

Experimental Investigation on the Performance of Tuned Mass Damper Embedded on Steel Frame under earthquake excitation and Estimation of the Modal Parameters

Fatemeh rahimi¹, Reza Aghayari^{2*}, Bijan Samali³

1- PhD student, Razi University, Kermanshah, Iran

2- Associate professor, Razi University, Kermanshah, Iran

3- Professor of Computing, Engineering and Mathematics Faculty, Western Sydney University, Sydney, Australia

ABSTRACT

Tuned mass dampers (TMDs) are being increasingly used for protection of structures against seismic and environmental loads. An important step in design and application of TMDs is the evaluation of TMD parameter which can cause be associated with serious difficulties. In this paper, we attempt to provide a framework to evaluate the modal parameters of TMDs using a combination of experimental test on shake table and a relatively recent modal analysis technique, namely Frequency Domain Decomposition (FDD). In order to achieve this, a series of test were conducted on a 5-storey steel frame was subjected to excitations from two scaled earthquakes (Imperial Valley and Kobe) while damped using two TMDs with mass ratios of 0.01 and 0.1. Mounted instrumentations recorded the structural response during the earthquakes and the recorded response was then used for an operational modal analysis (OMA) in order to estimate the dynamic characteristics of the TMDs. The FDD technique was used in this paper which was employed to estimate the parameters of TMDs. The damping ratios obtained from FDD method was compared with classical methods to verify its accuracy and capabilities in extraction of the modal parameters of TMDs. This paper shows that the use of shake table experiments coupled with the post-experiment modal analysis can be successfully used in TMD design and enables the researchers and practitioners to accurately estimate and test the response of the structures under relatively realistic conditions, which consequently allows low-cost testing of TMDs for optimum TMD selection.

ARTICLE INFO

Receive Date: 03 July 2020

Revise Date: 12 August 2020

Accept Date: 24 September 2020

Keywords:

Tuned mass damper
Response
Natural frequency
Damping Ratio
Frequency Domain
Decomposition

All rights reserved to Iranian Society of Structural Engineering.

doi: <https://dx.doi.org/10.22065/jsce.2020.237875.2184>

*Corresponding author: Reza Aghayari

Email address: reza_agh@razi.ac.ir

بررسی آزمایشگاهی عملکرد میراگر جرمی کوک شده در سازه فولادی تحت زلزله های مقیاس شده و تخمین پارامترهای مودال میراگر و سازه

فاطمه رحیمی^۱، رضا آقاییاری^{۲*}، بیژن ثمالی^۳

۱- دانشجوی دکتری مهندسی عمران، دانشگاه رازی، کرمانشاه، ایران

۲- دانشیار گروه مهندسی عمران، دانشگاه رازی، کرمانشاه، ایران

۳- استاد، گروه زیر ساخت مهندسی، دانشگاه وسترن سیدنی، سیدنی، استرالیا

چکیده

در طول سالیان اخیر کاربرد میراگرهای جرمی برای سازه های در برابر بارهای محیطی یا لرزه ای افزایش پیدا کرده است. یک گام مهم در طراحی و کاربرد میراگرهای جرمی، تخمین پارامترهای مودال است که همواره با مشکلاتی همراه بوده است. در این مقاله تلاش شده چارچوبی برای تخمین پارامترهای مودال میراگر جرمی؛ با ترکیب مدل های آزمایشگاهی روی میز لرزه و تکنیک آنالیز مودال، به عنوان مثال روش تجزیه فرکانسی؛ ارائه شود. برای این منظور مطالعات آزمایشگاهی روی قاب پنج طبقه فولادی دارای میراگرهای جرمی با نسبت جرمی ۰/۱ و ۰/۱۰ که در معرض تحریک دو زلزله مقیاس شده کوبه (Kobe) و ایمپریال ولی (Imperial valley) قرار گرفته اند، صورت گرفته است. همچنین پاسخهای سازه در حین زلزله با کمک سنسورهای که روی سازه نصب شده، ثبت شده و با کمک پاسخهای به دست آمده، مشخصات دینامیکی سازه دارای میراگر جرمی با کمک روش آنالیز مودال آزمایشگاهی (Operational Modal Analysis) تخمین زده می شود. در این مقاله از روش تجزیه فرکانسی (Frequency Domain Decomposition) برای تخمین پارامترهای دینامیکی میراگر استفاده شد. همچنین نسبت میرایی به دست آمده از روش تجزیه فرکانسی با مقادیر روش کلاسیک عددی مقایسه گردیده و مشاهده شد که روش مذکور توانایی مناسبی در برآورد پارامترهای دینامیکی میراگر دارد. این مقاله همچنان نشان میدهد که تحریک سازه آزمایشگاهی روی میز لرزه چنانچه همراه با تحلیل مودال آزمایشگاهی باشد، میتواند موفقیت زیادی در طراحی میراگرهای جرمی داشته باشد. همچنان محققان میتوانند با دقت بالایی پاسخهای سازه را در شرایط واقعی سازه و زلزله تخمین زده و در عین حال با صرف هزینه کم برای ساخت مدل های آزمایشگاهی میراگر جرمی، میتوان پارامترهای بهینه میراگر جرمی را به دست آورد.

کلمات کلیدی: میراگر جرمی، پاسخ، فرکانس طبیعی، نسبت میرایی، تجزیه فرکانسی

شناسه دیجیتال:		سابقه مقاله:				
doi:	https://dx.doi.org/10.22065/jsce.2020.237875.2184	چاپ	انتشار آنلاین	پذیرش	بازنگری	دریافت
	10.22065/jsce.2020.237875.2184	۱۴۰۰/۰۸/۳۰	۱۳۹۹/۰۷/۰۳	۱۳۹۹/۰۷/۰۳	۱۳۹۹/۰۵/۲۲	۱۳۹۹/۰۴/۱۳
				*نویسنده مسئول:		
				پست الکترونیکی:		
				رضا آقاییاری		
				reza_agh@razi.ac.ir		

۱- مقدمه

یکی از سیستم‌های دینامیکی کاربردی برای کاهش ارتعاشات سازه‌ها در برابر بارهای دینامیکی (مثل بار زلزله یا باد) و بارهای محیطی (بار ترافیک، بارهای هیدرولیکی و...)، میراگرهای جرمی هستند [۱]. میراگرهای جرمی کوک شده، پاسخهای سازه را حول یکی از مودهای طبیعی ارتعاش کاهش می‌دهد واز پدیده تشدید در اثر یکسان شدن فرکانس سازه با میراگر جلوگیری میکند [۲]. از آنجا که فرکانس میراگر جرمی و فرکانس هدف در سازه دارای اختلاف می‌باشند، لذا ارزیابی پارامترهای مودال آزمایشگاهی میراگر جرمی همواره چالشی برای محققین بوده است [۳]. یکی از مشکلات اساسی به منظور استفاده از میراگرهای فوق، عملکرد ضعیف و تغییر مشخصات آنها در طول زمان و در نتیجه کاهش کارایی سیستم کنترل شده بخاطر عدم کوک شدگی مناسب میراگرهای جرمی است [۴]. بنابراین آنالیز مودال میراگرهای فوق ضروری بوده چون حتی در یک پهنای باند کوتاه هم این سیستم‌های غیرفعال آسیب جدی به سازه وارد می‌کنند [۵].

تحلیل دینامیکی سازه‌های پیچیده، عدم اطلاع صحیح از خواص مواد و بارگذاری و شرایط مرزی مختلف برای این سازه‌ها همواره باعث ایجاد مشکلاتی در مدل‌سازی این سازه‌ها می‌شود. یکی از روشهایی که برای دسترسی به خواص دینامیکی سازه استفاده می‌شود، آنالیز مودال محیطی یا آزمایشگاهی (Operational Modal Analysis¹) است. الگوریتم‌های مناسب برای ارزیابی پارامترهای مودال بر مبنای دو سیستم ورودی-خروجی (input-output) و سیستم تنها خروجی (output-only) کار میکنند [۶]. سیستم ورودی-خروجی مانند تابع پاسخ فرکانسی (FRF²) با در نظر گرفتن مشخصات ساختاری میراگر و انتخاب قله‌های فرکانس از تابع پاسخ فرکانسی سازه، پارامترهای مودال را استخراج میکنند. این سیستم دامنه پاسخهای منطقی از سازه را نشان داده و باعث کاهش نویز در سازه شده ولی در سازه‌ها با مقیاس بزرگ نیازمند میز لرزه خیلی قوی است. سیستم‌های تنها خروجی [۷] مثل روش تجزیه فرکانسی نیازمند ورودیهای سیستم نیستند و با سیستم‌های پیچیده شان می‌توانند پارامترهای مودال میراگر را برآورد کنند. این سیستم مناسب برای سازه‌هایی است که مودهای ارتعاشی آنها نزدیک به هم هستند و همچنین این روش توانایی بالایی در تخمین فرکانسهای طبیعی سازه و میراگر دارد. البته در برآورد میرایی میراگرها دارای نواقصی است. بنابراین نیاز به تستهای آزمایشگاهی و متعاقباً استفاده از روشهای آنالیز مودال آزمایشگاهی می‌باشد تا بتواند مقادیر دقیق پارامترهای مودال را بین دو تست متوالی به دست آورد.

عموماً برای تحلیل دینامیکی، شناسایی خرابی‌های سازه و سلامت پایش سازه (Structural Health Monitoring³) و روشهای کلاسیک به روز رسانی (Updating methods Classical model)، از آنالیز مودال محیطی برای استخراج پارامترهای سازه (فرکانسهای طبیعی، نسبت میرایی و شکل مودها) استفاده می‌شود [۸]. یکی از تکنولوژی‌های مرسوم برای دستیابی به پارامترهای مودال، تست لرزه ای تحت تحریکات محیطی مثل زلزله یا باد است. آزمایشات مودال محیطی نسبت به روشهای کلاسیک دارای مزیت‌هایی همچون هزینه کمتر، امکان استفاده از تحریکات با دامنه گسترده تر و پیوستگی در سازه است [۹]. از آنجا که تحریکات محیطی نمیتوانند کنترل یا اندازه گیری شوند، بنابراین ورودیها ناشناخته بوده و برای رسیدن به پارامترهای مودال نیاز به پردازشهای خاصی می‌باشد. تکنیک آنالیز مودال محیطی به چندین روش دسته بندی می‌شود از جمله مدل خود همبسته با میانگین تحریک (Autogressive Moving Average)، شناسایی فضای حالت (Stochastic Subspace identification) و روش تجزیه دامنه فرکانسی (Frequency Domain Decomposition⁴) [۱۰] و [۱۱]. روشهای قدیمیتری دو مرحله، پارامترهای مودال را پردازش می‌کردند. پاسخهای آزاد در ابتدا از پاسخهای محیطی به وسیله تکنیک کاهش تصادفی به دست آمده و سپس از روش تبدیل موجک و الگوریتم مقادیر تکیین (Singular Value Decomposition) برای محاسبه پارامترهای مودال این پاسخهای آزاد استفاده میشد [۱۲]. Tarinejad and Damadipour [۱۳] روش تجزیه فرکانسی و تبدیل موجک پیوسته به صورت همزمان ترکیب کرده و براساس میانگین چرخه توابع همبستگی، پارامترهای دینامیکی را شناسایی کردند. همچنین برای توسعه ای روش در سازه‌های بلند مرتبه از روش اصلاح خطاها در هنگام سنجش نامتقارن سنسورها استفاده شد [۱۴]. [۱۵] تابع موجک برای ارتعاش محیطی در حوزه فرکانس را از طریق تابع چگالی طیفی (Power Spectrum Density⁵) محاسبه کرده و از یک روش جدید برای شناسایی پارامترهای مودال استفاده نمودند. مطالعات آنها ارتباط بین ماکزیمم فرکانس محلی مقیاس شده از تابع تکیین و پارامترهای مودال را به صورت تحلیل نشان داد.

در این مقاله از روش تجزیه فرکانسی (FDD^4) به منظور تحلیل پاسخهای خروجی آزمایشگاهی سازه استفاده شد. ابتدا یک سازه ۵ طبقه قاب خمشی فولادی در آزمایشگاه ساخته شده و روی میز لرزه آزمایشگاه تحت تحریک دو زمین لرزه Kobe و Imperial valley قرار گرفت. در ابتدا سیگنالهای خروجی از سازه توسط شتاب سنج، سرعت سنج و جابه جایی سنج برای سازه کنترل نشده و کنترل شده (با میراگرهای جرمی سبک و سنگین) اندازه گیری شدند. سپس با کمک روش FDD اصلاح شده بر روی پاسخهای خروجی از سازه، پارامترهای مودال سازه محاسبه می شوند. هم چنین روش تجزیه فرکانسی از دید محل، نوع تحریک (حوزه نزدیک یا دور)، اثر میرایی ناچیز سیستم و اثر میراگرهای جرمی یا TMD^6 Tuned Mass Damper مختلف روی پارامترهای مودال مورد بررسی بیشتر قرار میگیرند. در بخش صحت سنجی، ارزیابی و تحلیل روشهای مذکور با روش آزمایشگاهی مورد مطالعه قرار گرفت و نتایج آنالیز مودال آزمایشگاهی (محیطی) با روشهای کلاسیک مقایسه میشوند. نتایج حاکی از آن است که روش تجزیه فرکانسی توانسته با دقت کافی دید خوبی از پارامترهای مودال سازه را ارائه کند.

۱- آنالیز مودال محیطی یعنی شناسایی پارامترهای مودال سازه با کمک داده های ارتعاشی شامل تحریک اولیه یا تحریک مصنوعی است. پارامترهای مودال شامل فرکانسهای طبیعی، نسبت میرایی و شکل مودها هستند.

۲- تابع پاسخ فرکانسی، پاسخ سیستم را به تحریکهای اعمال شده در فرکانسهای مختلف نشان داده و از پاسخ گذرای سیستم صرف نظر می کند..

۳- سلامت پایش سازه، به فرایند اجرایی شناسایی خرابی در سازه ها و پلها می پردازد.

۴- روش تجزیه فرکانسی، تکنیکی کاربردی که تنها با داشتن خروجیهای سیستم و بدون داشتن ورودیها مثل تحریک زلزله و ... میتوان پارامترهای دینامیکی سازه را استخراج کرد.

۵- تابع چگالی طیفی مشخص می کند که هر مولفه فرکانسی سیگنال دارای چه توانی است.

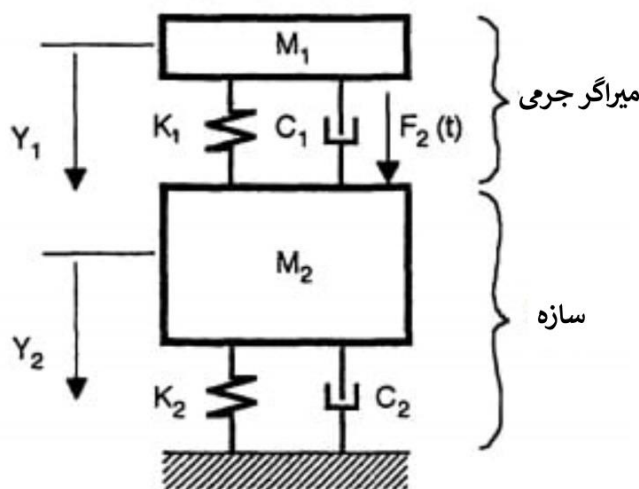
۶- میراگر جرمی، جاذب انرژی یا میراگر لرزه ای است که در سازه نصب شده تا دامنه ارتعاشات سازه را کاهش دهد..

۱-۱- معادلات پایه میراگر جرمی (TMD) غیر فعال

مدل استاندارد یک سازه الاستیک خطی و یک TMD با رفتار خطی، به صورت مدل دو درجه آزادی نشان داده می شود. (شکل ۱). معادلات حرکت این مدل به صورت زیر ارائه میشود ((۱).

$$M_p \ddot{U}_p(t) + C_p \dot{U}_p(t) + K_p U_p(t) - (C_t \dot{u}_p(t) + k_t u_t(t)) E_k = F(t) - (M_p E) \ddot{u}_g(t) \quad (1)$$

$$m_t \ddot{u}_{p,k}(t) + m_t \ddot{u}_r(t) + c_t \dot{u}_r(t) + k_t u_r(t) = -m_t \ddot{u}_g(t)$$



شکل ۱: مدل مکانیکی سازه و سیستم TMD در معرض تحریک لرزه ای [16]

که در اینجا $U_p(t)$ تغییر مکان سازه اصلی $U_t(t)$ جابجایی جرم TMD است. هر دو جابجایی به طور نسبی نسبت به پای پی محاسبه شده اند. m_p و c_p و k_p ، به ترتیب جرم مدی، ثابت میرایی و سختی سیستم اصلی هستند و m_t و c_t و k_t ، به ترتیب جرم، ثابت میرایی و سختی TMD هستند. E_k بردار ستونی یک عدد ۱ در k امین ردیف و یک عدد صفر در همه دیگر ردیف ها $U_{p,k}$ جابجایی k امین درجه آزادی سازه است. $f(t)$ نیروی عمل کننده روی سازه اصلی است و $\ddot{u}_g(t)$ شتاب زمین (پی) و \tilde{m}_p جرم مشارکتی سیستم اصلی است.

فرمول بالا بر اساس $\dot{u}_p(t)$ نوشته شده است. در صورتی که $U_r(t) = U_p(t) - U_t(t)$ ، جابجایی نسبی جرم TMD نسبت به سازه اصلی باشد، معادله حرکت با توجه به آن به صورت زیر می باشد ((۲)).

$$m_p \ddot{u}_p(t) + c_p \dot{u}_p(t) + k_p u_p(t) - c_t \dot{u}_r(t) + k_t u_r(t) = f(t) - \tilde{m}_p \ddot{u}_g(t) \quad (2)$$

$$m_t \ddot{u}_{p,k}(t) + m_t \ddot{u}_r(t) + c_t \dot{u}_r(t) + k_t u_r(t) = -m_t \ddot{u}_g(t)$$

مدل استاندارد TMD و سازه با مدل کردن سازه به صورت سیستم یک درجه آزادی و استفاده از جابجایی مدی بدست می آید. این ساده سازی به وسیله خصوصیات TMD هایی که به درستی کالیبره شدند، توجیه می شود تا فقط در یک بازه یا محدوده فرکانسی کوچک عمل کنند. لذا TMDها طراحی می شوند تا نوسانات مدهای ارتعاشی را کاهش بدهند [۱۷]. یک سازه الاستیک خطی به همراه TMD می تواند به صورت سیستم چند درجه آزادی (N درجه آزادی) باشد که در آن TMD به درجه K ام سازه متصل شود. به این جمع بندی می رسیم که TMD باید به گونه ای طراحی شود تا ارتعاشات مربوط به شکل مدی ψ_k را کاهش دهد، که از حل مقادیر ویژه معادله ماتریسی زیر به دست می آید و به گونه ای نرمال می شود که یک عدد ۱ را در k امین ردیف نشان دهد ((۳)).

$$M_p \psi_k \omega_k^2 - k_p \psi_k = 0 \quad (3)$$

با استفاده از شکل مدی ψ_k ، تغییر مکان سازه سیستم اصلی مربوط به این شکل مود می تواند به وسیله معادله $U_{p,k}$ شرح داده شود. رابطه بین پارامترها برای مدها دو درجه آزادی و n درجه آزادی به صورت (۴) ارائه می شود:

$$m_p = \psi_k^T M_p \psi_k, c_p = \psi_k^T C_p \psi_k, k_p = \psi_k^T K_p \psi_k, f(t) = \psi_k^T F(t), \tilde{m}_p = \psi_k^T M_p E \quad (4)$$

به خاطر نرمال سازی، شکل مود ψ_k دیده می شود که $\psi_k^T F_k = 1$. در کل مشارکت جرهما برابر با جرم مدی سیستم اصلی نیست: $\tilde{m}_p \neq m_p$

بنابراین مشارکت فوق با معرفی ضریب مشارکت مطابق (۵) حاصل میشود:

$$\Gamma_m = \frac{\psi_k^T M_p E}{\psi_k^T M_p \psi_k} = 1 + \frac{\psi_k^T M_p (E - \psi_k)}{\psi_k^T M_p \psi_k} \quad (5)$$

۲- روش شناسی

۲-۱- تنظیمات آزمایشگاهی میراگر جرمی و سازه فولادی ۵ طبقه

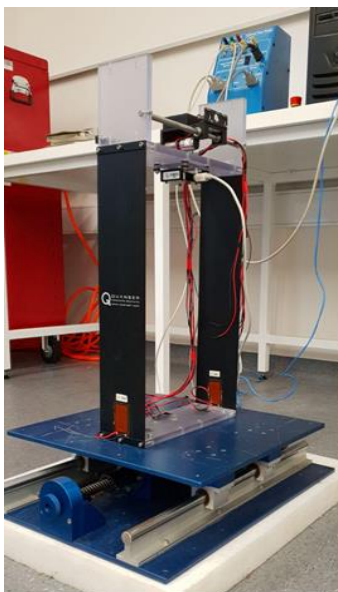
در این بخش تنظیمات آزمایشگاهی و هر کدام از بخشهای آزمایشگاهی به صورت خلاصه توضیح داده می شود. مدل طراحی شده برای سیستم دینامیکی شامل سازه اصلی با رفتار خطی با دو میراگر جرمی با نسبت جرمی مختلف می باشد که بر اساس مدل مقیاس شده یک دهم ساخته و راه اندازی شدند.

قاب فولادی پنج طبقه با مقیاس یک دهم نسبت به نمونه قاب واقعی (Prototype) ساخته شده است. مشخصات سازه ای قاب در نمونه واقعی طبق قوانین مقیاس سازی (Scaling Law) طبق جدول زیر به دست می آیند. لازم به ذکر است که ابتدا پارامترهای اصلی سازه ای شامل طول، زمان، جرم و دانسیته مقیاس می شوند و سپس بقیه پارامترهای دینامیکی و غیردینامیکی بر اساس آنها محاسبه می شوند.

جدول ۱: قوانین مقیاس سازی پارامترهای مدل آزمایشگاهی و مدل واقعی

پارامتر	نمونه واقعی به مدل آزمایشگاهی	ابعاد
طول	N	L
زمان	$N^{1/2}$	T
سرعت	$N^{1/2}$	LT^{-1}
شتاب	1	LT^{-2}
دانسیته	1	ML^{-3}
جرم	N^3	M
ممان اینرسی	N^4	L^4
مدول الاستیسیته	1	$ML^{-1}T^{-2}$
سختی	N	MT^{-2}
فرکانس	N^{-1}	T^{-1}

همچنین از دو زلزله مقیاس شده Kobe و Imperial valley به عنوان نماینده زلزله حوزه دور و نزدیک به منظور تحریک سازه استفاده شد. تمامی آزمایشات در آزمایشگاه دینامیک دانشگاه وسترن سیدنی استرالیا صورت گرفته و راه اندازی میز لرزه (مطابق شکل ۲) دو محوره طبق دستور العمل شرکت Quanser می باشد. در ابتدا بایستی از کالیبراسیون میز لرزه مطمئن شد. مقدار ماکزیمم بار مجازی که روی این میز لرزه میتوان قرار داد برابر ۱۵ کیلوگرم بود. مقدار ماکزیمم جابه جایی های مجاز با این میز در حدود ۷/۶۲ سانتی متر، ماکزیمم نیروی وارده با موتور روی این میز هم ۷۰۹ نیوتن بوده و ماکزیمم شتابی که با این میز لرزه می توان وارد کرد برابر ۲/۵ g بود.



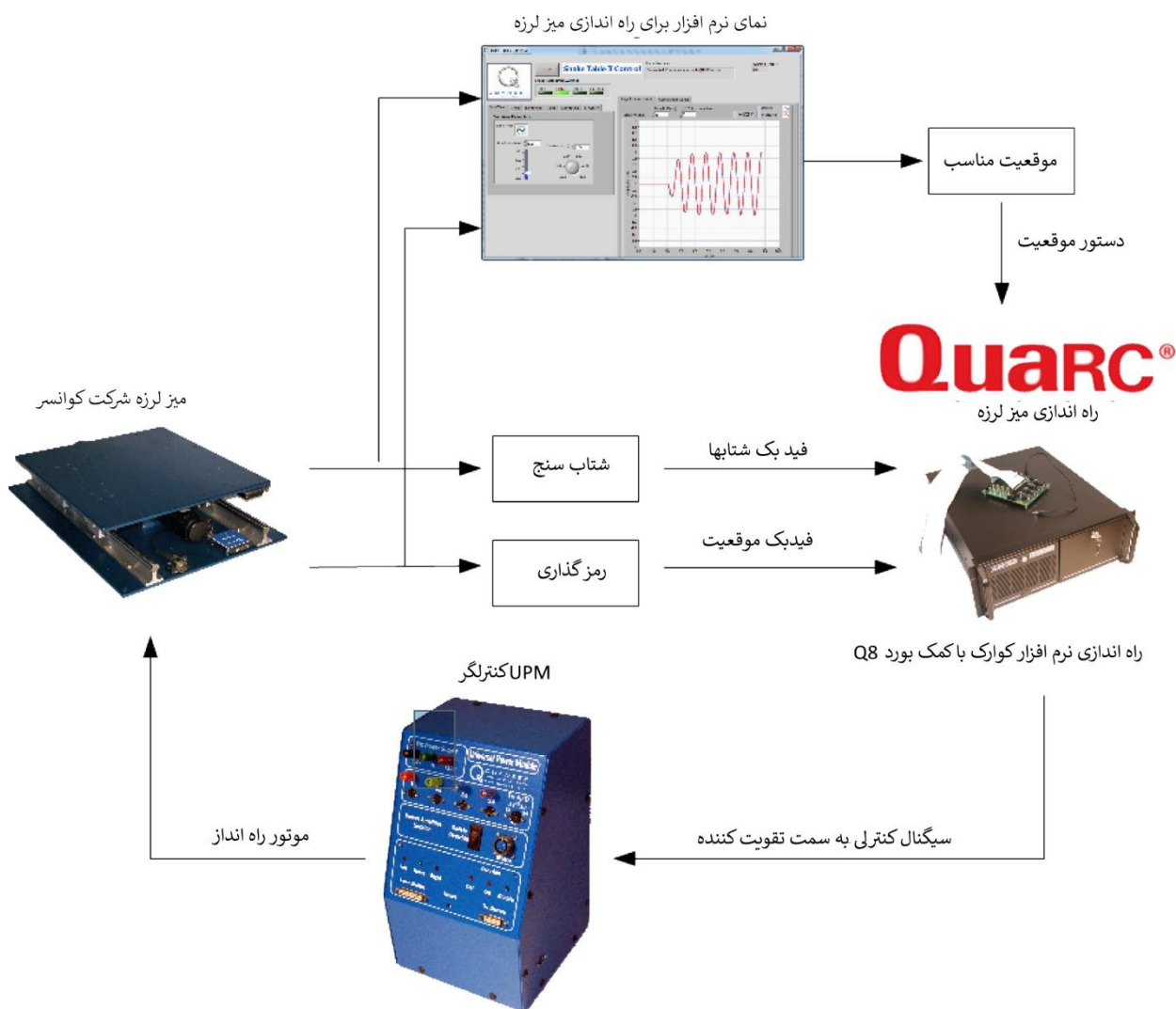
شکل ۲: میز لرزه کالیبره شده در دانشگاه وسترن سیدنی

برای راه اندازی میز لرزه از دو نرم افزار GUI و نرم افزار QuaRC و کنترلر آن در محیط MATLAB و SIMULINK استفاده شده است. محیط GUI ساده و قابل فهم است طوری که میتوان به راحتی تنها با دکمه run میز لرزه و موقعیت میراگر روی آن را کالیبره کرد و در عمق های دلخواه زلزله هایی که برای این نرم افزار تعریف شدند را به سازه وارد کرد. به دلیل محدود بودن فرکانسهای انتخابی در این نرم افزار، اپلیکیشن QuaRC جایگزین شد. برای راه اندازی میراگر جرمی با کمک میز لرزه با QuaRC مراحل نصب و راه اندازی upm کالیبره کردن میز لرزه، اجرای موج ساده سینوسی، اجرای sin-sweep (میدان سینوسی) و انتخاب مسیر پیش فرض زلزله دلخواه به ترتیب بایستی انجام شوند. اطلاعات ساختگاهی زمین مربوط به زلزله های Kobe و Imperial valley از سایت Peer استخراج شدند و در نرم افزار Seismosignal این شتابها مقیاس شده و در نهایت به عنوان مسیر پیش فرض زلزله انتخاب و به سیستم میراگر جرمی وارد شدند. مشخصات زلزله های فوق در جدول ۲ آمده است.

جدول ۲: مشخصات زمین شناسی زلزله های مورد مطالعه

زلزله های انتخابی	Kobe (حوزه دور)	Imperial Valley (حوزه نزدیک)
بزرگی زلزله (Mw)	۶/۹	۶/۵
عمق (Km)	۱۷/۶	۱۱/۶
تلفات انسانی	۶۴۳۳	۶
مرکز زلزله	۳۴,۵۹°N ۱۳۵,۰۷°E	۳۲°N ۱۱۵°W
ماکزیمم شتاب زمین (g)	۰/۷۸	۱/۷۴

سیستم کنترل لرزه ای با کمک تجهیزات شکل ۳ که همگی به قاب فولادی و میراگر جرمی متصل هستند انجام می شود.



شکل ۳: عملکرد میز لرزه ای و تجهیزات متصل به آن

مدل قاب ۵ طبقه فولادی مورد مطالعه (شکل ۴) یک قاب خمشی است که تیرها و ستونها از ورقهای فولادی ساخته شده و اتصالات بین آنها از نوع صلب بوده تا تحت ارتعاشات ایجاد شده در سازه کمانش ایجاد نشود. مقاطع ورقها با حداقل وزن ممکن انتخاب می شوند تا انعطاف پذیری کافی داشته باشند و بتوانند تغییرشکلها (deformation) را بهتر نمایش دهند. با توجه به محدودیت وزن قابل تحمل میز لرزه و محدودیت جابه جایی های آن، قاب ۵ طبقه فولادی طبق آیین نامه ASTM طراحی و ساخته شد. وزن هر طبقه ۲ کیلوگرم و سختی هر طبقه ۲۵ نیوتن بر متر می باشد. این سازه برای حداقل سه تا چهار مود ارتعاش طراحی شده و توانست توسط میز لرزه مورد تحریک قرار بگیرد. تمامی این شرایط به عنوان پایه طراحی مد نظر قرار گرفت. در بخش آنالیز ابعادی، ابعاد جوری در نظر گرفته شد تا بتوانند پاسخهای پیش بینی شده سازه را حاصل کنند، لذا در طراحی و ساخت قاب فولادی پنج طبقه، به دلیل محدودیت در وزن قابل تحمل میز لرزه، از فلسفه تیر قوی و ستونهای ضعیف استفاده شد. زمانیکه شکست برشی و گسیختگی خمشی در قاب آزمایشگاهی رخ داد، سختی ستونها نسبت به تیرها کاهش زیادتری از خود نشان داد و همچنین مفاصل پلاستیک در ستونهای طبقه دوم تشکیل شدند. مشاهده شد که تنشهای ستونهای طبقه دوم بیشتر از بقیه مقاطع دچار تغییرات شدند. زمانیکه میراگرهای جرمی را در طبقه بام نصب شدند، انرژی ورودی به سازه کاهش پیدا کرد و ماکزیمم جابه جایی و شتاب های وارد بر سازه هم دچار کاهش شدند. همچنین مشاهده شد که با وجود میراگر جرمی تعداد مفاصل پلاستیک ستونهای طبقه دوم کاهش پیدا کردند. مصالح مورد استفاده در این سازه طبق آیین

نامه ASTM برابر A36 می باشد که تنش تسلیم آنها برابر ۲۵۰ مگاپاسکال و تنش کششی آن ۵۰۰ Mpa است. مدول یانگ این نوع فولاد برابر ۲۰۰ Gpa و نسبت پواسون آن برابر ۰,۲۶ و مدول برشی آن ۷۸ گیگاپاسکال است.



شکل ۴: قاب فولادی ساخته شده در آزمایشگاه وسترن سیدنی

مشخصات ورقهای استفاده شده در تیرها و ستون ها در جدول ۳ آمده است.

جدول ۳: ابعاد ورقهای مورد استفاده در تیرها و ستونها در قاب فولادی ۵ طبقه

ضخامت (cm)	پهنای ورق (cm)	طول ورق (cm)	
۰,۱	۲	۵۰	ورق ستون
۰,۲	۵	۵۰	ورق تیر

همچنین در طبقه بالایی سازه میراگر جرمی یک بار با درصد جرمی ۰/۱ و بار دیگر با نسبت جرمی ۰/۰۱ نصب گردید. به منظور کنترل سازه، در هر کدام از طبقات یک شتاب سنج (Accelerometer)، سرعت سنج (Velocity meter) و جابه جایی سنج (LVDT) نصب شده و پاسخهای حرکتی سازه طی زلزله های مذکور دارای میراگر جرمی و بدون میراگر را نشان می دهند. البته از آنجا که مود اول سازه بیشترین تاثیر روی جابه جایی طبقه پنجم دارد و همچنین میراگر جرمی به مود اول کوک شده، لذا پاسخهای نهایی از روی سنسورهای شتاب سنج، جابه جایی سنج و سرعت سنج که در طبقه پنجم نصب شدند، به دست آمده است. در گام اول پاسخهای سیستم کنترل نشده و کنترل شده با میراگر جرمی تحت زلزله های کوبه و ایمپریال ولی به دست آمدند. در گام بعدی با کمک پاسخهای به دست آمده از شتاب سنجها، پارمترهای مودال میراگر وسازه شامل فرکانسهای طبیعی و نسبت میرایی، بر اساس آنالیز مودال آزمایشگاهی و به عنوان مثال روش تجزیه دامنه فرکانسی تخمین زده شدند.

۲-۲- استخراج پارامترهای مودال میراگر و سازه با روش تجزیه فرکانسی (FDD)

آنالیز مودال محیطی مدل توسعه یافته آنالیز مودال کلاسیک است که در آن از دیتاهای آزمایشگاهی استفاده میشود. در این روش، سازه فولادی مورد آزمایش با میراگر جرمی به صورت مصنوعی تحریک نمی شود، بلکه توسط بارهای طبیعی تحریک صورت میگیرد و اثر نویز و ارتعاشات محیطی هم در حین آزمایش لحاظ می شود. یکی از روشهای آنالیز مودال محیطی، روش تجزیه فرکانسی (Frequency Domain Decomposition) یا FDD است [۱۸]. روش های آنالیز ارتعاشات محیطی به دو دسته کلی پارامتریک و غیرپارامتریک تقسیم میشوند. روشهای غیرپارامتریک، در حوزه زمان یا فرکانس مشخصات دینامیکی سازه را بررسی می کنند. روشهای پارامتریک در حوزه زمان کار میکنند و دقیقا با پاسخهای اندازه گیری شده منطبق بوده و در نهایت مدل دینامیکی سیستم استخراج می شود. روش تجزیه فرکانسی جزو روشهای غیرپارامتریک است که برای این روش از متود انتخاب قله و تابع شناسایی موداستفاده میشود. در این روش ابتدا تابع چگالی طیف توان (Power Spectrum Density function) یا PSD پاسخ محاسبه میشود و سپس روش تجزیه مقادیر تکین (Singular Value Decomposition) یا SVD بر روی آنها اعمال می شود و به کمک آنها، مقادیر فرکانسهای طبیعی، شکل مودها و نسبت میرایی به دست می آیند.

در این مقاله به منظور استخراج مشخصات دینامیکی قاب فولادی تحت بارهای محیطی از روش تجزیه فرکانسی استفاده شده است. با کمک شتاب سنج هایی که در هر طبقه از قاب نصب شدند، شتابهای خروجی از سیستم کنترل نشده و کنترل شده با میراگر جرمی به عنوان ورودی روش تجزیه فرکانسی در نرم افزار متلب خوانده می شوند. نتایج حاصل از روش تجزیه فرکانسی، فرکانسهای طبیعی و شکل مودها و نسبت میرایی قاب فولادی بدون و دارای میراگر جرمی را ارائه میکند. اصول روابط حاکم بر FDD، بر رابطه بین خروجی ها و ورودی های سیستم استوار است مطابق معادله زیر:

$$G_{yy}(j\omega) = \bar{H}(j\omega) \cdot G_{xx}(j\omega) H^T(j\omega) \quad (6)$$

که در آن G_{xx} ماتریس طیف چگالی توان ورودی، G_{yy} ماتریس طیف چگالی توان خروجی و $H(j\omega)$ ماتریس تابع پاسخ فرکانسی است. ماتریس تابع پاسخ فرکانسی از معادله زیر به دست می آید:

$$H(j\omega) = \sum_{k=1}^n \frac{Q_k}{j\omega - \lambda_k} + \frac{\bar{Q}_k}{j\omega - \bar{\lambda}_k} \quad (7)$$

که Q_k ترم باقی مانده، λ_k نماینگر k امین فرکانس طبیعی و علامت - نشان دهنده مزدوج مختلط و n تعداد مودهای مورد بررسی را نشان میدهند. در نهایت چگالی توان خروجی با کمک خاصیت تعامد مودها در سیستم با میرایی کم بر حسب شکل مودها و قطبهای سیستم به صورت رابطه زیر در می آیند.

$$G_{yy}(j\omega) = \sum_{k=1}^n \frac{d_k Q_k \phi_k^T}{j\omega - \lambda_k} + \frac{\bar{d}_k \bar{Q}_k \bar{Q}_k^T}{j\omega - \bar{\lambda}_k} \quad (8)$$

که در آن Q_k بردار شکل مود k ام و λ_k بردار دخالت مود است. این معادله نشان میدهد که در هر فرکانس تعداد محدودی مود در ساختن پاسخ سیستم شرکت می کنند. در نزدیکی فرکانسهای طبیعی سیستم، فقط یک مود پاسخ سیستم را ساخته است. بنابراین پاسخ در فرکانس ایجاد شده در یک مود خیلی شبیه شکل مود این فرکانس خواهد بود. اگر ماتریس چگالی توان پاسخ در هر فرکانس به مقادیر و بردارهای تکین آن تجزیه شود، از آنجائیکه مقادیر تکین با ضریب مشارکت مودها ارتباط مستقیم دارند؛ تعداد مقادیر تکین غیر صفر نشان دهنده تعداد مودهایی است که پاسخ سیستم را در آن فرکانس می سازد و قله های اولین مقدار تکین سیستم برابر با فرکانسهای طبیعی سیستم است. همچنین بردارهای تکین متناظر با قله های اولین مقدار تکین، بردارهای شکل مود سیستم را تخمین می زنند.

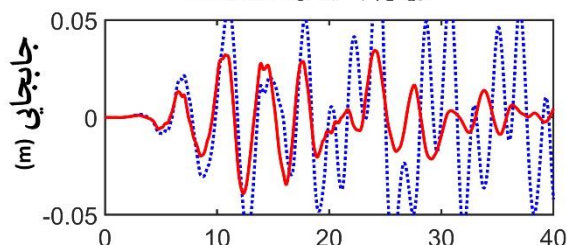
$$\hat{G}_{yy}(j\omega_i) = U_i S_i U_i^H \quad (9)$$

U_i ماتریس مقادیر تکین سیستم در فرکانس ω_i است. بالانویس H هم مزدوج ترانسپوز است.

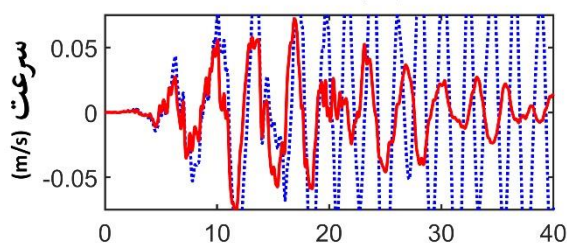
۳- بحث و بررسی نتایج آزمایشگاهی

نتایج آزمایش حاصل از قاب فولادی ۵ طبقه دارای میراگر جرمی تحت زلزله های مقیاس شده Kobe و Imperial valley مورد بررسی قرار گرفت. پاسخهای حاصل از ارتعاش سازه با کمک میز لرزه توسط شتاب سنجهایی که در هر طبقه از قاب نصب شدند و همچنین جابه جایی سنجهای LVDT و سرعت سنجها در طول تحریک سازه بر اثر زلزله های فوق اندازه گیری شد. در آزمایش اول زمانیکه سازه دارای میراگر جرمی با مشخصات دینامیکی شامل نسبت جرمی ۰/۱، نسبت میرایی ۰/۳۳۸، فرکانس میراگر هم برابر ۰/۸۹۸ و سختی آن برابر ۱/۸۶ نیوتن بر متر بود و تحت تحریک زلزله مقیاس شده Kobe واقع شد، پاسخهای سازه در حالت کنترل نشده و کنترل شده با میراگر جرمی مطابق شکل ۵ از شتاب سنجها و سرعت سنجها و جابه جایی سنج به دست آمدند.

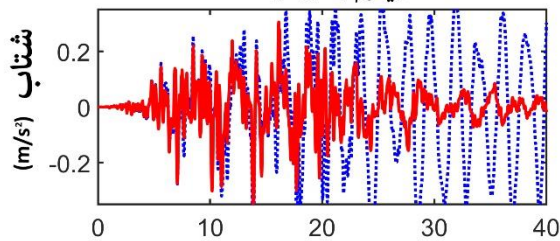
ماکزیموم بدون میراگر 0.095002
ماکزیموم با میراگر 0.039092



ماکزیموم بدون میراگر 0.21395
ماکزیموم با میراگر 0.083097



ماکزیموم بدون میراگر 0.57278
ماکزیموم با میراگر 0.38965



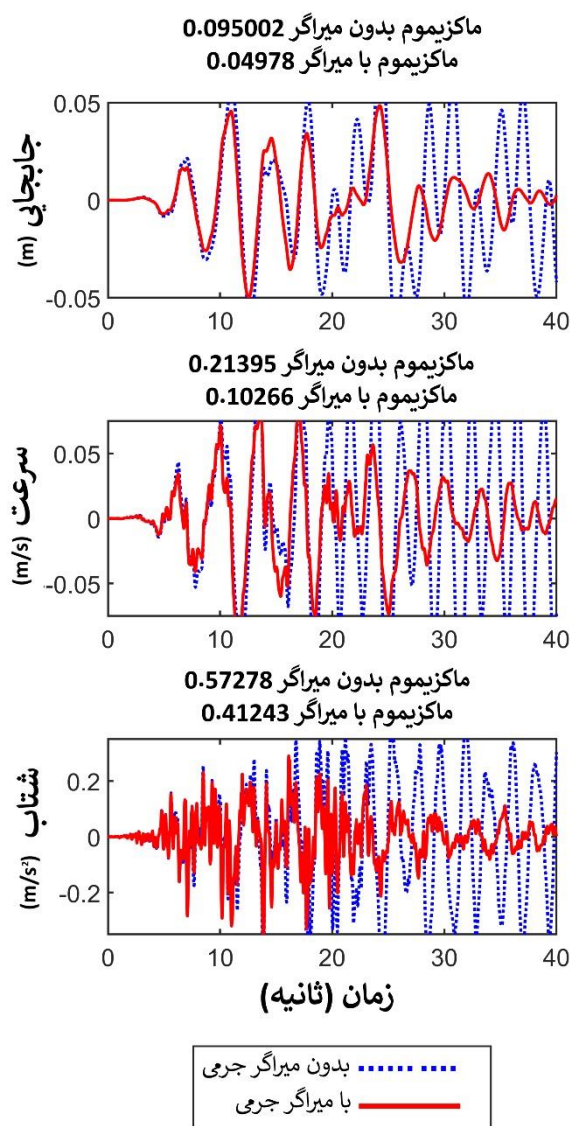
زمان (ثانیه)

بدون میراگر جرمی
با میراگر جرمی ———

شکل ۵: پاسخهای طبقه پنجم قاب کنترل شده و کنترل نشده با میراگر جرمی تحت زلزله مقیاس شده کوبه (نسبت جرمی ۰/۱ و میرایی ۰/۰۴)

مطابق شکل ۵ در آزمایش اول روی قاب فولادی ۵ طبقه ماکزیمم جابه جایی طبقه بام در حالت کنترل نشده برابر $0/043$ متر است و با کمک میراگر جرمی این ماکزیمم جابه جایی به $0/0091$ کاهش پیدا کرده؛ یعنی در حدود ۷۹ درصد کاهش در ماکزیمم جابه جایی طبقه بام ایجاد شده است. هم چنین این میراگر جرمی توانسته در حدود ۶۰ درصد سرعت سازه را کاهش دهد. همچنین شتاب ماکزیمم در طبقه بام از قاب آزمایشگاهی مورد مطالعه از $0/359$ به $0/326$ متر بر مجذور ثانیه کاهش پیدا کرده؛ لذا این میراگر جرمی حدود ۹ درصد در کاهش شتابهای سازه موثر بوده است. ولی از آنجا که نسبت جرمی فوق حدودا بزرگ بوده و از لحاظ اقتصادی به صرفه نیست و باعث افزایش زیاد جرم قاب فولادی میشود، بنابراین از میراگر سبکتر در آزمایش بعدی استفاده شده و پاسخهای سازه دارای و بدون میراگر جرمی مجددا طبق روش قبل به دست آمد.

در آزمایش دوم از میراگر جرمی با مشخصات زیر استفاده شد، طوریکه نسبت جرمی آن $0/01$ ، نسبت میرایی $0/139$ فرکانس میراگر هم برابر $0/986$ هرتز و سختی آن برابر $0/24$ نیوتن بر متر بودند. در این حالت پاسخهای حاصل از شتاب سنج، سرعت سنج و جابه جایی سنج در طبقه بام برای قاب فولادی ۵ طبقه که روی میز لرزه قرار دارد و تحت تحریک زلزله مقیاس شده Kobe قرار گرفته مطابق شکل ۶ هستند.



شکل ۶: پاسخهای طبقه پنج قاب کنترل شده و کنترل نشده با میراگر جرمی تحت زلزله مقیاس شده کوبه (نسبت جرمی $0/01$ و میرایی $0/04$)

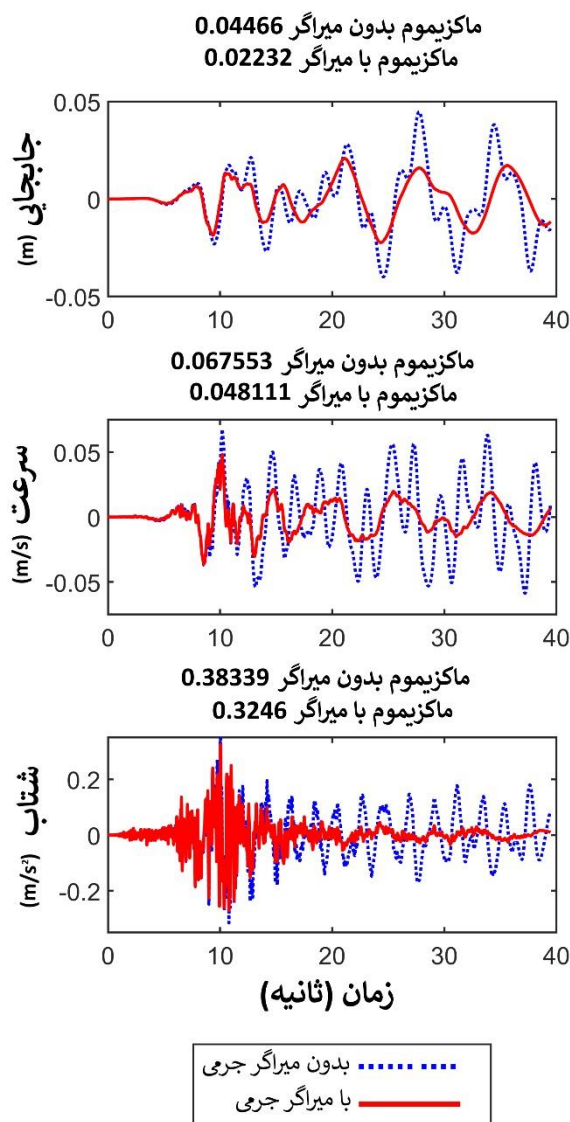
در شکل ۶ ماکزیمم جابه جایی طبقه بام در حالت کنترل نشده برابر $0/043$ متر است و با کمک میراگر جرمی این ماکزیمم جابه جایی به $0/0151$ کاهش پیدا کرده؛ یعنی در حدود ۶۵ درصد کاهش در ماکزیمم جابه جایی طبقه بام ایجاد شده است. همچنین این میراگر جرمی توانسته در حدود ۶۲ درصد سرعت سازه را کاهش دهد. شتاب ماکزیمم قاب مذکور از $0/359$ به $0/296$ متر بر مجذور ثانیه کاهش پیدا کرده؛ لذا حدود ۱۸ درصد در کاهش شتابهای سازه موثر بوده است. نتایج پاسخهای ماکزیمم جابه جایی، سرعت و شتاب قاب فولادی مورد مطالعه با میراگرهای دارای نسبت جرمی های مختلف $0/01$ و $0/1$ که تحت زلزله مقیاس شده Kobe مطابق جدول ۴ می باشد.

جدول ۴: ماکزیمم پاسخهای قاب فولادی ۵ طبقه آزمایشگاهی در حالت کنترل شده و نشده با TMD تحت زلزله مقیاس شده کوبه

نسبت جرمی میراگر	۰/۰۱	۰/۱
ماکزیمم جابه جایی سازه کنترل نشده	۰/۰۴۳	۰/۰۴۳
ماکزیمم جابه جایی سازه کنترل شده	۰/۰۱۵	۰/۰۰۹
ماکزیمم سرعت سازه کنترل نشده	۰/۰۷۳	۰/۰۷۳
ماکزیمم سرعت سازه کنترل شده	۰/۰۲۸	۰/۰۲۹
ماکزیمم شتاب سازه کنترل نشده	۰/۳۵۹	۰/۳۵۹
ماکزیمم شتاب سازه کنترل شده	۰/۲۹۶	۰/۳۲۶

در قاب دارای میراگر جرمی سنگینتر، ۱۰ درصد جرم سازه به عنوان جرم میراگر در نظر گرفته شد. طبقه رابطه $2\pi/T = \sqrt{K/M}$ پیوند سازه رابطه مستقیم با جذر جرم سیستم دارد. در قاب فولادی دارای میراگر جرمی، ماکزیمم جرم سازه دارای میراگر جرمی در حدود $1/1$ برابر قاب بدون میراگر می باشد، بنابراین طبق رابطه مطرح شده پیوند سازه دارای میراگر $1/048$ برابر سازه بدون میراگر می باشد. بنابراین وجود میراگر جرمی تنها $4/8$ درصد پیوند سازه را افزایش میدهد و تاثیر چندانی روی پیوند ده ثانیه اول سازه ندارد. لذا پیوند سیستم سازه با میراگر جرمی در حدود $0/5$ ثانیه تغییر پیدا میکند و این باعث شده که تفاوت فاحشی در پیوند سازه ها با وجود میراگر جرمی در ده ثانیه اول مشاهده نشود.

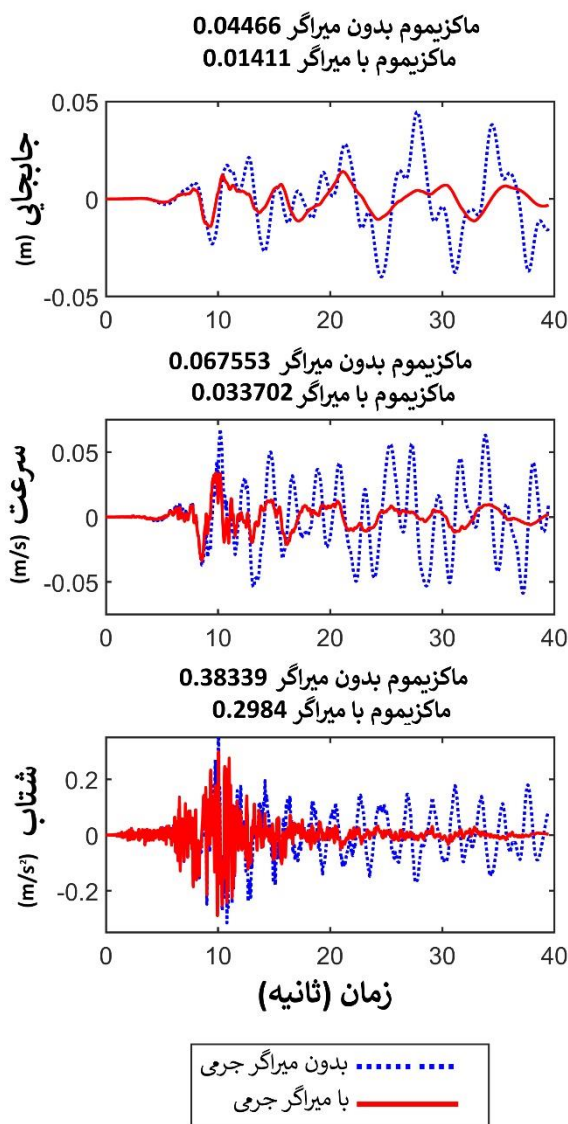
آزمایش سوم روی قاب فولادی (دارای میراگر با نسبت جرمی $0/01$) انجام شد و در آن سازه تحت تحریک زلزله مقیاس شده Imperial Valley قرار گرفت. در این حالت پاسخهای طبقه بام سازه در اثر ارتعاش مشابه شکل ۷ به دست آمد.



شکل ۷: پاسخهای طبقه پنجم قاب کنترل شده و کنترل نشده با میراگر جرمی تحت زلزله مقیاس شده Imperial Valley (نسبت جرمی ۰/۰۱ و میرایی ۰/۰۴)

همانطور که در شکل ۷ مشاهده می شود ماکزیمم جابه جایی طبقه بام تحت زلزله مقیاس شده Imperial Valley در سازه کنترل نشده برابر ۰/۰۴۵ متر و با کمک میراگر جرمی ماکزیمم جابه جایی به ۰/۰۲۲ کاهش پیدا کرده؛ یعنی در حدود ۵۱ درصد کاهش در ماکزیمم جابه جایی طبقه بام ایجاد شد. هم چنین این میراگر جرمی توانسته در حدود ۲۸ درصد سرعت سازه را کاهش دهد. شتاب ماکزیمم طبقه پنجم قاب ۵ طبقه آزمایشگاهی از ۰/۳۸ به ۰/۳۲۵ متر بر مجذور ثانیه کاهش پیدا کرده؛ لذا حدود ۱۴ درصد در کاهش شتابهای سازه موثر بوده است.

آزمایش چهارم روی قاب فولادی مذکور (دارای میراگر با نسبت جرمی ۰،۱) انجام شد و در آن سازه تحت تحریک زلزله مقیاس شده Imperial Valley قرار گرفت. در این حالت پاسخهای سازه در اثر ارتعاش در طبقه بام مشابه شکل ۸ به دست آمد.



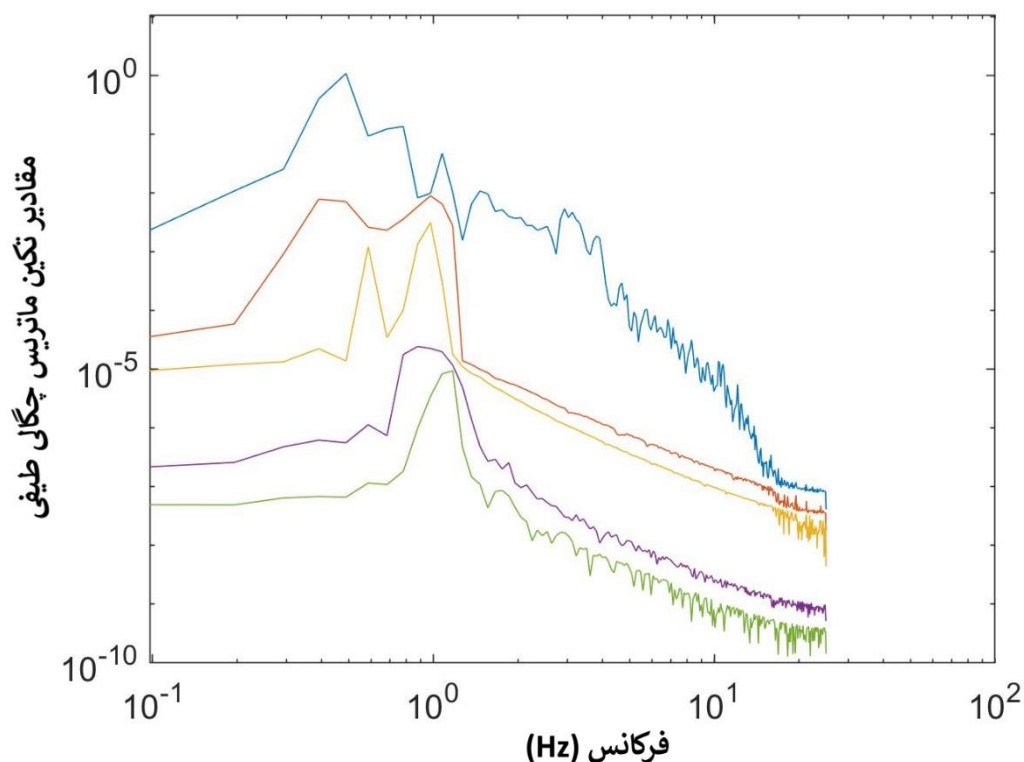
شکل ۸: پاسخهای طبقه پنجم قاب کنترل شده و کنترل نشده با میراگر جرمی تحت زلزله مقیاس شده Imperial Valley (نسبت جرمی ۰/۱ و میرایی ۰/۰۴)

همانطور که در شکل ۸ مشاهده می شود ماکزیمم جابه جایی طبقه بام تحت زلزله مقیاس شده Imperial Valley در قاب کنترل نشده برابر ۰/۰۴۵ متر و در قاب کنترل شده ماکزیمم جابه جایی به ۰/۰۱۴ کاهش پیدا کرده؛ یعنی در حدود ۶۹ درصد کاهش در ماکزیمم جابه جایی طبقه بام ایجاد شده است. هم چنین این میراگر جرمی توانسته در حدود ۵۰ درصد سرعت سازه را کاهش دهد. مشخص است که شتاب ماکزیمم طبقه پنجم قاب مذکور از ۰/۳۸ به ۰/۲۹۸ متر بر مجذور ثانیه کاهش یافته؛ لذا حدود ۲۲ درصد در کاهش شتابهای سازه موثر بوده است. با استفاده از نتایج دریافت که تاثیر میراگر جرمی مورد نظر روی کاهش جابه جایی های سازه در زلزله کوبه بیشتر از تاثیر آن روی زلزله امپریال ولی بوده ولی روی کاهش شتابهای سازه تحت زلزله امپریال ولی تاثیر بیشتری داشت.

۳-۱- آنالیز مودال آزمایشگاهی (Experimental Modal Analysis) بر روی قاب فولادی ۵ طبقه تحت زلزله مقیاس شده کوبه

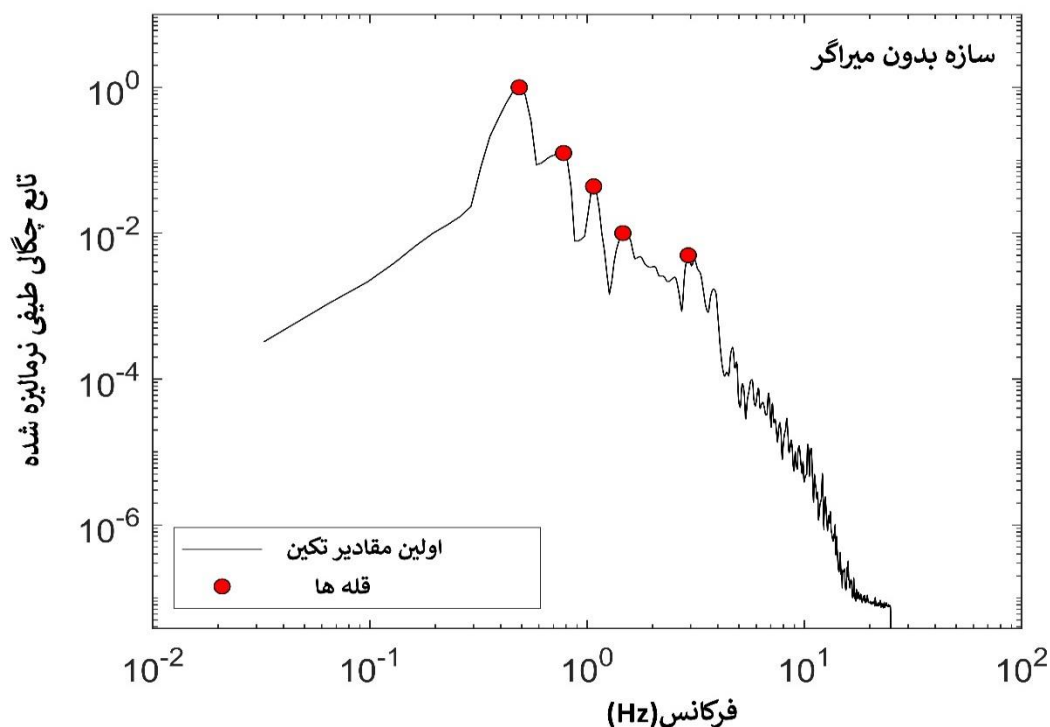
به منظور تخمین پارامترهای مودال (که در این آزمایش شامل فرکانسهای طبیعی، شکل مودها و نسبت میرایی در حالت سازه کنترل نشده و شده با میراگر جرمی) از روش مودال آنالیز آزمایشگاهی (EMA) استفاده شد. برای شبیه سازی آنالیز مودال محیطی، تحریک توسط میز لرزه و با کمک زلزله های مقیاس شده حوزه نزدیک (Imperial Valley) و حوزه دور (Kobe) انجام شد. در نتیجه این

تحریکات، سازه مرتعش شد و سیگنال پاسخ سازه در درجات آزادی مختلف از روی شتاب سنجها به دست آمده و به نرم افزار MATLAB منتقل شد. از پاسخهای شتاب برای تعیین اطلاعات مودال بهره گرفته شد. سپس روش تجزیه فرکانسی (FDD) بر روی سیگنالهای پاسخ سازه های دارای نسبت جرمی ۰/۱ و ۰/۱ اجرا شده و نمودار طیف مقادیر تکین (SVD) آنها محاسبه شدند. تابع SVD در برابر فرکانس در قاب فولادی ۵ طبقه زمانیکه نسبت جرمی میراگر برابر ۰/۱ باشد مطابق شکل ۹ است.

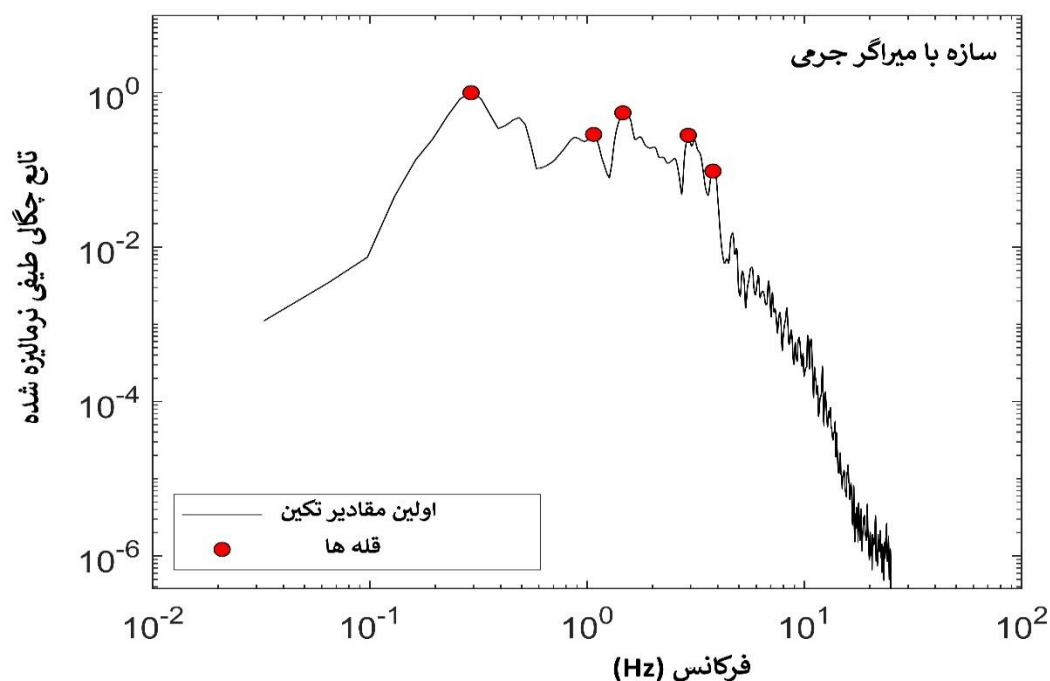


شکل ۹: نمودار تجزیه شده مقادیر تکین (SVD) از ماتریس PSD در برابر فرکانس برای قاب ۵ طبقه بدون میراگر در $\mu=0.1$

برای انتخاب قله های تابع تجزیه شده مقادیر تکین در طبقه ۵ قاب فولادی بدون و با میراگر از روش اتوماتیک استفاده شد که این روش در شکل ۱۰ و شکل ۱۱ قابل مشاهده است. دلیل انتخاب این قله ها این است که اول مقادیر تکین آنها بزرگتر از بقیه قله های تکین بوده و ثانيا مقادیر تابع تکین (PSD) آنها غیر صفر بوده و این موضوع در نظر گرفته شده که اگر قله ای به یک باره صعود چشمگیری داشته باشد نمیتواند به عنوان قله تکین انتخاب شود زیرا به احتمال قوی در آن نقطه نویز سفید (White noise) در سازه رخ داده است. در انتخاب قله ها بایستی دقت کرد زمانیکه فرکانسهای خروجی از سازه به دلیل تحریک پایین به راحتی قابل مشاهده نباشند، تابع PSD به صورت لگاریتمی در آورده میشود و پیک ها به صورت دستی یا اتوماتیک در time-step های کوچک در حد ده ثانیه انتخاب میشود. ولی در این آزمایشات چون تحریک توسط میز لرزه و زلزله واقعی مقیاس شده انجام گرفته، نیازی روش دستی نبود. قله های انتخابی پیشنهادی برای سازه کنترل نشده و کنترلی با میراگر جرمی در شکل ۱۰ و شکل ۱۱ آمدند.



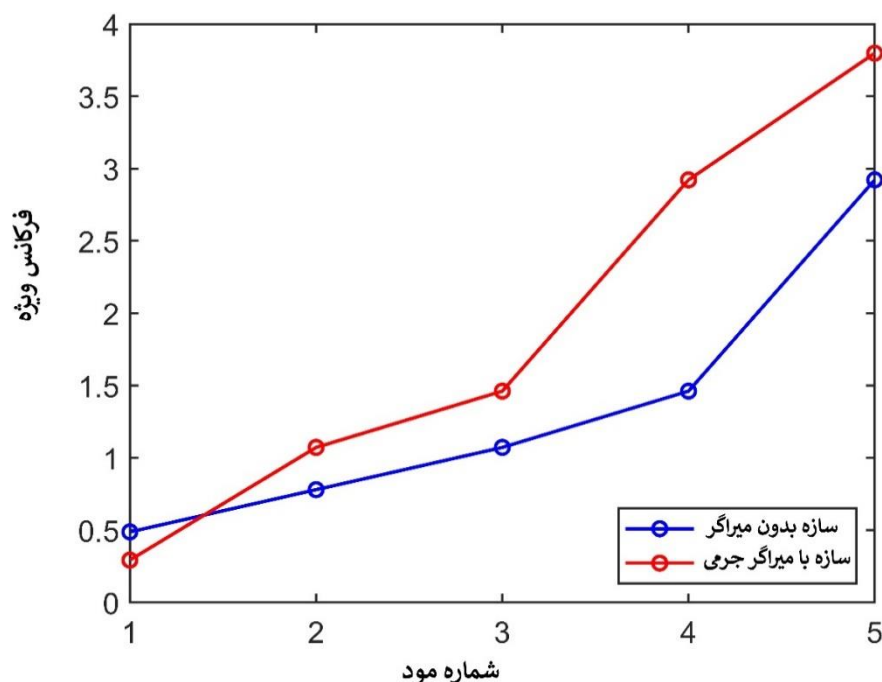
شکل ۱۰: انتخاب قله های تابع تجزیه شده مقادیر تکین (SVD) در نمودار نرمالایز شده PSD برای قاب فولادی ۵ طبقه بدون میراگر جرمی



شکل ۱۱: انتخاب قله های تابع تجزیه شده مقادیر تکین (SVD) در نمودار نرمالایز شده PSD برای قاب فولادی ۵ طبقه دارای میراگر جرمی ($\mu=0.1$)

نتایج فرکانس حاصله در هر مود سازه بدون و با میراگر جرمی (نسبت جرمی ۰/۱) نشان میدهد که محاسبه فرکانس طبیعی به روش FDD در قاب دارای میراگر روی فرکانس همه مودها تاثیر گذاشته و باعث افزایش فرکانس طبیعی سازه تحت زلزله حوزه دور کوبه

شده است. نتایج فرکانسهای حاصله از مودال آزمایشگاهی روی سازه دارای میراگر جرمی با نسبت جرمی ۰/۱ در شکل ۱۲ قابل مشاهده است.



شکل ۱۲: مقادیر ویژه فرکانس حاصله از روش FDD در برابر شماره مود برای سازه بدون و دارای میراگر جرمی ($\mu=0.1$)

همانطور که در جدول ۵ دیده میشود درصد افزایش فرکانس ویژه در سازه کنترل شده با میراگر جرمی با نسبت جرمی ۰/۱ در حدود ۱۲۰٪ در مود دوم ارتعاش است.

جدول ۵: درصد افزایش مقادیر ویژه فرکانس زمانیکه سازه با میراگر جرمی ($\mu=0.1$) کنترل شده نسبت به سازه کنترل نشده

فرکانس ویژه (Hz)	سازه بدون میراگر جرمی	سازه دارای میراگر جرمی	درصد تغییرات فرکانس ویژه (%)
f_1	۰/۳۸۹	۰/۵۸۴	۵۰
f_2	۰/۹۷۴	۲/۱۴۳	۱۲۰
f_3	۲/۱۴۳	۲/۹۲۲	۳۶
f_4	۲/۹۲۲	۵/۸۴۴	۱۰۰
f_5	۵/۸۴۴	۷/۵۹۷	۳۰

مقادیر مودهای به دست آمده از روش FDD در سازه بدون و دارای میراگر جرمی متفاوت بوده که دلیل آن نامیزانی شکل مودها در آنالیز مودال محیطی است. لذا به منظور بررسی شکل مودهای به دست آمده از روش FDD از معیار اطمینان مودال (Modal Assurance Criterion) یا MAC استفاده شد (۱۰).

$$MAC_i = \frac{(\phi_{bsi}^T \phi_{asi})^2}{(\phi_{bsi}^T \phi_{bsi})(\phi_{asi}^T \phi_{asi})} \quad (10)$$

ϕ_{bsi} شکل مود سازه بدون میراگر جرمی طبق روش تجزیه فرکانسی و ϕ_{asi} شکل مود سازه دارای میراگر جرمی طبق روش تجزیه فرکانسی می باشد. مقادیر شکل مودها در سازه بدون میراگر جرمی مطابق جدول ۶ و جدول ۷ است.

جدول ۶: ماتریس مقادیر مودهای سازه کنترل نشده در قاب فولادی ۵ طبقه

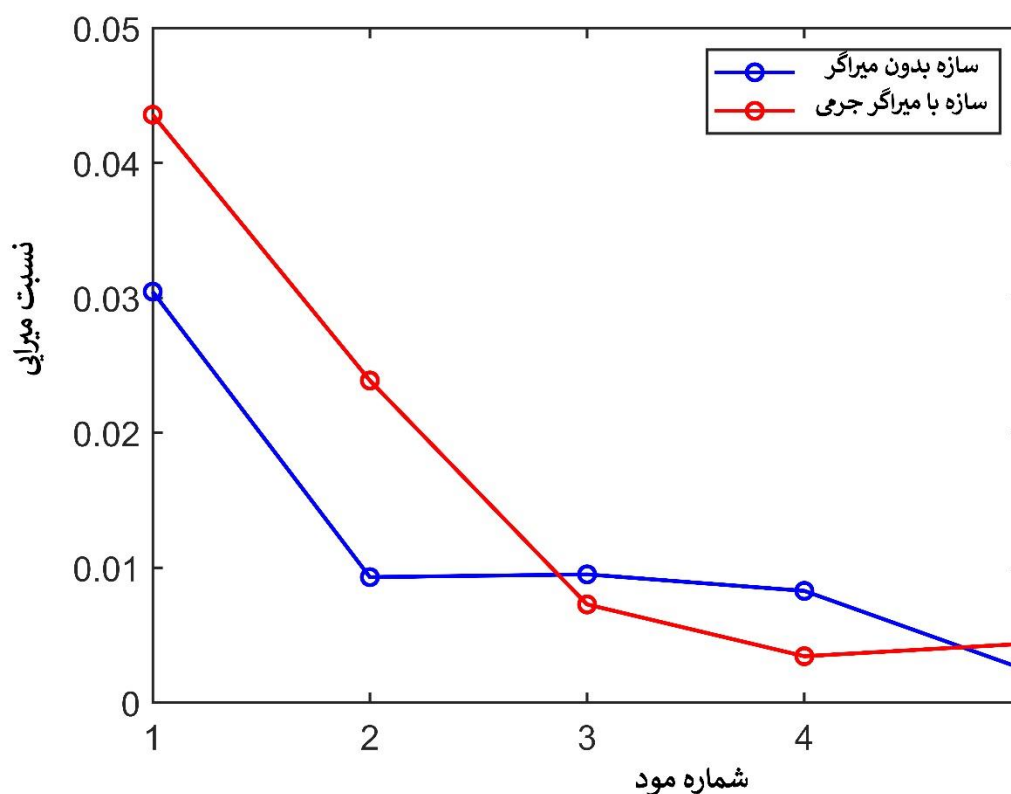
شماره مود	ϕ_1	ϕ_2	ϕ_3	ϕ_4	ϕ_5
ϕ_1	-۰/۶۱	-۰/۷۹	-۰/۲۹	۰/۴۸	۱
ϕ_2	-۰/۹۶	۰/۴۹	۰/۱۷۷	-۱	۰/۳۵۱
ϕ_3	-۱	-۰/۹۳۴	-۰/۹۳۳	-۰/۹۲۲	-۰/۹۴۷
ϕ_4	-۱	-۰/۹۵۵	-۰/۹۶۱	-۰/۹۶۴	-۰/۹۵۵
ϕ_5	-۱	-۰/۹۹۴	-۰/۹۹۲	-۰/۹۸۹	-۰/۹۹۵

جدول ۷: ماتریس مقادیر مودهای سازه کنترل شده با میراگر جرمی ($\mu=0.1$) در قاب فولادی ۵ طبقه

شماره مود	ϕ_1	ϕ_2	ϕ_3	ϕ_4	ϕ_5
ϕ_1	-۰/۷	-۱	-۰/۸۵	-۰/۵۶	-۰/۳۷
ϕ_2	-۱	-۰/۹۴۶	-۰/۹۴۲	-۰/۹۴۱	-۰/۹۴
ϕ_3	-۱	-۰/۹۷	-۰/۹۷	-۰/۹۶	-۰/۹۶
ϕ_4	-۱	-۰/۹۹	-۰/۹۹	-۰/۹۹	-۰/۹۹
ϕ_5	-۱	-۰/۹۹	-۰/۹۹	-۰/۹۹	-۰/۹۹

طبق معادله معیار اطمینان مودال، مقادیر قطر اصلی نمودار MAC برای قاب فولادی برابر عدد یک به دست آمده که این نشان دهنده ارتباط کاملی بین شکل مودهای سازه کنترل نشده و سازه کنترل شده با میراگر جرمی طبق روش تجزیه فرکانسی است. بنابراین شکل مودهای سازه کنترل نشده با کمک این روش در راستای شکل مودهای سازه کنترل شده قرار می گیرد. ولی این شکل مودها کمی از نظر مقادیر با هم تفاوت داشته که دلیل آن نامیزانی شکل مودها (Unscaled mode shapes) است که برای بهبود شکل مودها میتوان با کمک آنالیز حساسیت با قرار دادن یک یا چند جرم در برخی نقاط سازه و استفاده از تغییرات فرکانسهای طبیعی و شکل مودهای نامیزان، شکل مودها را مرتب نمود [۱۹].

پارامتر دیگری که از آنالیز مودال محیطی به دست آمده نسبت میرایی سازه بوده که در شکل ۱۳ و جدول ۸ مشاهده می شود. نسبت میرایی سازه کنترل شده با میراگر جرمی تنها در دو مود اول بیشتر از سازه کنترل نشده می باشد، در حالیکه در مودهای سوم، چهارم و پنجم میرایی سازه کنترل شده کاهش چشمگیری داشت.

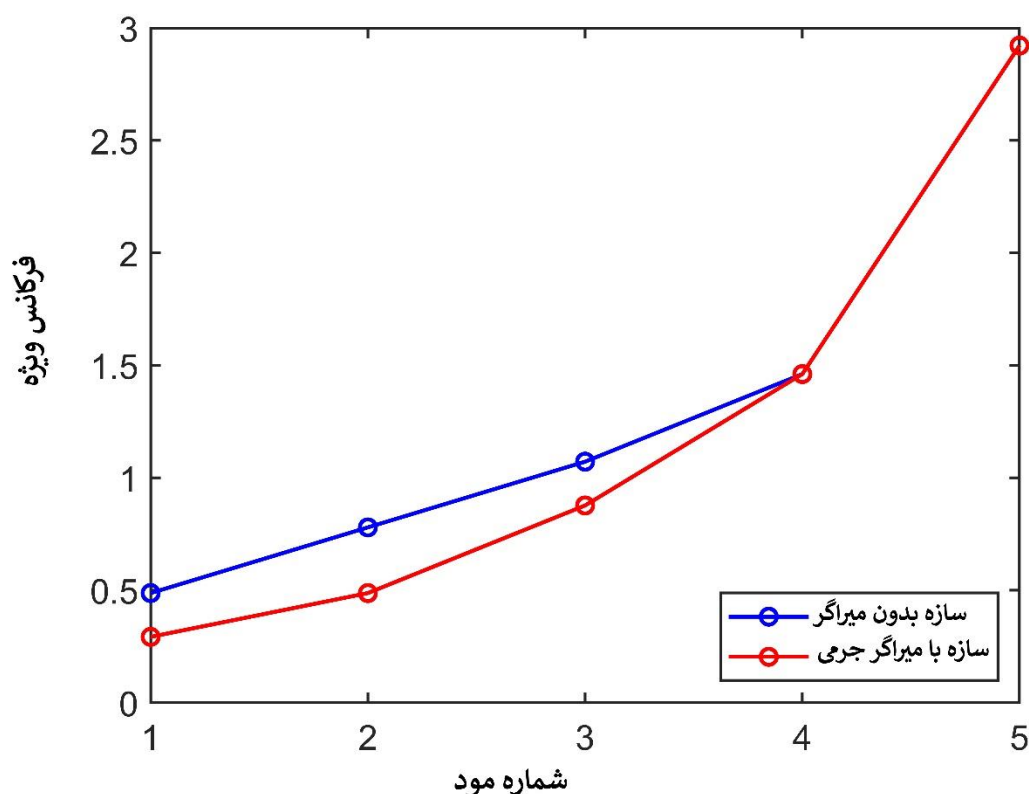


شکل ۱۳: نسبت میرایی سازه کنترل نشده و شده با میراگر جرمی در پنج مود سازه با در نظر گرفتن ($\mu=0.1$)

جدول ۸: نسبت میرایی سازه کنترل نشده و شده با میراگر جرمی در پنج مود سازه با در نظر گرفتن ($\mu=0.1$)

نسبت میرایی	۱	۲	۳	۴	۵
سازه بدون میراگر	۰/۰۱۶۱	۰/۰۰۴۸	۰/۰۰۵۱	۰/۰۰۵۱	۰/۰۰۱۲
سازه با میراگر	۰/۰۰۲	۰/۰۰۵۱	۰/۰۰۳۶	۰/۰۰۱۵	۰/۰۰۰۹
تغییرات نسبت میرایی (%)	۲۵	۶	-۲۹	-۷۰	-۲۵

با توجه به جدول ۸ میتوان دریافت که میراگر جرمی تنها روی نسبت میرایی مودهای اول و دوم سازه موثر بوده، با توجه به اینکه میراگر در طبقه بام نصب شده و بیشترین تاثیر آن روی مود اول سازه است. روش تجزیه فرکانسی در آنالیز مودال محیطی برای میراگر با نسبت جرمی ۰،۰۱ مشابه مراحل قبلی تکرار می شود و نتایج آن در قسمت های زیر بررسی میشوند. بر اساس نتایج تحلیل مودال محیطی با روش تجزیه فرکانسی، فرکانس ویژه در هر مود سازه فولادی آزمایشگاهی و سازه کنترل شده با میراگر جرمی (نسبت جرمی ۰/۰۱) تحت زلزله کنترل شده کوبه مشابه شکل ۱۴ می باشد.

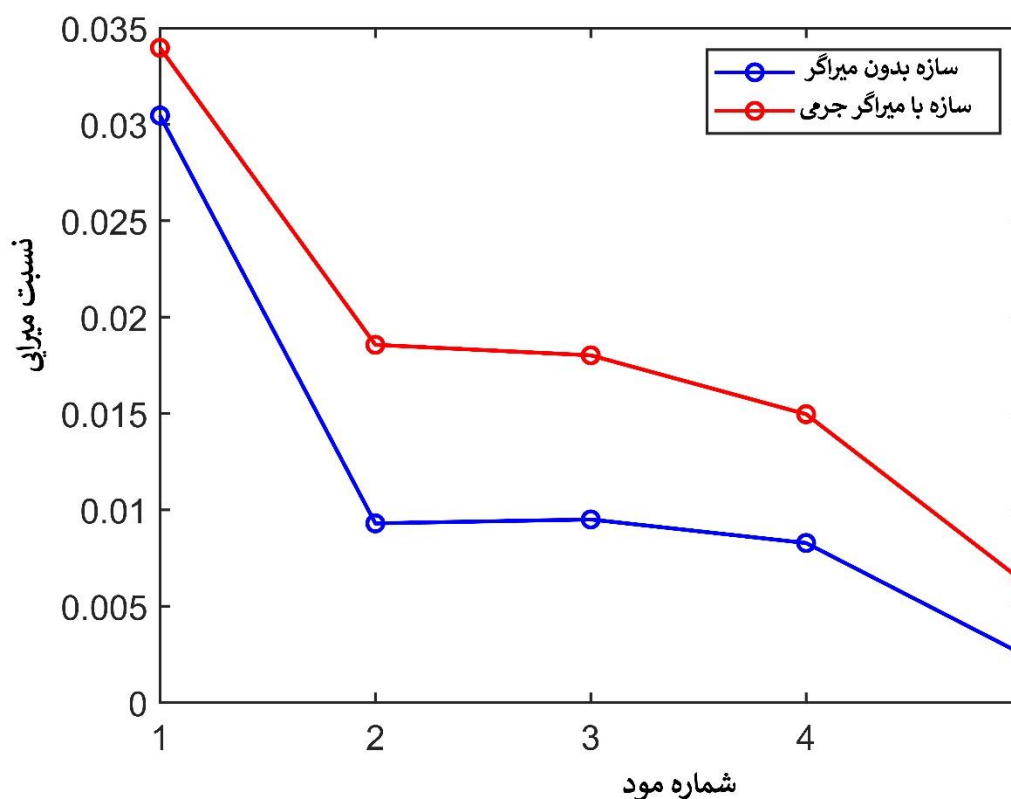


شکل ۱۴: مقادیر ویژه فرکانس حاصله از روش تجزیه فرکانسی در برابر شماره مود ارتعاش برای سازه بدون و دارای میراگر جرمی ($\mu=0.01$) همانطور که در جدول ۹ مشخص است ۵۰٪ افزایش فرکانس ویژه در سازه کنترل شده با میراگر جرمی با (نسبت جرمی ۰/۰۱) و در مود دوم فرکانس ویژه ۱۲۰٪ و فرکانس در مود سوم ۳۶٪ افزایش داشت. لذا میراگر جرمی با درصد جرمی ۰/۰۱ عملکرد تقریباً مشابهی در افزایش فرکانسهای سازه نسبت به میراگر با درصد جرمی ۰/۱ داشت.

جدول ۹: مقادیر فرکانس ویژه و مقدار تغییرات آنها زمانیکه سازه با میراگر جرمی ($\mu=0.01$) کنترل شده

فرکانس ویژه (Hz)	سازه بدون میراگر	سازه با میراگر	تغییرات در فرکانس طبیعی (%)
f1	۰/۳۸۹	۰/۵۸۴	۵۰
f2	۰/۹۷۴	۲/۱۴۳	۱۲۰
f3	۲/۱۴۳	۲/۹۲۲	۳۶
f4	۲/۹۲۲	۵/۸۴۴	۹۵
f5	۵/۸۴۴	۷/۵۹۷	۳۰

شکل ۱۵ نشان میدهد که مقدار نسبت میرایی سازه کنترل شده با میراگر جرمی بیشتر از سازه کنترل نشده است.



شکل ۱۵: نسبت میرایی سازه کنترل نشده و شده با میراگر جرمی در پنج مود سازه با در نظر گرفتن ($\mu=0.01$)

نسبت میرایی سازه کنترل شده با میراگر جرمی با نسبت جرمی ۰/۰۱ که از آزمایش مودال محیطی (روش تجزیه فرکانسی) تحت زلزله مقیاس شده Kobe به دست آمدند، مطابق جدول ۱۰ است. وجود میراگر جرمی در سازه باعث افزایش نسبت میرایی تنها در مودهای اول و دوم سازه شده ولی در مودهای بالاتر نسبت میرایی با وجود میراگر کاهش پیدا کرد.

جدول ۱۰: نسبت میرایی سازه کنترل نشده و شده با میراگر جرمی در پنج مود سازه با در نظر گرفتن ($\mu=0.01$)

تغییرات در نسبت میرایی (%)	سازه با میراگر	سازه بدون میراگر	نسبت میرایی
۲۵	۰/۰۲	۰/۰۱۶۱	ζ_1
۶	۰/۰۰۵۱	۰/۰۰۴۸	ζ_2
-۲۹	۰/۰۰۳۶	۰/۰۰۵۱	ζ_3
-۷۰	۰/۰۰۱۵	۰/۰۰۵۱	ζ_4
-۲۵	۰/۰۰۰۹	۰/۰۰۱۲	ζ_5

۳-۳- آنالیز مودال آزمایشگاهی روی قاب فولادی ۵ طبقه تحت زلزله مقیاس شده Imperial Valley

روش FDD بر روی سازه دارای میراگر جرمی (نسبت جرمی ۰/۰۱) با خروجی های سازه از زلزله مقیاس شده Kobe اعمال گردید. بر اساس تاثیر گذاشته و تاثیری بر روی فرکانس بقیه مودهای سازه نداشت. در حالیکه همین میراگر روی فرکانس تمامی مودها تحت زلزله مقیاس شده کوبه تاثیر گذار بود.

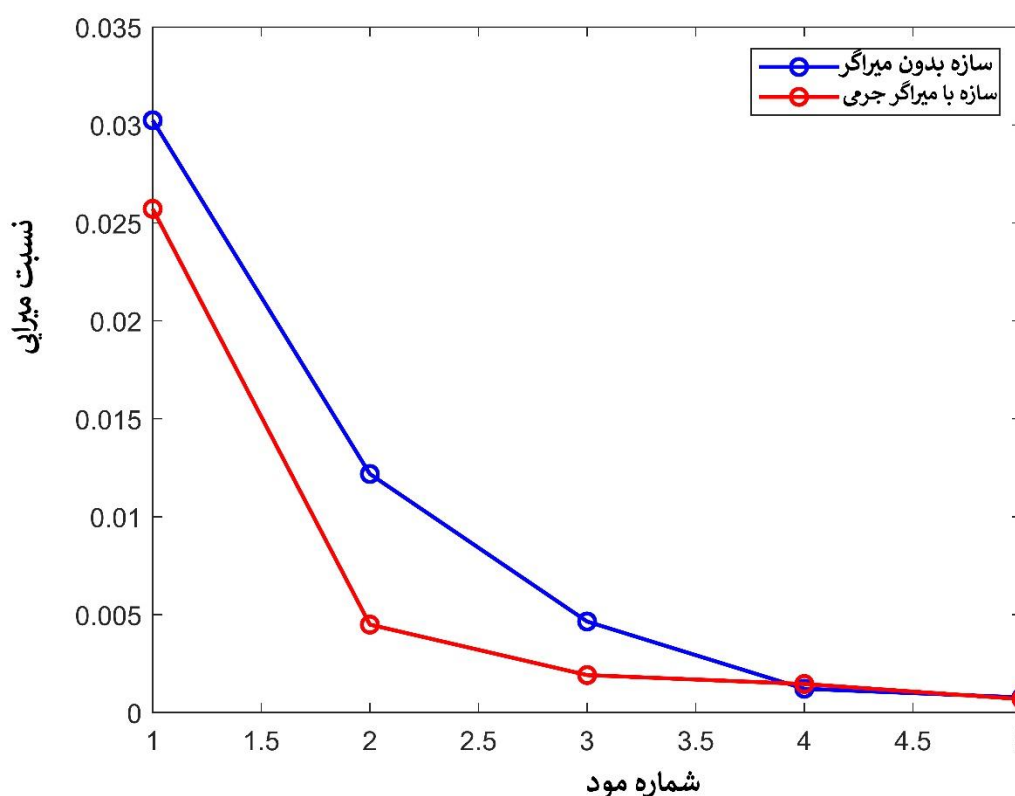
جدول ۱۱ درصد افزایش فرکانس ویژه در سازه کنترل شده با میراگر جرمی با نسبت جرمی ۰/۰۱ در حدود ۵۰٪ در مود اول شده و در بقیه مودها تغییری در فرکانس ویژه ایجاد نشد. میراگر جرمی تنها روی فرکانس طبیعی مود اول سازه تاثیر گذاشته و تاثیری بر

روی فرکانس بقیه موده‌های سازه نداشت‌موقع. در حالیکه همین میراگر روی فرکانس تمامی مودها تحت زلزله مقیاس شده کوبه تاثیر گذار بود.

جدول ۱۱: درصد تغییرات مقادیر ویژه فرکانس در سازه کنترل شده با میراگر جرمی ($\mu=0.01$) نسبت به سازه کنترل نشده

فرکانس ویژه (Hz)	f_1	f_2	f_3	f_4	f_5
سازه بدون میراگر	۰/۳۸۹	۱/۹۴	۳/۱۱۶	۴/۲۸۶	۷/۲۱
سازه با میراگر	۰/۵۸۴	۱/۹۴	۳/۱۱۶	۴/۲۸۶	۷/۲۱
تغییرات در فرکانس طبیعی (%)	۵۰	۰	۰	۰	۰

همانطور که در شکل ۱۶ مشاهده می شود مقدار نسبت میرایی سازه کنترل شده کمتر از سازه کنترل نشده در زلزله حوزه نزدیک مقیاس شده Imperial Valley می باشد.



شکل ۱۶: نسبت میرایی سازه کنترل نشده و شده با میراگر جرمی در پنج مود اول سازه با در نظر گرفتن ($\mu=0.01$)

پارامتر دینامیکی نسبت میرایی میراگر مذکور (جدول ۱۲) هنگام زلزله حوزه نزدیک مقیاس شده نسبت به زلزله حوزه دور Kobe عملکرد متفاوتی از خود بروز می دهد. وجود میراگر جرمی در سازه تحت زلزله مقیاس شده Imperial Valley باعث کاهش میرایی سیستم شده در حالیکه همین میراگر در افزایش نسبت میرایی سازه کنترل شده تحت زلزله مقیاسی کوبه موثر بود.

جدول ۱۲: نسبت میرایی سازه کنترل نشده و شده با میراگر جرمی در پنج مود سازه با در نظر گرفتن ($\mu=0.01$)

نسبت میرایی	ζ_1	ζ_2	ζ_3	ζ_4	ζ_5
سازه بدون میراگر	۰/۰۳	۰/۰۱	۰/۰۰۵	۰/۰۰۱	۰/۰۰۰۸
سازه با میراگر	۰/۰۲۶	۰/۰۰۴	۰/۰۰۲	۰/۰۰۱۵	۰/۰۰۰۷
تغییرات در نسبت میرایی (%)	-۱۵	-۶۳	-۵۹	۲۰	-۱۱

۳-۴- روشهای کلاسیک عددی برای استخراج پارامترهای بهینه میراگر جرمی

روشهای کلاسیک برای محاسبه فرکانس کوک شده میراگر با کمک معادلسازی تشدید دینامیکی در ۲ نقطه ثابت به دست آمدند

[۲۰].

$$\alpha_{classic} = \frac{1}{1 + \mu} \quad (11)$$

هم چنین نسبت میرایی بهینه کلاسیک از میانگین دو میرایی تسلیم شده در زمان تشدید، به دست می آید.

$$\xi_{classic} = \sqrt{\frac{3\mu}{81 + \mu}} \quad (12)$$

در پروژه های ساختی، حرکت سازه اصلی با میراگر جرمی دارای محدودیت شده ، لذا روشهای کلاسیک برای توسعه احتمالی ماکزیمم پاسخها محدودیت دارند. پژوهشگرانی همچون کرنک [۲۱] و [۲۲] روشی جایگزین برای محاسبه نسبت میرایی ارائه کردند. بر این اساس که فرکانسهای دو نقطه ثابت و فرکانس محلی سازه در هنگام تشدید برابر باشند. نتایج نشان داد که فرکانسهای به دست آمده از این روش بیشتر از روشهای کلاسیک بوده ولی مقادیر فرکانس بهبود پیدا کرد.

$$\xi_{opt.K} = \sqrt{\frac{\mu}{2(1 + \mu)}} \quad (13)$$

فرکانسهای به دست آمده در در جابه جایی طبق (۱۴) ایجاد شدند.

$$X_l = \frac{1}{\sqrt{1 + \mu}} \quad (14)$$

این روشها بر اساس تئوری نقاط ثابت (fixed-point theory) به دست آمدند، زمانیکه میرایی سازه محدود بود. مقادیر پارامترهای دینامیکی میراگر که با این روشهای عددی به دست آمدند در این مقاله با مقادیر روش تجزیه فرکانسی مورد مقایسه قرار میگیرند. به منظور دسترسی به مشخصات دینامیکی میراگر جرمی (TMD) برای سازه ای که ارتعاش آن در مود اول با میرایی ذاتی ۰/۰۴ انجام شده، عملکرد کنترلی برای دسترسی به پارامترهای بهینه میراگر صورت گرفت. فرکانس تحریک در حالت تشدید برای میراگر جرمی سبک برابر ۰/۹۸ به دست آمد. نسبت جرمی میراگر سبک برابر ۰،۰۱ بوده و نسبت فرکانسی آن هم در حالت برابر با فرکانس تشدید محاسبه شد. در این میراگرهای جرمی بهینه طبق (۱۲)، (۱۳)، و (۱۴) نسبت میرایی میراگر برابر ۰/۱۳۹ می باشد. با محاسبه اولین پاسخ

فرکانسی برای نسبت جرمی سنگین تر ۰/۰۱، مقادیر نسبت میرایی ۰/۳۳۷ و نسبت فرکانسی ۰/۸۹۸ به دست آمدند (شکل ۱۷). بر اساس مطالعات پارامتریک روی پاسخهای سازه مشخص شد که نسبت جرمی ۰/۱، تاثیر بیشتری روی کاهش جابه جاییهای سیستم داشته است. همچنین هرچقدر نسبت میرایی میراگر افزایش پیدا کند، این اثرات محسوستر می شود. نتایج مطالعات پارامتریک بر روی کاهش ارتعاشات ناشی از ماشین آلات (Machinery-induced) با فرکانس ثابت، نشان میدهد که فرکانس طبیعی میراگر بایستی به یک فرکانس ثابت کوچک شده و به میرایی میراگر هم وابسته است. لذا بالاتر بودن میرایی میراگر حتما روی عملکرد کنترلی تاثیر مثبتی داشته مخصوصا زمانیکه بارگذاری ماشین آلات (میراگر جرمی) برابر پدیده تشدید در سازه شود.

یکی دیگر از پارامترهای اساسی در طراحی بهینه میراگرهای جرمی، سختی میراگر است که سالیان دراز مورد توجه قرار گرفته است. این پارامتر بر اساس تئوری سختی کامپلکس (Complex Stiffness Theory) محاسبه میشود [۲۳]. طبق (۱۵)، زمانیکه مخرج پاسخ سازه برابر صفر باشد، پاسخها به سمت بی نهایت میل میکنند.

$$\bar{X}_1 = \frac{1}{1 - (\omega/\omega_1)^2} \quad (15)$$

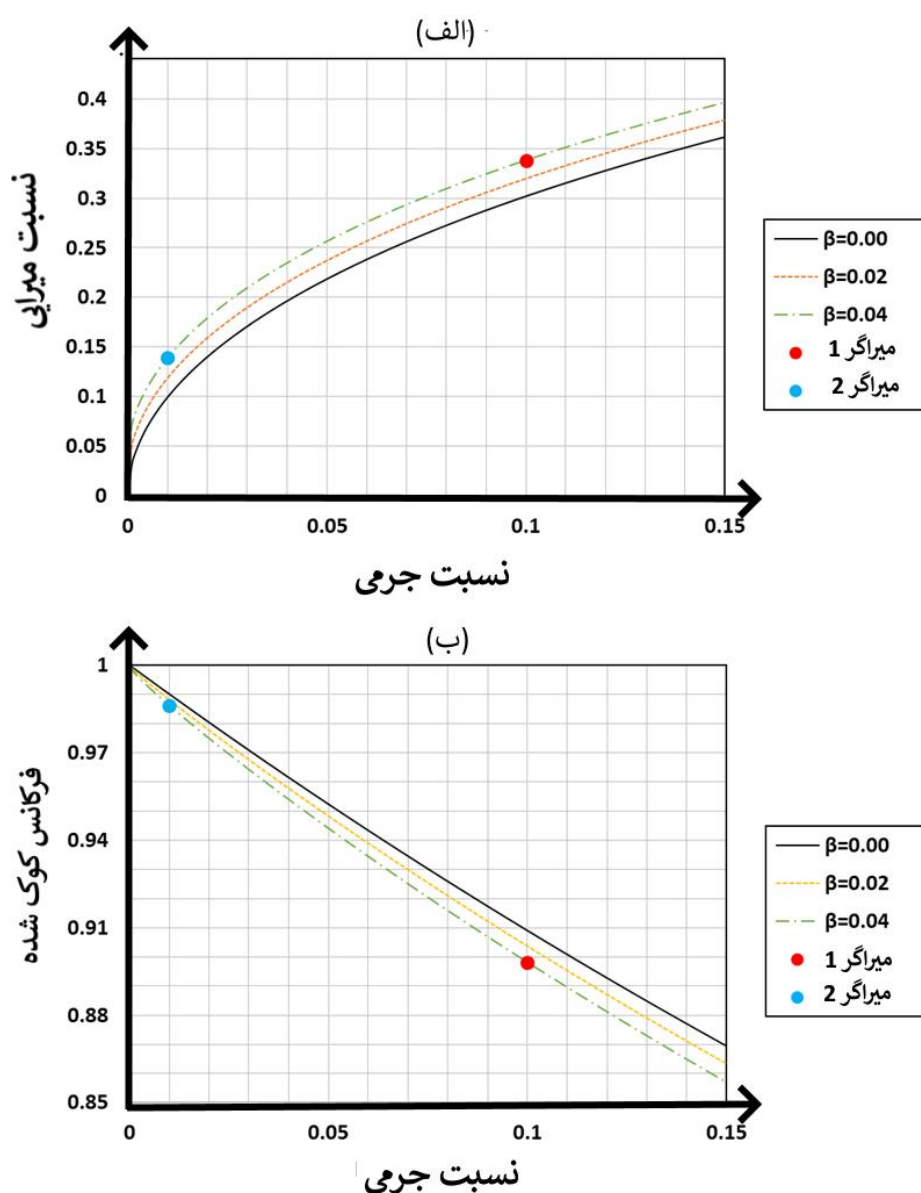
که در آن \bar{X}_1 پاسخ سازه و ω فرکانس تحریک (نیرو) و ω_1 فرکانس سازه می باشد. در حالت تشدید، ضریب بزرگ نمایی دینامیکی برابر صفر میشود و از این قابلیت برای حل معادله ضریب دینامیکی برابر صفر استفاده می شود و در این حالت پاسخهای (۱۶) سختی میراگر را می دهد. به منظور طراحی بهینه جذب کننده ای انرژی سازه بر اساس کمینه کردن انرژی کینماتیک و ماکزیمم کردن تلف شده سازه از (۱۶) استفاده می شود. [۲۳]

$$G_1 - D_{mf} \times G_2 = 0 \quad (16)$$

که D_{mf} ضریب بزرگنمایی دینامیکی سازه است. این معادله دارای ۵ ریشه است که بصورت زیر می باشد [۲۴]:

$$\left\{ \begin{array}{l} \bar{k}_2^{(1)} = 0 \\ \bar{k}_2^{(2)} = 0 \\ \bar{k}_2^{(3)} = m_2 \times \omega^2 - \frac{m_2^2 \times \omega^4 \times D_{mf}}{k_1(1 - D_{mf}) + \omega^2 \times D_{mf} \times (m_1 + m_2)} \\ \bar{k}_2^{(4)} = \frac{(k_1(m_1 \times m_2 - m_2^2 - 2(-m_1 \times m_2^3)^{1/2}))}{(m_1 + m_2)^2} \\ \bar{k}_2^{(5)} = \frac{(k_1(m_1 \times m_2 - m_2^2 + 2(-m_1 \times m_2^3)^{1/2}))}{(m_1 + m_2)^2} \end{array} \right. \quad (17)$$

طبق (۱۷)، m_1 جرم سازه و m_2 جرم میراگر جرمی است و از میان این ریشهها فقط سختی $\bar{k}_2^{(5)}$ نشان دهنده سختی میراگر است و بقیه ترمها قابل قبول نیستند. مثلا ترم سوم چون سختی میراگر را به فرکانس ورودی تحریک مرتبط میکند، رد می شود و در ترم ۴ چون ضریب میرایی فرکانس منفی میشود قابل قبول نیست. طبق تئوری سختی کامپلکس، سختی میراگر جرمی با نسبت جرمی ۰/۱ برابر ۱/۸۹۶ نیوتن بر متر و در میراگر جرمی با نسبت جرمی ۰/۰۱، ۰/۲۴۳۶ نیوتن بر متر به دست آمد.



شکل ۱۷: پارامترهای بهینه میراگر جرمی در مقابل نسبت جرمی (الف) نسبت میرایی، (ب) نسبت فرکانس کوک شده نتایج حاصل از پارامتر دینامیکی نسبت میرایی که از روش تجزیه فرکانسی آزمایشگاهی به دست آمدند با نتایج نسبت میرایی روش پیشنهادی [۲۲] در جدول ۱۳ مورد مقایسه قرار گرفتند و نتایج نشان می دهد که روابط کلاسیک دارای نسبت میرایی کمی بالاتر از روش تجزیه فرکانسی هستند.

جدول ۱۳: مقایسه نسبت میرایی سازه کنترل شده به روش تجزیه فرکانسی و روش کلاسیک

Kobe زلزله	نسبت جرمی = ۰/۱	نسبت جرمی = ۰/۰۱
نسبت میرایی روش کلاسیک	۰/۰۴۵	۰/۰۶۵
نسبت میرایی روش تجزیه فرکانسی	۰/۰۴۵	۰/۰۶
تغییرات در نسبت میرایی (%)	-۰/۸	-۷/۵

۴- نتیجه گیری

در این مقاله از روش تجزیه فرکانسی (FDD) به منظور آنالیز مودال محیطی یا آزمایشگاهی یک قاب ساختمانی کنترل شده با میراگر جرمی بهره گرفته شد. در مطالعات آزمایشگاهی اثر حوزه زلزله (نزدیک یا دور)، اثر نسبت جرمی میراگر (۰/۱ و ۰/۰۱) و اثر نویز سفید در نتایج آنالیز مودال محیطی مورد بررسی و بحث قرار گرفتند. در انتها نتایج روش FDD آزمایشگاهی با نتایج پارامترهای مودال کلاسیک مورد مقایسه و صحت سنجی قرار گرفتند.

در بخش اول آنالیز نتایج، پاسخهای به دست آمده از روی شتاب سنج، جابه جایی سنج و سرعت سنج (در سازه کنترل نشده و سازه کنترل شده به صورت جداگانه در طبقه بام)، شتابها، جابه جایی ها و سرعت های سازه در طول زلزله مقیاس شده Kobe به دست آمد. وجود میراگر جرمی با نسبت جرمی ۰/۱ باعث شد که در حدود ۷۹٪ ماکزیمم جابه جایی های سازه در طول زلزله مقیاس شده Kobe به دست آمد. میراگر باعث ۶۰٪ کاهش روی ماکزیمم سرعت سازه شده و همچنین شتاب ماکزیمم قاب کنترل شده با میراگر جرمی در حدود ۹٪ کاهش داشت. این آزمایش روی میراگر جرمی با نسبت جرمی ۰/۰۱ هم تکرار شد و کاهش ۶۵٪ روی ماکزیمم جابه جایی های طبقه بام سازه رخ داد. نتایج نشان میدهد که تاثیر میراگر جرمی با نسبت جرمی (۰.۱) بالاتر روی کاهش پاسخهای سازه بیشتر از میراگر جرمی با نسبت جرمی پایین (۰.۰۱) است ولی به دلیل ملاحظات اقتصادی و کاهش وزن سازه میراگر جرمی با نسبت جرمی ۰/۰۱ کاربردیتر می باشد. قاب فولادی پنج طبقه هم چنین تحت زلزله مقیاس شده Imperial Valley قرار گرفت و نتایج نشان داد که تاثیر میراگر جرمی مورد نظر روی کاهش جابه جایی های سازه در زلزله حوزه نزدیک (مقیاس شده Imperial Valley) کمتر از تاثیر آن روی زلزله حوزه دور (مقیاس شده Kobe) بوده ولی روی شتابهای سازه زلزله حوزه نزدیک تاثیر بیشتری از زلزله حوزه دور داشت.

در بخش دوم آنالیز نتایج آزمایشگاهی از روش تجزیه فرکانسی برای محاسبه فرکانسهای طبیعی و نسبت میرایی سازه کنترل شده استفاده شده و زمانیکه تحریک زلزله به سازه اعمال شد، روش FDD با دقت کافی توانست فرکانسهای طبیعی سازه دارای میراگر را محاسبه کند. با کمک تابع مقادیر تکین (SVD) و روش انتخاب قله ها، مقادیر میرایی سازه کنترل نشده و کنترل شده به دست آمد. نتایج نشان داده که روش تجزیه فرکانسی روی سازه کنترل شده با میراگر در زلزله حوزه نزدیک و دور پارامترهای دینامیکی متفاوتی را از خود نمایش می دهند. در زلزله مقیاس شده حوزه نزدیک و دور، وجود میراگر جرمی باعث ۵۰٪ افزایش در فرکانس طبیعی سازه تحت مود اول شد؛ در حالیکه سازه کنترل شده تحت زلزله کوبه علاوه بر مود اول بقیه مودها هم دچار افزایش فرکانس طبیعی شدند. همچنین نسبت میرایی سازه کنترل شده تحت زلزله حوزه دور (Kobe) در مود اول ارتعاش افزایش ۲۵٪ داشته و تحت زلزله حوزه نزدیک (Imperial Valley) این نسبت میرایی کاهشی در حدود ۱۵٪ روی مود اول سازه دارد. از آنجا که تابع FDD مورد استفاده در این تست قابلیت تخمین مشخصات دینامیکی میراگر جرمی و سازه را دارد، لذا توانست پارامترهای مودال میراگر جرمی و سازه را به درستی تخمین زده و با اختلاف کمی نسبت به روشهای کلاسیک این مقادیر صحت سنجی شدند. به منظور مطالعات آینده میتوان از روش تجزیه فرکانسی برای محاسبه پارامتر دینامیکی سختی سازه ای که کنترل شده استفاده کرد، زمانیکه خرابی ناگهانی در سازه ایجاد شود و سختی آن تحت تاثیر قرار بگیرد. همچنین اثرات اندرکنش خاک و سازه روی پارامترهای دینامیکی با کمک روش آنالیز مودال محیطی به روش تجزیه فرکانسی در نظر گرفته شود.

۵- منابع

- [1] Elias, S. and V. Matsagar (2018). Wind response control of tall buildings with a tuned mass damper. *Journal of Building Engineering*, 15, 51-60.
- [2] Lu, X., Q. Zhang, D. Weng, Z. Zhou, S. Wang, S.A. Mahin, S. Ding, and F. Qian (2017). Improving performance of a super tall building using a new eddy-current tuned mass damper. *Structural Control and Health Monitoring*, 24 (3), e1882.
- [3] Casado, C.M., I.M. Díaz, J. De Sebastián, A.V. Poncela, and A. Lorenzana (2013). Implementation of passive and active vibration control on an in-service footbridge. *Structural Control and Health Monitoring*, 20 (1), 70-87.

- [4] Gill, D., S. Elias, A. Steinbrecher, C. Schröder, and V. Matsagar (2017). Robustness of multi-mode control using tuned mass dampers for seismically excited structures. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 15 (12), 5579-5603.
- [5] Qin, S., J. Kang, and Q. Wang (2016). Operational modal analysis based on subspace algorithm with an improved stabilization diagram method. *Shock and Vibration*, 2016.
- [6] Zhou, H., K. Yu, Y. Chen, R. Zhao, and Y. Wu (2018). Output-only modal estimation using sparse component analysis and density-based clustering algorithm. *Measurement*, 126, 120-133.
- [7] Sadhu, A., S. Narasimhan, and J. Antoni (2017). A review of output-only structural mode identification literature employing blind source separation methods. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 94, 415-431.
- [8] Cunha, A. and E. Caetano (2006). Experimental modal analysis of civil engineering structures.
- [9] Cara, J., A. Magdaleno, and A. Lorenzana (2017). Input/output versus output only modal analysis of a stress-ribbon footbridge. In: *IOMAC 2017-7th International Operational Modal Analysis Conference*. 2017. Ingolstadt, Germany.
- [10] Lardies, J. and S. Gouttebroze (2002). Identification of modal parameters using the wavelet transform. *International Journal of Mechanical Sciences*, 44 (11), 2263-2283.
- [11] Slavič, J., I. Simonovski, and M. Boltežar (2003). Damping identification using a continuous wavelet transform: application to real data. *Journal of Sound and Vibration*, 262 (2), 291-307.
- [12] Le, T.-P. and P. Paultre (2013). Modal identification based on the time-frequency domain decomposition of unknown-input dynamic tests. *International Journal of Mechanical Sciences*, 71, 41-50.
- [13] Tarinejad, R. and M. Damadipour (2014). Modal identification of structures by a novel approach based on FDD-wavelet method. *Journal of Sound and Vibration*, 333 (3), 1024-1045.
- [14] Tarinejad, R. and M. Damadipour (2016). Extended FDD-WT method based on correcting the errors due to non-synchronous sensing of sensors. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 72, 547-566.
- [15] Le, T.-P. and P. Argoul (2016). Modal identification using the frequency-scale domain decomposition technique of ambient vibration responses. *Journal of Sound and Vibration*, 384, 325-338.
- [16] Zhang, Z. (2020). Optimal tuning of the tuned mass damper (TMD) for rotating wind turbine blades. *Engineering Structures*, 207.
- [17] Yang, F., R. Sedaghati, and E. Esmailzadeh (2015). Optimal design of distributed tuned mass dampers for passive vibration control of structures. *Structural Control and Health Monitoring*, 22 (2), 221-236.
- [18] Brincker, R., L. Zhang, and P. Andersen (2000). Modal identification from ambient responses using frequency domain decomposition. In: *18th International Modal Analysis Conference (IMAC)*, San Antonio, Texas.
- [19] Parloo, E., P. Verboven, P. Guillaume, and M. Van Overmeire (2002). Sensitivity-based operational mode shape normalisation. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 16 (5), 757-767.
- [20] Brock, J.E. (1946). A note on the damped vibration absorber. *ASME Journal of Applied Mechanics*, 13 (4), A-284.
- [21] Krenk, S. (2005). Frequency analysis of the tuned mass damper. *ASME Journal of Applied Mechanics*, 72 (6), 936-942.
- [22] Krenk, S. and J. Høgsberg (2009). Optimal resonant control of flexible structures. *Journal of Sound and Vibration*, 323 (3-5), 530-554.
- [23] Zilletti, M., S.J. Elliott, and E. Rustighi (2012). Optimisation of dynamic vibration absorbers to minimise kinetic energy and maximise internal power dissipation. *Journal of Sound and Vibration*, 331 (18), 4093-4100.
- [24] Kordi, F. and J. Alamatian (2019). Analytical Method for Designing the Tuned Mass Damper Based on the Complex Stiffness Theory. *Iranian Journal of Science and Technology, Transactions of Civil Engineering*, 43 (4), 673-684.