

بررسی تأثیر تیغه میراگر محیطی بر رفتار لرزه‌ای مخازن استوانه‌ای حاوی مایع با پایه ثابت

شاهین فرهنگدپی^۱، پویان برومند^۲، سید محراب امیری^{۳*}، محمدرضا شکاری^۴

۱. دانشجو کارشناسی ارشد مهندسی آب و سازه‌های هیدرولیکی، دانشکده مهندسی، دانشگاه شیراز
۲. استادیار دانشکده مهندسی، بخش مهندسی راه، ساختمان و محیط زیست، دانشگاه شیراز
۳. استادیار دانشکده مهندسی، بخش مهندسی راه، ساختمان و محیط زیست، دانشگاه شیراز
۴. استادیار دانشکده فنی و مهندسی، گروه مهندسی عمران، مرکز آموزش عالی استهبان - دانشگاه شیراز

*mamiri@shirazu.ac.ir

تاریخ پذیرش: ۱۴۰۱/۰۷/۱۶

تاریخ دریافت: ۱۴۰۱/۰۲/۲۶

چکیده

بررسی پیشینه تحقیقات انجام شده پیرامون مخازن نگهداری مایع و رفتار آن‌ها حین زلزله نشانگر این واقعیت است که امواج سطحی سیال باعث وارد شدن خساراتی به بدنه و قسمت‌های بالایی مخازن شده‌است. پس پژوهشگران با ارائه سیستم‌های کنترل کننده غیرفعال به دنبال بهبود رفتار لرزه‌ای مخازن بوده‌اند؛ یکی از این سیستم‌های غیرفعال کنترل کننده پاسخ‌های لرزه‌ای، تیغه میراگر است. در تحقیق حاضر پاسخ لرزه‌ای مخازن استوانه‌ای بلند و کوتاه متصل شده به زمین و دارای تیغه میراگر محیطی با هندسه‌های مختلف، با در نظر گرفتن آثار تغییر شکل پوسته و تیغه میراگر، در حوزه زمان و فرکانس مورد مطالعه قرار گرفته است. بررسی‌ها نشانگر این مطلب است که در حوزه فرکانس، هرچه تیغه میراگر به سطح سیال نزدیک‌تر بوده و پوشش شعاعی بیشتری داشته باشد تأثیر بیشتری در کاهش فرکانس مود اول همرفتی مخزن دارد؛ از طرفی تیغه‌های میراگر تأثیر کمتری روی فرکانس مود اول تکانشی به نسبت مود اول همرفتی دارند. با توجه به محدودیت‌های تحقیق، نتایج تحلیل‌های دینامیکی در حوزه زمان نشان داده است که تنها با اتکا به فرکانس مود اول همرفتی مخازن نمی‌توان پیش‌بینی درستی از چگونگی عملکرد تیغه‌های میراگر در مخازن داشت؛ چرا که ممکن است در شرایط خاص هندسه مخزن و تیغه میراگر، با وجود کاهش فرکانس مود اول همرفتی مخزن، دامنه تلاطم سطحی و بحرانی سیال افزایش یابد. به علاوه کاربرد تیغه‌های میراگری نزدیک به سطح آزاد مایع در مخزن کوتاه باعث تشدید پاسخ لرزه‌ای سازه شده است. پس استفاده از سیستم‌های کنترل غیر فعال در چنین مخازنی باید با دقت صورت گیرد.

واژگان کلیدی: مخزن استوانه‌ای مایع، تیغه‌های میراگر محیطی، پاسخ دینامیکی، انعطاف پذیری پوسته

۱- مقدمه

مخازن مایع دارای شکل‌های مختلف اعم از استوانه‌ای و مستطیلی و انواع زمینی، زیرزمینی و هوایی هستند که در زمینه‌های مختلف از جمله آتش‌نشانی، یکسان‌سازی فشار آب در مناطق شهری، افزایش هد هیدرولیکی آب و جلوگیری از نوسانات آن، ذخیره آب و شیر برای مصارف شهری و دآمداری، نگهداری سوخت در پمپ بنزین‌ها، نگهداری مواد سمی و اشتعال‌زا در صنایعی همچون پتروشیمی، فولاد و ... و نگهداری سوخت رادیواکتیو در نیروگاه‌های هسته‌ای کاربرد دارند (NPPs) [1]. طراحی مخازن مایع همواره مورد توجه قرار دارند چرا که آسیب آن‌ها می‌تواند منجر به تحمیل ضررهای اقتصادی، جانی و محیط زیستی در حوادث طبیعی شود. از جمله مسائل مهم برای مهندسان بررسی ایمنی مخازن در زمان زلزله است.

با بررسی منابع موجود در زمینه رفتار لرزه‌ای مخازن می‌توان دریافت که امواج سطحی به وجود آمده روی سطح سیال و فشار هیدرودینامیکی حاصل از نیروی زلزله باعث به وجود آمدن صدماتی به سقف و دیواره مخازن شده‌اند؛ به عنوان نمونه تحت تأثیر زلزله لانگ بیچ^۲ ۱۹۳۳ در کالیفرنیا^۳ امواج سطحی آب باعث وارد شدن صدمه به مخازن شدند. تحت اثر زلزله ۱۹۵۲ بخش کرن^۴ کالیفرنیا و ۱۹۶۰ شیلی نیز امواج به وجود آمده روی سطح نفت باعث تخریب سقف و ایجاد صدماتی به قسمت‌های بالایی مخازن شدند و در زلزله ۱۹۶۴ آلاسکا^۵ نیز تعداد زیادی از مخازن حاوی نفت آتش گرفتند. زلزله‌های ۱۹۷۷ سن جان آرژانتین^۶، ۱۹۷۹ امپریال^۷، ۱۹۸۳ کوالینگا^۸، ۱۹۹۴ نورتریج^۹، ۱۹۹۵ هایگوکن-نانبو^{۱۰} ژاپن، ۱۹۹۹ ازمیت^{۱۱} ترکیه، ۱۹۹۹ چی چی^{۱۲} تایوان، ۲۰۰۸ ونچوان^{۱۳} چین، ۲۰۱۱ زلزله بزرگ شرق ژاپن^{۱۴} و ۲۰۱۲ المیلیا^{۱۵} ایتالیا خساراتی را به مخازن نفت وارد کردند. زلزله ۲۰۰۳ توکاشی-اوکا^{۱۶} در شمال ژاپن که در دسته

زلزله‌های طولانی مدت قرار می‌گیرد، باعث وارد شدن صدماتی به مخازن نفت شده است. با توجه به این گزارش‌ها مشاهده می‌شود که امواج سطحی سیال از عوامل مهم خرابی در مخازن بوده‌اند [2]. در زلزله‌های ۱۹۹۴ نورتریج^۷، ۱۹۴۰ دره امپریال^{۱۸} و ۱۹۹۵ کوبه^{۱۹} ژاپن علاوه بر امواج سطحی سیال که باعث آسیب رسیدن به سقف و قسمت‌های بالایی مخازن شده، فشار های هیدرودینامیکی که از سیال به بدنه مخزن وارد می‌شود نیز باعث به وجود آمدن خرابی‌هایی در دیواره مخازن شده بودند که این خرابی‌ها بیشتر به صورت‌های الماسی^{۲۰}، پافیلی^{۲۱}، جدا شدگی مخزن از محل اتصال به زمین^{۲۲} و یا لغزش مخزن روی فنداسیون^{۲۳} بودند [3].

بدنه مخازن از مصالح انعطاف پذیری همچون فولاد ساخته می‌شوند که می‌توانند رفتار الاستیک داشته باشند و توجه به این موضوع در بررسی اندرکنش سیال و سازه در مخازن حائز اهمیت است. با بررسی پیشینه اندرکنش سیال و سازه در مخازن این موضوع مشهود است که در برخی تحقیقات مدل‌سازی دیواره و جداره مخازن به صورت صلب در نظر گرفته شده است که در بیشتر مواقع منجر به نتایج واقع بینانه‌ای نشده است. هاوسنر در سال‌های ۱۹۵۷ و ۱۹۶۳ با ارائه مدل تحلیلی برای مخازن استوانه‌ای ثابت شده به زمین با دیواره صلب با رویکرد مدل جرم آویزان شده^{۲۴} دارای دو درجه آزادی، اقدام به استخراج پاسخ های همرفتی و تکانشی نمود کرد [4, 5]. زینکویچ و نیوتن در سال ۱۹۶۹ بست عددی اجزاء و کوپل هارمونیک آکوستیک-سازه را به صورت سیستم معادلات نامتقارن و متقارن برای مخازن با پوسته انعطاف پذیر پیشنهاد دادند [6]. هارون و همکارانش در سال ۱۹۸۱ برای ساده‌سازی مطالعه اندرکنش سیال و سازه در مخازن استوانه‌ای و تخمین رفتار و پاسخ‌های لرزه‌ای مخازن ثابت شده به زمین با فرض بدنه تغییر شکل پذیر در اثر بار زلزله مدلی دارای سه جرم را پیشنهاد دادند [7].

13 . Wenchuan

14 . Great East Japan

15 . Emilia

16 . Tokachi-Oki

17 . Northridge

18 . Imperial Valley

19 . Kobe

20 . Elastic (diamond shape), buckling

21 . Elastoplastic (elephant's foot)

22 . Uplift of the anchorage system

23 . Sliding of the base

24 . Lumped mass approach

1 . Nuclear power plant

2 . Long Beach

3 . California

4 . Kern County

5 . Alaska

6 . San Jan Argentina

7 . Imperial

8 . Coalinga

9 . Northridge

10 . Hyogoken-Nanbu

11 . İzmit

12 . Chi-Chi

اوهایون و مورند در سال ۱۹۹۵ با ارائه کوپل سیال-سازه بر پایه فشار^۱ (الاستیک-آکوستیک^۲) و بر پایه جابه‌جایی^۳ سیال (هیدرو-الاستیک^۴) اقدام به محاسبه شکل مودهای سیستم حاوی سیال و سازه کردند [8]. ملهوترا و همکارانش در سال ۲۰۰۰ با ساده‌سازی معادلات دینامیکی حاکم بر مخازن با کف صلب و دیواره فلزی و بتنی تغییر شکل‌پذیر، توانستند مودها و زمان تناوب‌های اول تکانشی و همرفتی سیستم را استخراج کنند [9]. شاهروردینی و همکارانش در سال ۲۰۱۰ با تحلیل عددی و آزمایشگاهی مخازن استوانه‌ای و صلب، تأثیر لزجت سیال و انعطاف‌پذیری دیواره مخازن را بر رفتار دینامیکی مخازن ثابت شده به زمین بررسی کردند و نتیجه گرفتند که لزجت سیال تأثیر قابل چشم‌پوشی در میزان تغییر در ارتفاع امواج سطحی سیال دارد [10].

در سال‌های اخیر جوامع مهندسی عمران به فکر توسعه، طراحی و اجرای روش‌های ابتکاری برای محافظت سازه‌ها، به ویژه در برابر زلزله بوده‌اند. این سیستم‌ها بیشتر به دو دسته فعال^۵ و غیرفعال^۶ تقسیم می‌شوند. سیستم کنترل پاسخ لرزه‌ای فعال به سیستمی گفته می‌شود که نیروهای خارجی توسط جک‌های هیدرولیکی در پی^۷ به سازه منتقل می‌شوند و پاسخ‌های لرزه‌ای سیستم را بهبود می‌بخشند؛ اما سیستم‌های غیرفعال با نیروهای خارجی مرتبط نیستند [11]. یکی از روش‌هایی که برای کاهش دامنه و آثار دینامیکی امواج سطحی سیال در مخازن ارائه و معرفی شده است استفاده از تیغه میراگر^۸ در داخل مخزن است [12].

چو و همکارانش در سال ۲۰۰۲ با استفاده از کوپل متقارن آکوستیک-سازه بر پایه فشار سیال و جابه‌جایی سازه اقدام به استخراج شکل مودها و فرکانس‌های طبیعی و مطالعه پارامتریک ویژگی‌های تیغه میراگر همچون تعداد، موقعیت، طول و ... برای مخازن با دیواره، سقف و تیغه میراگر انعطاف‌پذیر کردند [13]. بیسوال و همکارانش در سال ۲۰۰۳ اثر تغییر شکل‌پذیری، صلبیت، ضخامت، شعاع داخلی، تعداد و ارتفاع تیغه‌های میراگر محیطی مخازن را بر مودها و فرکانس‌های ارتعاش طبیعی مخازن مورد مطالعه قرار داده‌اند [14]. گودرزی و همکارانش در سال

۲۰۱۰ با حل معادله لاپلاس پتانسیل سرعت سیال و فرض امواج خطی با دامنه کوتاه نوسان سطحی سیال، مدلی تحلیلی برای مخازن مستطیلی با تیغه‌های میراگر افقی متصل به دیواره و تیغه‌های میراگر عمودی متصل به کف مخزن در ابعاد و جایگاه‌های متفاوت در اثر ارتعاشات هارمونیک ارائه دادند و عملکرد هر نوع تیغه میراگر را در اثرگذاری و میراگری مورد بررسی قرار دادند و با ارائه مدلی آزمایشگاهی نتایج را صحت سنجی کردند [15]. وانگ و همکارانش با فرض سیال تراکم‌ناپذیر، غیرلزج، غیر چرخشی و امواج سطحی با دامنه کوتاه و حل معادله لاپلاس پتانسیل سرعت سیال برای مخازن صلب با استفاده از روش المان مرزی و استخراج شکل مودها و اجتماع اثر شکل مودها در دو بعد، اثر تیغه میراگر محیطی مهار شده به بدنه و تیغه میراگر شناور روی سطح سیال در ارتفاع و شعاع‌های مختلف را مورد مطالعه قرار دادند [12]. شکاری و همکاران در سال ۲۰۱۹ تأثیر تیغه‌های میراگر افقی در مخزن مستطیلی با جداره انعطاف‌پذیر و جداسازی شده در اثر زلزله سه مؤلفه‌ای را بررسی کردند [16]. هدف از این تحقیق، مدل‌سازی مخازن با بدنه انعطاف‌پذیر و تحلیل عملکرد هندسه‌های مختلف تیغه میراگر محیطی انعطاف‌پذیر، به عنوان یک سیستم کنترل‌کننده پاسخ لرزه‌ای غیرفعال بر پاسخ‌های لرزه‌ای مخازن بلند و کوتاه ثابت شده به زمین در حوزه فرکانس و زمان است. در تحقیق حاضر پاسخ لرزه‌ای مخازن استوانه‌ای بلند و کوتاه متصل شده به زمین دارای تیغه میراگر محیطی با هندسه‌های مختلف، با در نظر گرفتن آثار تغییر شکل پوسته و تیغه میراگر، در حوزه زمان و فرکانس، با استفاده از حل عددی اجزاء محدود کوپل آکوستیک-سازه نرم‌افزار آباکوس، مورد مطالعه قرار گرفته است.

۲- معادلات حاکم

با فرض رفتار خطی و الاستیک و حرکت سازه در دامنه امواج کوتاه و با دیدگاه لاگرانژی به المان‌های سازه، سیگریست در سال ۲۰۱۵ معادله حرکت سازه را به صورت زیر ارائه داد [17].

$$\rho_s \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + \rho_s \frac{\partial^2 u_g}{\partial t^2} - \nabla \cdot \sigma + k \frac{\partial u}{\partial t} = f_B + f_f^s + R_c^i \quad (1)$$

5 . Active

6 . Passive

7 . Base isolation systems

8 . Baffle

1 . Pressure-base

2 . Elasto-acoustic

3 . Displacement-base

4 . Hydro-elastic

شکل ۱. مرزهای سازه و سیال در مخزن.

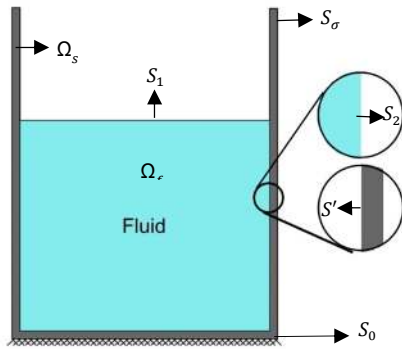


Fig.1. Structure and fluid boundaries in the tank.

به صورت کلی معادله حاکم بر رفتار سیال در مرز مشترک سیال و سازه مخزن به شکل زیر است:

$$\nabla p \mathbf{n}_f = -\rho_f \left(\frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} + \frac{\partial^2 \mathbf{u}_g}{\partial t^2} \right) \mathbf{n}_f = -\rho_f \left(\frac{\partial^2 \mathbf{u}}{\partial t^2} + \frac{\partial^2 \mathbf{u}_g}{\partial t^2} \right) \mathbf{n}_s \quad (5)$$

در رابطه فوق $\frac{\partial^2 \mathbf{u}}{\partial t^2}$ و $\frac{\partial^2 \mathbf{u}_g}{\partial t^2}$ به ترتیب بردار شتاب سیال، بردار شتاب زمین لرزه و بردار شتاب سازه مخزن در جهت مرز سیال هستند.

زینکوویچ و نس در سال ۱۹۶۳ برای محاسبه امواج سطحی سیال و با در نظر گرفتن g به عنوان شتاب گرانش زمین در جهت محور z شرط مرزی زیر را برای محاسبه تلاطم سطحی سیال ارائه دادند [18].

$$\frac{1}{g} \frac{\partial^2 p}{\partial t^2} + \frac{\partial p}{\partial z} = 0 \quad (6)$$

رفتار حاکم بر سیال با استفاده از معادله (۳) و شرایط مرزی (۵) برای مرز سیال با سازه و شرایط مرزی (۶) برای تلاطم سطحی و آزاد سیال قابل بیان است و با توجه به شکل (۱) به صورت زیر قابل بازنویسی است.

$$\nabla^2 p - \frac{1}{c^2} \frac{\partial^2 p}{\partial t^2} = 0 \quad \text{روی } S_2$$

$$B.C \begin{cases} \nabla p \mathbf{n}_f = -\rho_f \left(\frac{\partial^2 \mathbf{u}}{\partial t^2} + \frac{\partial^2 \mathbf{u}_g}{\partial t^2} \right) \mathbf{n}_s & \text{روی } S_2 \\ \frac{1}{g} \frac{\partial^2 p}{\partial t^2} + \frac{\partial p}{\partial z} = 0 & \text{روی } S_1 \end{cases} \quad (7)$$

با ضرب تابع وزن^۸ از جنس میدان مجازی جابه‌جایی^۹ سازه $\delta \mathbf{U}$ در معادله دیفرانسیلی قوی (۱) فرم ضعیف بدست می‌آید. با در نظر گرفتن تابع درون‌یاب^{۱۰} المان سازه وابسته به مکان و

که در این رابطه $\frac{\partial^2 \mathbf{u}_g}{\partial t^2}$ به ترتیب نشان دهنده چگالی مصالح سازه، تانسور تنش^۱، عملگر گرادیان^۲، ضریب میرایی^۳، بردار جابه‌جایی المان سازه و بردار شتاب زمین لرزه و $\mathbf{f}_f^s$ و $\mathbf{R}_c^L$ به ترتیب نیروهای خارجی^۴، بردار نیروهای سیال^۵ و نیروی متمرکز نقطه‌ای اعمال شده روی المان سازه هستند. با توجه به شکل (۱) شرایط مرزی زیر نشان دهنده رفتار سازه در اندرکنش با مخازن هستند.

$$B.C \begin{cases} \mathbf{U} = 0 & \text{روی } S_0 \\ \boldsymbol{\sigma}_f \cdot \mathbf{n}_s = 0 & \text{روی } S_\sigma \\ \boldsymbol{\sigma}_f \cdot \mathbf{n}_s = p \cdot \mathbf{n}_f & \text{روی } S' \end{cases} \quad \mathbf{U} = \begin{cases} u_x \\ u_y \\ u_z \end{cases} \quad (2)$$

در شرایط مرزی معادله بالا $\mathbf{n}_f$ و $\mathbf{n}_s$ نشان دهنده فشار سیال، بردار عمود خارج شده از سطح سیال و بردار عمود خارج شده از سطح سازه و S_0 ، S_σ و S' به ترتیب دامنه محاسباتی سازه، سطح مهار شده سازه به تکیه‌گاه، سطح آزاد سازه در تماس هوا و سطح در تماس سازه با سیال درون مخزن هستند.

با فرض سیال غیر چرخشی^۶ و غیر لزج^۷، رفتار سیال در مخزن توسط معادله زیر، که به معادله انتشار موج در سیال تراکم پذیر (آکوستیک) موسوم است، قابل بیان می‌باشد و به نام معادله هلمولتز شناخته می‌شود.

$$\nabla^2 p - \frac{1}{c^2} \frac{\partial^2 p}{\partial t^2} = 0 \quad (3)$$

در رابطه فوق c نماینده سرعت صوت در سیال است.

زینکوویچ و نیوتن در سال ۱۹۶۹ با صرف نظر کردن از لزجت سیال و شتاب همرفتی از معادله نویر-استوکس روابط زیر را برای مرز دامنه محاسباتی سیال ارائه دادند [6].

$$\begin{cases} \frac{\partial p}{\partial x} = -\rho_f \frac{\partial u}{\partial t} \\ \frac{\partial p}{\partial y} = -\rho_f \frac{\partial v}{\partial t} \\ \frac{\partial p}{\partial z} = -\rho_f \frac{\partial w}{\partial t} \end{cases} \quad (4)$$

6 . Irrotational
7 . Inviscid
1 . Weight function
9 . Virtual displacement field
10 . Interpolating function

1 . Stress tensor
2 . Gradient operator
3 . Damping factor
4 . External forces
5 . Water interaction force on structure

با ضرب تابع وزن از جنس میدان مجازی فشار^۲ سیال δp در معادله دیفرانسیلی قوی (۳) فرم ضعیف معادله فشار بدست می-آید. با در نظر گرفتن تابع درون یاب المان سیال وابسته به مکان و مقادیر گره‌ای وابسته به زمان میدان فشار به صورت زیر قابل بیان است:

$$p^{(e)}(x, y, z, t) = \mathbf{N}^{(e)}(x, y, z) \hat{\mathbf{p}}^{(e)}(t) \quad (20)$$

در رابطه فوق $p^{(e)}$ میدان فشار سیال در المان، $\mathbf{N}^{(e)}$ ماتریس درون یاب مقادیر فشار سیال و $\hat{\mathbf{p}}^{(e)}$ بردار مقادیر گره‌ای فشار سیال می‌باشند. فرم گسسته اجزاء محدود معادله فشار به صورت زیر قابل بیان است.

$$[\mathbf{B} + \mathbf{G}] \left\{ \frac{\partial^2 \hat{\mathbf{p}}}{\partial t^2} \right\} + [\mathbf{C}_A] \left\{ \frac{\partial \hat{\mathbf{p}}}{\partial t} \right\} + [\mathbf{Q}] \{\hat{\mathbf{p}}\} = [\mathbf{S}_f] \left\{ \frac{\partial^2 \hat{\mathbf{U}}}{\partial t^2} \right\} + [\mathbf{S}_f] \left\{ \frac{\partial^2 \mathbf{U}_g}{\partial t^2} \right\} \quad (21)$$

$$[\mathbf{Q}] = \sum_{r_f} \int_{\Omega_f^{(e)}} (\nabla \mathbf{N})^T \nabla \mathbf{N}^{(e)} d\Omega \quad (22)$$

$$[\mathbf{G}] = \sum_{r_f} \int_{\Omega_f^{(e)}} \frac{1}{c^{(e)^2}} \mathbf{N}^T \mathbf{N}^{(e)} d\Omega \quad (23)$$

$$[\mathbf{B}] = \sum_{r_f} \int_{\Omega_f^{(e)}} \frac{1}{g} \mathbf{N}^T \mathbf{N}^{(e)} ds \quad (24)$$

$$[\mathbf{C}_A] = \sum_{r_f} \left(\frac{\rho_f}{c_1} \right) \int_{\Omega_f^{(e)}} \mathbf{N}^T \mathbf{N}^{(e)} ds \quad (25)$$

$$[\mathbf{S}_f] = \sum_{r_f} \int_{\Omega_f^{(e)}} \mathbf{N}^T \left(-\rho_f \mathbf{n}_s^{T(e)} \mathbf{H}^{(e)} \right) ds \quad (26)$$

در رابطه فوق c_1 پارامتر میرایی محیط سیال، $[\mathbf{G}]$ ماتریس جرم، $[\mathbf{Q}]$ ماتریس سختی و $[\mathbf{B}]$ ماتریس سطح آزاد سیال، $[\mathbf{C}_A]$ ماتریس میرایی سیال، $[\mathbf{S}_f]$ ماتریس اندرکنش سیال و r_f تعداد المان‌های دامنه محاسباتی سیال نام دارند.

با توجه به معادله (۱۷ و ۲۶) رابطه زیر برقرار است.

$$[\mathbf{S}_f] = -\rho_f [\mathbf{L}]^T \quad (27)$$

با توجه به معادله (۲۷) و باقی معادلات کوپل نامتقارن آکوستیک-سازه در مخازن حاوی مایع در اثر شتاب زلزله، در حوزه زمان، به صورت زیر قابل بیان است. در معادلات کوپل آکوستیک-سازه با استفاده از رابطه میرایی رایلی^۳ مناسب با جرم و سختی، میرایی سازه مخزن و همچنین با انتخاب G_1 مناسب میرایی میدان آکوستیک در پاسخ تکانشی و همرفتی مخزن به سیستم اعمال می‌شود.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{M} & 0 \\ \rho_f \mathbf{L}^T & \mathbf{B} + \mathbf{G} \end{bmatrix} \left\{ \frac{\partial^2 \hat{\mathbf{U}}}{\partial t^2} \right\} + \begin{bmatrix} \mathbf{D} & 0 \\ 0 & \mathbf{C}_A \end{bmatrix} \left\{ \frac{\partial \hat{\mathbf{U}}}{\partial t} \right\} + \begin{bmatrix} \mathbf{K} & -\mathbf{L} \\ 0 & \mathbf{Q} \end{bmatrix} \{\hat{\mathbf{U}}\} = \begin{bmatrix} \mathbf{M} & 0 \\ 0 & \rho_f \mathbf{L}^T \end{bmatrix} \left\{ \frac{\partial^2 \mathbf{U}_g}{\partial t^2} \right\} + \{\mathbf{R}\} \quad (28)$$

مقادیر گره‌ای^۱ وابسته به زمان، میدان جابه‌جایی و کرنش به صورت زیر بیان می‌شوند:

$$\mathbf{U}^{(e)}(x, y, z, t) = \mathbf{H}^{(e)}(x, y, z) \hat{\mathbf{U}}^{(e)}(t) \quad (8)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{(e)}(x, y, z, t) = \mathbf{B}^{(e)}(x, y, z) \hat{\mathbf{U}}^{(e)}(t), \mathbf{B}^{(e)} = \mathbf{S} \mathbf{H}^{(e)} \quad (9)$$

$$\mathbf{H}_i^{(e)} = \begin{bmatrix} H_i^{(e)} & 0 & 0 \\ 0 & H_i^{(e)} & 0 \\ 0 & 0 & H_i^{(e)} \end{bmatrix} \quad i = 1, 2, \dots, j_s \quad (10)$$

$$\hat{\mathbf{U}}_i^{T(e)}(t) = [\hat{U}_{i(x)}^{(e)}(t) \quad \hat{U}_{i(y)}^{(e)}(t) \quad \hat{U}_{i(z)}^{(e)}(t)] \quad (11)$$

$$\mathbf{S}^T = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 & \frac{\partial}{\partial x} & \frac{\partial}{\partial z} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix} \quad (12)$$

در روابط فوق $\mathbf{U}^{(e)}$ بردار میدان جابه‌جایی، $\boldsymbol{\varepsilon}^{(e)}$ بردار میدان کرنش، $\mathbf{H}^{(e)}$ ماتریس درون یاب جابه‌جایی، $\mathbf{H}_i^{(e)}$ ماتریس درون یاب جابه‌جایی گره، $\mathbf{B}^{(e)}$ ماتریس درون یاب کرنش جابه‌جایی، $\hat{\mathbf{U}}^{(e)}$ بردار مقادیر جابه‌جایی گره‌ای، $\hat{U}_i^{(e)}$ بردار جابه‌جایی هر گره، $\mathbf{S}$ عملگر دیفرانسیل و j_s تعداد گره‌ها برای یک المان سازه هستند. فرم گسسته معادلات اجزاء محدود سازه به شکل زیر قابل بیان است.

$$[\mathbf{M}] \left\{ \frac{\partial^2 \hat{\mathbf{U}}}{\partial t^2} \right\} + [\mathbf{D}] \left\{ \frac{\partial \hat{\mathbf{U}}}{\partial t} \right\} + [\mathbf{K}] \{\hat{\mathbf{U}}\} = [\mathbf{L}] \{\hat{\mathbf{p}}\} + \{\mathbf{F}\} + \{\mathbf{R}\} - [\mathbf{M}] \left\{ \frac{\partial^2 \mathbf{U}_g}{\partial t^2} \right\} \quad (13)$$

$$[\mathbf{M}] = \sum_{r_s} \int_{\Omega_s^{(e)}} \rho_s \mathbf{H}^T \mathbf{H}^{(e)} d\Omega \quad (14)$$

$$[\mathbf{K}] = \sum_{r_s} \int_{\Omega_s^{(e)}} \mathbf{B}^T \mathbf{C}^{(e)} \mathbf{B}^{(e)} d\Omega \quad (15)$$

$$[\mathbf{D}] = \sum_{r_s} \int_{\Omega_s^{(e)}} k \mathbf{H}^T \mathbf{H}^{(e)} d\Omega \quad (16)$$

$$[\mathbf{L}] = \sum_{r_s} \int_{\Omega_s^{(e)}} \mathbf{H}^T \mathbf{n}_f^{T(e)} \mathbf{N}^{(e)} ds \quad (17)$$

$$\{\mathbf{F}\} = \sum_{r_s} \int_{\Omega_s^{(e)}} \mathbf{H}^T \mathbf{f}_B ds \quad (18)$$

$$\{\mathbf{R}\} = \sum_{r_s} \mathbf{H}^T \mathbf{R}_i^C \quad (19)$$

در روابط فوق $\mathbf{C}^{(e)}$ ماتریس الاستیسیته سازه، $\mathbf{N}^{(e)}$ ماتریس درون یاب مقادیر فشار سیال هستند؛ $[\mathbf{M}]$ ماتریس جرم، $[\mathbf{K}]$ ماتریس سختی، $[\mathbf{D}]$ ماتریس میرایی، $[\mathbf{L}]$ ماتریس اندرکنش سازه، $\{\mathbf{F}\}$ بردار نیروی خارجی گسترده اعمالی، $\{\mathbf{R}\}$ بردار نیروی خارجی متمرکز اعمالی سازه و r_s تعداد المان‌های دامنه محاسباتی سازه هستند.

شده است که تنها دارای یک درجه آزادی فشار سیال در هر گره می‌باشد و همچنین بدنه تغییرشکل‌پذیر مخزن با استفاده از المان پوسته مثلثی با سه گره (S3) و پوسته مستطیلی با چهار گره (S4R) با کنترل hourglass و انتگرال‌گیری کاهش یافته (reduced integration) مدل شده است. برای تحلیل پاسخ‌های لرزه‌ای در حوزه زمان از حلگر ضمنی دینامیکی^۴ برای مخازن صلب و تغییرشکل‌پذیر استفاده شده است که بر پایه روش انتگرال‌گیری عددی هیلبر-هیوز-تیلور^۵ (HHT) است.

برای درستی‌آزمایی مدل عددی اجزاء محدود مخزن حاوی تیغه میراگر حلقوی محیطی، از تحقیق بیسوال ۲۰۰۴ استفاده شده است که ساختار کلی هندسه مدل آن در شکل (۲) قابل مشاهده است [20]. در مدل بیسوال ۲۰۰۴، ارتفاع مخزن، R شعاع مخزن، H ارتفاع سیال درون مخزن، R_i شعاع داخلی تیغه میراگر، t_s ضخامت بدنه مخزن، t_b ضخامت تیغه میراگر و h فاصله تیغه میراگر از سطح آزاد سیال هستند. مقادیر پارامترهای هندسی و ویژگی‌های مصالح سیستم در جداول (۱ و ۲) آورده شده است.

شکل ۲. پارامترهای هندسه مخزن در مدل بیسوال ۲۰۰۴ [20].

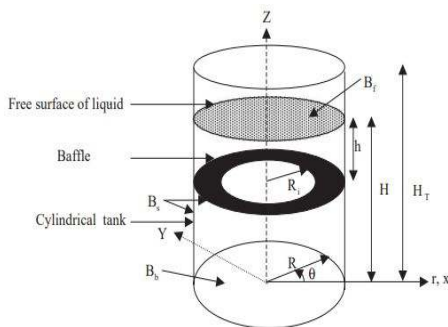


Fig.2. Tank's geometric parameters according to Biswal 2004 [20].

جدول ۱. مشخصات هندسی مدل بیسوال ۲۰۰۴ [20].

Geometrical properties	Value
Radius of tank (R)	508 mm
Height of tank (H_T)	525 mm
Thickness of wall (t_s)	1 mm
Thickness of baffle (t_b)	1 mm
Height of liquid (H)	508 mm
Distance ratio of baffle (h)	50.8 mm

Tab.1. Geometrical properties of Biswal 2004 [20].

در عدم حضور نیرو زلزله، با در نظر گرفتن مقادیر فشار هیدرودینامیکی و جابه‌جایی سازه و مشتق‌های آن‌ها به صورت هارمونیک می‌توان سیستم معادلات اندرکنش سیال و سازه را در حوزه فرکانس بازنویسی کرد.

$$U(x, y, z, t) = U(x, y, z)e^{i\omega t} \quad (29)$$

$$p(x, y, z, t) = p(x, y, z)e^{i\omega t} \quad (30)$$

$$\omega^2 \begin{bmatrix} M & 0 \\ \rho_f L^T & B + G \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \hat{U} \\ \hat{p} \end{Bmatrix} + i\omega \begin{bmatrix} D & 0 \\ 0 & C_A \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \hat{U} \\ \hat{p} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} K & -L \\ 0 & Q \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \hat{U} \\ \hat{p} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} f \\ 0 \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} R \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (31)$$

زینکوویچ و نیوتن در سال ۱۹۶۹ با در نظر گرفتن عدم حضور نیروی خارجی و میرایی با استفاده از ماتریس‌های سختی و جرم سیستم هارمونیک رابطه‌ای استخراج کردند که با حل آن می‌توان شکل مودهای طبیعی سیستم را استخراج کرد [6].

$$\left(\begin{bmatrix} K & -L \\ 0 & Q \end{bmatrix} - \omega^2 \begin{bmatrix} M & 0 \\ \rho_f L^T & B + G \end{bmatrix} \right) \begin{Bmatrix} \hat{U} \\ \hat{p} \end{Bmatrix} = 0 \quad (32)$$

با معرفی متغیر کمکی $\hat{\psi} = \frac{\hat{p}}{\omega^2}$ و افزودن معادله $\omega^2 Q \hat{p} = Q \hat{\psi}$ به سیستم معادلات (۳۲) و بازسازی سیستم معادلات فرمول‌بندی مقارن استخراج می‌شود. اوهایون و مورند در سال ۱۹۹۵ [8] با استفاده از حل لانچوس روشی برای استخراج مقادیر ویژه این نوع سیستم‌ها ارائه دادند.

$$\left(\begin{bmatrix} \rho_f K & -\rho_f L & 0 \\ -\rho_f L^T & -(B + G) & Q \\ 0 & Q^T & 0 \end{bmatrix} - \omega^2 \begin{bmatrix} \rho_f M & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & Q \end{bmatrix} \right) \begin{Bmatrix} \hat{U} \\ \hat{p} \\ \hat{\psi} \end{Bmatrix} = 0 \quad (33)$$

معادله (۲۸) با روش ترکیب عددی ضمنی نیومارک اصلاح شده با پارامترهای میرایی هیلبر و همکارانش در سال ۱۹۷۷ [19] در حوزه زمان و معادله (۳۳) در حوزه فرکانس توسط نرم افزار آباکوس قابل حل است.

۳- مدل سازی و اعتبار سنجی مدل

در این تحقیق، مخازن استوانه‌ای با استفاده از معادلات خطی کوپل آکوستیک-سازه^۱ و حل عددی اجزاء محدود^۲ در نرم‌افزار آباکوس^۳ مدل‌سازی شده و ویژگی‌های و پاسخ‌های لرزه‌ای مخازن مورد مطالعه قرار گرفته است.

سیال درون مخزن با استفاده از المان سه‌بعدی آکوستیک با هشت گره (AC3D8) برای انتشار موج آکوستیک مدل‌سازی

4 . Dynamic implicit
5 . Hilber-Hughes-Taylor

1 . Coupled acoustic - structure
2 . Finite elements
3 . Abaqus

شکل ۳. اندازه امواج سطحی مخزن صلب بدون تیغه میراگر در اثر شتاب هارمونیک.

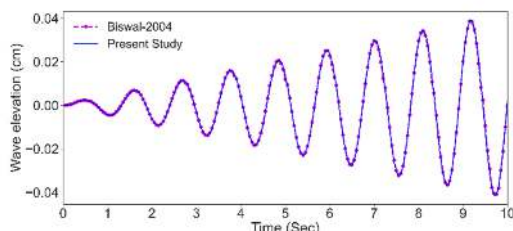


Fig.3. Wave elevation of the non-baffled tank subjected to harmonic acceleration

شکل ۴. اندازه امواج سطحی مخزن صلب با تیغه میراگر با شعاع $R_i = 0.8R$ در اثر شتاب هارمونیک.

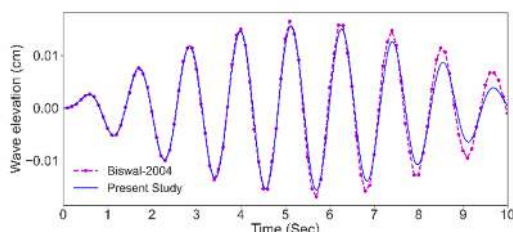


Fig.4. Wave elevation of the baffled tank with $R_i = 0.8R$ subjected to harmonic acceleration.

۴- نتایج مطالعه پارامتریک

در تحقیق حاضر مطالعه پارامتریکی پیرامون حضور تیغه میراگر محیطی در داخل مخزن انجام شده و میزان تأثیر این سیستم کاهش دهنده پاسخ لرزه‌ای با عدم حضور آن در رفتار لرزه‌ای مخازن مورد مقایسه قرار گرفته است. با توجه به شکل (۲) پارامترهای مورد مطالعه در تحقیق شامل ارتفاع مخزن، R شعاع مخزن، S نسبت ارتفاع به شعاع مخزن، H ارتفاع سیال درون مخزن، R_i شعاع داخلی تیغه میراگر، h فاصله تیغه میراگر از سطح آزاد سیال، t_s ضخامت مخزن و t_b ضخامت تیغه میراگر مخزن هستند.

تحقیق حاضر ۲۰ مدل مختلف از مخازن بلند و کوتاه ثابت شده به زمین با تیغه میراگر و بدون تیغه میراگر را در بر می‌گیرد که در حوزه فرکانس و در اثر زلزله نورتریج ۱۹۹۴ در حوزه زمان تحلیل شده‌اند. مخازن با $S > 1$ در دسته مخازن بلند و با $S \leq 1$ در دسته مخازن کوتاه قرار می‌گیرند [9]. زلزله استفاده شده در این تحقیق با $PGA = 0.35g$ مقیاس شده است. در شکل (۵) تاریخچه زمانی و در شکل (۶) طیف پاسخ شتاب زلزله نورتریج ۱۹۹۴ با احتساب نسبت میرایی ۵٪ قابل مشاهده است. با توجه به شکل (۵) و مدت زمان قوی کوتاه زلزله، این زلزله در دسته زلزله نزدیک به کانون زلزله و

جدول ۲. خصوصیات مکانیکی مدل بیسوال ۲۰۰۴ [20].

Structure (aluminum)	Liquid (water)
$E = 103 \text{ GPa}$ $\nu = 0.3$ $\rho_s = 4500 \text{ (kg/m}^3\text{)}$	$\rho_f = 1000 \text{ (kg/m}^3\text{)}$ $K = 2250 \text{ MPa}$

Tab.2. Mechanical properties of Biswal 2004 [20].

اعتبارسنجی مدل عددی اجزاء محدود این تحقیق در دو حوزه فرکانس و محاسبه شکل مودهای سیستم و حوزه زمان انجام شده است. در حوزه فرکانس مخزن بدون تیغه میراگر با دیواره تغییرشکل‌پذیر، مخزن با دیواره و تیغه میراگر صلب با شعاع $R_i = 0.2R$ و مخزن با دیواره و تیغه میراگر تغییرشکل‌پذیر با شعاع مزبور مدل‌سازی شده است. فرکانس مود اول نوسان سطحی سیال در هر سه مدل با هم مقایسه و در جدول (۳) گزارش شده است که نشان دهنده دقت مدل اجزاء محدود این تحقیق است. در حوزه زمان شتاب هارمونیک $\ddot{X} = -A\omega^2 \sin(\omega t)$ به کف مخزن در دو حالت مخزن صلب بدون تیغه میراگر و مخزن با تیغه میراگر صلب به شعاع $R_i = 0.8R$ اعمال شده است که $\omega = 5.811 \text{ rad/s}$ برابر با فرکانس شکل مود مخزن صلب بدون تیغه میراگر و $A = 0.001 \text{ m}$ در نظر گرفته شده است. در شکل‌های (۳ و ۴) تغییرات زمانی دامنه امواج سطحی سیال مدل عددی اجزاء محدود تحقیق حاضر در کنار مدل بیسوال ۲۰۰۴ برای مخزن صلب بدون تیغه میراگر و با تیغه میراگر نشان داده شده است که نشان دهنده دقت خوب و همبستگی روش عددی اجزاء محدود این تحقیق با مدل بیسوال ۲۰۰۴ است. می‌توان ادعا کرد که مدل عددی اجزاء محدود تحقیق حاضر قابلیت مدل‌سازی مخازن در حضور تیغه میراگر را دارد.

جدول ۳. فرکانس مود اول نوسان سطحی سیال برای مخزن بدون تیغه میراگر و تیغه میراگر با شعاع $R_i = 0.2R$.

Type of tanks	Biswal 2004	Present study
Flexible tank without baffle	0.924 Hz	0.926 Hz
Rigid tank with baffle	0.422 Hz	0.417 Hz
Flexible tank with baffle	0.404 Hz	0.403 Hz

Tab.3. Frequency of the first sloshing mode of the baffled and non-baffled tank with $R_i = 0.2R$.

جدول ۴. مشخصات هندسی تحقیق حاضر.

Geometrical properties	Broad	Slender
Radius of tank (R)	7.32 m	7.32 m
Height of tank (H_T)	3.66 m	21.96 m
Thickness of wall (t_s)	1.46 cm	2.54 cm
Thickness of baffle (t_b)	1.46 cm	2.54 cm
Height of liquid (H)	3.47 m	21.3 m

Tab.4. Geometrical properties of the present study.

جدول ۵. خصوصیات مکانیکی تحقیق حاضر.

Structure (steel)	Liquid (water)
$E = 206.7 \text{ GPa}$ $\nu = 0.3$ $\rho_s = 7840 \text{ (kg/m}^3\text{)}$	$\rho_f = 1000 \text{ (kg/m}^3\text{)}$ $K = 2250 \text{ MPa}$

Tab.5. Mechanical properties of the present study.

جدول ۶. نام گذاری نمونه‌های مورد مطالعه در تحقیق حاضر.

Kind of tanks	Baffles geometries	Abbreviation
Slender	فاقد تیغه میراگر	S-f-0
	$R_i/R = 0.3$	$h/H = 0.1$ S-f-1
		$h/H = 0.5$ S-f-2
		$h/H = 0.8$ S-f-3
	$R_i/R = 0.5$	$h/H = 0.1$ S-f-4
		$h/H = 0.5$ S-f-5
		$h/H = 0.8$ S-f-6
	$R_i/R = 0.8$	$h/H = 0.1$ S-f-7
		$h/H = 0.5$ S-f-8
		$h/H = 0.8$ S-f-9
Broad	فاقد تیغه میراگر	B-f-0
	$R_i/R = 0.3$	$h/H = 0.1$ B-f-1
		$h/H = 0.5$ B-f-2
		$h/H = 0.8$ B-f-3
	$R_i/R = 0.5$	$h/H = 0.1$ B-f-4
		$h/H = 0.5$ B-f-5
		$h/H = 0.8$ B-f-6
	$R_i/R = 0.8$	$h/H = 0.1$ B-f-7
		$h/H = 0.5$ B-f-8
		$h/H = 0.8$ B-f-9

Tab.6. Present study's samples naming convention

۴-۱ نتایج تحلیل در حوزه فرکانس

نتایج حاصل شده از تحلیل در حوزه فرکانس در جدول ۷ قابل مشاهده است.

با بررسی جدول (۷) نتیجه‌گیری می‌شود که در مخازن بلند و کوتاه ثابت شده به زمین هر چه تیغه میراگر به سطح نزدیک‌تر باشد و هر چه تیغه میراگر شعاع بیشتری را پوشش دهد تأثیر

با توجه به شکل (۶) و توجه به این که فرکانس غالب زلزله، دامنه تناوبی کوچک‌تر از ۱ ثانیه دارد در دسته زلزله با دامنه تناوب کوتاه قرار می‌گیرد. اندازه پارامترهای هندسی تحقیق حاضر در جدول (۴) گزارش شده است. مصالح تیغه میراگر و سازه از جنس فولاد و سیال از جنس آب هستند که ویژگی‌های مکانیکی آن‌ها در جدول (۵) گزارش شده است. با اعمال α و β ضرایب میرایی رایلی به ویژگی‌های مصالح سازه و C_1 مناسب در شرط مرزی امپداس^۱ روی سطح سیال برای تلاطم سطحی سیال و در مرز اندرکنش برای کوپل آکوستیک-سازه، میرایی سیستم مدل‌سازی شده است. با توجه به استانداردهای API^۲ و یوروکد-۸^۳ در تمامی مدل‌ها درصد میرایی ۲٪ برای کوپل آکوستیک-سازه و ۵٪ برای نوسانات سیال برای تولید پاسخ‌ها در نظر گرفته شده است [21]. جهت ساماندهی مدل‌سازی، در جدول (۶) هندسه تیغه‌های میراگری که در این تحقیق روی آن‌ها آزمایش عددی انجام شده است با نام‌های اختصاری بیان شده‌اند و در متن تحقیق از این نام‌های اختصاری استفاده شده است.

شکل ۵. تاریخچه زمانی زلزله نورتریج ۱۹۹۴.

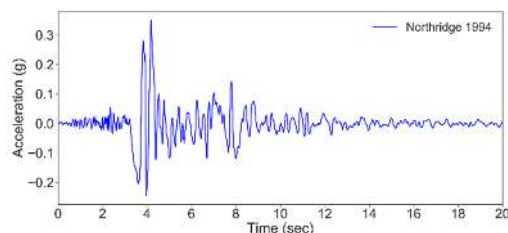


Fig.5. The time history of Northridge 1994 earthquake.

شکل ۶. طیف پاسخ شتاب زلزله نورتریج ۱۹۹۴ با نسبت میرایی ۵٪.

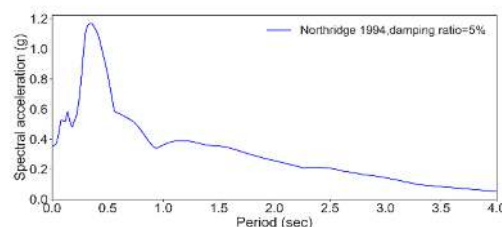


Fig.6. Acceleration response spectrum of Northridge 1994 with a damping ratio of 5%

بیشتری روی فرکانس مود اول همرفتی مخازن دارد. هندسه $(R_i/R = 0.3, h/H = 0.1)$ از تیغه‌های میراگر در مخزن بلند و کوتاه بیشترین تأثیر کاهش را در فرکانس مود اول همرفتی مخزن، به ترتیب برابر با ۴۳٪ و ۶۸٪ داشته است. تیغه‌های میراگر تأثیر کمتری روی فرکانس مود اول تکانشی مخازن نسبت به مود اول همرفتی دارند و در بیشترین حالت، هندسه $(R_i/R = 0.8, h/H = 0.5)$ باعث افزایش ۱٫۴٪ فرکانس مود اول تکانشی در مخزن بلند و هندسه $(R_i/R = 0.8, h/H = 0.8)$ باعث افزایش ۱۲٪ فرکانس مود اول تکانشی در مخزن کوتاه شده‌اند. توجه به دو موضوع حائز اهمیت است:

جدول ۷. فرکانس مود اول همرفتی و تکانشی آزمایش‌های تحقیق.

Kind of tanks	Abbreviation	Convective mode (rad/s)	Impulsive mode (rad/s)
Slender	S-f-0	1.572	34.610
	S-f-1	1.100	33.937
	S-f-2	1.564	34.409
	S-f-3	1.572	34.586
	S-f-4	1.228	34.608
	S-f-5	1.567	34.671
	S-f-6	1.572	34.765
	S-f-7	1.497	34.787
	S-f-8	1.571	35.094
Broad	S-f-9	1.572	35.016
	B-f-0	1.318	144.287
	B-f-1	0.424	140.247
	B-f-2	0.820	147.843
	B-f-3	1.356	159.140
	B-f-4	0.584	138.557
	B-f-5	1.043	147.058
	B-f-6	1.186	158.977
	B-f-7	1.133	145.663
	B-f-8	1.287	156.816
	B-f-9	1.312	161.792

Tab.7. Frequency of the first sloshing and first impulsive modes of the present study's samples.

۱- در مخازن کوتاه نسبت به مخازن بلند، تلاطم سطحی سیال، با توجه به مدل‌های مکانیکی هارون در سال ۱۹۸۱ و ملهوترا و همکارانش در سال ۲۰۰۰ [7, 9]، بحرانی‌تر است و جرم همرفتی بیشتری نسبت به جرم تکانشی به خود اختصاص می‌دهد و هر چه مخزن کوتاه‌تر باشد این مسئله اهمیت بیشتری پیدا می‌کند. همچنین، با توجه به تحقیق سان و همکارانش در

سال ۲۰۱۹ زمانی که تیغه‌های میراگر در مخازن قرار می‌گیرند مقداری از جرم همرفتی مخزن به جرم تکانشی سیال افزوده می‌شود و با آن نوسان می‌کند [22]. با توجه به دلایل فوق و نتایج حاضر مشاهده می‌شود که در مخزن کوتاه، تیغه میراگر نسبت به مخزن بلند در ارتفاع‌های پایین‌تر و پوشش شعاعی کمتر بر فرکانس مود همرفتی مخزن تأثیرگذارتر هستند.

۲- فرکانس مود اول همرفتی مخزن به دو پارامتر نسبت شعاع به ارتفاع مخزن و ارتفاع مخزن وابسته است. نمونه آزمایشی B-f-3 $(R_i/R = 0.3, h/H = 0.8)$ نسبت به مخزن کوتاه ثابت شده به زمین و فاقد تیغه میراگر، فرکانس مود اول همرفتی بیشتری داشته است؛ دلیل این پدیده این است که با توجه به پوشش شعاعی بالا و ارتفاع پایین، تیغه مذکور باعث به وجود آمدن حوضچه‌ای در ناحیه بالایی تیغه مخزن شده است که نسبت شعاع به ارتفاع کمتری نسبت به مخزن اصلی دارد و به این دلیل فرکانس مود اول همرفتی مخزن افزایش داشته است.

۲-۴ تحلیل نتایج در حوزه زمان

در این بخش انواع هندسه تیغه میراگر در مخزن بلند و کوتاه در اثر زلزله نورتریج ۱۹۹۴ در حوزه زمان تحلیل شده‌اند. اندازه دامنه تلاطم سطحی و بحرانی سیال در گره‌ای به مختصات $(7, 32, 21, 3, 0)$ برای مخزن بلند و $(7, 32, 3, 47, 0)$ برای مخزن کوتاه که در دورترین فاصله از مرکز مخزن در راستای محور x و بیشترین ارتفاع از کف مخزن روی سطح سیال قرار دارد اندازه‌گیری شده است؛ دلیل انتخاب این گره برای استخراج اندازه دامنه تلاطم سطحی و بحرانی این است که در این نقطه امکان سر ریز شدن سیال از مخزن به خارج وجود داشته و ممکن است باعث بروزی آتش‌سوزی، ضرر محیط زیستی و... شود، در نتیجه حائز اهمیت است. اندازه بیشینه فشار هیدرودینامیکی اعمالی از سیال به سازه در گره‌ای که، بیشترین فشار هیدرودینامیکی در راستای عمود بر سیال از کف مخزن تا سطح آزاد را داشته و در دورترین فاصله از مرکز مخزن در راستای محور x قرار دارد، اندازه‌گیری شده است، دلیل انتخاب این گره از این پاره خط برای محاسبه فشار هیدرودینامیکی این است که در مجاورت بدنه مخزن قرار داشته و بیشینه فشار هیدرودینامیکی وارده بر سازه مخزن در طراحی و تحلیل سازه مخزن اهمیت پیدا می‌کند. برش و لنگر پایه مخازن از حاصل جمع تمام نیروهای تکیه‌گاهی

میراگر است چرا که به معنای این است تیغه میراگر به کف مخزن چسبیده باشد).

با توجه به نتایج به دست آمده مشاهده می‌شود که تیغه‌های میراگر در مخزن بلند و در مخزن کوتاه جز در نمونه‌های B-f-4 ($R_i/R = 0.8, h/H = 0.1$) و B-f-7 ($R_i/R = 0.5, h/H = 0.1$) باعث کاهش بیشینه دامنه تلاطم سطحی و بحرانی سیال شده‌اند.

شکل ۷. تأثیر هندسه‌های تیغه میراگر بر بیشینه پاسخ لرزه‌ای در مخزن بلند.

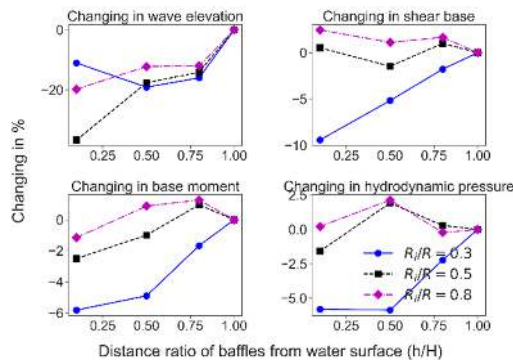


Fig.7. Effects of different geometries of baffles on the maximum value of seismic responses in the slender tank.

شکل ۸. تأثیر هندسه‌های تیغه‌میراگر بر بیشینه پاسخ لرزه‌ای در مخزن کوتاه.

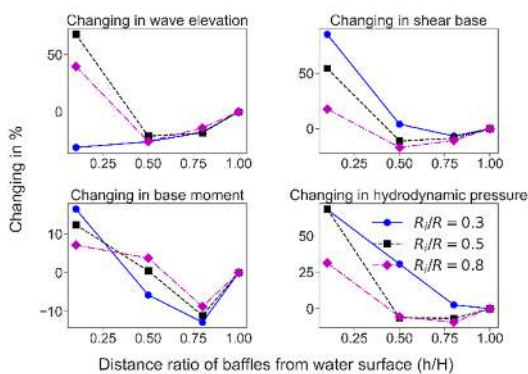


Fig.8. Effects of different geometries of baffles on the maximum value of seismic responses in the board tank.

با توجه به جدول (۸)، شکل‌های (۷ و ۸) مشاهده می‌شود که نمونه‌های S-f-4 ($R_i/R = 0.5, h/H = 0.1$) در مخزن بلند و B-f-1 ($R_i/R = 0.3, h/H = 0.1$) در مخزن کوتاه بهترین عملکرد را با ۳۷٪ و ۳۱٪ در کنترل بیشینه دامنه تلاطم سطحی و بحرانی سیال داشته‌اند. نتایج نشان می‌دهد، تنها با تکیه بر فرکانس مود اول همرفتی سیال نمی‌توان پیش‌بینی واقع بینانه‌ای از رفتار تیغه‌های میراگر در کنترل بیشینه دامنه تلاطم سطحی و بحرانی سیال داشت چرا که نمونه S-f-1 در مخزن بلند، فرکانس مود اول همرفتی مخزن را در بیشینه‌ترین حالت کاهش داده است

المان‌های دیواره مخزن مجاور به تکیه‌گاه در راستای محور x بدست آمده است.

بیشینه دامنه تلاطم سطحی و بحرانی سیال، بیشینه برش پایه، بیشینه لنگر واژگونی و بیشینه فشار هیدرودینامیکی اعمالی از سیال به سازه مخزن در مخزن بلند و کوتاه در حضور تیغه میراگر با هندسه‌های مختلف در جدول (۸) گزارش شده است.

جدول ۸. اندازه بیشینه پاسخ لرزه‌ای نمونه‌های آزمایشی.

Kind of tanks	Abb	Sloshing (cm)	Base shear (MN)	Base moment (MN.m)	Hydrodynamic pressure (KPa)
Slender	S-f-0	55.68	14.316	154.123	35.518
	S-f-1	49.54	12.969	145.162	33.459
	S-f-2	45.04	13.577	146.575	33.437
	S-f-3	46.78	14.062	151.549	34.730
	S-f-4	35.24	14.392	150.269	34.960
	S-f-5	45.88	14.107	152.598	36.202
	S-f-6	47.81	14.460	155.595	35.623
	S-f-7	44.68	14.668	152.354	35.595
	S-f-8	48.89	14.476	155.469	36.281
	S-f-9	49.04	14.553	156.081	35.440
Broad	B-f-0	38.31	0.699	3.249	9.504
	B-f-1	26.33	1.297	3.784	15.98
	B-f-2	28.26	0.728	3.063	12.43
	B-f-3	31.43	0.653	2.833	9.76
	B-f-4	64.31	1.082	3.652	16.01
	B-f-5	30.15	0.621	3.264	8.91
	B-f-6	31.24	0.640	2.889	8.88
	B-f-7	53.55	0.824	3.482	12.50
	B-f-8	28.36	0.581	3.372	8.98
	B-f-9	32.90	0.625	2.965	8.63

Tab.8. The maximum value of seismic response of the present study's samples

برای بررسی بهتر و تحلیل عملکرد تیغه میراگر در مخزن بلند و کوتاه ثابت شده به زمین، در اشکال (۷ و ۸) با ثابت گرفتن نسبت شعاعی تیغه میراگر و تغییر نسبت ارتفاعی تیغه میراگر تا سطح آزاد سیال، عملکرد هندسه‌های مختلف تیغه میراگر در بیشینه دامنه تلاطم سطحی و بحرانی سیال، بیشینه برش پایه، بیشینه لنگر پایه و بیشینه فشار هیدرودینامیکی اعمالی از سیال به سازه نسبت به نمونه‌های S-f-0 و B-f-0 در اثر زلزله نورتریج ۱۹۹۴ نمایش داده شده است (در اشکال ۷ و ۸ منظور از $h/H = 1.0$ حضور نداشتن تیغه میراگر در مخزن بلند و کوتاه فاقد تیغه

عملکرد را در مخازن بلند داشته است که این گونه عملکرد با توجه به فرکانس مود اول تکانشی قابل توجیه است. چرا که در مخازن بلند برش پایه از پاسخ تکانشی مخزن حاصل شده و با توجه به نزدیک و یا دور شدن فرکانس مود اول تکانشی به محتوای اصلی زلزله، پاسخ مخزن در برش تغییر می کند. اثر تیغه میراگر در بیشینه برش پایه در مخزن کوتاه بیشتر از مخزن بلند بوده چرا که در نمونه B-f-1 افزایشی برابر با ۸۵٪ در میزان بیشینه برش پایه بوجود آورده و در نتیجه بهتر است برای کنترل بیشینه دامنه تلاطم سطحی و بحرانی سیال در مخزن کوتاه از تیغه های میراگری استفاده کرد که در وسط مخزن قرار دارند. با توجه به شکل های (۷ و ۸) می توان ادعا کرد هرچه تیغه میراگر به سطح نزدیک تر باشد و پوشش شعاعی بیشتری داشته باشد تأثیر بیشتری بر تغییر بیشینه برش پایه مخزن دارد. تاریخچه برش پایه نمونه های S-f-4 و B-f-1 به عنوان بهترین هندسه تیغه میراگر در کنترل بیشینه دامنه تلاطم سطحی و بحرانی در مخزن بلند کوتاه در شکل های (۱۱ و ۱۲) قابل مشاهده است.

شکل ۱۱. تاریخچه برش پایه در مخزن بلند با تیغه میراگر با شعاع $R_i = 0.5R$ در اثر زلزله نورتریج ۱۹۹۴.

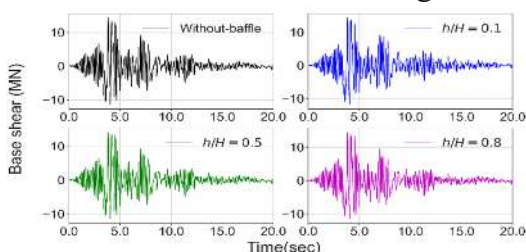


Fig.11. The history of base shear in the baffled slender tank with $R_i = 0.5R$ subjected to Northridge 1994.

شکل ۱۲. تاریخچه برش پایه در مخزن کوتاه با تیغه میراگر با شعاع $R_i = 0.3R$ در اثر زلزله نورتریج ۱۹۹۴.

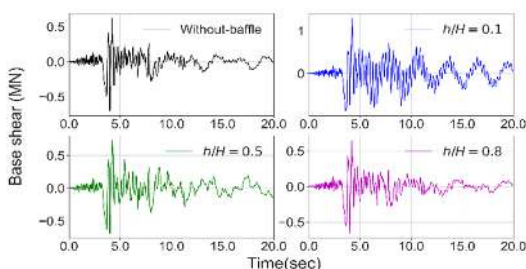


Fig.12. The history of base shear in the baffled broad tank with $R_i = 0.3R$ subjected to Northridge 1994.

ولی نمونه S-f-4 بهتر عمل کرده است. در مخزن کوتاه با اینکه نمونه های B-f-4 و B-f-7 فرکانس مود اول همرفتی را کاهش داده اند اما باعث افزایش بیشینه دامنه تلاطم سطحی و بحرانی سیال شده اند. با توجه به این که در مخزن کوتاه تیغه های میراگری که نزدیک به سطح هستند ممکن است باعث افزایش بیشینه دامنه تلاطم سطحی و بحرانی سیال شوند، بهتر است آن ها را در ارتفاع پایین تر و نزدیک به وسط مخزن قرار داد، مگر این که برای زلزله طرح تحلیل دینامیکی پیرامون تیغه میراگر انجام شود تا اطمینان به دست آید که رفتار مناسبی دارد. در مجموع می توان بیان کرد محتوای فرکانسی زلزله و انعطاف پذیری تیغه میراگر علاوه بر فرکانس مود اول همرفتی و جرم مؤثر آن در بیشینه دامنه تلاطم سطحی و بحرانی سیال تأثیرگذار هستند. تاریخچه دامنه تلاطم سطحی و بحرانی سیال نمونه های S-f-4 و B-f-1 به عنوان بهترین هندسه تیغه میراگر در کنترل بیشینه دامنه تلاطم سطحی و بحرانی در مخزن بلند و کوتاه در شکل های ۹ و ۱۰ در طول زمان قابل مشاهده است.

شکل ۹. تاریخچه تلاطم سطحی و بحرانی سیال در مخزن بلند با تیغه میراگر با شعاع $R_i = 0.5R$ در اثر زلزله نورتریج ۱۹۹۴.

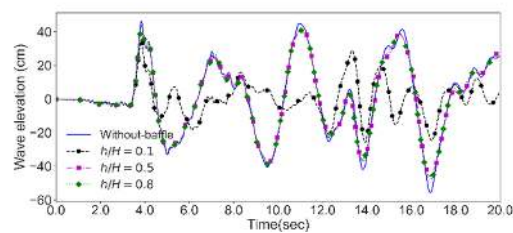


Fig.9. The history of sloshing in the baffled slender tank with $R_i = 0.5R$ subjected to Northridge 1994.

شکل ۱۰. تاریخچه تلاطم سطحی و بحرانی سیال در مخزن کوتاه با تیغه میراگر با شعاع $R_i = 0.3R$ در اثر زلزله نورتریج ۱۹۹۴.

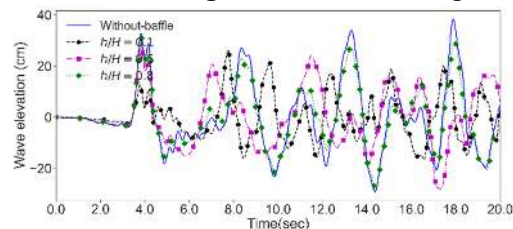


Fig.10. The history of sloshing in the baffled broad tank with $R_i = 0.3R$ subjected to Northridge 1994.

بیشینه برش پایه در مخزن بلند افزایشی تا ۲٪ برای نمونه S-f-7 داشته است و در بقیه نمونه ها یا افزایش ناچیز و یا کاهشی بوده است؛ نمونه S-f-1 در کنترل بیشینه برش پایه بهترین

شکل ۱۴. تاریخچه برش پایه در مخزن بلند ($S=1.5$) و کوتاه ($S=1.0$) دارا و فاقد تیغه میراگر در اثر زلزله نورتریج ۱۹۹۴.

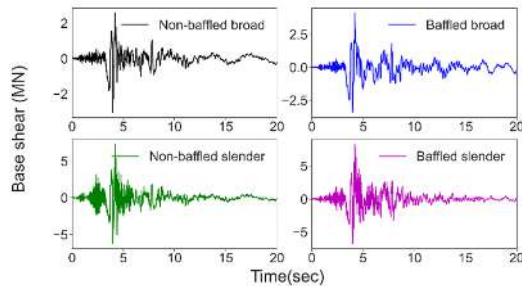


Fig.14. The history of base shear in the baffled and non-baffled slender ($S=1.5$) and broad ($S=1.0$) subjected to Northridge 1994.

در شکل (۱۵)، لنگر پایه هندسه $R_i = 0.5R$ ، در مخزن کوتاه نشان داده شده است. با توجه به جدول (۸) و مقایسه عملکرد تیغه میراگر نسبت به نبود آن و شکل‌های (۱۲ و ۱۵) مشاهده می‌شود، در بیشتر حالات به ویژه در مخزن کوتاه، بیشینه لنگر پایه مخزن در مقایسه با بیشینه برش پایه افزایش کمتر و یا کاهش بیشتری داشته است که این پدیده در تحقیق عرب و خاجی در سال ۲۰۱۲ با نام آثار لنگر معکوس نام‌گذاری شده است [23].

شکل ۱۵. تاریخچه لنگر پایه در مخزن کوتاه با تیغه میراگر با شعاع $R_i = 0.3R$ در اثر زلزله نورتریج ۱۹۹۴.

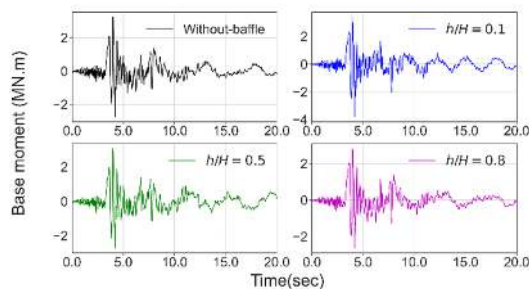


Fig.15. The history of base shear in the baffled broad tank with $R_i = 0.3R$ subjected to Northridge 1994.

با توجه به شکل‌های (۷ و ۸) مشاهده می‌شود، بیشینه فشار هیدرودینامیکی اعمالی از سیال به سازه، مشابه سناریویی که برای برش پایه مطرح شد تغییر می‌کند؛ چرا که هر دو پاسخ وابسته به یکدیگر هستند و هر دو از پاسخ تکنشی مخزن حاصل می‌شوند. یکی از مهمترین پاسخ‌های مورد مطالعه برای مخازن چگونگی توزیع پروفیل فشار هیدرودینامیکی اعمالی از سیال به سازه در زمانی که برش بیشینه شده است می‌باشد که تعیین‌کننده پارامتر-های مهمی در طراحی مخازن است. در شکل‌های (۱۶ و ۱۷)

با توجه به نتایج به دست آمده مشاهده می‌شود که هندسه داشته است اما در مخزن پهن باعث افزایش پاسخ‌های لرزه‌ای شده است. می‌توان نتیجه گرفت که توجه به هندسه مخزن در انتخاب تیغه میراگر حائز اهمیت است. برای اعتبار بخشیدن به این نتیجه با توجه به تعریف مخازن بلند و کوتاه، دو مخزن با نسبت شعاع به ارتفاع $S = 1.0$ و $S = 1.5$ با ضخامتی برابر با مخزن کوتاه تحقیق و تیغه میراگر با هندسه $(R_i/R = 0.5, h/H = 0.1)$ مدل‌سازی و بیشینه پاسخ‌های لرزه‌ای آن‌ها در جدول (۹) گزارش شده است. انتخاب این هندسه‌ها با هدف اعتبارسنجی نتیجه یاد شده برای مخازن بلند و کوتاه با نسبت شعاع به ارتفاع کم‌تر برای مخزن بلند و بیشتر برای مخزن کوتاه انجام شده است. در شکل‌های (۱۳ و ۱۴) تاریخچه زمانی تلاطم سطحی و بحرانی سیال و برش پایه مخازن نمایش داده شده است. با توجه به رویه مشابه مخازن کوتاه در افزایش پاسخ لرزه-ای و کاهش آن‌ها در مخازن بلند می‌توان گفت که توجه به بلند یا کوتاه بودن مخزن در انتخاب تیغه میراگر حائز اهمیت است.

جدول ۹. اندازه بیشینه پاسخ لرزه‌ای مخازن.

Tank	Type	Sloshing (cm)	Base shear (MN)
Broad $S=1.0$	Non-baffled	45.29	3.039
	Baffled	61.24	4.149
Slender $S=1.5$	Non-baffled	52.4	7.267
	Baffled	43.7	8.302

Tab.9. Maximum seismic responses of tanks.

شکل ۱۳. تاریخچه تلاطم سطحی و بحرانی سیال در مخزن بلند ($S=1.5$) و کوتاه ($S=1.0$) دارا و فاقد تیغه میراگر در اثر زلزله نورتریج ۱۹۹۴.

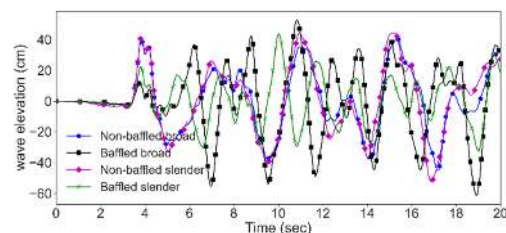


Fig.13. The history of sloshing in the baffled and non-baffled slender ($S=1.5$) and broad ($S=1.0$) subjected to Northridge 1994.

شکل ۱۸. پروفیل توزیع فشار هیدرودینامیکی در مخزن کوتاه با تیغه میراگر با شعاع $R_i = 0.5R$ در اثر زلزله در زمانی که برش بیشینه است.

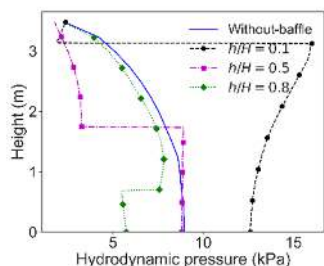


Fig.18. Hydrodynamic pressure profile in the baffled broad tank with $R_i = 0.5R$ subjected to Northridge 1994 when the base shear is maximum.

در مخزن بلند و کوتاه ثابت شده به زمین با تیغه میراگر ممکن است، بیشینه فشار هیدرودینامیکی اعمالی از سیال به سازه در زمانی که برش پایه مخزن بیشینه است، اتفاق نیافتد و زمانیکه برش پایه بیشینه است و سطح زیر نمودار فشار هیدرودینامیکی از سطح تا کف مخزن بیشینه باشد، اتفاق بیافتد. با توجه به شکل-های (۱۶ الی ۱۸) از دیگر ویژگی‌های مشاهده شده در مخازن بلند و کوتاه ثابت شده به زمین و دارای تیغه میراگر این است که در ارتفاعی که تیغه میراگر حضور دارد، پروفیل فشار هیدرودینامیکی اعمالی از سیال به سازه شکسته می‌شود و هرچه تیغه میراگر به سطح آزاد سیال بیشتر باشد، این شکستگی بیشتر است.

۵- نتیجه‌گیری

در تحقیق حاضر ۲۰ مدل مختلف از مخازن بلند و کوتاه ثابت شده به زمین با تیغه میراگر و بدون تیغه میراگر در حوزه فرکانس و در اثر زلزله نورتریج ۱۹۹۴ در حوزه زمان تحلیل شده‌است. با توجه به محدودیت‌های تحقیق حاضر و در نظر گرفتن تنها یک زلزله، نتایج زیر قابل بیان هستند:

- ۱- تیغه‌های میراگر باعث کاهش فرکانس مود اول همرفتی مخزن می‌شوند و تاثیر آنها بر روی فرکانس اول مود همرفتی بیشتر از فرکانس مود اول تکانشی است.
- ۲- با بررسی نتایج در حوزه زمان به این مهم می‌توان رسید که تنها با اتکا به فرکانس مود اول همرفتی و اعمال بار هارمونیک به مخازن، نمی‌توان پیش‌بینی واقع بینانه‌ای از رفتار تیغه‌های میراگر در مخازن داشت.

توزیع پروفیل فشار هیدرودینامیکی برای مخزن بلند با هندسه-های تیغه میراگر $R_i = 0.3R$ و $R_i = 0.8R$ گزارش شده است. با توجه به این شکل‌های مشاهده می‌شود، در تمامی نمونه‌های آزمایشی مخزن بلند، بیشینه فشار هیدرودینامیکی اعمالی از سیال به سازه زمانی که برش بیشینه است در ارتفاعی بین $\frac{2}{5}H$ تا $\frac{4}{5}H$ اتفاق افتاده است که نشان‌دهنده اثر انعطاف پذیری پوسته مخزن است. در شکل (۱۸) توزیع پروفیل فشار هیدرودینامیکی برای مخزن کوتاه با هندسه تیغه میراگر $R_i = 0.5R$ نمایش داده شده است. با توجه به شکل (۱۸) و نتایج به دست آمده، در مخزن کوتاه بیشینه فشار هیدرودینامیکی اعمالی از سیال به سازه در ارتفاع‌های مختلف و در بعضی از نمونه‌ها در جایی که تیغه میراگر به بدنه متصل شده است، اتفاق افتاده است.

شکل ۱۶. پروفیل توزیع فشار هیدرودینامیکی در مخزن بلند با تیغه میراگر با شعاع $R_i = 0.3R$ در اثر زلزله در زمانی که برش بیشینه است.

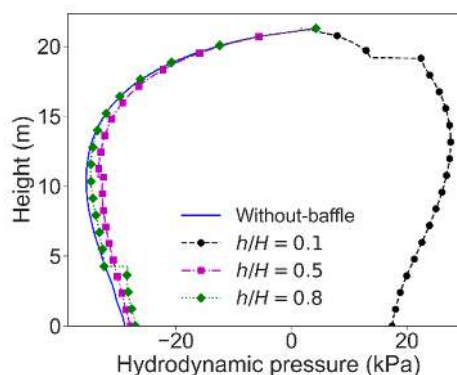


Fig.16. Hydrodynamic pressure profile in the baffled slender tank with $R_i = 0.3R$ subjected to Northridge 1994 when the base shear is maximum.

شکل ۱۷. پروفیل توزیع فشار هیدرودینامیکی در مخزن بلند با تیغه میراگر شعاع $R_i = 0.8R$ در اثر زلزله در زمانی که برش بیشینه است.

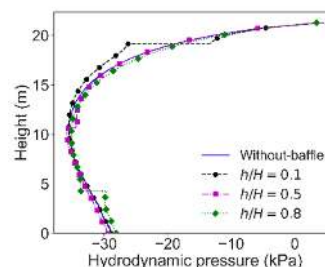


Fig.17. Hydrodynamic pressure profile in the baffled slender tank with $R_i = 0.8R$ subjected to Northridge 1994 when the base shear is maximum.

- Storage Tanks*. Structural Engineering International, 2000. **10**(3): p. 197-201.
10. Shahverdiani, K., A. Rahai, and F. Khoshnoudian, *Sloshing in Concrete Cylindrical Tanks Subjected to Earthquake*. Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Engineering and Computational Mechanics, 2010. **163**(4): p. 261-269.
 11. Gedikli, A. and M.E. Ergüven, *Seismic Analysis of a Liquid Storage Tank with a Baffle*. Journal of Sound and Vibration, 1999. **223**(1): p. 141-155.
 12. Wang, W., et al., *Liquid Sloshing in Partly-Filled Laterally-Excited Cylindrical Tanks Equipped with Multi Baffles*. Applied Ocean Research, 2016. **59**: p. 543-563.
 13. Cho, J.R., H.W. Lee, and K.W. Kim, *Free Vibration Analysis of Baffled Liquid-Storage Tanks by the Structural-Acoustic Finite Element Formulation*. Journal of Sound and Vibration, 2002. **258**(5): p. 847-866.
 14. Biswal, K.C., S.K. Bhattacharyya, and P.K. Sinha, *Free-Vibration Analysis of Liquid-Filled Tank with Baffles*. Journal of Sound and Vibration, 2003. **259**(1): p. 177-192.
 15. Goudarzi, M., S.-R. Sabbagh-Yazdi, and W. Marx, *Investigation of Sloshing Damping in Baffled Rectangular Tanks Subjected to the Dynamic Excitation*. Bulletin of Earthquake Engineering, 2010. **8**: p. 1055-1072.
 16. Shekari, M.R., A.A. Hekmatzadeh, and S.M. Amiri, *On the Nonlinear Dynamic Analysis of Base-Isolated Three-Dimensional Rectangular Thin-Walled Steel Tanks Equipped with Vertical Baffle*. Thin-Walled Structures, 2019. **138**: p. 79-94.
 17. Sigrist, J.-F., *Structural Dynamics with Fluid-Structure Interaction*, in *Fluid-Structure Interaction*. 2015. p. 225-280.
 18. Zienkiewicz, O.C. and B. Nath, *Earthquake Hydrodynamic Pressures on Arch Dams - an Electric Analogue Solution*. Proceedings of the Institution of Civil Engineers, 1963. **25**(2): p. 165-176.
 19. Hilber, H.M., T.J.R. Hughes, and R.L. Taylor, *Improved Numerical Dissipation for Time Integration Algorithms in Structural Dynamics*. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 1977. **5**(3): p. 283-292.
 20. Biswal, K.C., S.K. Bhattacharyya, and P.K. Sinha, *Dynamic Response Analysis of a Liquid-Filled Cylindrical Tank with Annular Baffle*. Journal of Sound and Vibration, 2004. **274**(1): p. 13-37.
 21. Eurocode 8: *Design Provisions of Earthquake Resistance of Structures Part 4: Silos, Tanks and*
- ۳- تفکیک مخازن به مخزن بلند و کوتاه در بررسی تأثیر تیغه میراگر بسیار حائز اهمیت است چرا که هندسه $R_i/R = 0.5, h/H = 0.1$ در مخزن بلند بهترین عملکرد و در مخزن کوتاه بدترین عملکرد را دارد. بهتر است برای مخازن کوتاه از تیغه‌های میراگری استفاده کرد که در میانه مخزن قرار دارند.
- ۴- وجود تیغه میراگر در مخازن ممکن است باعث افزایش برش پایه مخزن به خصوص در مخزن کوتاه شود.
- ۵- حضور تیغه میراگر در مخزن باعث ایجاد شکستگی در پروفیل توزیع فشار هیدرودینامیکی اعمالی از سیال به سازه می‌شود و هرچه تیغه میراگر به سطح نزدیکتر باشد دامنه شکستگی بزرگتر است.
- ### ۶- مراجع
1. Rawat, A., V.A. Matsagar, and A.K. Nagpal, *Numerical Study of Base-Isolated Cylindrical Liquid Storage Tanks Using Coupled Acoustic-Structural Approach*. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2019. **119**: p. 196-219.
 2. Rawat, A., et al., *Earthquake Induced Sloshing and Hydrodynamic Pressures in Rigid Liquid Storage Tanks Analyzed by Coupled Acoustic-Structural and Euler-Lagrange Methods*. Thin-Walled Structures, 2019. **134**: p. 333-346.
 3. Jadhav, M.B. and R.S. Jangid, *Response of Base-Isolated Liquid Storage Tanks*. Shock and Vibration, 2004. **11**: p. 276030.
 4. Housner, H., *The Dynamic Behavior of Water Tank*. Bulletin of the Seismological Society of America, 1963. **53**: p. 381-389.
 5. Housner, G., *Dynamic Pressures on Accelerated Fluid Containers*. Bulletin of the Seismological Society of America, 1957. **47**: p. 15-35.
 6. Zienkiewicz, O.C. and R.E. Newton, *Coupled Vibrations of a Structure Submerged in a Compressible Fluid*. Proceedings of the International Symposium on Finite Element Techniques, Stuttgart,, 1969.
 7. Haroun M.A., and W. Housner George, *Seismic Design of Liquid Storage Tanks*. Journal of the Technical Councils of ASCE, 1981. **107**(1): p. 191-207.
 8. Ohayon, R. and H. Morand, *Mechanical and Numerical Modelling of Fluid-Structure Vibration Instabilities of Liquid Propelled Launch Vehicle*. Chaos, Solitons & Fractals, 1995. **5**(9): p. 1705-1724.
 9. Malhotra, P.K., T. Wenk, and M. Wieland, *Simple Procedure for Seismic Analysis of Liquid-*

- Pipelines. European Committee for Standardization, Brussels, 1998.*
22. Sun, Y., D. Zhou, and J. Wang, *An Equivalent Mechanical Model for Fluid Sloshing in a Rigid Cylindrical Tank Equipped with a Rigid Annular Baffle*. Applied Mathematical Modelling, 2019. **72**.
23. Khaji, N. and M.H. Arab, *Seismic Analysis of Baffled Liquid Storage Tanks Using Boundary Element Method*. Modares Civil Engineering journal, 2012. **12**(2): p. 11-22.

Investigation of the Effects of Annular Baffles on the Seismic Behavior of Fixed-Base Cylindrical Liquid Tanks

Shahin Farahmandpey¹, Pooyan Broumand², Seyed Mehrab Amiri^{3*}
and Mohamad Reza Shekari⁴

1. M.Sc. in Water and Hydraulic Structure Engineering at Shiraz University, Shiraz, Iran.

2. Assistant Professor, Department of Civil and Environmental Engineering, Shiraz University, Shiraz, Iran.

3. Assistant Professor, Department of Civil and Environmental Engineering, Shiraz University, Shiraz, Iran.

4. Assistant Professor, Department of Civil Engineering, Estahban Higher Education Center-Shiraz University, Estahban, Iran.

*mamiri @shirazu.ac.ir

Abstract

By studying the literature on liquid tanks and their seismic behavior, it has been observed that sloshing waves in tanks have caused damage to the wall and upper parts of liquid tanks. Therefore, researchers have provided passive systems to mitigate the seismic responses of liquid tanks; one of these passive controlling systems is annular baffles. In the present study, seismic responses of slender and broad fixed-base tanks with baffles with different geometries have been examined, considering the deformation of shell and baffles, in the time and frequency domains. The coupled acoustic structure based on fluid pressure and structure displacement has been used in the present study, which is at the interaction surface, fluid pressure and the normal acceleration of the structure interacted with each other and the liquid in the tank is assumed to be compressible, inviscid and irrotational. The present study deals with the linear finite element modeling of liquid-filled steel storage tanks subjected to seismic loadings. The interaction effects of fluid and structure are modeled using a finite elements surface-based coupled acoustic-structural interaction in the ABAQUS software to calculate the results. The convergence and validation studies of the proposed FE model are conducted by comparing the results reported in the literature in frequency and time domains. Results indicate that in the frequency domain, the geometry ($R_t/R = 0.5, h/H = 0.1$) of baffles that has the most radial coverage and the least distances ratio from the liquid surface in the study in slender and broad tanks has the most decreasing effect on the frequency of the first convective mode of the tank, equal to 43% and 68%, respectively. Therefore, top-mounted baffles with considerable radial coverage, have more effect on reducing the frequency of the first convective mode of the tank. Also, baffles have more minus effect on the frequency of the first impulsive mode, than on the first convective mode. Due to the limitations of the present study, analyses in the time domain revealed that top-mounted baffles with medium and less radial coverage in broad tanks caused increasing sloshing at worst about 68%, and baffles with less effect on first convective modes have better influences on decreasing sloshing wave amplitudes. Therefore, satisfactory performance of baffled liquid tanks may not be obtained by only relying on the frequency of the first convective mode of the tanks, due to unwanted increase of sloshing amplitudes in special cases of liquid tank geometry and baffles. According to the results, in the board tank, top-mounted baffles amplify the seismic response of the system thus remarkable attention would be required to be devoted to the use of passive devices in such tanks. Unlike the broad tank, baffles have sufficient influence on the seismic behavior of the tank. It's recommended when baffles use as a passive controlling system in a broad tank, should be considered all of the tank responses like shear, hydrodynamic, and ... because these types of responses increase significantly if uses top-mounted baffle. Analysis in time domain indicates the separation between slender and broad tanks to study the baffles' influence is very important. Overall, this paper recommends using middle-mounted baffles as an efficient baffle to reduce sloshing in broad tanks.

Keywords: Cylindrical liquid tanks, Annular baffles, Seismic response, Tank wall flexibility.