

پارامترهای تأثیرگذار در رفتار لرزه‌ی پل‌های مورب با استفاده از مدل دینامیکی ساده شده

مهدی اسدپور (دانشجوی دکتری)

گروه مهندسی عمران، واحد علوم و تحقیقات، دانشگاه آزاد اسلامی، تهران، ایران

افشین کلانتری* (استادیار)

بزهنگاه بین‌المللی زلزله‌شناسی و مهندسی زلزله، تهران، ایران

مهندسی عمران شریف، بهار ۱۳۹۹ (۱۳۳۱-۲)
دوری ۲ - شماره ۱/۱، شماره ۱/۱، ص. ۳۳-۳۱

درک رفتار پل‌های مورب و پارامترهای مؤثر در مبنای آسیب‌پذیری آنها در حین تحریک‌های لرزه‌ی، اهمیت بسیار دارد. شناسایی پارامترهای تأثیرگذار در آسیب‌پذیری لرزه‌ی باعث خواهد شد تا طراح پل مورب بتواند در حین طراحی از جنبه‌های مختلف، شناخت صحیحی از انتخاب هندسه و توزیع عوامل ایجاد سختی در پل مورب داشته باشد. در پل‌های مورب با توجه به شرایط هندسی، برخی از مودهای ارتعاشی درگیر (Coupled) بوده و در شرایطی، دوران قابل توجه عرشه حول محور قائم در حین وقوع زمین لرزه مشاهده شده است. برای بررسی و به دست آوردن پارامترهای تأثیرگذار در غلبه‌ی مودهای دورانی در پل‌های مورب، در پژوهش حاضر از یک مدل سه‌بعدی سه درجه آزادی، که پیش از این ارائه و صحت‌سنجی شده، استفاده شده است. نتایج محاسبات عددی نشان می‌دهد پارامترهای تأثیرگذار در غالب شدن مود دورانی عبارت‌اند از: نسبت سختی عرضی به سختی طولی ستون‌ها، نسبت طول به عرض عرشه، نسبت جرم کل پل به جرم روسازه، نسبت سختی پیچشی هر ستون به حاصل ضرب مقدار سختی طولی آن ستون در مجذور عرض عرشه‌ی پل، نسبت برون‌محوری ستون‌ها از مرکز جرم به عرض عرشه، و زاویه‌ی تورب. در ادامه‌ی بررسی‌ها، یک مدل اجزاء محدود از پل بلوار فوت‌هیل ایجاد شده و مهم‌ترین پارامتر تأثیرگذار در رفتار لرزه‌ی پل‌های مورد نظر، که زاویه‌ی تورب است، بررسی شده است. نتایج به دست آمده نشان می‌دهند با افزایش زاویه‌ی تورب، دوران عرشه حول محور قائم بر مرکز جرم عرشه افزایش می‌یابد.

واژگان کلیدی: پل مورب بزرگراهی، مدل ساده‌ی پل مورب، آنالیز دینامیکی، مودهای دورانی، بسامدهای طبیعی.

mehdiasadpour46@yahoo.com
a.kalantari@iiees.ac.ir

۱. مقدمه

امروزه طراحی و ساخت سازه‌های بزرگراهی به صورت قابل توجهی با افزایش جمعیت در کلان‌شهرها و گسترش صنایع روبه افزایش است. پل‌ها به عنوان یکی از مهم‌ترین بخش‌های شبکه‌ی بزرگراهی، نقش مهمی در کاهش ترافیک در کلان‌شهرها دارند. لذا، حفظ سرویس‌دهی و کارایی پل‌های بزرگراهی در حین وقوع بحران، نظیر زلزله حیاتی است. رفتار دینامیکی پل‌های بزرگراهی در حین وقوع زلزله پیچیده و وابسته به خصوصیات دینامیکی پل‌ها، مانند شکل‌های ارتعاشی مودی و بسامدهای طبیعی متناظر است. بنابراین شناخت و درک تأثیر خصوصیات دینامیکی برای آنالیز لرزه‌ی پل‌های بزرگراهی بسیار پر اهمیت است. پل‌های مورب بزرگراهی به صورت مرسوم به عنوان پل‌های روگذر در تقاطع بزرگراه‌ها به خصوص در تقاطع‌های پیچیده و در مناطق

* نویسنده مسئول

تاریخ: دریافت ۱۳۹۶/۹/۷، اصلاحیه ۱۳۹۷/۱/۱۸، پذیرش ۱۳۹۷/۳/۱۳

DOI:10.24200/J30.2018.5373.2242

دریافت که زاویه‌ی تورب موجود و متعاقب آن همبستگی بین مودهای انتقالی و دورانی در حین زلزله، باعث به وجود آمدن پیچش لرزه‌یی در پل‌های مورب و در نتیجه، برخورد‌های بین دو عرشه و عرشه با کوله و بعضاً جدا شدن عرشه و سقوط آن می‌شود.^[۱۷،۱۶]

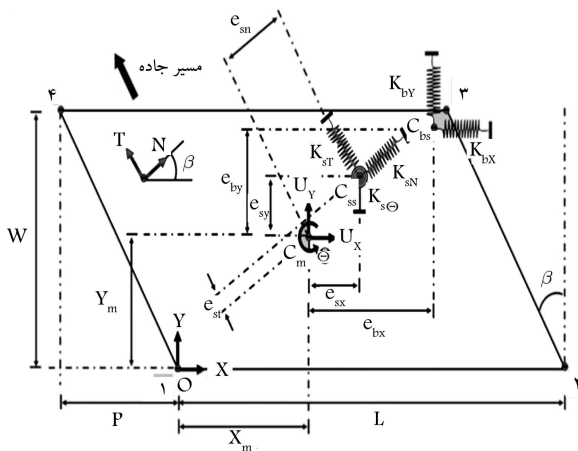
در مطالعه‌ی حاضر سعی شده است تا با استفاده از مدل ساده‌ی سه درجه آزادی، که مورد صحت‌سنجی نیز قرار گرفته است، شرایط غالب شدن مودهای دورانی که عمده‌ی آسیب‌پذیری پل‌های مورب حین تحریک لرزه‌یی نیز به سبب غالب شدن مودهای دورانی بوده و در مطالعات اخیر مد نظر قرار نگرفته است، بررسی شود؛ و در نهایت، تأثیر پارامترهای به دست آمده با استفاده از نرم‌افزار اجزاء محدود OpenSees و بر روی مدل نمونه‌ی پل مورب بلوار فوت هیل، بررسی و مقادیر پاسخ‌های تغییرمکانی و نیرویی با تغییر پارامترهای ذکر شده ارزیابی شود.

۲. معرفی مدل سه درجه آزادی و معادلات حرکت حاکم

۲.۱. مدل ساده‌ی دینامیکی

شکل ۱، مدل سه درجه آزادی پل مورب، که یک مدل متعارف از یک پل مورب بزرگراهی نامتقارن با عرشه‌ی پیوسته است، را نشان می‌دهد. در مدل ارائه شده، نقطه‌ی $O(0,0)$ مبدأ مختصات است. محورهای X و Y به ترتیب نشان‌دهنده‌ی محورهای طولی و عرضی هستند. محورهای N و T نیز از دوران در خلاف جهت عقربه‌های ساعت محورهای X و Y به مقدار زاویه‌ی تورب β نسبت به مبدأ مختصات به دست می‌آیند.

نقطه‌ی $C_m(X_m, Y_m)$ نیز مختصات مرکز جرم پل مورب نسبت به مبدأ مختصات است. همچنین U_X, U_Y و Θ درجات آزادی مدل هستند، که در مرکز جرم قرار داده شده‌اند. نقاط $C_{sb}(e_{bx}, e_{by})$ و $C_{ss}(e_{sx}, e_{sy})$ به ترتیب مرکز سختی روسازه و تکیه‌گاه‌های الاستمری نسبت به مرکز جرم هستند. مرکز سختی روسازه در مختصات NT با $C_{cc}(e_{sn}, e_{st})$ نشان داده شده است.^[۱۸] سختی زیرسازه با استفاده از فنر خطی انتقالی K_{sN} و K_{sT} و یک فنر خطی دورانی $K_{s\Theta}$ مدل شده است. به علاوه، سختی برشی تکیه‌گاه‌های الاستمری در روی دو کوله با استفاده از فنرهای خطی K_{bX} و K_{bY} که در آن $K_{bX} = K_{bY} = n_b k_b$ و تعداد جداسازهای الاستمری k_b سختی برشی هر یک از جداسازهای الاستمری



شکل ۱. مدل دینامیکی پل مورب بزرگراهی با عرشه‌ی پیوسته و سه درجه آزادی.^[۱۹]

کواشیمای^۶ و همکارش (۲۰۰۸)، برای بررسی تأثیر پیچش لرزه‌یی ایجاد شده در پایه‌های پل مورب حین تحریک لرزه‌یی در عملکرد پل‌های مورب، از یک مدل اجزاء محدود که قادر به لحاظ کردن اندرکنش بین پیچش و خمش در مدل‌سازی پایه‌های پل مورب باشد، استفاده کردند و نتیجه گرفتند که نیروی ضربه‌یی که موجب قفل شدن حرکت نشیمن‌گاه عرشه می‌شود، منجر به تحمیل پیچش زیادی بر پایه‌ی پل‌های مورب می‌شود.^[۲] همچنین آپیراکوراپینیت^۷ و همکاران (۲۰۱۱) با استفاده از مدل اجزاء محدود به بررسی تأثیر زاویه‌ی تورب در پاسخ غیرخطی پل‌های مورب و فقط تأثیر زاویه‌ی تورب در توزیع تنش در بدنه‌ی پل مورب نمونه پرداخته‌اند.^[۴] در ادامه در سال ۲۰۱۳، نیز در مطالعه‌ی جهت بررسی تأثیر زاویه‌ی تورب در جدا شدگی عرشه از بالشتک‌های الاستمری و در تغییرمکان ایجاد شده در عرشه‌ی پل‌های مورب ۱ و ۲ دهانه پرداخته و از زاویه‌ی تورب به عنوان عامل اصلی در همبستگی بین مودهای دورانی و انتقالی یاد کرده و رفتار پیچیده‌ی پل‌های مورب در حین تحریک لرزه‌یی به پارامتر زاویه‌ی تورب ربط داده شده است. هدف اصلی مطالعه‌ی مذکور، بررسی نسبی مؤلفه‌ی قائم زلزله، زاویه‌ی تورب و نوع تحریک لرزه‌یی در پاسخ تغییرمکانی روسازه‌ی پل مورب بوده است.^[۵] همچنین امجدیان و همکاران (۲۰۱۶)، یک مدل سه درجه آزادی از پل مورب جهت بررسی تأثیر ضربه‌ی ایجاد شده بین عرشه و کوله ارائه کردند و با بررسی تأثیر پارامترهای زاویه‌ی تورب، عرض درز بین عرشه و کوله (gap) و خروج از مرکزیت سختی در پاسخ لرزه‌یی پل‌های مورب نتیجه گرفتند که برخلاف پل‌های مستقیم، در پل‌های مورب ایجاد ضربه بین کوله و عرشه باعث افزایش دوران و تغییرمکان عرضی عرشه می‌شود.^[۶] در همان سال، مطالعاتی نیز جهت بررسی و برآورد ضربه‌ی ایجاد شده بین کوله و عرشه در حین تحریک لرزه‌یی و تأثیر آن در رفتار لرزه‌یی کلی پل مورب و افزایش تغییرمکان عرضی و دوران آن و در نتیجه، افزایش لنگر پیچشی اعمالی به پایه‌های پل مورب صورت گرفته است.^[۸،۷]

اگرچه استفاده از مدل اجزاء محدود در روند نهایی طراحی اجتناب‌ناپذیر است، با این حال طراحان پل می‌توانند از مدل ساده جهت تخمین خصوصیات مؤثر و کسب یک دیدگاه عمومی در رفتار دینامیکی سازه‌های مذکور بهره‌گیرند. روش‌های ساده شده‌ی نیز برای محاسبات لرزه‌یی سازه‌های بلند ارائه شده است.^[۹] همچنین در مورد پل‌های مورب بزرگراهی یک روش ساده با استفاده از یک مدل سه درجه آزادی سه‌بعدی توسط کلانتری و امجدیان (۲۰۱۰)،^[۱۰] ارائه شده است، که توانایی به دست آوردن شکل‌های مودی و بسامدهای سیستم را دارد. مزیت مدل معرفی شده آن است که قادر به انعکاس دادن همبستگی بین مودهای انتقالی و دورانی و همچنین زاویه‌ی تورب و خروج از مرکزیت سختی در مدل است؛ و این در حالی است که در مطالعات پیشین، مدل‌های ارائه شده قادر به لحاظ کردن زاویه‌ی تورب و همبستگی بین مودهای انتقالی و دورانی نبوده‌اند،^[۱۱-۱۵] و این امر باعث می‌شد بسامدهای طبیعی و شکل‌های مودی محاسبه شده با تقریب بالایی به دست آیند. فرض اساسی استفاده شده در روش مذکور این است که عرشه در حین تحریک لرزه‌یی صلب باقی می‌ماند و فقط در صفحه‌ی خود حرکت‌های انتقالی دارد؛ لذا از حرکت قائم آن صرف‌نظر شده است. اگرچه این فرض باعث عدم در نظر گرفتن برخی جنبه‌های دینامیکی موضوع، مانند تغییر شکل خارج از صفحه‌ی عرشه می‌شود، ولی برای بررسی اولیه و به دست آوردن یک سری روابط ساده جهت درک رفتار دینامیکی پیچیده‌ی پل‌های مورب با توجه به صحت‌سنجی مدل با روش اجزاء محدود فرض مذکور قابل قبول و منطقی بوده است.

با توجه به مطالعات صورت گرفته در مورد آسیب‌پذیری پل‌های مورب می‌توان

و برابر با شعاع ژیراسیون روسازه در اولین بخش از رابطه ۳ و M_{di} جرم عرشه در هر دهانه هستند. W به ترتیب طول و عرض عرشه در هر دهانه و P برابر با $W \times \tan \beta$ هستند و همچنین d_{zdi} فاصله شعاعی بین مرکز جرم عرشه در دهانه ی i و مرکز جرم پل است. در دومین بخش از رابطه ۳، M_{ci} برابر جرم تیر سرستون و L_{ci} و W_{ci} به ترتیب طول و عرض مقطع هر تیر سرستون در دهانه ی i هستند و همچنین d_{zci} فاصله شعاعی بین مرکز جرم تیر سرستون در هر دهانه با مرکز جرم پل است. همچنین فرض می شود که اتصال بین تیر سرستون و عرشه مستقیماً و بدون هیچ گونه استفاده از جداساز لرزه یی است. همان اینرسی دورانی سرستون ها در فرمول بندی لحاظ شده و این در حالی است که از همان اینرسی دورانی زیرسازه صرف نظر شده است. ماتریس سختی مدل ارائه شده به صورت رابطه ۴ تعریف می شود:

$$[K] = [K_s] + [K_b] \quad (4)$$

که در آن، $[K_s]$ و $[K_b]$ به ترتیب ماتریس سختی زیرسازه و جداسازهای الاستری هستند. برای تشکیل ماتریس سختی از روش تعادل مستقیم بیان شده در کتب دینامیک سازه ها استفاده شده است. [۱۹]، [۲۰]

با توجه به مراجع ماتریس سختی، جداسازهای الاستری به صورت رابطه ۵ تعریف می شوند:

$$[K_b] = n_b k_b \begin{bmatrix} 1 & 0 & -e_{by} \\ 0 & 1 & +e_{bx} \\ -e_{by} & +e_{bx} & e_{bx}^2 + e_{by}^2 \end{bmatrix} \quad (5)$$

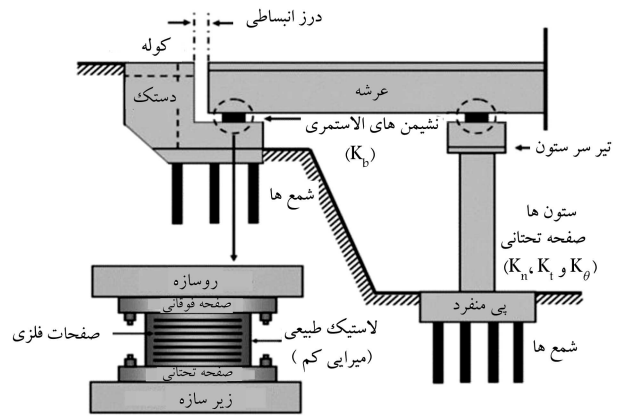
که در آن، e_{by} و e_{bx} به ترتیب خروج از مرکزیت سختی بالشتک های الاستری در جهت X و Y هستند و در نهایت ماتریس سختی روسازه نیز به صورت رابطه ۶ است:

که در آن K_{sXX} ، K_{sXY} و K_{sYY} از روابط ۷ به دست می آیند:

$$\begin{aligned} K_{sXX} &= K_{sN} \cos^2 \beta + K_{sT} \sin^2 \beta \\ K_{sYY} &= K_{sN} \sin^2 \beta + K_{sT} \cos^2 \beta \\ K_{sXY} &= \frac{1}{2} (K_{sN} - K_{sT}) \sin 2\beta \end{aligned} \quad (7)$$

همچنین K_{sN} ، K_{sT} و K_{Θ} از رابطه ۸ به دست می آیند:

$$\begin{aligned} K_{sN} &= \sum_{column} k_{ni} \\ K_{sT} &= \sum_{column} k_{ti} \\ K_{s\Theta} &= \sum_{column} [(y_{smi} - e_{sy}) \cos \beta \\ &\quad - (x_{smi} - e_{sx}) \sin \beta]^2 k_{ni} + [(x_{smi} - e_{sx}) \cos \beta \\ &\quad + (y_{smi} - e_{sy}) \sin \beta]^2 k_{ti} + K_{\Theta i} \end{aligned} \quad (8)$$



شکل ۲. شکل شماتیک از نمای یک پل مورب بزرگراهی با اجزاء سازه یی اصلی. [۱۹]

مدل شده اند. برای مقایسه با یک مدل واقعی، مدل شماتیک از پل مورب بزرگراهی با اعضای سازه یی اصلی در شکل ۲ مشاهده می شود.

۲.۲. معادلات حرکت حاکم

معادله ی حرکت برای مدل نشان داده شده در شکل ۱ به صورت رابطه ۱ نوشته می شود:

$$[M]\{\ddot{U}(t)\} + [C]\{\dot{U}(t)\} + [K]\{U(t)\} = -[M]\{\ddot{U}_g(t)\} \quad (1)$$

که در آن $\{U(t)\}$ ، $\{\dot{U}(t)\}$ و $\{\ddot{U}(t)\}$ به ترتیب بردار شتاب نسبی، بردار سرعت نسبی و بردار تغییر مکان نسبی ایجاد شده در درجه های آزادی سیستم پل مورب است. $\{\ddot{U}_g(t)\}$ بردار شتاب زمین است. همچنین ماتریس هل: $[M]$ ، $[K]$ و $[C]$ به ترتیب ماتریس های جرم، سختی و میرایی سیستم هستند. ماتریس جرم مدل سه درجه آزادی به صورت رابطه ۲ تعریف می شود:

$$[M] = \begin{bmatrix} M & 0 & 0 \\ 0 & M & 0 \\ 0 & 0 & I_{mz} \end{bmatrix} \quad (2)$$

که در آن، M جرم کلی پل و I_{mz} همان اینرسی جرمی روسازه نسبت به محور قائم گذرنده از مرکز جرم است، که به صورت رابطه ۳ تعریف می شود:

$$\begin{aligned} I_{mz} &= \sum_{span} M_{di} \left(\frac{L_{di}^2 + W^2 + P^2}{12} + d_{zdi}^2 \right) + \\ &\quad \sum_{capbeam} M_{ci} \left(\frac{L_{ci}^2 + B_{ci}^2}{12} + d_{zci}^2 \right) = M_{SupStr} r_z^2 \end{aligned} \quad (3)$$

شکل هندسی عرشه در پل های مورب، متوازی الاضلاع است (شکل ۱)، همان اینرسی جرمی عرشه را می توان با استفاده از روابط موجود در دینامیک اجسام صلب به دست آورد، که در آن M_{SupStr} جرم روسازه و برابر است با $\sum M_{di} + \sum M_{ci}$

$$[K_s] = [K_s]_{XY} = \begin{bmatrix} K_{sXX} & K_{sXY} & e_{sx} K_{sXY} - e_{sy} K_{sXX} \\ K_{sXY} & K_{sYY} & e_{sx} K_{sYY} - e_{sy} K_{sXY} \\ e_{sx} K_{sXY} - e_{sy} K_{sXX} & e_{sx} K_{sYY} - e_{sy} K_{sXY} & e_{sy}^2 K_{sXX} - 2e_{sx} e_{sy} K_{sXY} + e_{sx}^2 K_{sYY} - K_{s\Theta} \end{bmatrix} \quad (6)$$

در این راستا فرض شده است که تحت شرایط خاص، بسامد مود طولی برای هر دو نوع پل کمتر از بسامد مود عرضی است و بنابراین مود طولی زودتر رخ می‌دهد. با فرض این‌که مود عرضی غالب است، برای آن‌که مود دورانی مود حاکم باشد، باید رابطه‌ی ۱۲ برقرار باشد:

$$\omega_{\theta} < \omega_N \Rightarrow \Omega_N = \frac{\omega_{\theta}}{\omega_N} \Rightarrow \Omega_N < 1 \quad (12)$$

که در آن، پارامتر Ω_N به صورت رابطه‌ی ۱۳ بسط داده می‌شود:

$$\omega_{\theta} = \sqrt{\frac{K_{\theta}}{I_{mz}}} = \frac{1}{r_z} \sqrt{\frac{K_{\theta}}{M_{SupStr}}} = \frac{1}{r_z} \sqrt{\frac{M}{M_{SupStr}} \frac{K_{\theta}}{K_N}} \omega_N \Rightarrow \Omega_N = \frac{\omega_{\theta}}{\omega_N} \Rightarrow \Omega_N = \frac{1}{r_z} \sqrt{\alpha \frac{K_{\theta}}{K_N}} \quad (13)$$

که در آن، α نسبت جرم کل پل به جرم روسازه است. در نتیجه برای آن‌که مود دورانی بر مود طولی غالب شود، باید رابطه‌ی ۱۴ صادق باشد.

$$\frac{\sqrt{\alpha K_{\theta} / K_N W^T}}{r_z / w} < 1 \quad (14)$$

در نهایت، برای آن‌که مود دورانی بر مود انتقالی طولی غالب شود، باید رابطه‌ی ۱۵ برقرار باشد: همان‌طور که از رابطه‌ی ۱۵ مشاهده می‌شود، غالب شدن مود دورانی بر مود انتقالی طولی در یک پل مورب متقارن با دو ستون به این پارامترها وابسته است.

۱.۳. اثر سختی پیچشی، سختی طولی ستون و ابعاد عرشه ($K_{\theta} / W^T K_N$)

در مورد تأثیر پارامتر ذکر شده لازم به اشاره است که به طور کلی وجود سختی پیچشی خود ستون‌ها باعث کاهش احتمال غالب شدن مود دورانی می‌شود. چنانچه فاصله‌ی ستون‌ها نسبت به مرکز سختی به اندازه‌ی کافی زیاد باشد، آن‌گاه اثر سختی پیچشی خود ستون‌ها ناچیز است و می‌توان از آن صرف‌نظر کرد. اما اگر فاصله‌ی اخیر کاهش یابد، تأثیر پارامتر اشاره شده چشمگیرتر است. در مطالعه‌ی حاضر، از اثر مقاومت پیچشی خود ستون‌ها صرف‌نظر شده است.

۲.۳. نسبت جرم کل پل به جرم روسازه ($\alpha = M / M_{SupStr}$)

از رابطه‌ی ۱۵ می‌توان نتیجه گرفت که هر چه نسبت جرم کل پل به جرم روسازه کمتر شود، به عبارت دیگر زیرسازه سبک و روسازه سنگین باشد، امکان غالب شدن مود دورانی بیشتر است.

۳.۳. نسبت برون‌محوری ستون‌ها از مرکز جرم به عرض عرشه (x_m / W) و (y_m / W)

همان‌گونه که از شکل ۳ مشاهده می‌شود، می‌توان نتیجه گرفت که هر چه نسبت فاصله‌ی بین محل قرارگیری ستون‌ها تا مرکز جرم به عرض عرشه کمتر شود، به

که در آنها، k_{ni} و k_{ti} به ترتیب برابر با سختی خمشی ستون i ام زیرسازه در جهت‌های N و T ، همچنین $k_{\theta i}$ برابر سختی پیچشی ستون i ام در زیرسازه حول محور قائم‌گذرنده از مرکز سطح مقطع ستون i ام است و نیز e_{sx} و e_{sy} به ترتیب خروج از مرکزیت‌های سختی زیرسازه در جهت‌های X و Y هستند، که به صورت رابطه‌ی ۹ محاسبه می‌شوند: [۱۰]

$$e_{sx} = \frac{\sum_{column} (k_{ni} \sin \beta + k_{ti} \cos \beta) x_{smi}}{\sum_{column} (k_{ni} \sin \beta + k_{ti} \cos \beta)} \quad (9)$$

$$e_{sy} = \frac{\sum_{column} (k_{ni} \sin \beta + k_{ti} \cos \beta) y_{smi}}{\sum_{column} (k_{ni} \sin \beta + k_{ti} \cos \beta)}$$

که در آن (x_{smi}, y_{smi}) ، نیز مختصات ستون i ام زیرسازه نسبت به مرکز جرم پل است.

۳. بررسی شرایط غالب شدن مود دورانی در پل‌های مورب متقارن

برای بررسی شرایط غالب شدن مود دورانی در پل‌های مورب برای مدل نشان داده شده در شکل ۱، باید معادله‌های ارتعاش آزاد متناظر با سیستم نامیرا، که منجر به شکل‌گیری معادله‌ی ۱۰ خواهد شد، حل شود:

$$[K] - \omega^2 [M] = 0 \quad (10)$$

با توجه به این‌که در شرایط کاملاً نامتقارن، مودهای انتقالی و دورانی در پل‌های مورب کاملاً همبسته هستند و امکان اظهارنظر صریح در مورد شرایط غالب شدن مودهای دورانی به آسانی امکان‌پذیر نیست، و به دلیل مستقل بودن مودهای پل مورب متقارن، می‌توان غالب شدن مود دورانی بر مودهای انتقالی را به صورت صریح فقط در این حالت بررسی کرد. بسامدهای مودهای مدل پل مورب متقارن با صرف نظر کردن از اثر سختی تکیه‌گاه‌های الاستومری $K_{bX} = K_{bY} = 0$ از رابطه‌ی ۱۱ به دست می‌آیند:

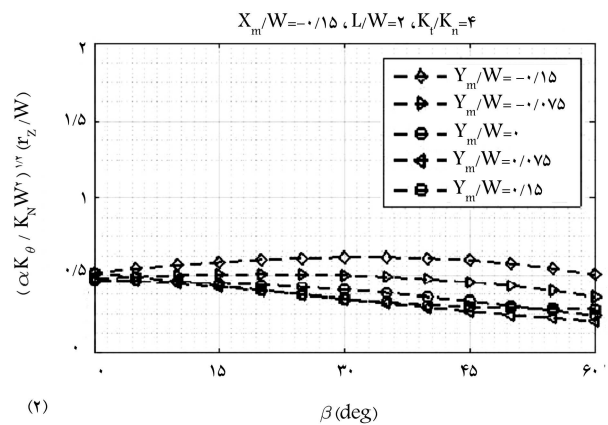
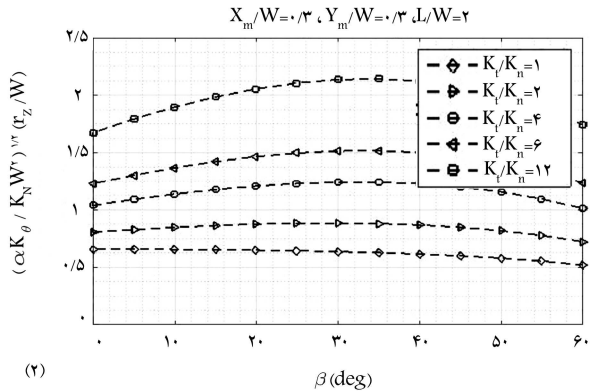
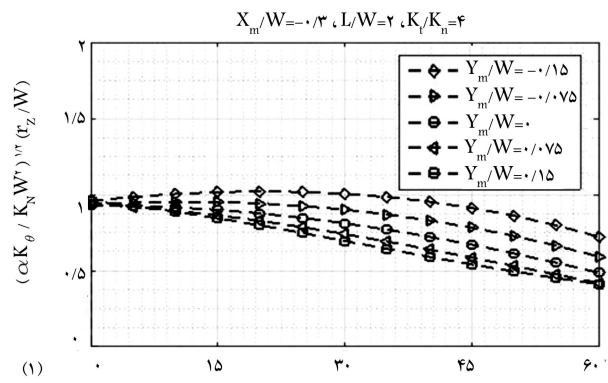
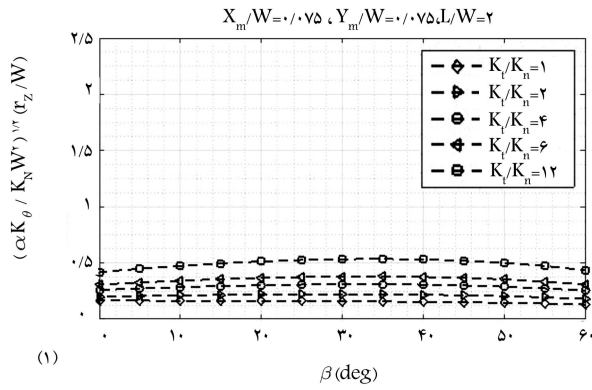
$$\omega_{\theta} = \sqrt{\frac{K_{\theta}}{I_{mz}}} = \frac{1}{r_z} \sqrt{\frac{K_{\theta}}{M_{SupStr}}}$$

$$\omega_N = \sqrt{\frac{K_N}{M}}$$

$$\omega_T = \sqrt{\frac{K_T}{M}} \quad (11)$$

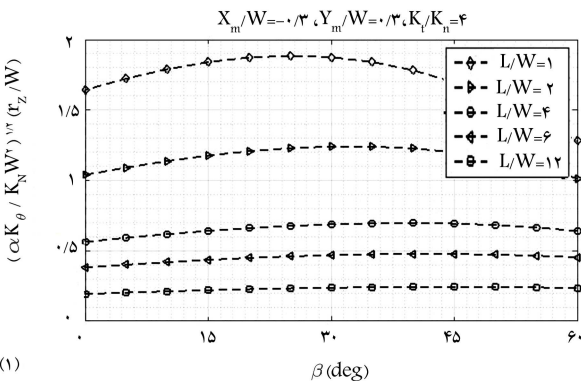
به طور معمول در پل‌های بزرگراهی با پایه‌هایی که چند ستون دارند، مود طولی بر مود عرضی غالب است، که دلیل آن انعطاف‌پذیری عرشه در راستای محور طولی نسبت به محور عرضی است. اما در پل‌های بزرگراهی که پایه‌های آن یک ستون دارند، در حالت کلی نمی‌توان انتظار داشت که مود طولی بر مود عرضی غالب باشد. در مطالعه‌ی حاضر، منظور از مود طولی برای پل‌های مورب، مود ارتعاشی در راستای محور N و منظور از مود عرضی، مود ارتعاشی در راستای محور T است.

$$\frac{\sqrt{\alpha \left[\left(\frac{y_m}{W} \right)^2 + n \left(\frac{x_m}{W} \right)^2 \right] \cos^2 \beta + \left(\frac{x_m}{W} \right) \left(\frac{y_m}{W} \right) (n-1) \sin 2\beta + \left[\left(\frac{x_m}{W} \right)^2 + n \left(\frac{y_m}{W} \right)^2 \right] \sin^2 \beta + \alpha \left(\frac{r_z K_{\theta}}{W^T K_N} \right)}{\frac{1}{r_z} \sqrt{\left(\frac{L}{W} \right)^2 + \tan^2 \beta + 1}} < 1 \quad (15)$$



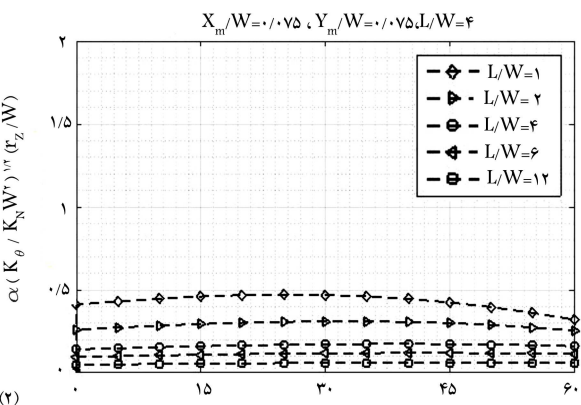
شکل ۴. مقایسه‌ی تغییر نسبت سختی عرضی به سختی طولی ستون‌ها در جهت غالب شدن مود دورانی در زاویه‌های تورب مختلف.

شکل ۳. مقایسه‌ی تغییر نسبت برون‌محوری ستون‌ها از مرکز جرم به عرض عرشه، یعنی x_m/W و y_m/W در جهت غالب شدن مود دورانی در زاویه‌های تورب مختلف.



عبارت دیگر دهانه‌ی میانی پل کوچک باشد، امکان غالب شدن مود دورانی بیشتر است.

۴.۳. نسبت سختی عرضی به سختی طولی ستون‌ها ($n = k_t/k_n$)
شکل ۴، تأثیر تغییر نسبت سختی عرضی به سختی طولی ستون‌ها در غالب شدن مود دورانی در زاویه‌های تورب مختلف را نشان می‌دهد.



همان‌طور که مشاهده می‌شود، هر چه نسبت سختی عرضی به سختی طولی ستون‌ها کاهش یابد، امکان غالب شدن مود دورانی بیشتر است. در ضمن با توجه به شکل ۴ مشاهده می‌شود که با کاهش برون‌محوری ستون‌ها از مرکز جرم به عرض عرشه، تأثیر پارامتر مذکور کاهش می‌یابد و با افزایش برون‌محوری ستون‌ها از مرکز جرم به عرض عرشه، نسبت سختی عرضی به سختی طولی ستون‌ها به صورت تأثیرگذاری در غالب شدن مود دورانی خود را نشان می‌دهد.

شکل ۵. مقایسه‌ی تغییر نسبت طول به عرض عرشه در جهت غالب شدن مود دورانی در زاویه‌های تورب مختلف.

۵.۳. نسبت طول به عرض عرشه (L/W)

همان‌گونه که از شکل ۵ می‌توان نتیجه گرفت، هر چه نسبت طول به عرض عرشه بیشتر باشد و به عبارتی شکل عرشه به مستطیل باریک متمایل شود، امکان غالب شدن مود دورانی بیشتر است. همانند پارامتر بخش ۴.۳ پارامتر اشاره شده نیز زمانی تأثیرگذاری عمده در غالب شدن یا غالب نشدن مود دورانی خواهد داشت، که مقدار نسبت برون‌محوری ستون‌ها از مرکز جرم به عرض عرشه افزایش یابد.

۶.۳. زاویه‌ی تورب پل (β)

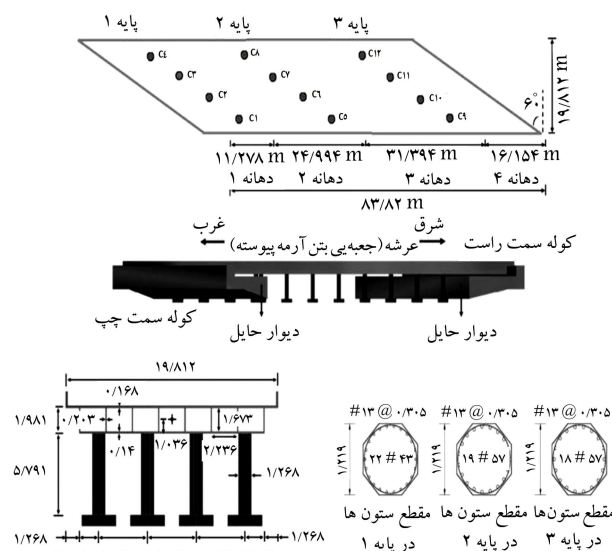
تأثیر پارامترهای ۱ الی ۵، در غالب شدن مود دورانی بررسی شده است. همان طور که در شکل‌های ۳ تا ۵ مشاهده می‌شود، به طور کلی برای زوایای تورب مختلف با کاهش فاصله‌ی قرارگیری ستون‌ها نسبت به مرکز جرم، امکان غالب شدن مود دورانی (گرایش منحنی‌ها به قرار گرفتن در زیر محور واحد) بیشتر خواهد بود. البته این نتیجه‌گیری برای یک پل مورب متقارن با دو ستون صادق است. در حالت کلی، برای یک پل مورب نامتقارن با این‌که رسیدن به رابطه‌ی ساده، مانند رابطه‌ی ۱۵ به آسانی میسر نیست، اما نتایج به دست آمده در مقیاس کلی قابل‌تعمیم به این حالت است.

۴. مدل‌سازی عددی و صحت‌سنجی

۱.۴. معرفی مدل پل مورب مینا

با توجه به نتایج به دست آمده در بخش ۳، شرایط حاکم شدن مودهای دورانی در پل مورب متقارن بررسی شده است. برای صحت‌سنجی و جامعیت دادن به نتایج به دست آمده در بخش ۳، یک مدل اجزاء محدود از پل مورب با عرشه‌ی بتنی جعبه‌یی و پیوسته که در نوشتار کالانتری و امجدیان (۲۰۱۰)^[۱۰] نیز تحلیل و تحقیق شده است، انتخاب و نتایج به دست آمده با استفاده از مدل اجزاء محدود صحت‌سنجی شده است. در شکل ۶، پلان، نما و تیر و ستون‌های پل روگذر بلوار فوت‌هیل مشاهده می‌شود، که مطابق آن می‌توان دریافت پل روگذر بلوار فوت‌هیل، یک پل با عرشه‌ی پیوسته و ۴ دهانه با زاویه‌ی تورب ۶۰ درجه است.

فرضیات اساسی که در مدل‌سازی پل مورب قسمت جنوب شرقی زیرگذر بلوار فوت‌هیل استفاده می‌شود، مبتنی بر مطالعات پیشین است، که روی رفتار لرزه‌یی پل مذکور انجام شده است.^[۱۳-۱۵] اولین فرض اصلی در مطالعه‌ی حاضر این است که تکیه‌گاه‌های عرشه در کوله‌ها به صورت غلتکی عمل می‌کنند. این فرض با توجه به اطلاعات ذکر شده در گزارش خرابی پل توسط جنینگس و همکاران،^[۱] قابل توجیه



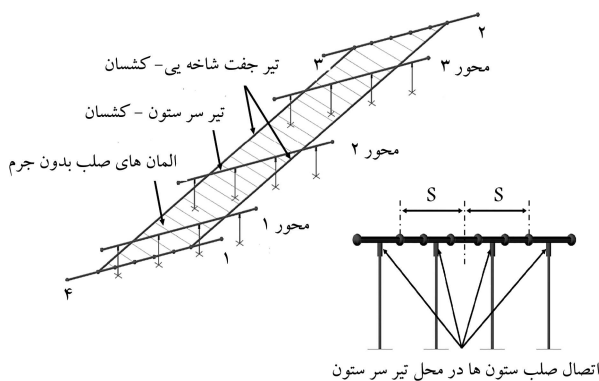
شکل ۶. ابعاد سازه‌یی پل جنوب شرقی زیرگذر بلوار فوت‌هیل (واحد: متر): پلان، نمای طولی پل، مقطع عرشه و مقاطع ستون‌ها.^[۱۰]

است. در گزارش اخیر، جابه‌جایی ماندگار در حدود ۷٫۶۲ سانتی‌متر در عرشه‌ی پل همراه با چرخش در راستای افزایش زاویه‌ی تورب ذکر شده است، که مشخص می‌شود در تکیه‌گاه‌های کناری، یک گیرداری افقی کوچکی وجود دارد، که بر اثر وقوع زمین‌لرزه از بین رفته است و تکیه‌گاه‌های کناری در طول زمین‌لرزه فقط عکس‌العمل قائم داشته‌اند. همچنین فرض می‌شود که در تکیه‌گاه‌های کناری، عرشه حول محور طولی چرخش ندارد و درجه آزادی مذکور برای نقاط روی تکیه‌گاه‌های کناری بسته خواهد بود. از دیگر فرضیات اساسی این است که از تأثیر دیوارهای حائل کناری در سختی ستون‌ها در پایه‌های اول و سوم، که در شکل ۶ نشان داده شده است، صرف‌نظر می‌شود. در مطالعه‌ی حاضر فرض شده است پای ستون‌های پایه‌ی اول و سوم به صورت مفصلی عمل می‌کنند و پایه‌ی ستون‌های دوم گیردار هستند. این فرض بر مبنای نقشه‌های اجرایی موجود در مراجع لحاظ شده است. به طوری که علت گیرداری پای ستون‌ها در پایه‌ی سوم به دلیل پی سطحی یکپارچه‌ی آنها ذکر شده است.^[۲۳]

۲.۴. مدل‌سازی اجزاء محدود

در اغلب مدل‌سازی‌های صورت گرفته در زمینه‌ی پل‌ها، عرشه‌ی پل به علت حفظ سادگی به صورت مدل شاخه‌یی در نظر گرفته شده است، به گونه‌یی که در آنها، عرشه با یک تیر تک معادل‌سازی شده است. با توجه به مطالعات پیشین در مورد پل‌های مورب^[۲۲] و برای در نظر گرفتن آثار همبستگی بین مودهای ارتعاشی در پل‌های مورب، عرشه به صورت جفت تیر معادل مدل‌سازی شده است. در مطالعه‌ی حاضر، نیز عرشه‌ی پل شامل مقطع جعبه‌یی و دال بتنی در روسازه به صورت کشسان و مقطع ترک‌نخورده در نظر گرفته شده و با خصوصیات کامل مقطع به صورت تیر جفت شاخه‌یی مدل‌سازی شده است (شکل ۷). در پژوهش حاضر از اجزاء با حالت خمیری توزیع شده در طول عضو OpenSees استفاده شده است.^[۲۳] مشخصات کلی تیرهای طولی معادل و تیرهای سرستون در جدول ۱ ارائه شده است.

با توجه به خرابی‌های مشاهده شده در ستون‌های پل‌های مورب در طول زمین‌لرزه،^[۲۱] مشاهده می‌شود که اعضاء ستون‌ها، رفتار غیرخطی از خود نشان داده‌اند و از این رو در این مدل‌سازی برای در نظر گرفتن رفتار واقعی‌تری از پل، ستون‌ها به صورت غیرخطی مدل‌سازی شده‌اند. المان غیرخطی استفاده شده‌ی Fiber Beam Column با تخصیص یک مقطع Fiber است، که بر مبنای فرمولاسیون نیرویی است و در آن توزیع نواحی خمیری در طول المان به صورت گسترده است. با توجه به نقشه‌های اجرایی در مراجع مشاهده شده است که مقطع



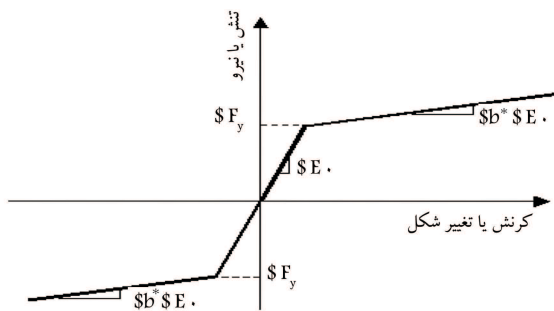
شکل ۷. نمای سه‌بعدی مدل پل مورب همراه با شکل مقطع آنها.

جدول ۱. مشخصات تیرهای طولی معادل عرشه و تیرهای سرستون.

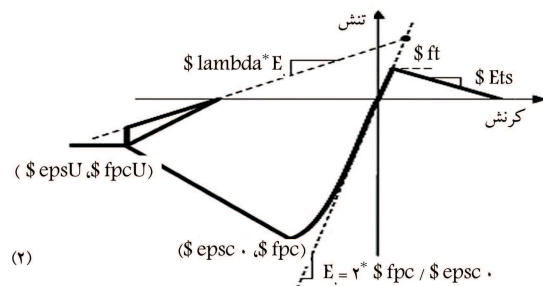
پارامترهای تعریف‌کننده المان	$A_s(m^2)$	$I_{sy}(m^4)$	$I_{sz}(m^4)$	$J_{sy}(m^4)$	$S(m)$
تیرهای طولی	۴٫۲۳۲	۲٫۷۲۹	۰٫۰۵۰	۸٫۰۹۹	۵٫۴۷۷
تیرهای سرستون	۲٫۹۷۱	۰٫۹۷۲	۰٫۵۷۷	۱٫۱۳۰	---

جدول ۲. مشخصات رکوردهای استفاده شده در تحلیل تاریخیچه‌ی زمانی.

شماره ردیف	کمترین بسامد (Hz.)	مشخصات رکورد PEER - NGA		حرکات ثبت شده	
		اسم فایل - رکوردهای افقی		PGV_{max}	PGA_{max}
		مؤلفه‌ی ۱	مؤلفه‌ی ۲	(cm/s.)	(g)
۱	۰٫۱۳	NORTHR/LOS۰۰۰	NORTHR/LOS۲۷۰	۰٫۴۸	۴۵
۲	۰٫۰۶	IMPVALL/H-DLT۲۶۲	IMPVALL/H-DLT۳۵۲	۰٫۳۵	۳۳
۳	۰٫۲۵	IMPVALL/H-E۱۱۱۴۰	IMPVALL/H-E۱۱۲۳۰	۰٫۳۸	۴۲
۴	۰٫۱۳	KOBE/NIS۰۰۰	KOBE/NIS۰۹۰	۰٫۵۱	۳۷
۵	۰٫۱۳	KOBE/SHI۰۰۰	KOBE/SHI۰۹۰	۰٫۲۴	۳۸
۶	۰٫۲۴	KOCAELI/DZC۱۸۰	KOCAELI/DZC۲۷۰	۰٫۳۶	۵۹
۷	۰٫۰۹	KOCAELI/ARC۰۰۰	KOCAELI/ARC۰۹۰	۰٫۲۲	۴۰
۸	۰٫۰۷	LANDERS/YER۲۷۰	LANDERS/YER۳۶۰	۰٫۲۴	۵۲
۹	۰٫۱۳	LANDERS/CLW-LN	LANDERS/CLW-TR	۰٫۴۲	۴۲
۱۰	۰٫۲۵	NORTHR/MUL۰۰۹	NORTHR/MUL۲۷۹	۰٫۵۲	۶۳



(۱) الف) منحنی رفتاری مصالح فولادی ۰٫۲ Steel



(۲) ب) منحنی رفتاری مصالح بتنی نوع ۰٫۲ Concrete

شکل ۸. منحنی رفتاری مصالح مورد استفاده در مدل‌سازی.

دستورالعمل FEMA-۶۹۵ برای حوزه‌ی دور استفاده شده است. جدول ۲، مشخصات رکورد استفاده در تحلیل تاریخیچه‌ی زمانی را نشان می‌دهد.

برای انجام تحلیل تاریخیچه‌ی زمانی شتاب‌نگاشت‌های انتخاب شده بر مبنای آیین‌نامه‌ی زلزله‌ی ایران، برای شتاب $g/۰٫۵۲$ متناظر با زلزله‌ی با دوره‌ی بازگشت ۲۴۷۵ سال برای منطقه با خطر نسبی خیلی زیاد هم‌پایه شده است. طیف پاسخ

ستون‌ها هشت ضلعی منتظم است، که برای سادگی در مدل‌سازی از مقطع دایره‌یی با قطری میانگین قطر دایره‌ی محاطی و محیطی به‌اندازه‌ی ۱٫۲۶۹ متر استفاده شده است.

۳.۴. مصالح

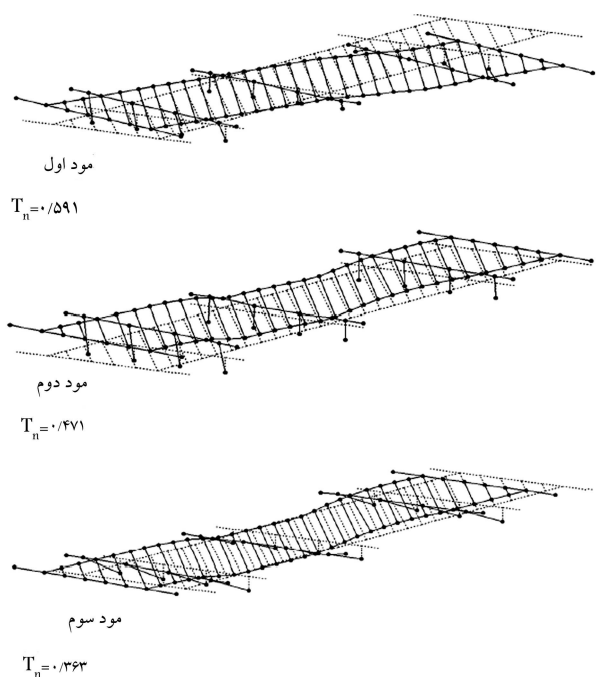
در مطالعه‌ی حاضر، برای مدل‌سازی مصالح بتنی در ستون‌ها از مصالح بتنی نوع ۰٫۲ Concrete استفاده شده است، که در آن وجود مقاومت کششی همراه با نرم شدگی کششی خطی تعریف شده است. برای تعیین مشخصات بتن محصور شده‌ی هسته و محصور نشده، پوشش روی آرماتورها از تئوری مندر^۸ استفاده شده است. در مدل‌سازی برای بتن محصور نشده، بیشینه‌ی تنش در کرنش، $۰٫۰۱۷۵$ و برابر با ۲۱ نیوتن بر میلی‌مترمربع و حد نهایی کرنش $۰٫۰۰۴$ در نظر گرفته شده است. برای بتن محصور شده، بیشینه‌ی تنش در کرنش، $۰٫۰۰۲۱۹$ و برابر با ۲۲٫۵ نیوتن بر میلی‌مترمربع و حد نهایی تنش در کرنش، $۰٫۰۰۷۵۹$ برابر با ۱۲٫۸۲ نیوتن بر میلی‌مترمربع در نظر گرفته شده است. برای مدل‌سازی مصالح فولادی آرماتورها در ستون‌ها از مصالح فولادی نوع ۰٫۲ Steel (با منحنی تنش کرنش غیرخطی همراه با سخت شدگی کرنشی ایزوتروپیک) استفاده شده است، که تنش جاری شدن فولادها در آن، ۴۰۰ نیوتن بر میلی‌مترمربع و شیب ناحیه‌ی سختی کرنشی، $۰٫۰۱$ شیب اولیه در نظر گرفته شده است. منحنی رفتاری و مشخصات پارامترهای تعریف‌کننده هر دو مصالح در شکل ۸ مشاهده می‌شود.

۴.۴. تحریک ورودی

برای بررسی پاسخ پل مورب نشان داده شده در شکل ۶ از آنالیز دینامیکی تاریخیچه‌ی زمانی استفاده شده است. برای این منظور از شتاب‌نگاشت‌های معرفی شده توسط

جدول ۳. مقایسه‌ی دوره‌ی تناوب طبیعی ۴ مود اول پل مورب فوت‌هیل در مطالعه‌ی حاضر با سایر مطالعات انجام شده.

شماره‌ی مود	اول	دوم	سوم	چهارم	مطالعه‌ی حاضر
مدل میله‌یی با تیر جفت - عرشه‌ی انعطاف‌پذیر	۰/۵۹۱	۰/۴۷۱	۰/۳۶۳	۰/۲۶۱	
مدل تیر	۰/۵۳۰	۰/۴۳۰	۰/۳۹۰	۰/۱۵۰	[۲۲]
مدل ورق	۰/۴۶۰	۰/۳۴۰	۰/۳۲۰	۰/۱۸۰	
مدل Shell - عرشه‌ی انعطاف‌پذیر و تیرهای سرستون صلب	۰/۵۸۸	۰/۴۲۹	۰/۳۸۵	-	
مدل Shell - عرشه‌ی صلب	۰/۴۹۶	۰/۳۴۰	۰/۳۳۵	-	[۲۰]
مدل میله‌یی با تیر تک - عرشه‌ی صلب	۰/۵۵۲	۰/۳۶۶	۰/۳۶۱	-	
مدل میله‌یی با تیر جفت - عرشه‌ی انعطاف‌پذیر و تیرهای سرستون	۰/۵۷۳	۰/۴۳۰	۰/۴۰۴	۰/۱۹۰	[۲۱]

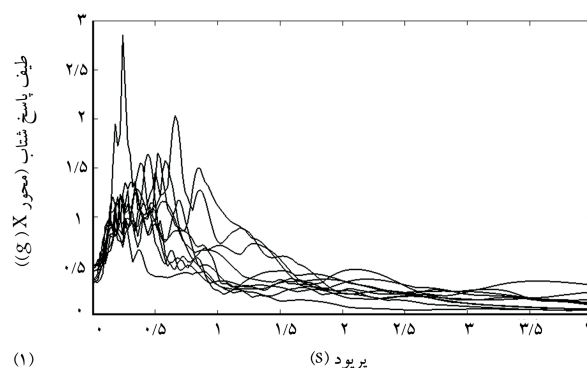


شکل ۱۰. شکل‌های مودی مربوط به سه مود اول پل مورب بلوار فوت‌هیل.

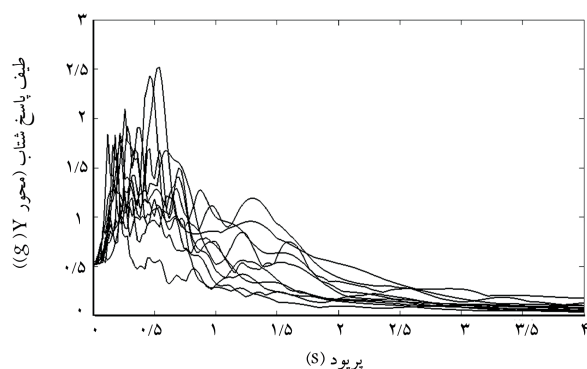
که در آن، ω_1 و ω_2 به ترتیب بسامد دورانی مود اول و مود سوم هستند. نسبت میرایی نیز برابر $\xi = 5\%$ در نظر گرفته شده است.

۵.۴. صحت‌سنجی

مدل‌سازی عددی در اغلب پژوهش‌های انجام شده، روند مشابهی را طی می‌کند. با استفاده از تحلیل ارتعاش آزاد، دوره‌های تناوب مودهای اول تا چهارم برای پل مورب مینا محاسبه و با مراجع موجود مقایسه شده است (جدول ۳). در مطالعه‌ی حاضر، تیرهای طولی کشسان و تیرهای سرستون صلب فرض شده‌اند و همچنین اثر جرم پیاده‌رو در نظر گرفته نشده است. اختلاف بین زمان‌های تناوب طبیعی مدل در مطالعه‌ی حاضر با مدل‌های سایر مراجع می‌تواند مربوط به فرضیات مدل‌سازی باشد. با این حال اختلاف‌ها چندان نیست و قابل قبول است. شکل ۱۰، نیز شکل‌های مودی مربوط به هر کدام از دوره‌های تناوب به دست آمده برای سه مود اول را نشان می‌دهد.



الف) طیف پاسخ شتاب در جهت X



ب) طیف پاسخ شتاب در جهت Y

شکل ۹. طیف پاسخ شتاب رکوردهای مورد مطالعه.

شتاب مربوط به شتاب‌نگاشت‌های ذکر شده در شکل ۹ مشاهده می‌شود. در انجام تحلیل تاریخچه‌ی زمانی، شتاب‌نگاشت با PGA بزرگ‌تر در جهت عرضی پل و شتاب‌نگاشت با PGA کمتر در جهت طولی پل، که سختی بیشتری دارد، اثر داده شده است، تا بحرانی‌ترین حالت در مطالعه مدنظر قرار گیرد. در آنالیز تاریخچه‌ی زمانی استفاده شده در مطالعه‌ی حاضر، از روش میرایی رایلی برای اعمال میرایی موجود در سیستم سازی پل مورب استفاده شده است (رابطه‌ی ۱۶): [۱۹، ۱۸]

$$[C] = \frac{2\xi}{\omega_1 + \omega_2} (\omega_1 \omega_2 [M] + [K]) \quad (16)$$

جدول ۴. مقایسه‌ی بسامدها و مودهای ارتعاشی پل مورب در زاویه‌های تورب مختلف با استفاده از مدل سه درجه آزادی.

شماره‌ی مود	مود اول	مود دوم	مود سوم
پل مستقیم زاویه‌ی تورب $\beta = 0^\circ$	۱۱/۹۴rad/s	۱۹/۹۲rad/s	۲۳/۱۰rad/s
پل مورب با زاویه‌ی تورب $\beta = 15^\circ$	۱۲/۴۹rad/s	۱۹/۹۲rad/s	۲۲/۱۲rad/s
پل مورب با زاویه‌ی تورب $\beta = 30^\circ$	۱۳/۱۵rad/s	۱۹/۹۲rad/s	۲۱/۱۳rad/s
پل مورب با زاویه‌ی تورب $\beta = 45^\circ$	۱۳/۹۶rad/s	۱۹/۹۲rad/s	۲۰/۱۹rad/s
پل مورب با زاویه‌ی تورب $\beta = 60^\circ$	۱۴/۴۳rad/s	۱۹/۹۲rad/s	۲۰/۲۶rad/s

$$\{\phi_1\} = a_1 \cdot [0/0 \quad 1/0 \quad -/0.06]^T$$

$$\{\phi_2\} = a_2 \cdot [1/0 \quad 0/0 \quad 0/0]^T$$

$$\{\phi_3\} = a_3 \cdot [0/0 \quad 1/0 \quad 0/0.3]^T$$

$$\{\phi_1\} = b_1 \cdot [0/0 \quad 1/0 \quad -/0.067]^T$$

$$\{\phi_2\} = b_2 \cdot [1/0 \quad 0/0 \quad 0/0]^T$$

$$\{\phi_3\} = b_3 \cdot [0/0 \quad 1/0 \quad 0/0.25]^T$$

$$\{\phi_1\} = c_1 \cdot [0/0 \quad 1/0 \quad -/0.085]^T$$

$$\{\phi_2\} = c_2 \cdot [1/0 \quad 0/0 \quad 0/0]^T$$

$$\{\phi_3\} = c_3 \cdot [0/0 \quad 1/0 \quad 0/0.2]^T$$

$$\{\phi_1\} = d_1 \cdot [0/0 \quad 1/0 \quad -/0.167]^T$$

$$\{\phi_2\} = d_2 \cdot [1/0 \quad 0/0 \quad 0/0]^T$$

$$\{\phi_3\} = d_3 \cdot [0/0 \quad 1/0 \quad 0/0.1]^T$$

$$\{\phi_1\} = e_1 \cdot [0/0 \quad 1/0 \quad -/0.138]^T$$

$$\{\phi_2\} = e_2 \cdot [1/0 \quad 0/0 \quad 0/0]^T$$

$$\{\phi_3\} = e_3 \cdot [0/0 \quad 1/0 \quad 0/0.1]^T$$

a_i, b_i, c_i, d_i, e_i ضرایب ثابت هستند.

۵. مقایسه‌ی بسامدها و شکل‌های مودی پل مورب در

زاویه‌های تورب مختلف

با توجه به نتایج بخش ۳ و این‌که مؤثرترین پارامترهای تأثیرگذار در پاسخ پل مورب، زاویه‌ی تورب است، لذا در بخش حاضر به بررسی تأثیر پارامتر زاویه‌ی تورب در پاسخ پل مورب پرداخته شده است. در جدول ۴، بسامدها و شکل‌های مودی پل مورب در زاویه‌های تورب مختلف ارائه شده است، که مطابق آن با افزایش زاویه‌ی تورب، بسامدهای سیستم پل مورب به هم نزدیک‌تر می‌شوند، بسامد مود اول، افزایش و بسامد مود سوم، کاهش یافته و این در حالی است که بسامد مود سوم، که فقط یک مود انتقالی در جهت محور طولی پل مورب است، بدون تغییر مانده است. با نزدیک‌تر شدن بسامدها به همدیگر، سهم مود دورانی در مود سوم، کاهش و در مود اول، افزایش یافته و این خود دلیلی بر غالب شدن مود دورانی با افزایش زاویه‌ی تورب بوده است. روند افزایش سهم مود دورانی تا زاویه‌ی تورب ۴۵ درجه، رو به افزایش بوده و از زاویه‌ی تورب ۴۵ درجه به زاویه‌ی تورب ۶۰ درجه، روند اخیر معکوس شده است، علی‌رغم این‌که باز هم بسامدهای سیستم به هم نزدیک‌تر شده‌اند.

۶. مقایسه‌ی تاریخچه پاسخ تغییرمکانی و نیرویی پل

مورب در زاویه‌های تورب مختلف

در ادامه، برای درک بهتر مطالب بیان شده در بخش‌های پیشین، با استفاده از آنالیز تاریخچه‌ی زمانی به بررسی پاسخ‌های تغییرمکانی و نیرویی پل مورب معرفی شده در بخش ۴ پرداخته شده است.

در جدول ۵، میانگین مقادیر بیشینه‌ی پاسخ تغییرمکانی مرکز جرم عرشه‌ی پل مورب تحت شتاب‌نگاشت‌های معرفی شده با زاویه‌های تورب مختلف ارائه شده است، که مطابق آن با افزایش زاویه‌ی تورب، تغییرمکان در راستای محور طولی افزایش یافته است، که البته قابل‌ملاحظه نیست. با مقایسه‌ی مقادیر و بردارهای ویژه‌ی ارائه شده در جدول ۴، که در آن سه مود اول پل مورب ارائه شده است، می‌توان دریافت که مود دوم که یک مود انتقالی در محور طولی است، در کلیه‌ی زوایای تورب ثابت است و فقط مقادیر مودی انتقال در جهت محور عرضی (Y) و دوران با افزایش زاویه‌ی تورب تغییر یافته است. با مطالب بیان شده مشاهده می‌شود که تغییرمکان مرکز جرم پل مورب در جهت محور عرضی (Y) و دوران

جدول ۵. مقادیر میانگین بیشینه‌ی تغییر مکان در مرکز جرم عرشه‌ی پل مورب تحت شتاب‌نگاشت‌های معرفی شده.

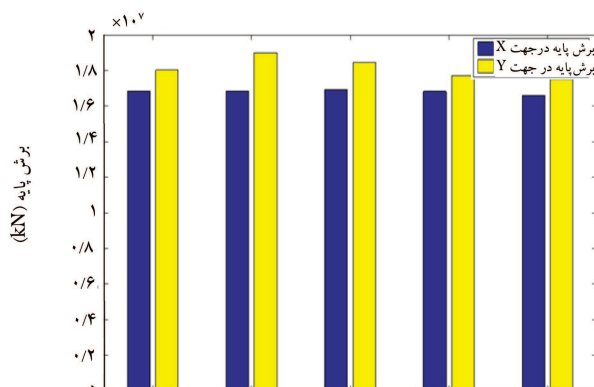
زاویه‌ی تورب	تغییر مکان در جهت x (Cm)	تغییر مکان در جهت y (Cm)	دوران مرکز جرم (Rad)
پل مستقیم $\beta = 0^\circ$	۸٫۷۹	۷٫۵۰	۰٫۰۰۰۲۱۹
پل مورب با زاویه‌ی تورب $\beta = 15^\circ$	۸٫۸۹	۸٫۲۰	۰٫۰۰۰۲۰۶
پل مورب با زاویه‌ی تورب $\beta = 30^\circ$	۸٫۸۲	۸٫۵۳	۰٫۰۰۰۳۳۹
پل مورب با زاویه‌ی تورب $\beta = 45^\circ$	۸٫۷۹	۹٫۲۸	۰٫۰۰۰۴۱۹
پل مورب با زاویه‌ی تورب $\beta = 60^\circ$	۸٫۸۹	۱۰٫۵۶	۰٫۰۰۰۷۸۶

مرکز جرم پل، که در جدول ۵ ارائه شده است، با افزایش زاویه‌ی تورب افزایش می‌یابد.

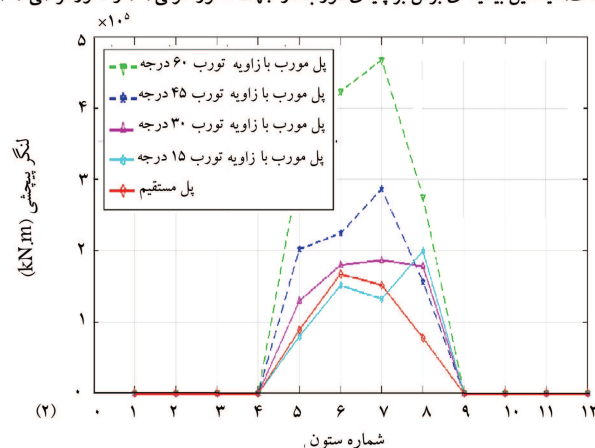
در شکل ۱۱- الف، میانگین بیشینه‌ی برش پایه در جهت محورهای طولی (X) و عرضی (Y) مشاهده می‌شود، که مطابق آن برش پایه در جهت محور طولی (X)، تقریباً روند ثابتی با افزایش زاویه‌ی تورب داشته و این در حالی است که برش پایه در جهت محور عرضی پل مورب (Y)، با افزایش زاویه‌ی تورب تا ۴۵ درجه، روند افزایشی داشته و با افزایش زاویه‌ی تورب از ۴۵ درجه به ۶۰ درجه، روند نزولی پیدا کرده است، که با توجه به مطالب بیان شده در بخش ۵ قابل توجیه است. همچنین در شکل ۱۱- ب، میانگین بیشینه‌ی لنگر پیچشی ایجاد شده در پای ستون‌های پل مورب در زاویه‌های تورب مختلف مشاهده می‌شود. با توجه به فرضیات مدل‌سازی که فقط ستون‌های ۵ الی ۸ به صورت گیردار مدل شده‌اند، لنگر پیچشی فقط در پای ستون‌های مذکور ایجاد شده و در سایر ستون‌ها، لنگر پیچشی صفر بوده است. همان‌گونه که در شکل ۱۱ مشاهده می‌شود، لنگر پیچشی در پای ستون‌ها با افزایش زاویه‌ی تورب افزایش یافته است، که با افزایش زاویه‌ی تورب از ۴۵ درجه به ۶۰ درجه، افزایش مذکور محسوس‌تر است.

۷. نتیجه‌گیری

در مطالعه‌ی حاضر، مدل صحت‌سنجی ساده‌ی دینامیکی پل مورب با سه درجه آزادی استفاده شده است، تا بتوان با استفاده از بسط روابط موجود، شرایط غالب شدن مودهای دورانی در پل‌های مورب را بررسی کرد. با توجه به همبسته بودن روابط و عدم امکان اظهار نظر صریح در رابطه با پارامترهای تأثیرگذار در غالب شدن مودهای دورانی به بررسی حالت خاص از پل‌های مورب، یعنی پل مورب متقارن پرداخته شده و در ادامه، با استفاده از مدل اجزاء محدود از یک مدل کلی، نتایج به دست آمده تعمیم داده شده است. پارامترهای تأثیرگذار در غالب شدن مود



الف) میانگین بیشینه‌ی برش بر پایه‌ی مورب در جهت محور طولی (X) و محور عرضی (Y)؛ (۱)



ب) میانگین بیشینه‌ی پیچش ایجاد شده در ستون‌های پل مورب در طی تحلیل تاریخیچه‌ی زمانی. با شتاب‌نگاشت‌های معرفی شده.

شکل ۱۱. پاسخ‌های پل مورب در زوایای تورب مختلف.

شده است. در ادامه، نتایج حاصل از آنالیز تاریخیچه‌ی زمانی مدل اجزاء محدود پل مورب در زاویه‌های تورب مختلف نیز نشان می‌دهد که با افزایش زاویه‌ی تورب، پیچش ایجاد شده در مرکز جرم عرشه‌ی پل مورب و بالطبع آن ستون‌های پل مورب، افزایش می‌یابد و این امر با توجه به روابط تحلیلی به دست آمده قابل پیش‌بینی است.

دورانی عبارت‌اند از: نسبت سختی عرضی به سختی طولی ستون‌ها، نسبت طول به عرض عرشه، نسبت جرم کل پل به جرم روسازه، نسبت سختی پیچشی هر ستون به حاصل ضرب مقدار سختی طولی آن ستون در مجذور عرض عرشه‌ی پل، نسبت برون‌محوری ستون‌ها از مرکز جرم به عرض عرشه و زاویه‌ی تورب که روند تأثیرگذاری هر یک از پارامترهای مذکور در غالب شدن مود دورانی در بخش ۳ به تفصیل بیان

پانویس‌ها

1. Foothill
2. SanFernando
3. Mission-Gothic
4. Canyon Gavin
5. Northridge
6. Kawashima
7. Apirakvorapinit
8. Mander

منابع (References)

1. Jennings, P.C. "Engineering features of the San Fernando earthquake of February 9, 1971", *California Institute of Technology* (1971).
2. Buckle, I.G. "The northridge, california earthquake of January 17, 1994: performance of highway bridges", *National Center for Earthquake Engineering Research* (1994).
3. Wantanabe, K. and Titasit, P. "Effect of nonlinear seismic torsion on the performance of skewed bridge piers", *Journal of Earthquake Engineering*, **12**(6), pp. 980-998 (2008).
4. Apirakvorapinit, P., Mohammadi, J. and Shen, J. "Analytical investigation of potential seismic damage to a skewed bridge", *Practice Periodical on Structural Design and Construction*, **17**(1), pp. 5-12 (2011).
5. Kwon, O.-S. and Jeong, S.-H. "Seismic displacement demands on skewed bridge decks supported on elastomeric bearings", *Journal of Earthquake Engineering*, **17**(7), pp. 998-1022 (2013).
6. Amjadian, M., Kalantari, A. and Agrawal, A.K. "Analytical study of the coupled motions of decks in skew bridges with the deck-abutment collision", *Journal of Vibration and Control*, **24**(7), pp. 1300-1321 (2016).
7. Chen, J., Han, Q., Liang, X. and et al. "Effect of pounding on nonlinear seismic response of skewed highway bridges", *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, **103**, pp 151-165 (2017).
8. Kun, Ch., Jiang, L. and Chouw, N. "Influence of pounding and skew angle on seismic response of bridges", *Engineering Structures*, **148**, pp. 890-906 (2017).
9. Meftah, S.A., Tounsi, A. and El Abbas, A.B. "A simplified approach for seismic calculation of a tall building braced by shear walls and thin-walled open section structures", *Engineering Structures*, **29**(10), pp. 2576-2585 (2007).
10. Kalantari, A. and Amjadian, M. "An approximate method for dynamic analysis of skewed highway bridges with continuous rigid deck", *Engineering Structures*, **32**(9), pp. 2850-2860 (2010).
11. Maragakis E. "A model for the rigid body motions of skew bridges", PhD. Thesis, Pasadena (CA): California Institute of Technology (1984).
12. Maleki, S. "Free vibration of skewed bridges", *Journal of Vibration and Control*, **7**(7), pp. 935-952 (2001).
13. Meng, J.Y., Lui, E.M. and Liu, Y. "Dynamic response of skew highway bridges", *Journal of Earthquake Engineering*, **5**(2), pp. 205-223 (2001).
14. Maleki, S. "Effect of deck and support stiffness on seismic response of slab-girder bridges", *Engineering Structures*, **24**(2), pp. 219-226 (2002).
15. Maleki, Sh. "Deck modeling for seismic analysis of skewed slab-girder bridges", *Engineering Structures*, **24**(10), pp. 1315-1326 (2002).
16. Deepu, S.P., Prajapat, K. and Ray-Chaudhuri, S. "Seismic vulnerability of skew bridges under bi-directional ground motions", *Engineering Structures*, **71**, pp. 150-160 (2014).
17. Yang, Ch.-Sh. W., Werner, S.D. and DesRoches, R. "Seismic fragility analysis of skewed bridges in the central southeastern United States", *Engineering Structures*, **83**, pp. 116-128 (2015).
18. Chopra, A.K., *Dynamics Of Structures Theory and Applications To Earthquake Engineering*, Prentice Hall, New York (1995).
19. Clough, R.W. and Penzien, J., *Dynamics of structures, Comput& Structures* (2003).

20. Wakefield, R.R., Nazmy, A.S. and Billington, D.P. "Analysis of seismic failure in skew RC bridge", *Journal of Structural Engineering*, **117**(3), pp. 972-986 (1991).
21. Meng, J.Y. and Lui, E.M. "Seismic analysis and assessment of a skew highway bridge", *Engineering Structures*, **22**(11), pp. 1433-1452 (2000).
22. Meng, J-Y. and Lui, E.M. "Refined stick model for dynamic analysis of skew highway bridges", *Journal of Bridge Engineering*, **7**(3), pp. 184-194 (2002).
23. PEER., *Open System for Earthquake Engineering Simulations (OpenSees)*, Version 2.4.5, Berkeley:Pacific Earthquake Eng. Research Center, Univ. of California (2014) [online] (<http://opensees.berkeley.edu>).