و با افزایش سرعت کاهش پیدا می‌کند [۴۲]. در شکل (۲) نمونه‌ای از تغییرات ضریب تراست برای یک توربین باد نمایش داده شده است. از رابطه (۱) مشخص است که نیروی تراست متناسب با تغییرات سرعت در بالادست جریان می‌تواند نیرویی دینامیکی و یا استاتیکی (شبه استاتیکی) باشد. بنابراین در صورتی که سرعت جریان نوسانی باشد نیروی تراست نیز نوسانی و در غیر اینصورت نیروی تراست یک نیروی استاتیکی خواهد بود [۴۱، ۴۲]. سرعت جریان در حالت کلی یک تابع تصادفی است و محاسبه‌ی آن چندان آسان نخواهد بود. اما با استفاده از تبدیل فوریه می‌توان تابع سرعت را به چندین تابع هارمونیک به صورت زیر تبدیل کرد و با استفاده از آن به تحلیل ارتعاشات اجباری تحت نیروی تراست پرداخت [۴۳]:

$$U_{t,n} = \sin\left(\frac{2\pi}{T_n} t\right) \quad (4)$$

که در رابطه فوق $U_{t,n}$ جمله n ام در بعد زمانی سرعت و T_n دوره تناوب جمله n ام می‌باشد.

۳- سکوی نگه‌دارنده در توربین‌های فراساحلی

متناسب با عمق آب، ابعاد توربین و موقعیت نصب، مدل‌های مختلفی از سکوی نگه‌دارنده در توربین‌های فراساحلی مورد استفاده قرار می‌گیرد [۴۴]. در شکل (۳) مدل‌هایی از سکوهایی نگه‌دارنده توربین‌های بادی فراساحلی نمایش داده شده است.

¹ Axial Induction Factor

² Tangential Induction Factor

۴- مدل سازی برج توربین بادی فراساحلی و معادلات حرکت

۴-۱- مدل سازی فنداسیون

بستری که فونداسیون توربین های بادی فراساحلی روی آن قرار می گیرد، مقدار سفتی متناهی دارد، لذا مناسب نیست که فونداسیون سازه را به عنوان یک تکیه گاه صلب در نظر گرفت شود. این موضوع بخصوص در سازه توربین باد که تحت تحریک های مختلف قرار دارد از اهمیت بیشتری برخوردار خواهد بود. موسسه ی تحقیقاتی^۲ SWE چندین مدل برای فونداسیون برج توربین باد معرفی می کند که در میان آن ها، مدل فنر توزیع شده^۳ (DS) نسبت به مدل های دیگر از دقت بالاتری برخوردار است [۱۷] و لذا در این مقاله از مدل DS جهت تحلیل استفاده می شود. در مدل DS، فونداسیون برج مانند یک تیر دوسر آزاد مدل سازی می شود که فنرهای عرضی به آن متصل شده است. در این حالت ضریب سفتی معادل فونداسیون وابسته به عمق خواهد بود و با بکارگیری نمودار (p-γ) یا نمودار "جابجایی- نیرو" بدست خواهد آمد.

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. مقاومت نهایی^۴ ماسه به صورت رابطه زیر بیان می شود [۴۶]:

$$p_u = \min \left[\frac{(C_1 \times H + C_2 \times D) \times \gamma \times H}{C_3 \times D \times \gamma \times H} \right] \quad (5)$$

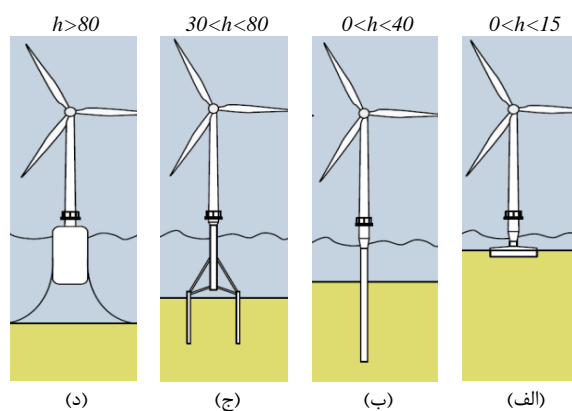
که در آن γ وزن موثر خاک^۵، D قطر سکو و H عمق فونداسیون می باشد. ضرایب C_1 ، C_2 و C_3 وابسته به زاویه اصطکاک داخلی خاک (ϕ) بوده و با استفاده از نمودار شکل (۴) قابل محاسبه است. با تعیین مقاومت نهایی ماسه می توان مقاومت خاک را بشکل زیر محاسبه کرد [۴۶].

$$p = f \times p_u \times \tanh \left(\frac{k \times H}{A \times p_u} \times y \right) \quad (6)$$

که در آن p مقاومت خاک و y جابجایی عرضی فونداسیون، f ضریب بار و برای بار دینامیکی برابر با ۰/۹ و برای بار استاتیکی با استفاده از رابطه (۷) قابل محاسبه است [۴۶].

نصب آن کافیست. این مزیت ها موجب شده که سکوه های تک شمع به فراوانی در مزارع بادی استفاده شوند [۴۴]. در اعماق بالاتر، استفاده از سکوه های تک شمع موجب افزایش قیمت تمام شده خواهد شد و در این حالت از سکوه های ژاکت استفاده می شود. در مقایسه با سکوه های تک شمع، در اعماق بالا، سکوی ژاکت از ۴۰ تا ۵۰ درصد فلز کمتری ساخته می شوند و لذا هزینه ی تمام شده آن ها نسبت به سکوه های تک شمع کمتر است [۴۴].

با افزایش عمق آب، ابعاد سکوه های ژاکت بطور چشمگیری افزایش یافته و در اعماق بیشتر از ۸۰ متر استفاده از سکوه های ژاکت غیراقتصادی خواهد بود. در این حالت می توان از سکوه های شناور استفاده کرد. این سکوه ها روی آب در حالت شناور قرار دارند و برای جلوگیری از جابجایی زیاد توربین باد، آن ها را توسط کابل به بستر دریا نصب می کنند. توربین های شناور نیازمند تجهیزات پیشرفته ی کنترلی هستند و همین موضوع موجب شده است که نسبت به سکوه های ثابت کمتر مورد استفاده قرار بگیرند [۴۵]. تحقیقات انجام گرفته در سال های اخیر نشان می دهد که سواحل خلیج فارس پتانسیل نصب توربین های فراساحلی را داراست [۴-۷]. از طرفی عمق آب در نقاط مختلف خلیج فارس نیز در حدود ۲۰ تا ۴۰ متر متغیر است [۷] و لذا بنظر می رسد که توربین های فراساحلی با سکوی تک شمع گزینه ی مناسبی برای اجرای طرح مزارع بادی در منطقه ی فارس باشند. لذا در این مقاله، سکوی های تک شمع جهت تعیین پاسخ برج مورد مطالعه قرار خواهد گرفت.



شکل (۳) الف- فونداسیون وزنی و ب- سکوی تک شمع، ج- سکوی ژاکت، د- سکوی شناور [۴۵].

¹ Stuttgart institute of Wind Energy (SWE)

² Distributed Springs Model

³ Ultimate Resistance

⁴ Effective Soil Weight

می شود [۴۷] و برای قسمتی از سکوی توربین باد که در آب قرار دارد، داریم [۴۸]:

$$m_A = C_a \rho_w \frac{\pi D^2}{4} \quad (۸)$$

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 (۹) محاسبه می شود [۴۷]:

$$C_a = c_a + 1 \quad (۹)$$

که در رابطه فوق c_a ضریب جرم افزوده بدون در نظرگیری شتاب سیال بوده و عدد یک اضافه شده به آن برای منظور کردن اثر نیروی فرود-کریلف^۲ می باشد [۴۹].

۴-۳- معادلات حرکت

ضریب چرخش^۳ معیاری است بی بعد که میزان اهمیت تغییر شکل برشی در ارتعاشات عرضی را نشان می دهد. برای یک تیر با تکیه گاه صلب (گیردار) در ضریب کمتر از ۰/۰۴ و برای یک تیر با تکیه گاه آزاد در ضریب کمتر از ۰/۰۲۵ هر دو تئوری های تیر اوپلر-برنولی و تیموشنکو نتایج یکسانی خواهند داشت [۵۰]. این ضریب در حالت کلی با استفاده از رابطه (۱۰-الف) قابل محاسبه است:

$$\delta = \sqrt{\frac{I}{A L}} \quad (۱۰-الف)$$

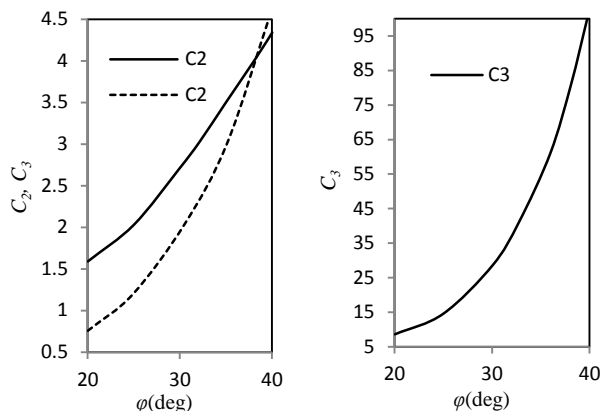
که در رابطه فوق، I ممان اینرسی، A سطح مقطع و L طول تیر می باشد. در برج توربین باد سطح مقطع و ممان اینرسی با استفاده از رابطه (۱۰-ب) قابل محاسبه است [۴۴]:

$$\begin{cases} A = 2\pi r t \\ I = \pi r^3 t \end{cases} \quad (۱۰-ب)$$

با جایگذاری رابطه (۱۰-ب) در رابطه (۱۰-الف)، ضریب چرخش در برج توربین باد با استفاده از رابطه زیر قابل محاسبه است [۵۱]:

$$\delta = \frac{r}{\sqrt{2}L} \quad (۱۰)$$

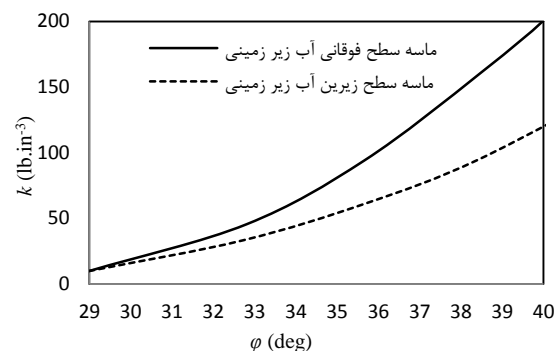
که در رابطه فوق r شعاع سکو و L طول برج می باشد. در برج توربین باد با افزایش ضریب سختی فونداسیون، رفتار ارتعاشی برج نزدیک به تیر با تکیه گاه صلب و با کاهش ضریب سختی فونداسیون، رفتار آن شبیه به یک تیر با



شکل (۴) تعیین ضرایب C_1 ، C_2 و C_3 [۴۶].

$$f = \left(3.0 - 0.8 \frac{H}{D} \right) \quad (۷)$$

که در رابطه فوق k مدول عکس العمل پی^۱ نام دارد و در حالت کلی وابسته به زاویه اصطکاک داخلی خاک (ϕ) بوده و با استفاده از نمودار شکل (۵) قابل محاسبه می باشد. در نهایت، با تعیین مقاومت خاک، می توان سفتی معادل فونداسیون را با تقسیم مقاومت خاک، بر جابجایی فونداسیون، محاسبه کرد.



شکل (۵) تغییرات مدول عکس العمل پی بر حسب تغییرات زاویه اصطکاک داخلی [۴۶].

۴-۲- جرم افزوده

هنگاهی که یک جسم شتابدار درون سیال حرکت می کند، 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 مطابق شکل (۶-ب)، مدل می گردد. این افزایش جرم، جرم افزوده هیدرولیکی نامیده

² Froude-Krylov Force

³ Gyration Ratio

¹ Modulus of Subgrade Reaction

$$v(z) = C_1 \cosh s_1 z + C_2 \sinh s_1 z + C_3 \cos s_2 z + C_4 \sin s_2 z \quad (12)$$

که پارامترهای s_1 و s_2 برای هر یک از مدل‌ها در پیوست آورده شده است.

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

$$EI \frac{\partial^4 v}{\partial z^4} + P \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} + K \cdot v + \rho A \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} = 0 \quad (13)$$

در این حالت مقادیر ویژه بعد مکانی رابطه (۱۳) را می‌توان به شکل زیر نمایش داد:

$$s_1^2, s_2^2 = -\frac{P}{2EI} \pm \left(\frac{P^2}{4E^2 I^2} - \frac{K - \rho A \omega^2}{EI} \right)^{1/2} \quad (14)$$

به ازای سه مقدار مختلف فرکانس تحریک، مقادیر ویژه مختلفی از رابطه (۱۴) بدست خواهد آمد و لذا حل معادله (۱۳) نیز دارای چندین حل مختلف خواهد بود. در صورتی که $\omega > \sqrt{K/\rho A}$ باشد، در این حالت فرکانس تحریک، فرکانس وصل^۱ نام داشته و معادله (۱۳) جوابی مشابه رابطه (۱۲) خواهد داشت. در صورتی که $\omega = \sqrt{K/\rho A}$ باشد، در این حالت فرکانس تحریک، فرکانس قطع^۲ نام دارد و در صورتی که $\omega < \sqrt{K/\rho A}$ باشد، فرکانس تحریک، فرکانس مادون قطع^۳ نام دارد [۵۲، ۵۳] و حل معادله (۱۳) جوابی متمایز با جواب ارائه شده در رابطه (۱۲) خواهد داشت. در برج توربین باد، مقدار عددی $K/\rho A$ نسبت به فرکانس تحریک بسیار بزرگتر است [۵۴] و لذا فرکانس تحریک، در حالت مادون قطع قرار داشته و جواب مربوط به بعد مکانی معادله (۱۳) را می‌توان به شکل زیر نمایش داد:

$$v(z) = A_1 \cosh az \cos bz + A_2 \cosh az \sin bz + A_3 \sinh az \cos bz + A_4 \sinh az \sin bz \quad (15)$$

که پارامترهای a و b در پیوست آورده شده است.

۵-۲- تشکیل ماتریس انتقال

با مشتق گیری از پاسخ بدست آمده برای معادلات

تکیه‌گاه آزاد خواهد شد. بنابراین در حالت کلی برج توربین باد رفتاری مابین تیر دوسر آزاد و یک‌سر گیردار خواهد داشت. همچنین قطر سکوی برج توربین باد متناسب با توان تولیدی و ابعاد آن 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]. بنابراین ضریب چرخش در برج توربین بادی فراساحلی با سکوی ثابت تک شمع، بین ۰/۰۰۶ تا ۰/۰۱۷ متغیر خواهد بود. این نشان می‌دهد که در تحلیل ارتعاشات عرضی برج توربین باد، تئوری‌های اویلر-برنولی و تیموشنکو دارای نتایج یکسانی خواهند بود [۳۷، ۳۸] و لذا در این مقاله از تئوری تیر اویلر-برنولی در تحلیل ارتعاشات عرضی برج استفاده خواهد شد. در این حالت معادله دیفرانسیل در ارتعاشات عرضی و با استفاده از تئوری اویلر-برنولی بصورت رابطه (۱۱) بدست می‌آید:

$$\begin{cases} \frac{\partial^2}{\partial z^2} \left(EI(z) \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(q(z) \frac{\partial v}{\partial z} \right) + \rho A(z) \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} = 0 \\ EI \frac{\partial^4 v}{\partial z^4} + \frac{\partial}{\partial z} \left(q(z) \frac{\partial v}{\partial z} \right) + (\rho A + C_a \rho_w A_a) \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} = 0 \\ EI \frac{\partial^4 v}{\partial z^4} + \frac{\partial}{\partial z} \left(q(z) \frac{\partial v}{\partial z} \right) + K(z) \cdot v + \rho A \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} = 0 \end{cases} \quad (11)$$

که در روابط فوق، معادله اول، معادله دیفرانسیل حرکت برج، معادله دوم، معادله دیفرانسیل حرکت سکو و معادله سوم، معادله دیفرانسیل حرکت فونداسیون می‌باشد. 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، q نیروی محوری، ρ_w چگالی آب و K سفتی معادل فونداسیون در مدل DS می‌باشد.

۵- مدل‌سازی به روش ماتریس انتقال

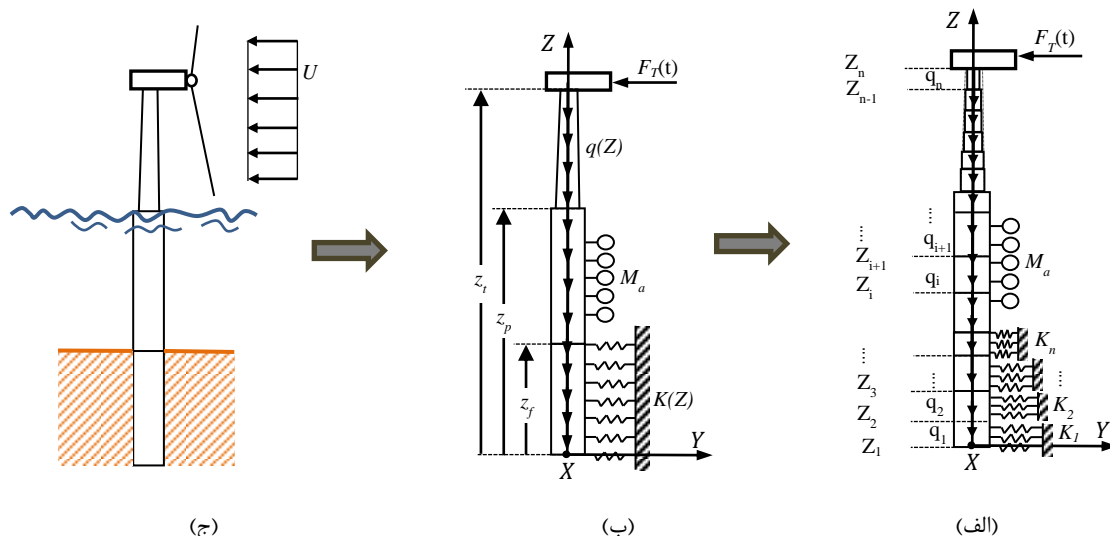
۵-۱- حل معادلات حرکت

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 هر یک از المان‌ها با استفاده از روش جدایی متغیرها حل می‌شود. در این حالت، نیروی محوری، سفتی خمشی، سفتی معادل فونداسیون و سطح مقطع برای هر یک از المان‌ها مقداری ثابت داشته و لذا می‌توان جواب مربوط به بعد مکانی برای هر یک از المان‌ها را می‌توان بصورت زیر نمایش داد:

¹ Cut on

² Cut off

³ Below the cut off



شکل (۶) الف - مدل سازی به روش ماتریس انتقال، ب - مدل سازی برج توربین باد و ج - نمایی از برج توربین باد.

برای در نظر گرفتن شرایط حاکم در انتهای برج و اعمال نیروی تراست و اثر وزن ناسل در ماتریس انتقال، می توان ماتریس انتقال در شرایط مرزی برج را به دو ماتریس میدان و ماتریس نقطه تجزیه کرد. برای برج، سکو و فونداسیون، ماتریس میدان، ماتریسی است که در معادله (۱۹) بدست آورده شد و ماتریس نقطه با نوشتن معادلات تعادل برای جرم متمرکز بدست می آید. با در نظر گیری نیروی $F_T = F_0 \sin(\omega t)$ برای نیروی تراست و استفاده از معادلات تعادل برای المان انتهایی برج می توان نوشت:

$$\begin{aligned} v_n' &= v_n^b \\ \theta_n' &= \theta_n^b \\ M_n' &= -J\omega^2 \theta_n^b + M_n^b \\ V_n' &= V_n^b + m\omega^2 v_n^b + F_0 \sin(\omega t) \end{aligned} \quad (20)$$

که در عبارات فوق بالانویس های t و b به ترتیب مشخص کننده ی بالا و پایین المان، m جرم ناسل و J ممان اینرسی معادل برای جرم متمرکز در انتهای برج می باشند. با نوشتن روابط فوق به شکل ماتریسی، می توان ماتریس نقطه برای المان m ، $U_{p,n}$ را به شکل رابطه (۲۱) بدست آورد:

$$U_{p,n} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -J\omega^2 & 1 & 0 & 0 \\ m\omega^2 & 0 & 0 & 1 & F_0 \sin(\omega t) \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (21)$$

با تشکیل ماتریس انتقال برای فونداسیون، سکو و برج، و تعیین ماتریس نقطه، می توان ماتریس انتقال از شرط

دیفرانسیل حرکت می توان شیب θ ، گشتاور خمشی M و نیروی برشی V را برای هر یک از المان ها به صورت رابطه (۱۶) بدست آورد:

$$\begin{aligned} \theta &= \partial v / \partial z = t_{21}C_1 + t_{22}C_2 + t_{23}C_3 + t_{24}C_4 \\ M &= Pv + EI \left(\frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) \\ &= t_{31}C_1 + t_{32}C_2 + t_{33}C_3 + t_{34}C_4 \\ V &= \frac{\partial M}{\partial z} = t_{41}C_1 + t_{42}C_2 + t_{43}C_3 + t_{44}C_4 \end{aligned} \quad (16)$$

که ضرایب t_{ij} در پیوست موجود است. روابط بدست آمده برای جابجایی، شیب، گشتاور خمشی و نیروی برشی، برای هر یک از المان ها را می توان به شکل ماتریسی بصورت رابطه (۱۷) نمایش داد:

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

که رابطه فوق را می توان به شکل زیر نمایش داد:

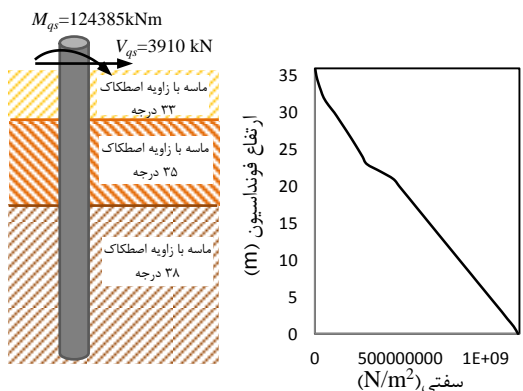
$$Z(z) = T(z) \cdot C \quad (18)$$

که $z(z)$ بردار حالت، C بردار ضرایب ثابت و $T(z)$ ماتریس انتقال تابع است. با حل معادلات حرکت برای المان ها و بکارگیری روش ماتریس انتقال، می توان بردار حالت بین دو نقطه i و $i-1$ را به شکل زیر محاسبه کرد [۲۸]:

$$Z_i = T(i)T(0)^{-1} \cdot Z_{i-1} = [H]_i \cdot Z_{i-1} \quad (19)$$

که $[H]_i$ ماتریس انتقال بین نقطه ی i و نقطه ی $i-1$ است.

شکل (۷) مشخصات فیزیکی خاک محل نصب برج و سختی معادل فونداسیون را بیان می‌کند. نیروی تراست در بخش دوم به شکل رابطه $F_{Trust} = 2\rho A_T U_\infty^2 a(1-a)$ معرفی شد. در مقاله حاضر، سرعت در بالادست جریان بصورت رابطه $U_\infty = U_0 \sin(\omega t)$ در نظر گرفته شده است. در این حالت با قراردادن این سرعت در رابطه نیرو، ترم $\sin^2(\omega t)$ در معادله نیرو ظاهر خواهد شد که این موضع موجب اختلال در استفاده از روش ماتریس انتقال خواهد شد. برای حل این مشکل در مقاله حاضر، از رابطه $\sin^2(\omega t) = [1 - \cos(2\omega t)]/2$ استفاده از رابطه فوق نیروی تراست تبدیل به دو بخش خواهد شد. بخش اول نیرویی استاتیکی و مستقل از زمان بوده و قسمت دوم نیروی دینامیکی تراست بوده که با فرکانسی دو برابر فرکانس باد به برج وارد می‌شود. در اینجا برای تعیین پاسخ کلی برج به نیروی تراست، از معادله (۲۵) برای تعیین پاسخ دینامیکی و از ماتریس انتقال ارائه شده در [۳۷] برای تعیین پاسخ استاتیکی استفاده شده و در شکل (۸) پاسخ فرکانسی برج توربین باد به نیروی تحریک تراست بصورت بی‌بعد ترسیم شده است. ترسیم نمودار پاسخ فرکانسی به این شکل از ارزش بالایی برخوردار خواهد بود. زیرا در این حالت می‌توان مستقل از مقدار سرعت جریان و مقدار ضریب مکش، به بررسی پاسخ فرکانسی برج در فرکانس‌های مختلف پرداخت. در شکل فوق، محور عمودی بیانگر لگاریتم نسبت دامنه‌ی دینامیکی برج به دامنه‌ی استاتیکی و محور افقی نیز بیانگر نسبت دامنه‌ی تحریک به دور کاری توربین باد (۱۰ دور بر دقیقه) می‌باشند.



شکل (۷) مشخصات فیزیکی خاک محل نصب برج و سختی معادل فونداسیون برای مدل DS [۵۴].

یکسان بودن بردار حالت برای المان‌های مشترک، به شکل زیر بدست آورد:

$$Z_n = U_{p,n} [H]_{t,n} [H]_{t,n-1} \dots [H]_{t,1} [H]_{p,n} [H]_{p,n-1} \dots [H]_{p,1} [H]_{f,n} [H]_{f,n-1} \dots [H]_{f,1} Z_1 = [H]_t Z_1 \quad (22)$$

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

۵-۳- اعمال شرایط مرزی

در انتهای آزاد ناسل، مقادیر V_n^t و M_n^t برابر با صفر است. همچنین 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 (۲۳) بدست می‌آید:

$$\begin{bmatrix} v \\ \theta \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}_n = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} & a_{15} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} & a_{25} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} & a_{35} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} & a_{45} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ M \\ V \\ 1 \end{bmatrix}_1 \quad (23)$$

در مدل DS، تکیه‌گاه برج در فضای آزاد بوده و نیروی برشی و گشتاور خمشی در سمت آزاد برابر با صفر است. بنابراین مقدار V_1^b و M_1^b برابر با صفر بوده و رابطه بین بردار حالت در نقطه ۱ و در نقطه n بصورت زیر بدست می‌آید:

$$\begin{bmatrix} v \\ \theta \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}_n = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} & a_{15} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} & a_{25} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} & a_{35} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} & a_{45} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v \\ \theta \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}_1 \quad (24)$$

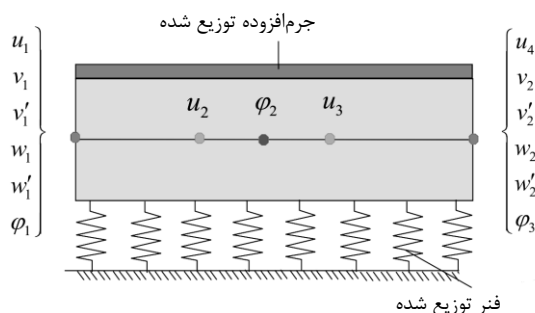
که با استفاده از رابطه فوق، می‌توان جابجایی و شیب را در ابتدا و انتهای برج بصورت زیر بدست آورد:

$$\begin{bmatrix} v_1 \\ \theta_1 \\ v_n \\ \theta_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & -1 & 0 \\ a_{21} & a_{22} & 0 & -1 \\ a_{31} & a_{32} & 0 & 0 \\ a_{41} & a_{42} & 0 & 0 \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} -a_{15} \\ -a_{25} \\ -a_{35} \\ -a_{45} \end{bmatrix} \quad (25)$$

۶- بحث و نتایج

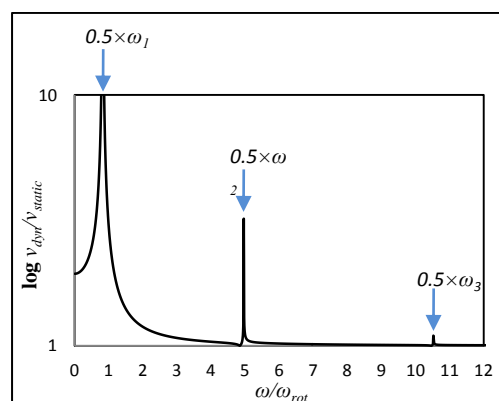
در این قسمت به بررسی نیروی تراست و موارد موثر در آن برای یک توربین ۵ مگاواتی فراساحلی پرداخته می‌شود. مشخصات ابعادی در [۵۴] آورده شده است. همچنین

برای این منظور از المان با ۱۵ درجه آزادی، شامل ۳ درجه پیچشی (φ)، ۴ درجه آزادی محوری (u) و ۸ درجات آزادی عرضی (v و w) استفاده می‌کند. در شکل (۹) نمایی از المان موجود در نرم افزار BModes در کلی ترین حالت (شامل جرم افزوده و فنر توزیع شده) نشان داده شده است. در [۵۴] نویسندگان برای مدل سازی برج توربین باد، از ۵۰ المان در BModes استفاده کردند. در شکل (۱۰) الگوریتم تعیین فرکانس‌های طبیعی در نرم افزار BModes آورده شده است. نرم افزار BModes برای مدل سازی از تئوری تیر اویلر برنولی استفاده کرده و با استفاده از اصل هامیلتون معادلات دیفرانسیل حرکت را بدست می‌آورد. سپس با استفاده از روش المان محدود به گسسته سازی معادلات پرداخته و در نهایت با خطی سازی معادلات دیفرانسیل معمولی، مقادیر ویژه و فرکانس‌های طبیعی را محاسبه می‌کند [۵۴]. نرم افزار ادامز بر مبنای دینامیک سیستم‌های چند عضوی فعالیت می‌کند. 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 مدل سازی می‌توانند تنها یک فنر خطی و یا یک ماتریس سفتی شامل فنرهای خطی و پیچشی باشند. در [۵۴] نویسندگان برای مدل سازی در ADAMS از ۹۹ المان و ماتریس سفتی برای بوشینگ‌ها استفاده کردند. جدول (۱) نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال و نتایج حاصل از روش اجزاء محدود در BModes و نتایج حاصل از روش دینامیک سیستم‌های چند عضوی در ADAMS را نمایش می‌دهد. مشخص است که نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال توافق خوبی را با نتایج حاصل از روش اجزاء محدود و روش دینامیک سیستم‌های چند عضوی نشان می‌دهد.



شکل (۹) المان مورد استفاده در نرم افزار BModes [۵۴].

با بررسی نمودار فوق می‌توان دریافت که با افزایش فرکانس تحریک نسبت دامنه‌ی دینامیکی به دامنه استاتیکی کاهش پیدا کرده تا اینکه در فرکانس‌های بالا این نسبت نزدیک به عدد یک می‌رسد. این موضوع بیانگر این نکته است که در فرکانس‌های بالا، پاسخ بخش دینامیکی حاصل از نیروی تراست کاهش پیدا کرده و مقداری نزدیک به صفر خواهد داشت و لذا نسبت دامنه‌ی استاتیکی به دینامیکی برابر با یک خواهد شد بنابراین در نیروی تراست حتی در فرکانس‌های بالا نیز پاسخ برج توربین باد قابل توجه بوده و در تحلیل‌های تنش و خستگی این موضوع باید مورد بررسی قرار گیرد. این در حالی است که پاسخ برج توربین باد تحت نیروی موج در فرکانس‌های بالا به صفر میل می‌کند و به همین خاطر فرکانس‌های بالا در تحلیل تنش و خستگی چندان مورد بررسی قرار نمی‌گیرد [۵۵]. از طرفی، با توجه به وجود جمله $\cos(2\omega t)$ در نیروی تراست می‌توان دریافت که برج توربین باد در فرکانس‌هایی برابر با نصف فرکانس طبیعی به تشدید رسیده و لذا در تحلیل خستگی برج توربین باد، علاوه بر فرکانس‌های طبیعی، باید دامنه‌ی دینامیک برج در $0.5 \times \omega_n$ نیز باید مورد بررسی قرار گیرد. برای بررسی میزان دقت روش ماتریس انتقال، در ادامه فرکانس‌های طبیعی برج توربین بادی ۵ مگاواتی با استفاده از روش ماتریس انتقال محاسبه شده و نتایج حاصل با نتایج حاصل از روش اجزاء محدود در نرم افزار BModes و نتایج حاصل از روش دینامیک سیستم‌های چند عضوی (MBD) در نرم افزار ADAMS که در [۵۴] آمده، مقایسه می‌شود. نرم افزار BModes بر مبنای روش المان محدود عمل می‌کند.

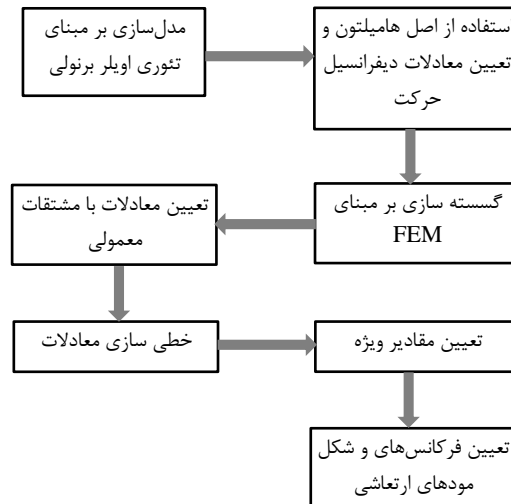


شکل (۸) لگاریتم نسبت جابجایی دینامیکی انتهای برج به جابجایی استاتیکی بر حسب نسبت فرکانس تحریک به دوران.

آن‌ها بهره می‌گیرند. نرم‌افزار BModes بر مبنای روش اجزاء محدود و روش‌های عددی مرسوم در اجزاء محدود فعالیت می‌کند. نرم‌افزار ADAMS نیز اگرچه بر مبنای روش MBD کار می‌کند و این روش یک روش تحلیلی بشمار می‌رود اما در نهایت برای حل از روش‌های عددی همچون رانگ کوتای مرتبه ۴، روش اویلر ضمنی، روش رانگ کوتافلبرگ، روش بولیش استور، روش رزمبرگ و روش بولیش استور دافهارت استفاده می‌کند [۵۶، ۵۷]. بنابراین در حالت کلی نمی‌توان ادعا کرد که نتایج حاصل از روش ماتریس 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. برای بررسی دقیقتر پاسخ فرکانسی در اشکال (۱۱) تا (۱۳)، پاسخ فرکانسی برج در محدوده هریک از مودهای ارتعاشی بصورت مستقل در یک صفحه ترسیم شده و محدوده موثر فرکانس تحریک شده است. محدوده موثر، بازه‌ای است که تحریک برج توربین باد در این بازه موجب افزایش چشم‌گیر دامنه دینامیکی می‌شود و در تحلیل تنش و تحلیل خستگی از اهمیت بالایی برخوردار است. این محدوده در اشکال فوق با رنگ قرمز نشان داده شده است. با مقایسه نمودارهای ترسیم شده در اشکال فوق می‌توان دریافت که در مودهای بالا محدوده‌ی موثر فرکانس طبیعی که موجب افزایش دامنه می‌شود، کاهش می‌یابد. چنانچه در فرکانس طبیعی اول محدوده‌ی موثر حدوداً برابر با $0.4\omega_{rot}$ ، در فرکانس طبیعی دوم حدوداً برابر با $0.1\omega_{rot}$ و در محدوده‌ی فرکانس سوم برابر با $0.02\omega_{rot}$ می‌باشد. بنابراین تحریک برج توربین باد در نزدیکی فرکانس‌های طبیعی پایین و بویژه فرکانس طبیعی اول از اهمیت بالایی برخوردار بوده و موجب ارتعاشات با دامنه‌ای بالا خواهد شد.

در ادامه به بررسی اثر تغییرات سرعت در بالا دست جریان در جابجایی دینامیکی برج پرداخته شده است. برای این منظور در شکل (۱۴) حداکثر جابجایی دینامیکی برج توربین باد بر حسب تغییرات دامنه سرعت باد و در ضرایب مکش مختلف ترسیم شده است. همانطور که از شکل فوق مشخص است در تمام ضرایب مکش با افزایش سرعت باد، حداکثر دامنه دینامیکی برج نیز افزایش پیدا خواهد کرد.

در ادامه به بررسی اثر تغییرات سرعت در بالا دست جریان در جابجایی دینامیکی برج پرداخته شده است. برای این منظور در شکل (۱۴) حداکثر جابجایی دینامیکی برج توربین باد بر حسب تغییرات دامنه سرعت باد و در ضرایب مکش مختلف ترسیم شده است. همانطور که از شکل فوق مشخص است در تمام ضرایب مکش با افزایش سرعت باد، حداکثر دامنه دینامیکی برج نیز افزایش پیدا خواهد کرد.



شکل (۱۰) الگوریتم تحلیل ارتعاشات در BModes [۵۴].

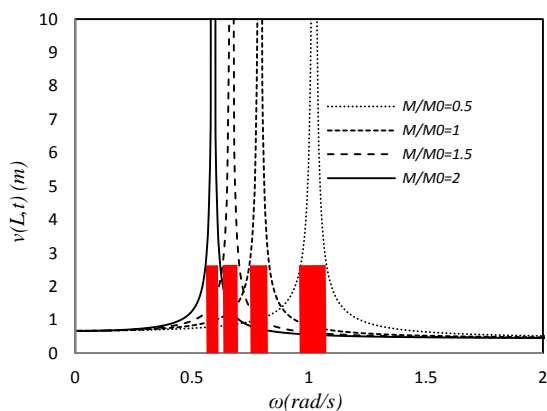
جدول (۱) مقایسه نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال با نتایج حاصل از روش‌های MBD و FE.

FEM [۵۴]	MBD [۵۴]	TMM	فرکانس طبیعی (Hz)
BModes	ADAMS		
۰/۲۵۳۰	۰/۲۴۷۲	۰/۲۵۱۵	مود اول (F-A)
۱/۵۳۱۶	۱/۵۰۵۶	۱/۵۰۸۳	مود دوم (F-A)
۳/۰۸۷۴	۳/۱۷۸۸	۳/۲۰۰۲	مود سوم (F-A)
۶/۰۵۰۶	۶/۲۲۶۹	۶/۰۸۶۲	مود چهارم (F-A)
۱۱/۴۷۵۸	۱۱/۴۰۲۲	۱۱/۳۹۹۴	مود پنجم (F-A)

چنانچه در فرکانس طبیعی اول خطای روش ماتریس انتقال نسبت به روش اجزاء محدود ۰/۵۹ درصد و نسبت به روش دینامیک سیستم‌های چند عضوی در حدود ۱/۵۲ درصد است که میزان دقت بالای روش ماتریس انتقال علی‌رغم هزینه محاسباتی اندک را نشان می‌دهد.

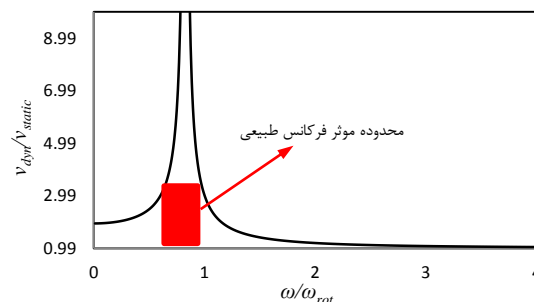
از طرفی با مقایسه نتایج حاصل از سه روش فوق می‌توان دریافت که اختلاف بین سه روش، در مودهای بالا روند چندان منظمی را طی نمی‌کند. چنانچه تا مود سوم، فرکانس‌های حاصل از روش ماتریس انتقال بزرگتر از نتایج حاصل از روش MBD می‌باشد و پس از آن این نتایج بالعکس می‌شود و در مقابل، نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال تا مود دوم کوچکتر از نتایج حاصل از روش اجزاء محدود بوده و پس از آن این نتایج بالعکس می‌شود. این اختلاف حتی بین نتایج حاصل از نرم‌افزار ADAMS و BModes نیز وجود دارد. دلیل این موضوع، استفاده از روش‌های عددی است که نرم‌افزار ADAMS و BModes از

با افزایش ضریب مکش حداکثر جابجایی کاهش پیدا خواهد کرد. همچنین با بررسی شکل (۱۴) می توان دریافت که نمودارهای ترسیم شده در شکل فوق با یکدیگر موازی نبوده و شیب آن ها با افزایش سرعت باد افزایش می یابد و لذا می توان نتیجه گرفت که در سرعت های بالاتر اثر ضریب مکش در حداکثر جابجایی دینامیکی برج بیشتر خواهد بود. گاهی به دلیل تعمیرات مجموعه ناسل و یا تعویض قطعات موجود در آن (تعویض گیربکس، تعویض ترمز و ...)، مقداری جرم ناسل تغییر می کند. با تغییر جرم ناسل، جرم مجموعه توربین باد نیز تغییر کرده و لذا فرکانس های طبیعی برج توربین باد و پاسخ برج توربین باد تحت نیروهای خارجی نیز تغییر خواهد کرد. در شکل (۱۵) به بررسی اثر تغییرات جرم ناسل در پاسخ برج توربین باد در سرعت باد ۱۵ متر بر ثانیه، ضریب مکش ۰/۱ و برای ضرایب جرم ۱/۵، ۱، ۱/۵ و ۲ پرداخته شده است. همانطور که از نمودار فوق مشخص است افزایش جرم ناسل موجب کاهش فرکانس طبیعی شده و لذا موجب می شود که برج توربین باد در فرکانس های پایین تری به تشدید برسد. از طرفی با مقایسه چهار نمودار رسم شده در شکل (۱۵) می توان دریافت که کاهش جرم ناسل موجب افزایش محدوده ی دریافت موثر فرکانس طبیعی خواهد شد و لذا کاهش جرم ناسل موجب افزایش خطر تشدید در برج توربین باد خواهد شد. در ادامه به تعیین پاسخ دینامیکی برج در یک توربین فراساحلی یک مگاواتی تحت نیروی متمرکز پرداخته شده و نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال با نتایج تحلیلی [۵۸] مورد مقایسه قرار گرفته است.

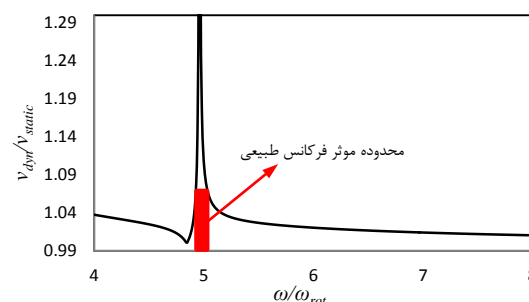


شکل (۱۵) اثر تغییرات جرم ناسل در پاسخ برج توربین باد.

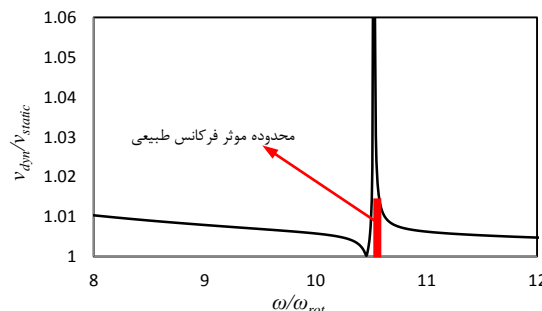
۱. نسبت جرم اولیه (M_0) به جرم ثانویه (M) را ضریب جرم می نامند.



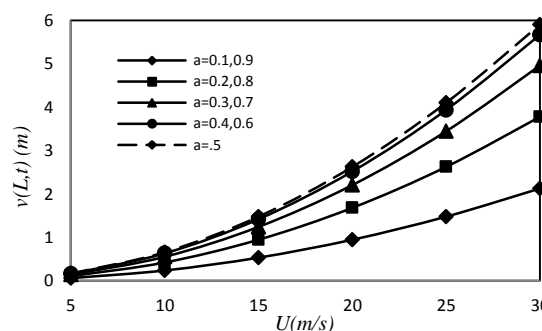
شکل (۱۱) تغییرات نسبت جابجایی دینامیکی انتهای برج بر حسب جابجایی استاتیکی در بازه فرکانس طبیعی اول.



شکل (۱۲) نحوه تغییرات نسبت جابجایی دینامیکی انتهای برج بر حسب جابجایی استاتیکی در محدوده فرکانس طبیعی دوم.



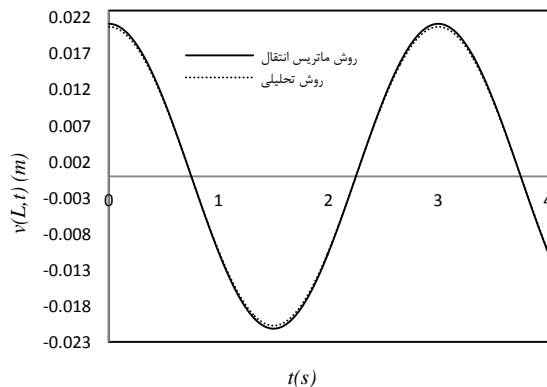
شکل (۱۳) نحوه تغییرات نسبت جابجایی دینامیکی انتهای برج بر حسب جابجایی استاتیکی در محدوده فرکانس طبیعی سوم.



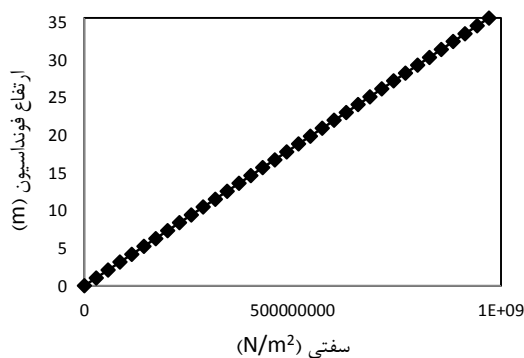
شکل (۱۴) رسم نمودار تغییرات جابجایی دینامیکی انتهای برج بر حسب تغییرات سرعت باد.

همچنین با افزایش ضریب مکش تا مقدار ۰/۵ حداکثر جابجایی دینامیکی برج نیز افزایش پیدا کرده و پس از آن

از فرکانس‌های واقعی بدست آمده و لذا استفاده از تکیه‌گاه گیردار موجب تعیین فرکانس‌های طبیعی با تقریب اضافه خواهد شد.



شکل (۱۶) مقایسه نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال با نتایج تحلیل [۵۸].



شکل (۱۷) سفتی معادل فونداسیون در مدل DS برای بستر ماسه با زاویه اصطکاک ۳۵ درجه.

جدول (۲) مشخصات فنی توربین بادی ۳ مگاواتی [۶۰].

مقدار	مشخصه	مقدار	مشخصه
۰/۰۴	ضخامت برج در انتها (m)	۷۲	ارتفاع برج (m)
۵	قطر سکو (m)	۲۲/۹	عمق آب (m)
۰/۰۷	ضخامت سکو (m)	۳۵/۶	ارتفاع فونداسیون (m)
۷۸۰۰	چگالی (kg/m ³)	۴/۲	قطر برج در پایه (m)
۲/۱ × ۱۰ ^{۱۱}	مدول الاستیسیته (N/m ²)	۴/۱	قطر برج در انتها (m)
۱/۳۵ × ۱۰ ^۴	ممان اینرسی ناسل (kg.m ²)	۰/۰۵	ضخامت برج در پایه (m)
		۱۰۴	جرم ناسل (ton)

جفری و همکارانش با در نظر گرفتن سطح مقطع ثابت و تکیه‌گاه صلب برای برج توربین باد و صرف نظر کردن از اثرات جرم افزوده آب، روشی تحلیلی برای تعیین پاسخ برج به نیروی متمرکز ارائه دادند [۵۸]. در [۵۸] مشخصات ابعادی و مشخصات نیروی تحریک آورده شده است. در شکل (۱۶) پاسخ دینامیکی انتهای برج برای هر دو روش ماتریس انتقال و روش تحلیلی در یک صفحه ترسیم شده است. همانطور که از شکل فوق مشخص است نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال توافق خوبی را با روش تحلیلی نشان می‌دهد و لذا می‌توان نتیجه گرفت که روش ماتریس انتقال در تحلیل پاسخ پایدار برج توربین باد تحت نیروهای متمرکز همچون نیروی تراست می‌تواند با دقت بالا مورد استفاده قرار گیرد و جایگزین روش‌های عددی همچون اجزاء محدود شود.

به عنوان مطالعه آخر، در این قسمت فرکانس‌های طبیعی یک توربین ۳ مگاواتی با استفاده از روش ماتریس انتقال محاسبه شده و نتایج حاصل با نتایجی که توسط موسسه تحقیقاتی^۱ FWO ارائه شده است مورد مقایسه قرار می‌گیرد. در [۵۹] نویسندگان با نصب چهار سنسور شتاب سنج و استفاده از نرم‌افزار تحلیل سیگنال، فرکانس‌های طبیعی برج توربین باد را استخراج کردند. مشخصات فنی این برج در جدول (۲) نمایش داده شده است.

شکل (۱۷) نیز سفتی معادل فونداسیون را نمایش می‌دهد. برای بررسی میزان اهمیت مدل‌سازی فونداسیون، فرکانس‌های طبیعی برج در دو حالت، یکی با در نظر گرفتن تکیه‌گاه ثابت (گیردار) برای برج و دیگری با استفاده از مدل DS محاسبه شده و نتایج حاصل در جدول (۳) آورده شده است. همانطور که از جدول فوق مشخص است میزان خطای روش ماتریس انتقال در مدل DS برای هر دو فرکانس اول و دوم در حدود ۶ درصد بوده و این درحالیست که برای مدل با تکیه‌گاه ثابت خطای نسبی در مود اول در حدود ۱۳ درصد و برای مود دوم در حدود ۲۵ درصد می‌باشد که این موضوع میزان صحت نتایج روش ماتریس انتقال را نشان می‌دهد.

از طرفی با بررسی مقادیر فرکانس طبیعی برای مدل تکیه‌گاه ثابت می‌توان دریافت که با در نظر گیری تکیه‌گاه برج به عنوان یک تکیه‌گاه گیردار، فرکانس‌های طبیعی برج بزرگتر

¹ Scientific Research Flanders

جدول (۳) مقایسه نتایج روش ماتریس انتقال و داده‌های تجربی [۱۵۹].

شماره	روش ماتریس انتقال با		روش ماتریس انتقال		داده‌های تجربی
	مدل تکیه گاه ثابت	مدل فونداسیون DS	خطای نسبی (درصد)	خطای نسبی (درصد)	
اول	۰/۴۰۸۴	۱۳/۱۳	۰/۳۳۹۲	۶/۰۳	۰/۳۶۱۰
دوم	۱/۹۴۰۶	۲۴/۳۹	۱/۶۴۴۸	۵/۴۳	۱/۵۶۰

۹- مراجع

- [1] Joselin Herbert, G. M., Iniyan, S., and Rajapandian, S. "A Review of Wind Energy Technologies, Renewable and Sustainable Energy", Vol. 11, pp. 1117-1145, 2007.
- [2] Manwell, J.F., McGowan, J.G. and Rogers, J.G. "Wind Energy Explained (Theory, Design and Application)", John Wiley & Sons, 2002.
- [3] "Data Sheet Offshore Wind Energy", The European Wind Energy Association (EWEA), 2010, [online], Available: www.ewea.com
- [4] Mostafaeipour, A. "Feasibility Study of Offshore Wind Turbine Installation in Iran Compared with The World", Renewable and Sustainable Energy, Vol. 14, pp. 1-22, 2010.
- [۵] خلیلی سامانی، مهرداد، موسوی زادگان، سید حسین، سایبانی، مصباح، امکان یابی استحصال انرژی از بادهای فراساحلی در خلیج فارس، سیزدهمین همایش صنایع دریایی، ۱۳۹۰.
- [۶] رزاقی کلجاهی، امیر، لطف‌اللهی یقین، محمد علی، بررسی نحوه عملکرد توربین های بادی پایه کششی در برابر نیروهای ثقلی محیطی و نحوه امکان افزایش کارایی مزرعه توربین های بادی فراساحلی در ناحیه جنوب شرقی دریای خزر، اولین همایش ملی انرژی‌های نو و پاک، ۱۳۹۲.
- [۷] رزاقی کلجاهی، امیر، لطف‌اللهی یقین، محمد علی، بررسی و ارزیابی امکان استفاده از گزینه‌های مختلف توربین های بادی فراساحلی باتوجه به شرایط محیطی و ژئوتکنیکی سواحل و دریا‌های ایران، اولین همایش ملی انرژی‌های نو و پاک، ۱۳۹۲.
- [8] Breton, S. P. and Moe, G. "Status, Plans and Technologies for Offshore Wind Turbines in Europe and North America", Renewable Energy, Vol. 34, pp. 646-654, 2009.
- [9] Van Bussel, G. J. W. and Zaaijer, M.B. "Reliability, Availability and Maintenance Aspects of Large Scale Offshore Wind Farms", Proceedings of MAREC: Newcastle, 2001.
- [10] Breton, S.P. and Moe, G. "Status, Plans and Technologies for Offshore Wind Turbines in Europe and North America, Renewable Energy", Vol. 34, pp. 646-654, 2009.

۷- نتیجه‌گیری

در این مقاله روش ماتریس انتقال به عنوان یک روش تحلیلی برای تعیین پاسخ پایا برج توربین بادی فراساحلی با سکوی ثابت تک شمع تحت نیروی تراست مورد استفاده قرار گرفت. برای این منظور، ابتدا به مدل‌سازی فونداسیون برج با استفاده از مدل DS 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. سپس نتایج روی چندین نمونه موردی برج توربین بادی فراساحلی استخراج گردید. در ادامه نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال با نتایج حاصل از روش اجزاء محدود و روش دینامیک سیستم‌های چند عضوی مورد مقایسه قرار گرفت. سپس به بررسی موارد موثر در پاسخ برج توربین باد از جمله تغییرات ضریب مکش، تغییرات سرعت باد و تغییرات جرم ناسل پرداخته شد و در نهایت برای بررسی میزان صحت روش ماتریس انتقال، نتایج حاصل با نتایج تحلیلی و نیز داده‌های تجربی مورد مقایسه قرار گرفت که توافق خوبی را نتایج تحلیلی نشان داد. از این مقایسه می‌توان نتیجه گرفت که در تحلیل ارتعاشی برج توربین باد تحت نیروهای متمرکز همچون نیروی تراست، روش ماتریس انتقال می‌تواند به عنوان یک روش تحلیلی جایگزین روش‌های عددی شود و با دقت بالا مورد استفاده قرار گیرد.

۸- پیوست

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

- [22] Kort, D. A. "The Transfer Matrix Method Applied to Steel Sheet Pile Walls", *International Journal of Numerical and Analytical Methods in Geo mechanics*, Vol. 27, pp.453-472, 2003.
- [23] Dawson, B. and Davies, M. "An Improved Transfer Matrix Procedure", *International Journal of Numerical Methods in Engineering*, Vol. 8, pp.111-117, 1974.
- [24] Tso, W. K. and Chan, P. C. K. "Static Analysis of Stepped Coupled Walls by Transfer Matrix Method", *Build Sci. Pergamon Press*, pp. 167-177, 1973.
- [25] Holzer, H., "Die Berechnung der Drehschwingungen", Springer, 1921.
- [26] Myklestad, N.O. "New Method of Calculating Natural Modes of Uncoupled Bending Vibrations of Airplane Wings and Other Types of Beams", *Aeronaut Science.*, Vol. 6, pp. 153-166, 1944.
- [27] Pestel, C. and Leckie, A. "Matrix Methods in Elastomechanics", McGraw Hill, New York, pp. 51-192, 1963.
- [28] Dai, H.L., Wang, L., Qian, Q. and Gan, J. "Vibration Analysis of Three-Dimensional Pipes Conveying Fluid with Consideration of Steady Combined Force by Transfer Matrix Method", *Applied Mathematics and Computation*, Vol. 219, pp. 2453-2464, 2012.
- [29] Orasanu, N. and Craifaleanu, A. "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, 2011.
- [30] Li, Q.S. and Jeary, A.P. "Free Vibration Analysis of Cantilevered Tall Structures under Various Axial Loads", *Engineering Structures*, Vol.22, pp.525-534, 2000.
- [۳۱] روحانی بسطامی، عباس، تحلیل ارتعاشات سیستم محور، یاتاقان و پوسته در یک توربین گازی، پایان نامه کارشناسی ارشد، دانشگاه صنعتی شریف، ۱۳۷۹.
- [32] Uhrig, R. "The Transfer Matrix Method Seen as one Method of Structural Analysis Among Others", *International Journal of Sound and Vibration*, Vol. 4, pp. 136- 148, 1966.
- [۳۳] فلاح، عباس، تحلیل ارتعاشات جانبی سیستم محرکه کشتی، پایان نامه کارشناسی ارشد، دانشگاه شریف، ۱۳۷۶.
- [۳۴] راغبی، مهدی، فرشیدیان فر، انوشیروان، بهبود روش ردیابی چندترک همزمان در تیر اویلر برنولی بر مبنای اندازه گیری فرکانسهای ارتعاشی تیر، نشریه علمی-پژوهشی مهندسی مکانیک ایران، سال دهم، شماره اول، ۱۳۸۷.
- [۳۵] بابابیک، محسن، تحلیل ارتعاشات سیستم روتور- یاتاقان با استفاده از روش ماتریس انتقال، پایان نامه کارشناسی ارشد، دانشگاه صنعتی شریف، ۱۳۸۲.
- [36] Meng, W., Zhangqi, W. and Huaibi, Z. "Analysis of Wind Turbine Steel Tower by Transfer
- [11] Kim, K. T. and Lee, C. W. "Structural Vibration Analysis of Large-scale Wind Turbines Considering Periodically Time-Varying Parameters", *13th World Congress in Mechanism and Machine Science*", pp. 1-9, 2011.
- [12] Chaoyang, F., Nan, W., Bol, Z. and Changzheng, C. "Dynamic Performance Investigation for Large-scale Wind Turbine Tower", *Proceedings of the Eighth International Conference on Electrical Machines and Systems*, Vol. 2, pp. 996-999, 2005.
- [13] Bazeos, N., Hatzigeorgiou, G. D., Hondros, I. D., Karamaneas, H., Karabalis, D. L. and Beskos, D. E. "Static, Seismic and Stability Analyses Of a Prototype Wind Turbine Steel Tower", *International Journal of Engineering Structures*", Vol. 24, pp. 1015-1025, 2002.
- [۱۴] صالحی قلعه ناظری، مهرداد، دولتشاهی پیروز، محرم، دقیق، محمد، تحلیل آیرودینامیکی و آنالیز سازه‌ای توربین بادی افق محور فراساحل در خلیج فارس، یازدهمین همایش صنایع دریایی، ۱۳۸۸.
- [15] Lavassas, I., Nikolaidis, G., Zervas, P., Efthimiou, E. I., Doudoumis, N. and Baniotopoulos, C. C. "Analysis and Design of the Prototype of a Steel 1-MW Wind Turbine Tower", *Engineering Structures*, Vol. 25, pp. 1097-1106, 2003.
- [16] He, Z., Jianyuan, X. and Xiaoyu, W. "The Dynamic Characteristics Numerical Simulation Of the Wind Turbine Generators Tower Based On The Turbulence Model", *International Conference on Industrial Electronics and Applications (ICIEA)*, pp.1301-1304, 2009.
- [17] Bush, E. and Manuel, L. "Foundation Models for Offshore Wind Turbines", *Aerospace Sciences Meeting Including The New Horizons Forum and Aerospace Exposition*, pp. 1-7, 2009.
- [18] Passon, P., Kühn, M., Butterfield, S., Jonkman, J. T. and Camp, T. J. "OC3 Benchmark Exercise of Aero-elastic Offshore Wind Turbine Codes, *Journal of Physics*", Conference Series 75, pp. 1-12, 2007.
- Chen, J. and Jiang, D. "Modal Analysis of Wind Turbine Tower", *World Non-Grid-Connected Wind Power and Energy Conference (WNWEC)*, pp.1-3, 2010.
- [19] Murtagh, P.J., Basu, B. and Broderick, B.M. "Simple Models for Natural Frequencies and Mode Shapes of Towers Supporting Utilities", *International Journal of Computers and Structures*", Vol. 84, pp. 1745-1750, 2004.
- [20] Maalawi, Y. "A Model for Yawing Dynamic Optimization of a Wind Turbine Structure", *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 49, pp. 1130-1138, 2007.
- [21] Wang, J., Qin, D. and Lim, T. "Dynamic Analysis of Horizontal Axis Wind Turbine by Thin-Walled Beam Theory", *International Journal of Sound and Vibration*, Vol. 325, pp. 3565-3586, 2010.

- Mechanica Solida Sinica, Vol. 24, pp. 510-518, 2011.
- [52] Parvanova, S. "Beams on Elastic Foundation", University of Civil Engineering and Geodesy Sofia, pp.111-125, 2011.
- [53] Bir, G. and Jonkman, J. "Modal Dynamics of Large Wind Turbines with Different Support Structures", International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, pp.1-11, 2008.
- [54] Petersen, B., Pollack, M., Connell, B., Greeley, D., Daivis, D. and Slavik, C. "Evaluate the effect of turbine period of vibration requirements on structural design parameters", Technical report. Applied physical sciences Corp, pp. 10-12, 2010.
- [55] Petzold, L. "Numerical Solution of Differential-Algebraic Equations", [online], Available: www.ms.csoftware.com/product/adams
- [56] Szczotka, M., Tengler, S. and Wojciech, S. "Numerical Effectiveness of Models and Methods of Integration of the Equations of Motion of a Car", Hindawi Publishing Corporation, Differential Equations and Nonlinear Mechanics, pp. 1-13, 2007.
- [57] Jafri, S., Eltaher, A. and Jukes, P. "Dynamics of Offshore Wind Turbines", Twenty-first International Offshore and Polar Engineering Conference, pp. 277-283, 2011.
- [58] Devriendt, C., Jordaens, P., Ingelgem, Y. V., Sitter, G. D. and Guillaume, P. "Monitoring of Resonant Frequencies and Damping Values of an Offshore Wind Turbine on a Monopile Foundation", Offshore Wind Infrastructure, 2012, [online], Available: <http://www.owi-lab.be>
- [59] "General Specification V90 – 3.0 MW Variable Speed Turbine", Item no. 950010.R1, 2004, [online], Available: <http://www.vestas.com>
- "Matrix Method", International Conference on Electrical Engineering (ICEET), pp. 526-529, 2009.
- [37] Meng, W. and Zhangqi, W. "The Vibration Frequencies of Wind Turbine Steel Tower by Transfer Matrix Method", Third International Conference on Measuring Technology and Mechatronics Automation, pp. 995-997, 2011.
- [38] "Guidelines for Design of Wind Turbines", Second Edition, Printed by Jydsk Centraltrykkeri, Denmark, 2002.
- [39] Stidworthy, D. and Carruthers, J. "Wind turbine wake modelling using ADMS, Risø DTU", National Laboratory for Sustainable Energy, 2011.
- [40] Lee, S. and Kim, H. "Analysis of aerodynamic characteristics on a counter-rotating wind turbine", International Journal of Applied Physics, Vol. 10, pp. S339-S342, 2010.
- [41] Gasch, R. and Tvele, J. "Wind Power Plants Fundamentals, Design", Construction and Operation, Second Edition, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2012.
- [42] Kwon, D. K. and Kareem, A. K. "Gust-front loading effects on wind turbine tower systems", Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, pp. 109-115, 2012.
- [43] Schaumann, P. and Boker, C. "Support Structures of Wind Energy Converters", Springer Wien New York, 2011.
- [44] Fischer, T. "Offshore Foundations and Support Structures, UpWind – Integrated Wind Turbine Design", Project No. 019945, 2010.
- [45] "Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms Working Stress Design", API Recommended Practice, 2A-WSD, 2000.
- [۴۶] صدرالسادات، سید محسن، زین الدینی، مصطفی، مقایسه روشهای جرم افزوده و آکوستیک در پیشبینی دهانه آزاد خطوط لوله فراساحل در هنگام زلزله، نشریه مهندسی دریا، شماره ۱۰، زمستان ۱۳۸۸، صفحه ۱۷ الی ۳۹.
- [47] Maniaci, C. and Li, Y. "Investigating the Influence of the Added Mass Effect to Marine Hydrokinetic Horizontal-Axis Turbines Using a General Dynamic Wake Wind Turbine Code", Oceans Conference, pp. 1-7, 2011.
- [48] "Free Spanning Pipelines", DNV, Recommended Practice: RP-F105, 2006.
- [49] Han, M., Benaroya, H. and Wei, T. "Dynamics of Transversely Vibrating Beams Using Four Engineering Theories", Journal of Sound and vibration, Vol. 5, pp. 935-988, 1999.
- [۵۰] فیض اله زاده، مهدی، تحلیل ارتعاشی برج توربین بادی فراساحلی با سکوی ثابت، پایان نامه کارشناسی ارشد، دانشگاه شهید بهشتی، صفحه ۳۰ الی ۳۲.
- [51] Zhang, Y., Liu, Y., Chen, P. and Murphy, K. D. "Buckling Loads and Eigen Frequencies of a Branched Beam Resting on Elastic Foundation", Acta