تحلیل دینامیکی برج توربین باد تحت نیروی تراست به روش ماتریس انتقال

مهدی فیض‌اله‌زاده[۱]، محمد جواد محمودی[۲]

تاریخ دریافت مقاله:
۹۴/۱۱/۱۸

تاریخ پذیرش مقاله:
۹۵/۳/۵

چکیده:

تحلیل آیرودینامیکی برج توربین باد تحت نیروی دینامیکی تراست یکی از مراحل مهم در طراحی برج توربین باد است که عموما با استفاده از روش اجزاء محدود انجام می‌گیرد. روش اجزاء محدود اگرچه از دقت بالایی برخوردار است، اما بسته به مدلسازی فونداسیون و مدلسازی تغییرات نیروی محوری می‌تواند حجم محاسبات را به شکل قابل توجهی افزایش دهد. در این مقاله برای کاهش حجم محاسبات و افزایش سرعت تحلیل، به جای استفاده از روش اجزاء محدود، از روش ماتریس انتقال استفاده شده است. برای این منظور، فونداسیون توربین باد با استفاده از مدل CS، مدلسازی شده و روابط مورد نیاز جهت تعیین پاسخ نیروی تراست استخراج شده و سپس در چندین مطالعه موردی نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال با نتایج حاصل از روش تحلیلی و داده‌های تجربی مورد مقایسه قرار گرفته است که علیرغم هزینه محاسباتی اندک، توافق خوبی را با نتایج فوق نشان می‌دهد.

کلمات کلیدی:

نیروی تراست، روش ماتریس انتقال، برج توربین باد فراساحلی، مود ارتعاش، فرکانس طبیعی

۱) دانش آموخته کارشناسی ارشد مهندسی مکانیک، دانشگاه شهید بهشتی (نویسنده مسئول) feyzollahzade@gmail.com
۲) استادیار دانشکده مهندسی مکانیک و انرژی، دانشگاه شهید بهشتی mj_mahmoudi@sbu.ac.ir

مقدمه

فناوری توربین‌های بادی فراساحلی در سال‌های اخیر رشد چشم‌گیری داشته است و بسیاری از کشورها همچون سوئد، دانمارک و نروژ طرح‌های بلند مدتی در جهت نصب و اجرای مزارع فراساحلی دارند. طرح مزارع بادی فراساحلی ابتدا در سال ۱۹۷۲ توسط هربرت[1] و به عنوان یک طرح تحقیقاتی ارائه شد [۱۹]. 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 در سواحل دانمارک احداث شد [۲۶]. سپس مزارع بادی دیگری در هلند، دانمارک، انگلستان و سوئد احداث گردیدند [۲]. در ایران نیز در چندسال اخیر تحقیقاتی در زمینه امکان سنجی و نصب توربین‌های فراساحلی انجام گردیده است [۲۸، ۴۱ و ۴۳] و تحقیقات انجام گرفته حاکی از آن است که سواحل خلیج فارس و دریای خزر پتانسیل نصب مزارع فراساحلی را داراست [۴۱، ۴۴].

تعیین پاسخ دینامیکی برج توربین باد تحت نیروهای خارجی یک از مراحل مهم در تحلیل تنش و تحلیل خستگی در طراحی سازه‌ای توربین‌های بادی است که باید کاملا دقیق انجام گیرد [۶]. مدلسازی نادرست برج موجب تعیین نادرست پاسخ برج و لذا تخمین نادرست تنش‌های وارده خواهد شد [۳۹]. 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 برج توربین‌های فراساحلی در شرایط سخت‌تری نسبت به توربین‌های ساحلی قرار داشته و لذا طراحی این برج‌ها باید با دقت بالا و کاملا دقیق انجام گیرد [۵]. در زمینه طراحی و مدلسازی برج توربین باد تاکنون تحقیقات زیادی انجام گرفته که عموما از روش اجزاء محدود بوده است [۲۰ و ۸].

بازیوس[2] و همکارانش به تحلیل استاتیکی، پایداری و کمانش در یک برج توربین بادی ۴۵۰ کیلوواتی با استفاده از روش اجزاء محدود پرداختند [۳]. صالحی و همکارانش نیز به تحلیل استاتیکی و تحلیل سازه‌ای برج توربین بادی فراساحلی در نرم‌افزار انسیس[3] تحت نیرو و گشتاورهای معادل حاصل از نیروی تراست ، با درنظر گرفتن تکیه‌گاه صلب برای برج و برای شرایط آب و هوایی خلیج فارس پرداختند [۴۶]. در [۲۳] تحقیقات دیگری به سرپرستی لاواسس[4] 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 به دست آوردند. در ادامه، هی[5] و جیانیون[6] پاسخ دینامیکی برج توربین باد را به

1) Herbert
2) Bazeos
3).Ansys
4) Lavassas
5) He
6) Jianyuan

ورودی جریان هوای توربولانس در نرم‌افزار انسیس به دست آوردند [۱۵]. بوش[1] و مانوئل[2] سه مدل برای فونداسیون برج توربین بادی فراساحلی با سکوی ثابت معرفی کردند و به بررسی مدل‌های ارائه شده در نرم افزار فست پرداختند و نشان دادند مدل فنر توزیع شده برای فونداسیون تک شمع، نسبت به مدل‌های دیگر از دقت بالاتری برخوردار است [۷]. در [۲۳] تحقیقات دیگری توسط پاسن[3] 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 نظریه ایری[4] و در نرم‌افزار فست[5] به دست آورند. 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 بروشنی خود را نشان می‌دهد [۹].

از طرف دیگر می‌توان به روش ماتریس انتقال اشاره کرد. روش ماتریس انتقال، روشی ساده و با دقت است که برای محاسبه فرکانس‌های طبیعی، گشتاور خمشی، نیروی برشی و ... در سازه‌ها مورد استفاده قرار می‌گیرد [۲۱، ۱۷، ۱۱ و ۳۷]. این روش در واقع تکمیل روشی است که هولزر[6] در سال ۱۹۲۱ برای بررسی ارتعاشات پیچشی محورها ارائه داد [۲۴]. پس از آن، میکل‌استد[7] روش هولزر را با کمی تغییر برای ارتعاشات عرضی تیرها به کاربرد [۳۰]. پستل[8] و همکارانش محور تحقیقات خود را در بررسی و گسترش این روش قرار دادند و در نهایت، حاصل تحقیقاتشان را در [۲۴] به چاپ رساندند. دای[9] و همکارانش با استفاده از این روش به بررسی ارتعاشات دوبعدی و سه‌بعدی در شبکه‌های انتقال پرداختند [۱۰]. اراسانیو[10] و همکارانش فرکانس‌های طبیعی یک تیر با سطح مقطع ثابت و با جرم متمرکز نقطه‌ای را به دست آوردند و نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال را با داده‌های تجربی و روش اجزاء محدود مقایسه کردند و نشان دادند برای تیر با جرم متمرکز، روش ماتریس انتقال نسبت به روش اجزاء محدود از دقت بالاتری برخوردار است [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 [۲۵و ۲۸]. در روش ماتریس انتقال، مرتبه ماتریس مورد نیاز برای تعیین معادله مشخصه نسبت به روش اجزاء محدود بسیار کوچکتر است [۲۷، ۴۵]. 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 [۳۸] و بنابراین، استفاده از این روش موجب کاهش حجم محاسبات و افزایش سرعت تحلیل

1) Bush
2) Manuel
3) Passon
4) Airy wave theory
5) Fast
6) Holzer
7) Myklestad
8) Pestel
9) Dai
10) Orasanu

خواهد شد. همچنین ابعاد ماتریس انتقال مستقل از تعداد المان‌ها، همواره مقداری ثابت دارد و لذا نوشتن برنامه‌های رایانه‌ای موردنظر برای این روش نسبت به روش اجزاء محدود بسیار ساده تر است [۴۷، ۴۲]. از طرفی، روش ماتریس انتقال به عنوان یک روش تحلیلی مورد استفاده قرار می‌گیرد و این روش منابع خطاهای دیگر روش اجزاء محدود بغیر از گسسته‌سازی را شامل نمی‌شود و لذا نسبت به روش اجزاء محدود از دقت بالاتری برخوردار خواهد بود [۴۰].

با توجه به مطالب بیان شده و مزایای موجود در روش ماتریس انتقال، در این مقاله با استفاده از روش ماتریس انتقال به ارائه روشی تحلیلی جهت تعیین پاسخ برج توربین باد تحت نیروی تراست و با درنظر گرفتن نیروی محوری متغیر در برج و مدلسازی فونداسیون برج به عنوان یک فونداسیون الاستیک پرداخته شده است. برای این منظور، در ادامه ابتدا نیروی تراست و موارد موثر در آن معرفی می‌شود. سپس فونداسیون برج توربین باد با استفاده از مدل فنر معادل کوپل (CS) مدلسازی شده و با گسسته‌سازی برج توربین باد، روابط لازم جهت تعیین پاسخ برج توربین باد استخراج شده و در نهایت، چندین مطالعه موردی بررسی شده و نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال با نتایج تحلیلی و داده‌های تجربی مورد مقایسه قرار می‌گیرد.

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 به وجود آمدن نیرویی در جهت جریان باد می‌شود که نیروی تراست[۱] نامید می‌شود. با استفاده از رابطه برنولی می‌توان نیروی تراست را مطابق رابطه (۱) به دست آورد [۱]:

$$F_{Trust} = 2\rho A_T U_\infty^2 a(1-a) \qquad (۱)$$

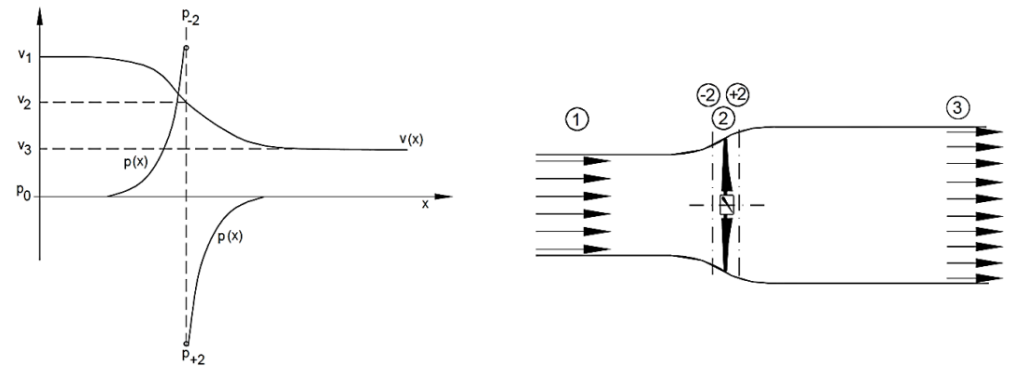
که در این رابطه ρ چگالی هوا، A_T مساحت سطح جاروب شده توسط پروانه‌ها، U سرعت در بالادست جریان و a ضریب مکش هوای محوری[۲] می‌باشد که به صورت رابطه (۲) تعریف می‌شود:

$$a = \frac{U_\infty - V_2}{U_\infty} \qquad (۲)$$

با داشتن ضریب تراست (C_T) می‌توان ضریب مکش را به صورت رابطه (۳-الف) به دست آورد [۳۶]:

1) Thrust
2) Axial induction factor

$$a=\begin{cases}\frac{1}{2}\left(1-\sqrt{1-C_T}\right) & C_T\le 0.64\\ \frac{C_T-4a_c^2}{4(1-2a_c)} & C_T>0.64\end{cases} \qquad \text{(۳-الف)}$$



(ب) (الف)

شکل ۱) الف) نمایی از عبور جریان از انتهای برج، ب)تغییرات سرعت و فشار جریان در هنگام عبور از انتهای برج [۲۵]

که در رابطه فوق، a_c ضریب مکش مماسی[1] نام داشته و می‌توان مقدار آن را برابر با ۰/۲ درنظر گرفت [۳۶]. ضریب تراست نیز مقداری بین ۰ تا ۱ داشته و با افزایش سرعت کاهش پیدا می‌کند در شکل (۲) نمونه‌ای از تغییرات ضریب تراست برای یک توربین باد نمایش داده شده است. با استفاده از رابطه (۳-الف) مشخص است که ضریب تراست با ضریب مکش مرتبط است. ضریب تراست را می‌توان با استفاده از رابطه زیر به دست آورد [۳۶]:

$$C_T=\begin{cases}4a(1-a)\beta & a\le a_c\\ 4\left(a_c^{\,2}+(1-2a_c)a\right)\beta & a>a_c\end{cases} \qquad \text{(۳- ب)}$$

که در رابطه فوق، β ضریب فقدان پرانتل در انتها[2] نام دارد [۳۶].

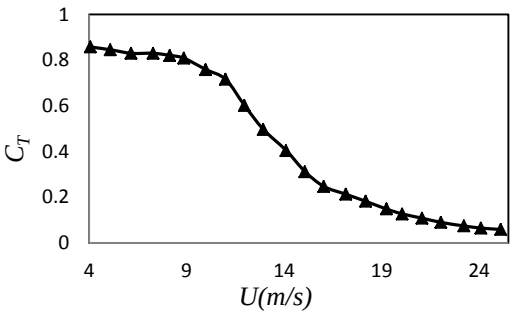
از رابطه (۱) مشخص است که نیروی تراست متناسب با تغییرات سرعت در بالادست جریان می‌تواند نیرویی دینامیکی و یا استاتیکی (شبه استاتیکی) باشد. بنابراین، در صورتی که سرعت جریان نوسانی باشد، نیروی تراست نیز نوسانی و در غیر این صورت، نیروی تراست یک نیروی استاتیکی خواهد بود [۳۶و۲۴]. سرعت جریان در حالت کلی یک تابع تصادفی است و

1) Tangential induction factor
2) Prandtl's Tip Loss Factor

محاسبه آن چندان آسان نخواهد بود اما با استفاده از تبدیل فوریه می‌توان تابع سرعت را به چندین تابع هارمونیک تبدیل کرد و سپس پاسخ برج را به هریک از مولفه‌ها به دست آورد و در نهایت، با استفاده از جمع آثار پاسخ کلی را به دست آورد. در این حالت یکی از مولفه‌های سرعت را می‌توان به صورت زیر نمایش داد [۱۴]:

$$U_{t,n} = \sin\left(\frac{2\pi}{T_n}t\right) \quad (۴)$$

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



شکل ۲) تغییرات ضریب تراست برحسب سرعت جریان در بالادست [۳۶]

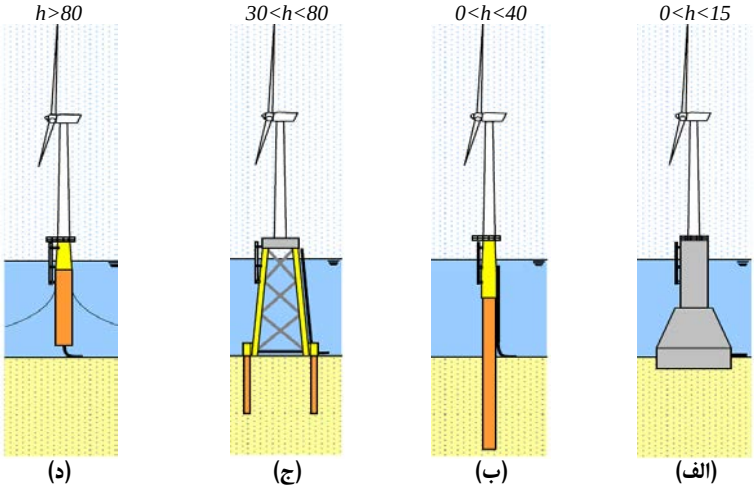
سکوی نگه‌دارنده در توربین های بادی فراساحلی

متناسب با عمق آب، ابعاد توربین و موقعیت نصب، مدل‌های مختلفی از سکوی نگه‌دارنده در توربین‌های فراساحلی مورد استفاده قرار می‌گیرد [۲۲]. در شکل (۳) مدل‌هایی از سکوهای نگه دارنده توربین‌های بادی فراساحلی نمایش داده شده است. فونداسیون‌های وزنی ساده‌ترین سکوی نگه‌دارنده در توربین‌های فراساحلی به شمار 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 [۲۲].

در صورتی که عمق آب از ۱۵ متر بیشتر باشد، استفاده از فونداسیون‌های وزنی چندان مناسب نبوده و در این حالت از سکوهای تک شمع استفاده می‌شود. سکوهای تک شمع از لوله‌های فولادی با قطر ۳/۵ تا ۶ متر ساخته می‌شوند و در اعماق ۱۰ تا ۴۰ متری نصب می‌شوند. سکوهای تک شمع بسیار ساده هستند و نیازمند فناوری چندان پیشرفته‌ای نیستند. همچنین نصب این سکوها نیازمند شرایط خاصی نبوده و تنها یک حفاری در سطح دریا برای نصب آن کافی است. این مزیت‌ها موجب شده تا سکوهای تک شمع به فراوانی در مزارع بادی مورد استفاده قرار گیرد [۲۲].

در اعماق بالاتر، استفاده از سکوهای تک‌شمع موجب افزایش قیمت تمام شده خواهد شد و در این حالت از سکوهای ژاکت استفاده می‌شود. در مقایسه با سکوهای تک شمع، در اعماق بالا، سکوی ژاکت از ۴۰ تا ۵۰ درصد فلز کمتری ساخته می‌شوند و لذا هزینه تمام شده آنها نسبت به سکوهای تک شمع کمتر است [۲۲].

با افزایش عمق آب، ابعاد سکوهای ژاکت بطور چشمگیری افزایش یافته و در اعماق بیشتر از ۸۰ متر استفاده از سکوهای ژاکت غیراقتصادی خواهد بود. در این حالت می‌توان از سکوهای شناور استفاده کرد. این سکوها روی آب در حالت شناور قرار دارند و برای جلوگیری از جابجایی زیاد توربین باد، آنها را با کابل به بستر دریا نصب می‌کنند. توربین‌های شناور نیازمند تجهیزات پیشرفته کنترلی هستند و همین موضوع موجب شده است که نسبت به سکوهای ثابت کمتر مورد استفاده قرار گیرند [۲۲].



شکل۳) الف) فونداسیون وزنی، ب) سکوی تک شمع، ج) سکوی ژاکت، د) سکوی شناور [۲۲]

تحقیقات انجام گرفته در سال‌های اخیر نشان می‌دهد که سواحل خلیج فارس پتانسیل نصب توربین‌های فراساحلی را داراست [۴-۷]. از طرفی، عمق آب در نقاط مختلف خلیج نیز در حدود ۲۰ تا ۴۰ متر متغیر است [۴۴] و لذا به نظر می‌رسد توربین‌های فراساحلی با سکوی تک شمع گزینه مناسبی برای اجرای طرح مزارع بادی در منطقه خلیج‌فارس باشند. بنابراین، در این مقاله، سکوی‌های تک شمع جهت تعیین پاسخ برج مورد مطالعه قرار گرفته است.

مدلسازی سکوی تک شمع در توربین‌های فراساحلی

فونداسیونی که برج‌های فراساحلی روی آن نصب می‌شود نسبت به خشکی نرم‌تر هستند و لذا مدلسازی فونداسیون برج‌های فراساحلی نسبت به برج‌های ساحلی باید با دقت بالاتری انجام گیرد. یکی از مدل‌هایی که استاندارد API[1] برای فونداسیون تک شمع معرفی می‌کند مدل فنر معادل کوپل[2](CS) می‌باشد. در این مدل، فونداسیون توربین باد به شکل یک سری فنر خمشی و فنر عرضی مدلسازی می‌شود. برای تعیین ضرایب سختی معادل فونداسیون، بخشی از فونداسیون که داخل زمین است بعنوان یک تیر یک‌سر گیردار مدلسازی شده و سختی معادل فونداسیون با اعمال نیروی خارجی F و گشتاور خارجی M به دست می‌آید. در این حالت، جابجایی و شیب در انتهای تیر به صورت زیر به دست می‌آید:

$$\begin{aligned} &\frac{l^3}{3EI}\cdot F+\frac{l^2}{2EI}\cdot M=v \\ &\frac{l^2}{2EI}\cdot F+\frac{l}{EI}\cdot M=\theta \end{aligned} \tag{۵}$$

که رابطه فوق را می‌توان به شکل رابطه ماتریسی (۲) نمایش داد:

$$\begin{bmatrix} \frac{l^3}{3EI} & \frac{l^2}{2EI} \\ \frac{l^2}{2EI} & \frac{l}{EI} \end{bmatrix}\begin{bmatrix} F \\ M \end{bmatrix}=\begin{bmatrix} v \\ \theta \end{bmatrix} \tag{۶}$$

و با استفاده از رابطه فوق سختی معادل فونداسیون با استفاده از رابطه (۳) محاسبه می‌شود:

$$\begin{bmatrix} k_{u,F} & k_{u,M} \\ k_{\theta,F} & k_{\theta,M} \end{bmatrix}=\begin{bmatrix} \frac{12EI}{l^3} & -\frac{6EI}{l^2} \\ -\frac{6EI}{l^2} & \frac{4EI}{l} \end{bmatrix} \tag{۷}$$

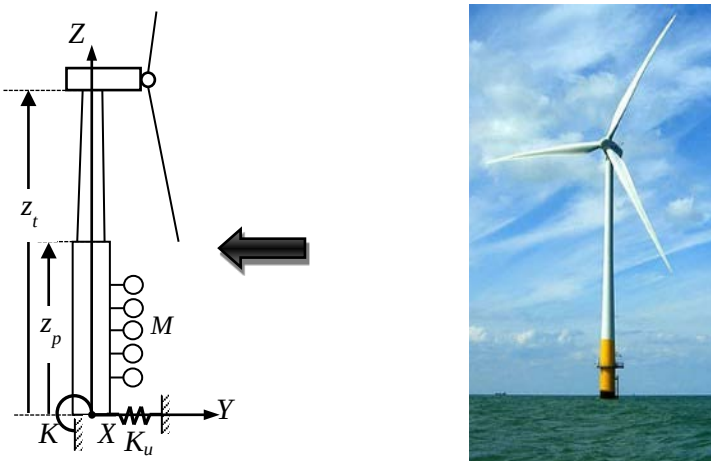
معادلات حرکت

در مدل CS، برج توربین باد مطابق شکل (۴ب)، تبدیل به یک تیر با سطح مقطع متغیر می‌شود که از دو قسمت اصلی تشکیل شده است. قسمت اول یک تیر با سطح مقطع ثابت بوده که تحت نیروی محوری متغیر قرار دارد و تعدادی جرم متمرکز (افزوده) به خاطر قرارگیری سکو در آب به آن متصل شده است. قسمت دوم برج توربین باد می‌باشد که سطح مقطع آن در حال تغییر است و در انتهای آن یک جرم متمرکز و صلب قرار دارد. در این حالت، معادله دیفرانسیل حرکت با استفاده از نظریه اویلر برنولی به شکل رابطه (۸) به دست می‌آید:

1) American Petroleum Institute
2) coupled springs

$$\begin{cases} EI\dfrac{\partial^4 v(z,t)}{\partial z^4}+P(z)\dfrac{\partial^2 v(z,t)}{\partial z^2}+\rho A\dfrac{\partial^2 v(z,t)}{\partial t^2}+\sum_{i=1}^{p}M_i\dfrac{\partial^2 v(z,t)}{\partial t^2}\delta(z-z_i)=0 & 0<z<z_p \\ EI(z)\dfrac{\partial^4 v(z,t)}{\partial z^4}+P(z)\dfrac{\partial^2 v(z,t)}{\partial z^2}+\rho A(z)\dfrac{\partial^2 v(z,t)}{\partial t^2}=0; & z_p<z<z_t \end{cases} \quad (۸)$$

در رابطه فوق، معادله اول، معادله دیفرانسیل حرکت سکو و معادله دوم معادله دیفرانسیل حرکت برج می‌باشد. و در روابط فوق، vجابجایی عرضی المان در جهتY، EI سفتی خمشی برج، ρ چگالی برج، A سطح مقطع المان، P نیروی محوری در المان، M_i جرم افزوده نقطه‌ای و $\delta(z)$ تابع دلتا می‌باشد.



(ب) (الف)

شکل٤) الف) نمایی از برج توربین بادی فراساحلی، ب) مدل‌سازی فونداسیون برج با مدل CS

تشکیل ماتریس انتقال

برای مدلسازی به روش ماتریس انتقال، برج توربین باد و سکوی نگهدارنده به n تعداد المان استوانه‌ای با سطح مقطع ثابت گسسته می‌شود. در این حالت، معادله دیفرانسیل حرکت با درنظر گرفتن نیروی محوری ثابت برای هریک از المان‌ها به صورت زیر تبدیل می‌شود:

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

که در آن، با توجه به شکل (۵) z محور مختصات در راستای طول المان می‌باشد. با استفاده از روش جدایی متغیرها جواب مربوط به بعد مکانی را می‌توان به شکل رابطه (۱۰) نمایش داد:

$$v(z)=C_1\cosh s_1 z+C_2\sinh s_1 z+C_3\cos s_2 z+C_4\sin s_2 z \quad (۱۰)$$

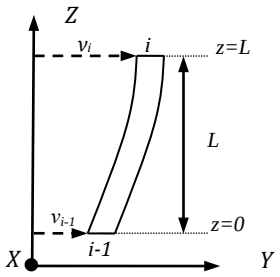
که پارامترهایs_1 و s_2 به شکل رابطه (۱۱) تعریف می‌شوند:

$$s_1^2, s_2^2 = -\frac{P}{2EI} \pm \left(\frac{P^2}{4E^2I^2} + \frac{\rho A \omega^2}{EI} \right)^{1/2} \tag{۱۱}$$

و در نهایت، با مشتق گیری از رابطه (۱۰) می‌توان شیب θ، گشتاور خمشی M و نیروی برشی V را برای هر المان از برج به صورت رابطه (۱۲) به دست آورد:

$$\begin{aligned} \theta &= \frac{\partial v}{\partial z} = t_{21}C_1 + t_{22}C_2 + t_{23}C_3 + t_{24}C_4 \\ M &= Pv + EI\frac{\partial^2 v}{\partial z^2} = t_{31}C_1 + t_{32}C_2 + t_{33}C_3 + t_{34}C_4 \\ V &= \frac{\partial M}{\partial z} = t_{41}C_1 + t_{42}C_2 + t_{43}C_3 + t_{44}C_4 \end{aligned} \tag{۱۲}$$

که ضرایب t_{ij} در پیوست آورده شده است.



شکل ۵) المان iام

روابط بدست آمده در معادلات (۱۰) و (۱۲) را می‌توان به شکل ماتریسی به صورت رابطه (۱۳) نوشت:

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

و رابطه فوق را می‌توان به شکل رابطه (۱۲– الف) نمایش داد:

$$Z(x) = T(x).C \tag{۱۴}$$

که $z(x)$ بردار حالت، C بردار ضرایب ثابت و $T(x)$ ماتریس انتقال تابع می‌باشد. با تعیین ماتریس $T(x)$ ، ماتریس انتقال برای هریک از المان‌ها به صورت رابطه (۱۵) به دست می‌آید:

$$Z_i = T(L)\cdot T(0)^{-1}\cdot Z_{i-1} = \left[H\right]_T \cdot Z_{i-1} \tag{۱۵}$$

که $[H]$ ماتریس انتقال بین نقطه i و نقطه $i\text{-}1$ می‌باشد.

برای تشکیل ماتریس انتقال سکو، می‌توان از روش جرم افزوده گسترده به جای جرم افزوده نقطه‌ای استفاده کرد. در این حالت، معادله دیفرانسیل حرکت سکو برای هریک از المان‌های سکو به شکل رابطه (۱۶) تبدیل می‌شود:

$$EI\frac{\partial^4 v(z,t)}{\partial z^4} + P\frac{\partial^2 v(z,t)}{\partial z^2} + \left(\rho A + C_a\rho_w A_a\right)\frac{\partial^2 v(z,t)}{\partial t^2} = 0 \tag{۱۶}$$

که در رابطه فوق، C_a ضریب جرم افزوده می‌باشد. با استفاده از روش جدایی متغیرها جواب بعد مکانی رابطه (۱۶) را می‌توان به شکل رابطه (۱۷) نمایش داد:

$$v(z) = C_1\cosh\lambda_1 z + C_2\sinh\lambda_1 z + C_3\cos\lambda_2 z + C_4\sin\lambda_2 z \tag{۱۷}$$

که پارامترهای λ_1 و λ_2 به شکل رابطه (۱۷– الف) تعریف می‌شوند:

$$\lambda_1^2, \lambda_2^2 = -\frac{P}{2EI} \pm \left(\frac{P^2}{4E^2I^2} + \frac{\left(\rho A + C_a\rho_w A_a\right)\omega^2}{EI}\right)^{1/2} \tag{۱۷}$$

برای درنظر گرفتن شرایط حاکم در انتهای برج و تکیه‌گاه الاستیک آن، می‌توان ماتریس انتقال در شرایط مرزی برج را به دو ماتریس میدان و ماتریس نقطه تجزیه کرد. برای برج توربین باد ماتریس میدان، ماتریسی است که در معادله (۱۵) به دست آورده شد و ماتریس نقطه با نوشتن معادلات تعادل برای جرم متمرکز و تکیه گاه الاستیک به دست می‌آید. در این حالت، با درنظر گرفتن نیروی $F_T = F_0\sin(\omega t)$ برای نیروی تراست و استفاده از معادلات تعادل می‌توان ماتریس نقطه برای المان nام، $U_{p,n}$ را به شکل رابطه (۱۸) به دست آورد:

$$U_{p,n} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -J\omega^2 & 1 & 0 & 0 \\ m\omega^2 & 0 & 0 & 1 & F_0\sin(\omega t) \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{۱۸}$$

همچنین ماتریس نقطه برای فونداسیون نیز با نوشتن معادلات تعادل به صورت زیر به دست می‌آید:

$$U_{p,1}=\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ k_{\theta,F} & k_{\theta,M} & 1 & 0 & 0 \\ -k_{u,F} & -k_{u,M} & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (۱۹)$$

با به دست آوردن ماتریس نقطه برای جرم متمرکز و تکیه‌گاه الاستیک و با استفاده از المان مشترک برای سکو و برج، ماتریس انتقال کل را می‌توان به شکل رابطه (۲۰) به دست آورد:

$$\begin{aligned} Z_n &= U_{p,n}[H]_{T,n}....[H]_{T,1}[H]_{p,n}....[H]_{p,1}U_{p,1}Z_1 \\ Z_n &= [H]_t Z_1 \end{aligned} \quad (۲۰)$$

اعمال شرایط مرزی

در انتهای آزاد ناسل، مقادیر V_n^t و M_n^t برابر با صفر است. همچنین در مدل CS تکیه‌گاه برج، یک تکیه‌گاه آزاد بوده و لذا گشتاور خمشی و نیروی برشی در تکیه‌گاه آزاد برابر با صفر بوده و رابطه بین بردار حالت در نقطه ۱ و در نقطه n به صورت رابطه (۲۱) به دست می‌آید:

$$\begin{bmatrix} v \\ \theta \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}_n = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} & a_{15} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} & a_{25} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} & a_{35} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} & a_{45} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v \\ \theta \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}_1 \quad (۲۱)$$

و از رابطه فوق می‌توان جابجایی و شیب را در ابتدا و انتهای برج به صورت زیر به دست آورد:

$$\begin{bmatrix} v_1 \\ \theta_1 \\ v_n \\ \theta_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & -1 & 0 \\ a_{21} & a_{22} & 0 & -1 \\ a_{31} & a_{32} & 0 & 0 \\ a_{41} & a_{42} & 0 & 0 \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} -a_{15} \\ -a_{25} \\ -a_{35} \\ -a_{45} \end{bmatrix} \quad (۲۲)$$

مطالعات موردی

در این قسمت به تعیین پاسخ دینامیکی یک توربین بادی ۵ مگاواتی تحت نیروی تراست پرداخته می‌شود و نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال با نتایج حاصل از تحقیقات پیشین مورد مقایسه و راستی‌آزمایی قرار خواهد گرفت. در جدول (۱) مشخصات ابعادی و سفتی معادل فونداسیون توربین بادی مورد مطالعه آورده شده است.

نیروی تراست در قسمت قبل به شکل رابطه $F_t = 2\rho A_T U_\infty^2 a(1-a)$ معرفی شد. برای تعیین نیروی تراست فرض می‌شود سرعت باد تنها دارای یک فرکانس اصلی است. هرچند در واقعیت معمولا سرعت باد حداقل دارای چندین فرکانس است، اما می‌توان بر مبنای روش بیان شده و استفاده از جمع آثار بسادگی پاسخ کلی را محاسبه کرد. لذا در این قسمت جهت ساده‌سازی تنها یک مولفه سینوسی برای سرعت باد در نظر گرفته می‌شود. در این حالت، در صورتی که سرعت در بالادست جریان به صورت رابطه $U = U_0 \sin(\omega t)$ درنظر گرفته شود، با قرار دادن 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 از رابطه ساده $\sin^2(\omega t) = \frac{1-\cos(2\omega t)}{2}$ استفاده می‌شود. با استفاده از رابطه فوق نیروی تراست تبدیل به دو قسمت خواهد شد:

$$\begin{cases} F_{T,s} = \rho A_T U_0^2 a(1-a) \\ F_{T,d} = -\rho A_T U_0^2 a(1-a)\cos(2\omega t) \end{cases} \tag{۲۳}$$

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 رابطه (۲۲) برای تعیین پاسخ دینامیکی و از ماتریس انتقال ارائه شده در [۳۵] برای تعیین پاسخ استاتیکی استفاده شده و در شکل (۶) پاسخ فرکانسی برج توربین باد به نیروی تحریک تراست به صورت 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 و میزان تغییرات تنش وارد بر برج در فرکانس‌های مختلف پرداخت. در شکل فوق، محور عمودی بیانگر لگاریتم نسبت دامنه دینامیکی برج به دامنه استاتیکی بوده و محور افقی نیز بیانگر نسبت دامنه تحریک به دور کاری توربین باد (۱۰ دور بر دقیقه) می‌باشند. نمودار فوق در محدوده‌ی فرکانس طبیعی اول تا سوم ترسیم شده است. با بررسی نمودار فوق می‌توان دریافت که با افزایش فرکانس تحریک، نسبت دامنه 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 دامنه استاتیکی به دینامیکی برابر با یک خواهد شد.

جدول ۱) مشخصات ابعادی و مصالح بکار رفته در توربین بادی ۵ مگاواتی

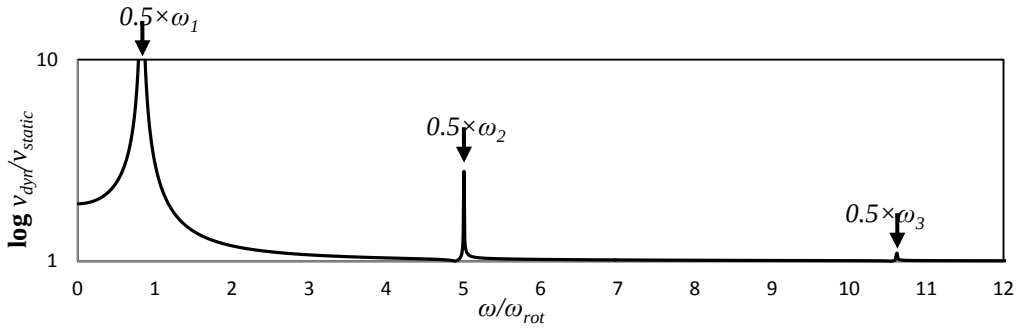
مشخصات (واحد)	مقدار	مشخصات (واحد)	مقدار
ارتفاع برج* (m)	۸۷/۶	ممان اینرسی ناسل I_{XX} ($Kg.m^2$)	$۲/۵۴\times۱۰^{۷}$
ارتفاع سکو** (m)	۲۰	ممان اینرسی ناسل I_{YY} ($Kg.m^2$)	$۴/۳۷\times۱۰^{۷}$
ارتفاع فونداسیون (m)	۳۶	ممان اینرسی ناسل I_{ZZ} ($Kg.m^2$)	$۲/۳۵\times۱۰^{۷}$
قطر برج در پایه (m)	۶	قطر گردش روتور (m)	۱۲۶
قطر برج در انتها (m)	۳/۸۷	ارتفاع هاب (m)	۹۰
قطر سکو (m)	۶	سختی معادل $k_{u,F}$ *** ($N.m^{-1}$)	$۲/۵۸\times۱۰^{۹}$
قطر فونداسیون (m)	۶	سختی معادل $k_{u,M}$ ($N.rad^{-1}$)	$-۲/۲۶\times۱۰^{۱۰}$
ضخامت ورق برج در پایه (m)	۰/۰۳۵	سختی معادل $k_{\theta,F}$ ($N.m.m^{-1}$)	$-۲/۲۶\times۱۰^{۱۰}$
ضخامت ورق برج در انتها (m)	۰/۰۲۵	سختی معادل $k_{\theta,M}$ ($N.m.rad^{-1}$)	$۲/۶۴\times۱۰^{۱۱}$
ضخامت ورق سکو (m)	۰/۰۶	مدول الاستیسیته برج ($N.m^{-2}$)	$۲/۱\times۱۰^{۱۱}$
ضخامت ورق فونداسیون (m)	۰/۰۶	مدول الاستیسیته سکو ($N.m^{-2}$)	$۲/۱\times۱۰^{۱۱}$
جرم مجموعه ناسل (Kg)	۲۴۰	مدول الاستیسیته فونداسیون ($N.m^{-2}$)	$۲/۱\times۱۰^{۱۱}$
جرم روتور (Kg)	۱۱۰	مدول الاستیسیته برج ($N.m^{-2}$)	$۲/۱\times۱۰^{۱۱}$
چگالی برج ($Kg.m^{-3}$)	۸۵۰۰	چگالی فونداسیون ($Kg.m^{-3}$)	۸۵۰۰
چگالی سکو ($Kg.m^{-3}$)	۸۵۰۰		

* مشخصات برج از [۱۳] آورده شده است.

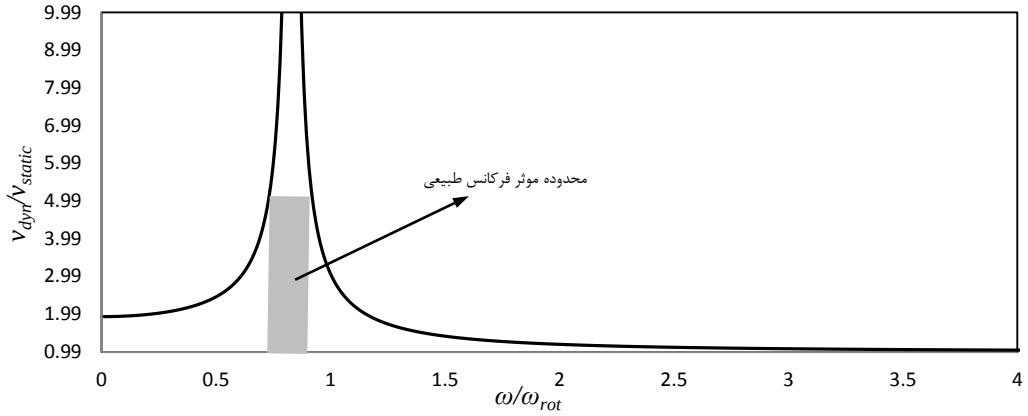
** مشخصات سکو و فونداسیون از [۱۳] آورده شده است.

*** مشخصات سختی معادل فونداسیون از [۴] آورده شده است.

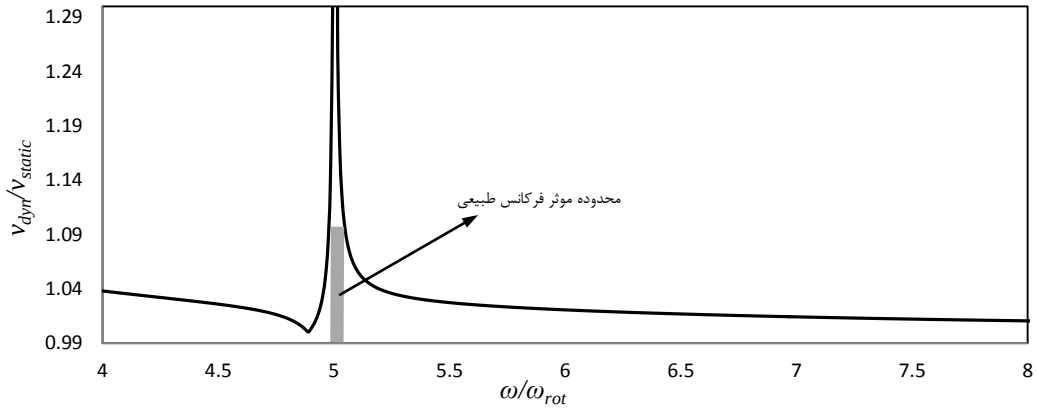
برای بررسی دقیق‌تر پاسخ فرکانسی در اشکال (۷) تا (۹) پاسخ فرکانسی برج در محدوده‌ی هریک از مودهای ارتعاشی به صورت مستقل در یک صفحه ترسیم شده است. با مقایسه نمودارهای ترسیم شده در اشکال فوق می‌توان دریافت که در مودهای بالا محدوده موثر فرکانس طبیعی که موجب افزایش دامنه می‌شود کاهش می‌یابد. بنابراین، تحریک برج توربین باد در محدوده مودهای پایین و بویژه مود اول از اهمیت بالایی برخوردار بوده و موجب ارتعاشات با دامنه‌ای بسیار بالاتر از مودهای دیگر خواهد شد.



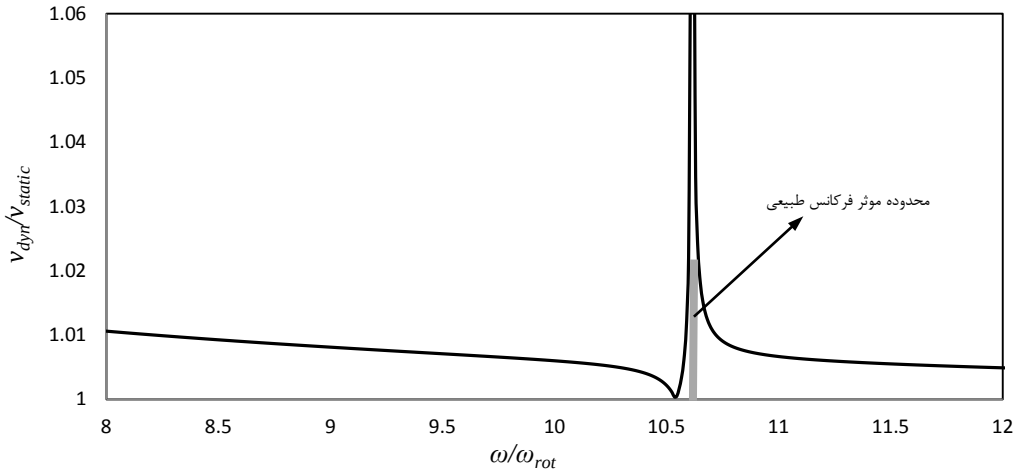
شکل ٦) لگاریتم نسبت جابجایی دینامیکی انتهای برج به جابجایی استاتیکی



شکل ۷) نسبت جابجایی دینامیکی انتهای برج به جابجایی استاتیکی در محدوده مود ارتعاشی اول

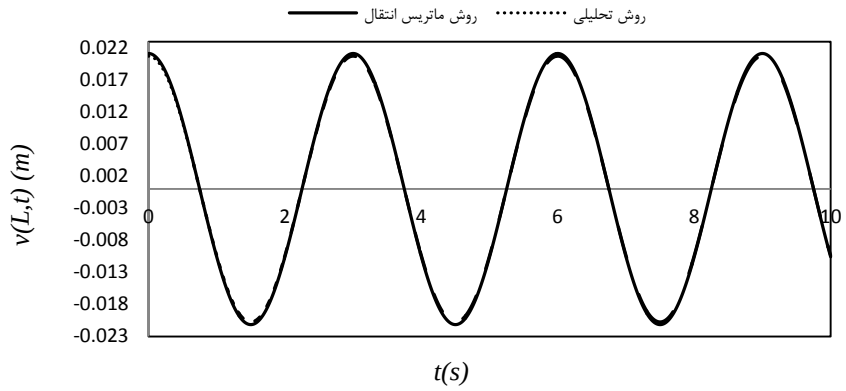


شکل ۸) نسبت جابجایی دینامیکی انتهای برج به جابجایی استاتیکی در محدوده مود ارتعاشی دوم



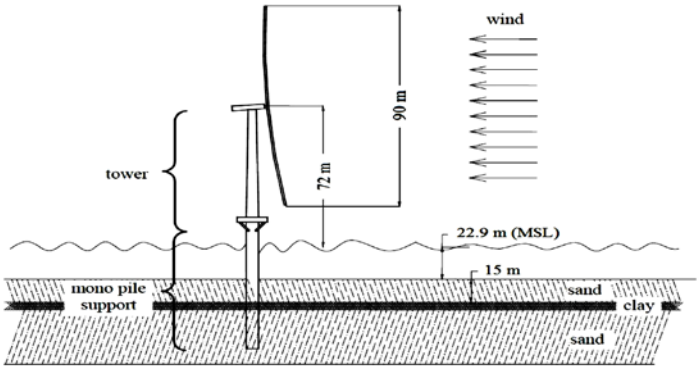
شکل ۹) نسبت جابجایی دینامیکی انتهای برج به جابجایی استاتیکی در محدوده مود ارتعاشی سوم

برای بررسی میزان دقت روش ماتریس انتقال در ادامه به تعیین پاسخ دینامیکی انتهای برج در یک توربین فراساحلی یک مگاواتی تحت نیروی متمرکز پرداخته شده و نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال با نتایج تحلیلی مورد مقایسه قرار گرفته است. نویسندگان در [۳۲] با درنظر گرفتن سطح مقطع ثابت برای برج و با درنظر گرفتن تکیه‌گاه صلب و صرف‌نظر کردن از اثرات جرم افزوده آب، روشی تحلیلی برای تعیین پاسخ برج به نیروی متمرکز ارائه دادند. در [۳۲] مشخصات ابعادی و مشخصات نیروی تحریک آورده شده است. در شکل (۱۰) 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 با روش تحلیلی ارائه شده در [۳۲] نشان می‌دهد و لذا می‌توان نتیجه گرفت که روش ماتریس انتقال در تحلیل پاسخ پایدار نیروی متمرکز، همچون نیروی تراست می‌تواند با دقت بالا مورد استفاده قرار گیرد.



شکل ۱۰) تعیین پاسخ انتهای برج تحت نیروی متمرکز

به منظور تایید نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال، در این قسمت به حل مثالی دیگر پرداخته و نتایج حاصل با داده-های تجربی برای یک توربین فراساحلی ۳ مگاواتی مقایسه خواهد شد. برای این منظور، در این بخش به تعیین فرکانس-های طبیعی در این توربین با استفاده از روش ماتریس انتقال پرداخته شده و نتایج حاصل با نتایج حاصل از [۱۸] مقایسه شده است. در مرجع فوق، نویسندگان با نصب چهار عدد سنسور شتاب سنج و استفاده از نرم‌افزار تحلیل سیگنال توانستند فرکانس‌های طبیعی را استخراج کنند. در شکل (۱۱) مشخصات ابعادی این برج آورده شده است.



شکل۱۱) مشخصات ابعادی برج ۳ مگاواتی Vesta [۱۸]

برای تحلیل به روش ماتریس انتقال، برج توربین باد به ۵۰ المان و سکوی برج نیز به ۳۰ المان تقسیم شده و فرکانس‌های طبیعی برج در دو حالت، یکی با درنظر گرفتن تکیه‌گاه ثابت برای برج و دیگری با استفاده از مدل CS محاسبه شده و نتایج حاصل در جدول (۲) 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 در حالی است که برای مدل با تکیه‌گاه ثابت خطای نسبی در مود اول در حدود ۹ درصد و برای مود دوم در حدود ۳۵ درصد می‌باشد و این اختلاف میزان اهمیت مدلسازی تکیه‌گاه برج‌های فراساحلی را نشان می‌دهد. همچنین این موضوع صحت روش ماتریس انتقال را نشان می‌دهند که با فرض مدل CS برای تکیه‌گاه برج، خطای حاصل کمتر از ۲ درصد برای فرکانس طبیعی اول خواهد بود. این میزان خطا هرچند عموما از نظر مهندسی قابل قبول است اما می‌توان برای افزایش دقت از مدل‌های دقیق‌تر فونداسیون همچون مدل فنر توزیع شده (DS)[1] و یا مدل تکیه‌گاه ثابت با طول معادل (AF)[2] استفاده کرد. مدل های فوق هرچند دقت بالاتری را نسبت به مدل CS فراهم می‌کنند، اما استفاده از آنها تنها زمانی امکان پذیر است که تمام اطلاعات فیزیکی مزرعه بادی در دسترس باشد. از طرفی، استفاده از این مدل‌ها بویژه مدل DS، حجم محاسبات را نسبت به مدل CS افزایش می‌دهد [۱۷].

1) Distributed Springs Model
2) Apparent Fixity Length Model

جدول۲) تعیین فرکانس‌های طبیعی توربین ۳ مگاواتی Vesta و مقایسه نتایج با داده‌های تجربی

شماره مود	روش ماتریس انتقال با تکیه گاه ثابت		روش ماتریس انتقال با مدل CS		داده‌های تجربی [٤٦]
	فرکانس طبیعی	خطای نسبی (درصد)	فرکانس طبیعی	خطای نسبی (درصد)	
مود اول	۰/۳۹۲۷	۸/۸۰	۰/۳۵۴۶	۱/۷۷	۰/۳۶۱۰
مود دوم	۲/۱۰۸۰	۳۵/۱۲	۱/۷۰۵۲	۹/۳۰	۱/۵۶۰

نتیجه‌گیری

در این مقاله، روش ماتریس انتقال برای تعیین پاسخ پایا برج توربین بادی فراساحلی با سکوی ثابت تک شمع تحت نیروی تراست ارائه شد. برای مدلسازی فونداسیون از مدل CS استفاده شد و 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 به دست آورده شد. سپس نتایج روی چندین نمونه موردی استخراج گردید و نتایج حاصل از روش ماتریس انتقال با روش تحلیلی و داده‌های تجربی مورد مقایسه قرار گرفت. نتایج مطالعات موردی انجام گرفته را می‌توان به صورت زیر طبقه‌بندی کرد:

۱. در فرکانس‌های بالای تحریک، دامنه نیروی دینامیکی تراست کاهش می‌یابد و مقداری نزدیک به صفر پیدا می‌کند. لذا تحریک برج توربین باد در فرکانس‌های پایین از اهمیت بیشتری نسبت به فرکانس‌های بالا برخوردار است.

۲. در مودهای بالا، محدوده موثر فرکانس طبیعی که موجب افزایش دامنه می‌شود کاهش می‌یابد. لذا تحریک برج توربین باد در محدوده مودهای پایین و بویژه مود اول از اهمیت بالایی برخوردار بوده و موجب ارتعاشات با دامنه‌ای بسیار بالاتر از مودهای دیگر خواهد شد.

۳. تکیه‌گاه برج توربین باد دارای سفتی معین بوده و استفاده از مدل تکیه‌گاه ثابت موجب افزایش چشم گیر خطا در نتایج خواهد شد.

منابع

[1] 2002. Guidelines for Design of Wind Turbines, Second Edition, Printed by Jydsk Centraltrykkeri, Denmark.

[2] 2010. Data Sheet Offshore Wind Energy, The European Wind Energy Association (EWEA). [online], Available: www.ewea.com

[3] 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, pp. 1015–1025.

[4] Bir, G. and Jonkman, J., 2008. "Modal Dynamics of Large Wind Turbines with Different Support Structures", Int. Con. on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, p.1-11.

[5] Breton, S.P. and Moe, 2009. G., "Status, Plans and Technologies for Offshore Wind Turbines in Europe and North America", Renewable Energy, Vol. 34, pp. 646-654.

[6] Breton, S.P. and Moe, G., 2009. "Status, Plans and Technologies for Offshore Wind Turbines in Europe and North America", Renewable Energy, Vol. 34, pp. 646-654.

[7] Bush, E. and Manuel, L., 2009. "Foundation Models for Offshore Wind Turbines", Aerospace Sciences Meeting Including The New Horizons Forum and Aerospace Exposition, pp. 1-7.

[8] Chaoyang, F., Nan, W., Bol, Z. and Changzheng, C., "Dynamic Performance Investigation for Large-scale Wind Turbine Tower", IEEE, pp. 996-999.

[9] Chen, J. and D. Jiang, 2010. "Modal Analysis of Wind Turbine Tower", IEEE.

[10] 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, pp. 2453–2464.

[11] Dawson, B. and Davies, M., 1974. "An Improved Transfer Matrix Procedure", International Journal of Numerical Methods in Engineering, Vol. 8, pp.111-117.

[12] Devriendt, C., Jordaens, P., Ingelgem, Y. V., Sitter, G. D, Guillaume, P., 2012. "Monitoring of resonant frequencies and damping values of an offshore wind turbine on a monopile foundation", Offshore Wind Infrastructure. [online], Available: http://www.owi-lab.be.

[13] Fischer, T., 2010. Offshore Foundations and Support Structures, UpWind – Integrated Wind Turbine Design, Project No. 019945.

[14] Gasch, R. and Twele, J., 2012. "Wind Power Plants Fundamentals, Design, Construction and Operation", Second Edition, Springer-Verlag Berlin Heidelberg.

[15] He, Z., Jianyuan, X. and Xiaoyu, W., 2009. "The dynamic characteristics numerical simulation of the wind turbine generators Tower Based On The Turbulence Model", Int. Con. on Industrial Electronics and Applications (ICIEA), pp.1301-1304.

[16] Holzer, H., "Die Berechnung der Drehschwingungen", Springer, 1921.

[17] Huang Y, Horng CD , 1999. "Analysis of torsional vibration systems by the extended transfer matrix method", ASME 250-255.

[18] afri, S., Eltaher, A. and Jukes, P., 2011. "Dynamics of Offshore Wind Turbines", Twenty-first Int. Offshore and Polar Engineering Con., pp. 277-283.

[19] Joselin Herbert, G.M., Iniyan, S., Sreevalsan, E., and Rajapandian, S., 2007. "A Review of Wind Energy Technologies", Renewable and Sustainable Energy, Vol. 11, pp. 1117-1145.

[20] 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, pp. 1-9.

[21] 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, pp.453-472.

[22] Kwon, D. K. and Kareem, A. K., 2012. “Gust-front loading effects on wind turbine tower systems”, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, pp. 109-115.

[23] Lavassas, I., Nikolaidis, G., Zervas, P., Efthimiou, E. I., Doudoumis, N. and Baniotopoulos, C. C., 2003. “Analysis and design of the prototype of a steel 1-MW wind turbine tower”, Engineering Structures, Vol. 25, pp. 1097–1106.

[24] Lee, S. and Kim, H., 2010. “Analysis of aerodynamic characteristics on a counter-rotating wind turbine”, International Journal of Applied Physics, Vol. 10, pp. S339–S342.

[25] Li, Q.S., Fang, J.Q and Jeary, A.P., 2000. “Free Vibration Analysis of Cantilevered Tall Structures under Various Axial Loads”, Engineering Structures, Vol. 22, pp. 525-534.

[26] Manwell, J.F., McGowan, J.G. and Rogers, J.G., 2002. Wind Energy Explained (Theory, Design and Application), John Wiley & Sons.

[27] Meng, W. and Zhangqi, W., 2011. “The Vibration Frequencies of Wind Turbine Steel Tower by Transfer Matrix Method”, Third International Conference on Measuring Technology and Mechatronics Automation, pp. 995-997.

[28] Meng, W., Zhangqi, W. and Huaibi, Z., 2009. “Analysis of Wind Turbine Steel Tower by Transfer Matrix Method”, International Conference on Electrical Engineering (ICEET), pp. 526-529.

[29] Mostafaeipour, A., 2010. “Feasibility Study of Offshore Wind Turbine Installation in Iran Compared with The World”, Renewable and Sustainable Energy, Vol. 14, pp. 1-22.

[30] Myklestad, N.O., 1944. “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.

[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] Passon, P., 2006. “Derivation and Description of the Soil-Pile-Interaction Model” , [online], Available: www.NWTC.View topic - Distributed Spring Model for Monopile.htm.

[33] Passon, P., Kühn1, M., Butterfield, S., Jonkman, J. T. and Camp, T. J., 2007. “OC3 Benchmark Exercise of Aero-elastic Offshore Wind Turbine Codes”, Journal of Physics, Conference Series 75, pp. 1-12.

[34] Pestel, C. and Leckie, A., 1963. Matrix Methods in Elastomechanics, McGraw Hill, New York, pp. 51-192.

[35] Schaumann, P. and Boker, C., 2011. Support Structures of Wind Energy Converters, Springer Wien New York.

[36] Stidworthy, D. and Carruthers, J., 2011. Wind turbine wake modelling using ADMS, Risø DTU, National Laboratory for Sustainable Energy.

[37] 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.

[38] Uhrig, R., 1966. “The Transfer Matrix Method Seen as one Method of Structural Analysis Among Others”, International Journal of Sound and Vibration, Vol. 4, pp. 136- 148.

[39] 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.

[۴۰] بابابیک، محسن، (۱۳۸۲)، تحلیل ارتعاشات سیستم روتور- یاتاقان با استفاده از روش ماتریس انتقال، پایان‌نامه کارشانسی ارشد، دانشگاه صنعتی شریف.

[۴۱] خلیلی سامانی، مهردا، موسوی زادگان، سید حسین، سایبانی، مصباح، (۱۳۹۰)، امکان یابی استحصال انرژی از بادهای فراساحلی در خلیج فارس، سیزدهمین همایش صنایع دریایی.

[۴۲] راغبی، مهدی، فرشیدیان‌فر، انوشیروان، (۱۳۸۷)، بهبود روش ردیابی چندترک همزمان در تیر اویلر برنولی برمبنای اندازه‌گیری فرکانسهای ارتعاشی تیر، نشریهٔعلمی-پژوهشی مهندسی مکانیک ایران، سال دهم، شماره اول.

[۴۳] رزاقی کلجاهی، امی، لطف اللهی یقین، محمد علی، (۱۳۹۲)، 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.

[۴۴] رزاقی کلجاهی، امی، لطف اللهی یقین، محمد علی، (۱۳۹۲)، 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.

[۴۵] روحانی بسطامی، عباس، تحلیل ارتعاشات سیستم محور، (۱۳۷۹)، یاتاقان و پوسته در یک توربین گازی، پایان‌نامه کارشناسی ارشد، دانشگاه صنعتی شریف.

[۴۶] صالحی قلعه ناظری، مهرداد، دولتشاهی پیروز، محرم، دقیق، محمد، (۱۳۸۸)، تحلیل آیرودینامیکی و آنالیز سازه‌ای توربین بادی افق محور فراساحل در خلیج فارس، یازدهمین همایش صنایع دریایی.

[۴۷] فلاح، عباس، (۱۳۷۶)، تحلیل ارتعاشات جانبی سیستم محرکه کشتی، پایان نامه کارشناسی ارشد، دانشگاه شریف.

پیوست: ضرایب t_{ij} در ماتریس انتقال تابع

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