

# پیشنهاد روش تخمین فشار هیدرودینامیکی برای طراحی لرزه‌ای دریچه سازه‌های هیدرولیکی مجاور مخزن

محمدتقی احمدی<sup>۱\*</sup>، مجید حقانی<sup>۲</sup>

۱- استاد دانشکده عمران و محیط زیست، دانشگاه تربیت مدرس

۲- دانش‌آموخته کارشناسی ارشد عمران، گرایش سازه‌های هیدرولیکی، دانشگاه تربیت مدرس

mahmadi@modares.ac.ir

تاریخ پذیرش: ۱۳۹۰/۱۲/۲۰

تاریخ دریافت: ۱۳۹۰/۰۵/۱۸

**چکیده**- ایمنی همه‌ی سدها به کارایی و قابل اطمینان بودن سازه‌های جانبی آن بستگی دارد. یکی از اصلی‌ترین سازه‌های جنبی که جریان آب درون مخازن سدها را کنترل می‌کند؛ دریچه‌ها است. زلزله موجب پیدایش امواج هیدرودینامیک در مخزن پشت سد می‌شود و فشارهایی بیش از فشار هیدرواستاتیکی را به سد و سازه‌های وابسته به آن وارد می‌کند. دریچه‌ای که روی بدنه سد نصب می‌شود، به‌خاطر انعطاف‌پذیری بیشتر نسبت به بدنه سد، هنگام زلزله، نوساناتی جدا از نوسانات بدنه اصلی سد خواهد داشت. در این مقاله به کمک طیف طبقه زلزله در تراز دریچه که در طراحی سامانه‌های ثانویه استفاده می‌شود و پارامتر شتاب طیفی در تراز دریچه که بر اساس بسامد غالب دریچه - مخزن محاسبه می‌شود، رویه رایج برای طراحی دریچه‌ها اصلاح شده و بر مبنای ارزیابی‌های انجام‌شده و پخش نرمال داده‌های به‌دست آمده، از محاسبات مفصل عددی مدل سد-دریچه-مخزن ضریب بدون بعد جدیدی برای تعیین فشار هیدرودینامیکی دریچه‌های مستطیلی لغزنده در ترازهای مختلف بدنه سد پیشنهاد می‌شود.

**واژگان کلیدی:** فشار هیدرودینامیک، سامانه‌های ثانویه، طیف طبقه، دریچه‌های مستطیلی لغزنده، بسامد غالب دریچه-مخزن

## ۱- مقدمه

زلزله طراحی که بر اساس آن، سدها طراحی لرزه‌ای می‌شوند مقاوم باشند [۱]. گسیختگی سازه‌های جنبی و تجهیزات وابسته مانند دریچه‌ها، لوله‌های تحت فشار و تونل‌های آبرو در سدها باعث از دست رفتن ایمنی مخزن می‌شود. یکی از مهم‌ترین پارامترهای طراحی لرزه‌ای سازه‌های هیدرولیکی، فشار هیدرودینامیکی وارد بر این سازه‌ها از طرف مخزن پشت سد، هنگام زلزله است. هنگام وقوع زلزله، سازه سد که به زمین متصل است به نوسان وا

برای کارکرد درست و قابل اطمینان مخزن سدها و همچنین استفاده از آب ذخیره‌شده پشت سد باید از ایمنی سازه سد و سایر تجهیزات آن مطمئن شویم. از تجهیزات جانبی سدها می‌توان انواع سرریزها، دریچه‌ها، شیرهای کنترل و برج آب‌گیر را نام برد. ایمنی سدها به‌گونه‌ای بسیار ظریف و البته بحرانی، وابسته به تجهیزات جنبی آن خواهد بود. سازه‌های هیدرولیکی متصل به مخزن سد باید در مقابل

داشته می‌شود، و حتی با فرض آن که حجم عظیم آب پشت سد مستقیماً تحت تأثیر حرکت زمین قرار نگیرد در اثر ارتعاش سد، در محیط مخزن، امواج فشار هیدرودینامیک ایجاد می‌شود که به سمت بالا دست مخزن منتشر می‌شود و انرژی را با خود از محیط دور می‌کند. در بیشتر مطالعات انجام شده، سد به عنوان سامانه‌ی اصلی بررسی شده و کمتر در مورد سازه‌های جنبی که از آن‌ها به عنوان سامانه‌های ثانویه می‌توان یاد کرد، صحبتی به میان آمده است. سامانه‌های ثانویه، سامانه‌ها و اجزایی با جرم بسیار کوچک‌تر از جرم سازه اصلی است که به قسمتی از سازه اصلی متصل می‌شود. یکی از مهم‌ترین سامانه‌های ثانویه که در سدها استفاده می‌شود، دریچه‌های متصل به مخزن برای کنترل جریان آب است. دریچه‌ای که روی بدنه سد نصب می‌شود، در اثر بارگذاری دینامیکی، نوساناتی متفاوت از نوسانات بدنه کلی سد خواهد داشت. رفتار دینامیکی یک دریچه کاملاً شکل‌پذیر با رفتار یک سد صلب متفاوت است. فشار هیدرودینامیکی وارد بر دریچه، کاملاً تأثیرپذیر از تغییر شکل‌های ایجادشده در آن است؛ پس برای استفاده مهندسی، لازم است بدون مدلسازی‌های پیچیده و سنگین، روش ساده‌شده قابل اعتمادی برای برآورد این فشار در موقعیت دریچه با توجه به پارامترهای لرزه‌ای ساختگاه و خواص دریچه به دست آورد.

## ۲- تاریخچه مطالعات

### ۲-۱- مروری بر مطالعات پیشین

اعمال فشار هیدرودینامیکی به سازه با در نظر گرفتن جرم افزوده شده به سازه، نخستین بار به وسیله‌ی وسترگارد [۲] برای سازه سد هوور پیشنهاد شد. چوپرا [۳] راه حل تحلیلی وسترگارد در حل معادله موج برای به دست آوردن فشار هیدرودینامیکی روی سازه‌های صلب قائم تحت

### ۳- تئوری‌ها و روابط حاکم

#### ۳-۱- معادله انتشار امواج فشاری در محیط سیال

با فرض سیالی تراکم‌پذیر و محیطی همگن، ایزوتروپ، غیرلزج، غیرچرخشی و با در نظر گرفتن تغییر مکان‌های کوچک برای حرکت سیال، پاسخ فشار هیدرودینامیکی در محیط مخزن از معادله موج به دست می‌آید:

$$\nabla^2 P = \frac{1}{c^2} \frac{\partial^2 P}{\partial t^2} \quad (2)$$

$P$  فشار هیدرودینامیک افزون بر فشار هیدرواستاتیک،  $C$  سرعت انتشار امواج فشاری در محیط مخزن و  $\nabla^2$  اپراتور سه‌بعدی لاپلاسین است.

#### ۳-۲- شرایط مرزی سیال

در این مقاله، سامانه سد و دریچه و مخزن و مرزهای آنها به صورت ۳ بعدی مدل‌سازی شده است.

#### ۳-۲-۱- شرط مرزی سامانه سد و دریچه با مخزن

مرز مشترک میان سد و دریچه با مخزن به صورت رابطه (۳) قابل بیان می‌شود:

$$\frac{1}{\gamma} \frac{\partial P}{\partial n} + \ddot{u}.n = 0 \quad (3)$$

$\ddot{u}$  شتاب کل سازه در مرز مشترک سازه-سیال،  $n$  بردار یکه برون سو و عمود بر سطح می‌باشد.

#### ۳-۲-۲- شرط مرزی دور

در بسیاری از تحقیقات پیشین، مرز سومرفلد به‌عنوان مرز دور استفاده شده است؛ البته در بارگذاری‌هایی با بسامد کمی بیش از بسامد مود اول ارتعاش مخزن، شرط مرزی واقعی در مرز بالادست مخزن پیچیدگی خاصی داشته و تابعی از بسامد بارگذاری و محل انتخاب شده برای مرز بالادست است؛ اما

هیدرودینامیکی در لوله‌های کوتاه و یا تونل‌های تحت فشار با طول کم، هنگام زلزله به نحو قابل توجهی زیاد است. در مطالعات این افراد نیز شرایط اتصال دریچه به‌عنوان یک سازه شکل‌پذیر روی سدی که خود نیز یک سازه شکل‌پذیر بزرگ بوده است، بررسی نشده و از اندر کنش سازه اولیه و ثانویه صحبتی نشده است. در این مقالات اثر جذب پاره‌ای انرژی در کف مخزن روی رفتار دریچه نیز بررسی نشده است؛ در حالی که این شرایط در جواب‌ها حالت‌های متفاوتی را ایجاد می‌کنند. در این مقاله آثار این شرایط به‌صورت پارامتریک بررسی و ارزیابی شده است. مدل‌سازی در این مقاله به‌صورت ۳ بعدی، با مخزن تراکم‌پذیر و رفتار الاستیک، خطی و همگن بتن بدنه سد و فولاد دریچه انجام شده است. مدل‌سازی با نرم‌افزار ABAQUS (Version 6.9-1) انجام شده است.

#### ۲-۲- روابط آیین‌نامه‌ای برای به‌دست آوردن فشار

##### هیدرودینامیک وارد بر دریچه‌های مستطیلی

رابطه‌ای که امروزه در آیین‌نامه‌های معتبر مانند آیین‌نامه ژاپن [۱۱] و آیین‌نامه ارتش آمریکا [۱۲] برای طراحی دریچه‌های مستطیلی، ارائه شده، رابطه ساده‌شده وسترگارد به‌صورت زیر است:

$$P = 0.875 \gamma \cdot a_e \cdot \sqrt{Hy} \quad (1)$$

$P$  فشار هیدرودینامیک،  $\gamma$  جرم حجمی آب،  $a_e$  بیشینه شتاب مطلق تکیه‌گاه دریچه روی بدنه سد،  $H$  عمق مخزن و  $y$  ارتفاع ستون آب از سطح آزاد تا مرکز دریچه است. در این پژوهش نشان داده می‌شود که دقت این رابطه قابل قبول نیست ولی می‌توان با اصلاح پارامترهای مؤثر و ضریب بدون بعد فشار که در این رابطه  $\beta = 0.875$  است. بر اساس شرایط سامانه، برآورد مناسبی داشت.

**۳-۲-۵- شرط مرزی چپ و راست مدل مخزن**

برای مدل ۳ بعدی با توجه به این‌که در این دو مرز، تغییرات فشار وجود نداشته و هر دو مرز متقارن است [۱۷، ۱۶، ۱۵] بنابراین تغییر نکردن فشار در این دو مرز را می‌توان به صورت رابطه (۸) بیان کرد:

$$\frac{\partial P}{\partial n} = 0 \quad (8)$$

$n$  بردار عمود بر سطوح مرزهای کناری مخزن می‌باشد.

**۳-۳- معادله المان محدود سامانه درگیر سد- دریچه- مخزن**

معادله درگیر سامانه جامع سد و دریچه و مخزن از دو بخش جدا تشکیل شده است. سامانه سد و دریچه که معادله حاکم بر حرکات این دو بر مبنای رویکرد لاگرانژی است و مخزن که تشکیل معادله محیط سیال و پخش فشار هیدرودینامیک در آن بر مبنای رویکرد اولیری است. بعد از تدوین فرم ضعیف و گسسته‌سازی معادلات بخش قبل به روش المان محدود، در نهایت، معادله سامانه درگیر سد و دریچه و مخزن به صورت رابطه (۹) است:

$$\begin{bmatrix} [M] & 0 \\ [h_1] & [E] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{u}(t) \\ \ddot{p}(t) \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} [C] & 0 \\ 0 & [A] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{u}(t) \\ \dot{p}(t) \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} [K] & [f_1] \\ 0 & [\bar{H}] \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u(t) \\ p(t) \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} [f_0] \\ [h_0] \end{Bmatrix} = 0 \quad (9)$$

$[M]$  ماتریس جرم سامانه سد و دریچه،  $[h_1]$  ماتریس نیروی اندر کنشی ناشی از شتاب سازه بر سیال،  $[E]$  ماتریس اینرسی سیال،  $[C]$  ماتریس میرایی سامانه سد و دریچه،  $[A]$  ماتریس میرایی سیال ناشی از مرزهای دور و کف مخزن،  $[K]$  ماتریس سختی سامانه سد و دریچه،  $[f_1]$  ماتریس نیروهای ناشی از فشارهای هیدرودینامیک

خطای ناشی از استفاده شرط مرزی سومرفلد به جای شرط مرزی واقعی برای مخازن مدل شده با طول کافی، کمتر از ۱۰ درصد است. در نهایت، شرط مرز دور استفاده شده در این مقاله به صورت رابطه (۴) بیان می‌شود:

$$\frac{\partial P}{\partial x} = -\frac{1}{c} \dot{p} \quad (4)$$

**۳-۲-۳- شرط مرزی در کف مخزن**

وجود لایه‌هایی از مواد رسوبی که به مرور زمان در کف مخزن انباشته شده است، نقش زیادی در جذب انرژی سامانه به وسیله انکسار امواج فشاری به داخل پی دارند [۱۳]. با توجه به این‌که در این مقاله از اثر مولفه قائم شتاب زمین چشم‌پوشی شده و کف مخزن، افقی فرض شده است؛ شرط مرزی کف مخزن به صورت رابطه (۵) بیان می‌شود:

$$\frac{\partial P}{\partial y} = -\frac{1}{\eta c} \dot{p} \quad (5)$$

$\eta$  ضریب نسبت امپدانس آکوستیکی محیط پی به محیط سیال است.  $\alpha$  ضریب انعکاس امواج فشاری در کف مخزن، به صورت رابطه (۶) تعریف می‌شود:

$$\alpha = \frac{\eta - 1}{\eta + 1} \quad (6)$$

**۳-۲-۴- شرط مرزی برای سطح آزاد مخزن**

چشم‌پوشی از تأثیر امواج سطحی در مخازن سدها، به خطای زیادی در محاسبات منجر نمی‌شود و می‌توان با تقریب خوبی شرط مرزی سطح آزاد را به شکل رابطه (۷) بیان کرد [۱۴]:

$$P = 0 \quad (7)$$

هم زمان مدل شده است. در همه‌ی مدل‌های ساخته‌شده، از آثار اندرکنش سد و پی چشم‌پوشی شده و پی صلب در نظر گرفته شده است. اندرکنش سد و دریچه و سامانه سد و با آب، لحاظ شده است. میرایی سامانه سد و دریچه،  $\gamma=0/05$  در نظر گرفته شده است. خواص مکانیکی همه‌ی مصالح مورد نیاز برای مدل‌سازی سامانه، بر اساس جدول ۱ در نظر گرفته شده است.

جدول (۱) خواص مکانیکی مصالح در مدل‌سازی

فولاد دریچه	مدول الاستیسیته	۲۱۱ GPa
	نسبت پواسون	۰.۳
	چگالی	$7800 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$
آب مخزن	مدول بالک	$2.07 \text{ GPa}$
	چگالی	$1000 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$
بتن سد	مدول الاستیسیته	۲۱ GPa
	نسبت پواسون	۰.۲
	چگالی	$2400 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$

#### ۵-۱- متغیرها در حل مسئله

برای تخمین فشار هیدرودینامیکی وارد بر دریچه‌ها، نسبت به روی متغیرهای زیر ارزیابی پارامتریک انجام شده است:

- ۱- هندسه سد؛
- ۲- محل قرارگیری دریچه روی بدنه سد؛
- ۳- ضخامت و ابعاد دریچه؛
- ۴- ضریب انعکاس امواج فشاری در کف مخزن؛
- ۵- شرایط مرزی اتصال دریچه به بدنه سد؛
- ۶- محتوای بسامدی زلزله ورودی.

در نهایت، مجموعه‌ی سد و مخزن و دریچه به روش تاریخیچه زمانی ضمنی تحلیل می‌شود؛ همچنین در همه‌ی تحلیل‌ها از آثار غیرخطی ناشی از تغییر شکل‌های بزرگ چشم‌پوشی شده است.

وارد بر سازه،  $[\bar{H}]$  ماتریس سختی سیال،  $[f_0]$  بردار نیروهای حجمی وارد بر سازه و  $[h_0]$  نیروهای ناشی از شتاب‌های واردشده از کف مخزن یا سایر مرزهای شتاب‌دار روی سیال است که مقدار این نیروها به‌خاطر هندسه مخزن، صفر است.

#### ۴- روش برآورد ساده‌شده فشار هیدرودینامیکی

مدل المان محدود سد-دریچه-مخزن، تحت بارگذاری زلزله مورد ارزیابی دینامیکی قرار گرفته و مقدار لنگر خمشی بیشینه ناشی از نیروی هیدرودینامیکی مخزن که هنگام زلزله در مقطع دریچه ایجاد می‌شود، محاسبه می‌گردد. اگر مقدار لنگر خمشی بیشینه به‌دست آمده روی دریچه را  $m$  بنامیم، بر اساس پخش فشار وسترگارد، مقدار فشار بیشینه‌ای را به‌دست می‌آوریم که لنگر  $m$  یکسانی را در مقطع دریچه با شرایط مرزی مورد نظر ایجاد می‌کند. لنگر  $m$  فقط ناشی از فشار هیدرودینامیکی وارد بر دریچه است. پخش فشار بر اساس الگوی وسترگارد به‌صورت رابطه (۱۰) است:

$$P = \beta \cdot a_e \cdot \gamma \cdot \sqrt{H} \cdot y \quad (10)$$

$P$  فشار بر اساس الگوی وسترگارد است؛ چنانچه این پخش روی دریچه اعمال شود، لنگر خمشی  $m$  ایجاد می‌شود.

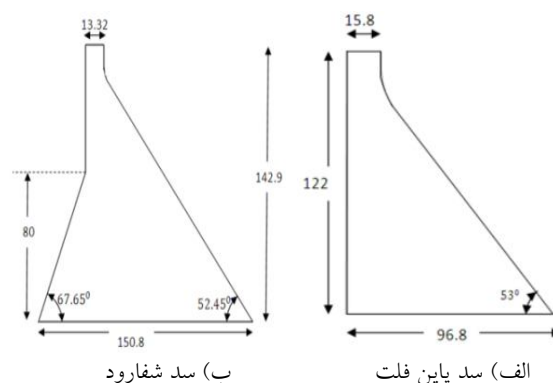
$\beta$  ضریب بدون بعد فشار،  $\gamma$  جرم حجمی آب،  $a_e$  بیشینه شتاب روی بدنه سد در تکیه‌گاه دریچه،  $H$  عمق مخزن و  $y$  عمق نقطه مورد نظر از سطح آزاد مخزن است. هدف این محاسبات، تعیین مقدار ضریب بدون بعد فشار یعنی  $\beta$  است.

#### ۵- نحوه مدل‌سازی و مطالعات پارامتریک

در تحلیل‌های دینامیکی، سد و مخزن و دریچه به‌صورت

### ۲-۵- هندسه سد و مخزن

دو مونولیت به عرض مناسب از دو سد وزنی شفارود و پایین فلت با دو هندسه متفاوت، یکی کلاسیک و سنتی و دیگری مدرن و شبه‌بهینه، برای تحلیل‌های عددی در نظر گرفته شد. تصویر و هندسه این سدها در شکل ۱ دیده می‌شود.



شکل (۱) نمایش هندسه سدهای مدل‌سازی شده

عمق مخزن سد شفارود، ۱۴۰ متر، طول مدل‌سازی شده از مخزن، ۲۸۰ متر، عمق مخزن سد پایین فلت، ۱۱۶/۹ متر و طول مدل‌سازی شده از ۲۳۴ متر است. برای مدل‌سازی بدنه سد از المان‌های Solid، ۸ گرهی استفاده شده است. برای مدل‌سازی مخزن از المان‌های Acoustic ۸ گرهی استفاده شده است. در شکل ۲، نحوه مدل‌سازی و مش‌بندی سامانه نمایش داده شده است.



شکل (۲) نمای سه بعدی از مدل‌سازی و نحوه مش‌بندی سامانه سد و مخزن و دریچه

### ۳-۵- محل قرارگیری دریچه روی بدنه سد

سه گروه دریچه‌های سطحی، میانی و تحتانی بررسی شده است (شکل ۳). دریچه‌های سطحی به گونه‌ای مدل شده که سطح آزاد آب منطبق با لبه بالایی دریچه باشد. دریچه‌های میانی و تحتانی به ترتیب در ترازهای میانی و تحتانی مخزن قرار گرفته است. دریچه‌ها در سطح بالادست بدنه سد و در مجاورت مخزن قرار گرفته است.



(ب) میانی

(الف) فوقانی

(ج) تحتانی

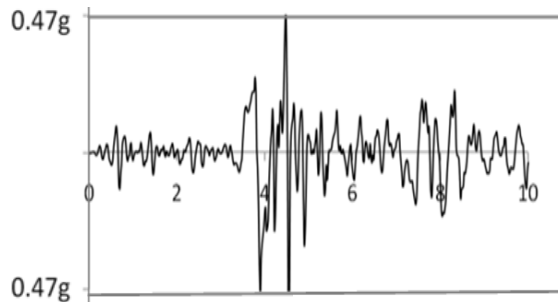
شکل (۳) نمای سه بعدی از مدل‌سازی سامانه سد و مخزن و دریچه در ترازهای مختلف

### ۴-۵- ضخامت و ابعاد دریچه

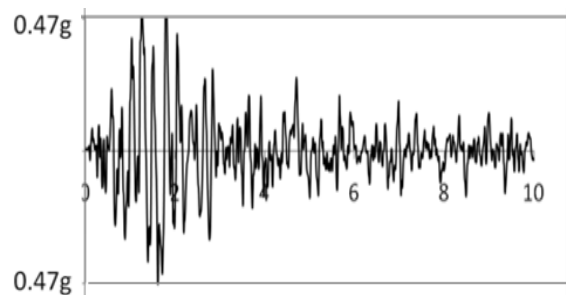
ضخامت مؤثر دریچه در بازه‌ی ۴ تا ۲۵ سانتی‌متر فرض شده است. ضخامت مؤثر مذکور براساس برابری سخت‌کننده‌های آن (بر اساس بقای ممان اینرسی) لحاظ شده است. برای مدل‌سازی دریچه از المان‌های Solid ۲۰ گرهی استفاده شده است. نسبت‌های ابعادی دریچه‌ها مشابه مطالعات پانی و باتاچاریا است [۱۷، ۱۶، ۱۵]. ابعاد اولیه دریچه، ۱۰×۱۰ متر در نظر گرفته شده است.

### ۵-۵- ضریب انعکاس امواج فشاری در کف مخزن

اگر ضریب انعکاس امواج فشار آکوستیک در کف مخزن را  $\alpha$  بنامیم، در تحلیل‌های انجام شده، ضریب انعکاس امواج

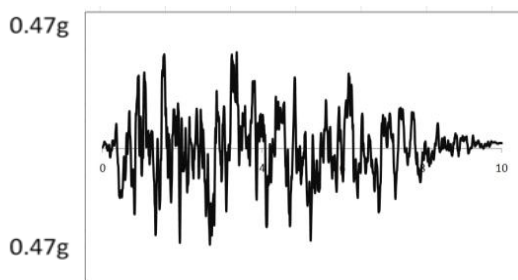


شکل (۵) شتابنگاشت زلزله نورتریج، ایستگاه سد پاکویما در قسمت تکیه‌گاه سمت چپ (۱۷ ژانویه ۱۹۹۴)



شکل (۶) شتابنگاشت زلزله سن فرناندو، ایستگاه سد فریمونت (۹ فوریه ۱۹۷۱)

شتابنگاشت چهارم که در تحلیل‌ها مورد استفاده شده، شتابنگاشتی مصنوعی است که طیف پاسخ آن منطبق با طیف خاک نوع I استاندارد ۲۸۰۰ است. در نهایت، تابع زمانی این شتابنگاشت به صورت شکل ۷ به دست می‌آید.



شکل (۷) شتابنگاشت مصنوعی تولیدشده بر اساس طیف خاک نوع I استاندارد ۲۸۰۰

در شکل ۸، طیف پاسخ هم‌پایه شده [براساس شتاب بیشینه زمین  $(PGA=0.47g)$ ] شتابنگاشت‌ها نشان داده شده است:

فشاری کف مخزن در ۳ حالت جذب کامل امواج فشاری در کف مخزن ( $\alpha=0$ )، جذب متوسط امواج فشاری در کف مخزن ( $\alpha=0.5$ ) و انعکاس غالب امواج فشاری در کف مخزن ( $\alpha=0.8$ )، در نظر گرفته شده است.

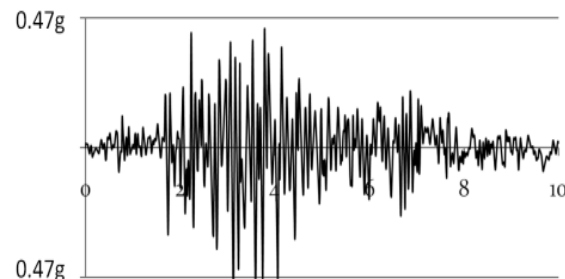
#### ۵-۶- شرایط مرزی اتصال دریچه به بدنه سد

۳ شرط مرزی متفاوت برای اتصال دریچه مستطیلی به بدنه سد لحاظ شده است:

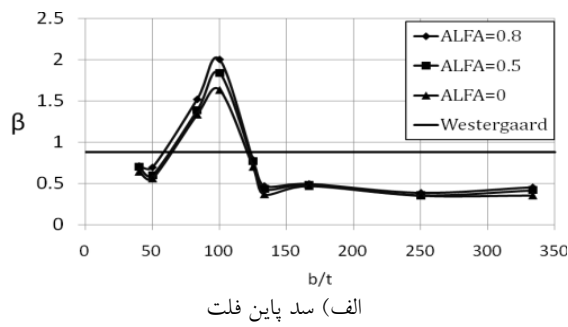
- ۱- اتصال چهار طرف مفصلی
- ۲- اتصال سه طرف مفصلی یک طرف آزاد (دریچه مستطیلی، از طرف فوقانی آزاد است).
- ۳- اتصال چهار طرف گیردار.

#### ۵-۷- محتوای بسامدی زلزله ورودی

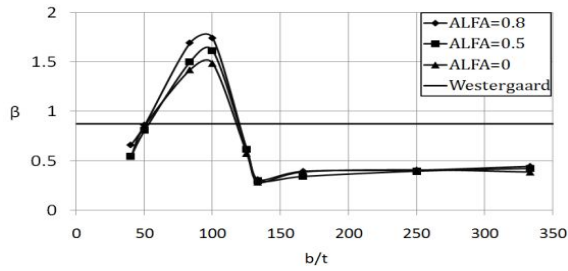
در این مقاله از سه مورد شتابنگاشت طبیعی و یک مورد شتابنگاشت مصنوعی استفاده شده است. شتابنگاشت‌های طبیعی از میان شتابنگاشت‌های ثبت شده روی سنگ انتخاب شده است. این شتابنگاشت‌ها بر اساس زلزله‌های نورتریج، کوینا و سن فرناندو است. همه‌ی شتابنگاشت‌های انتخاب شده، بر اساس شتاب بیشینه زلزله کوینا یعنی  $0.47g$  مقیاس شده و به مدت ۱۰ ثانیه اعمال می‌شود. در شکل‌های ۴، ۵ و ۶ رکوردهای طبیعی اشاره شده نشان داده شده است.



شکل (۴) شتابنگاشت زلزله کوینا، ایستگاه سد کوینا (۱۱ دسامبر ۱۹۶۷)

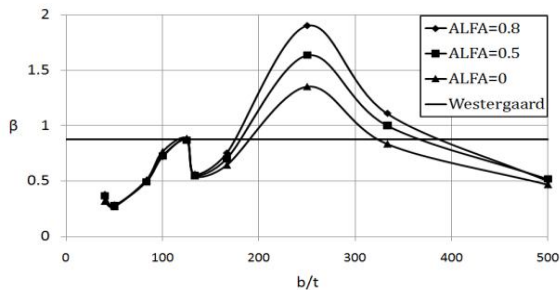


الف) سد پایین فلت

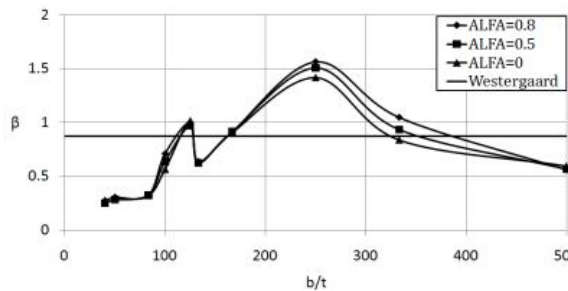


ب- سد شفارود

شکل (۱۰) تغییرات ضریب فشار  $\beta$  نسبت به  $b/t$  برای اتصال دریاچه سطحی به بدنه سد به صورت سه طرف مفصلی یک طرف آزاد برای زلزله مصنوعی بر اساس طیف استاندارد ۲۸۰۰

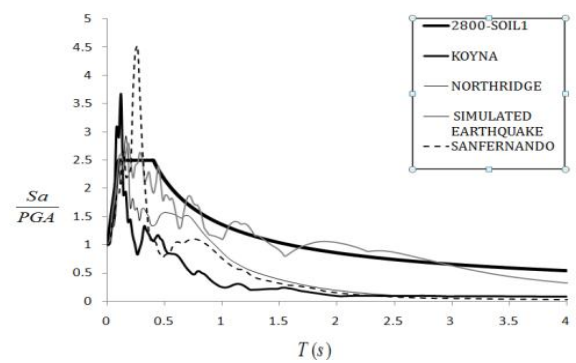


الف) سد پایین فلت



ب) سد شفارود

شکل (۱۱) تغییرات ضریب فشار  $\beta$  نسبت به  $b/t$  برای اتصال دریاچه سطحی به بدنه سد به صورت چهار طرف مفصلی برای زلزله مصنوعی بر اساس طیف استاندارد ۲۸۰۰

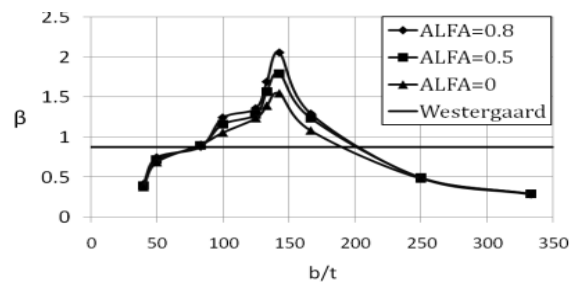


شکل (۸) طیف پاسخ زلزله‌های هم‌پایه به‌کاررفته در تحلیل‌ها و مقایسه آن‌ها با طیف طراحی استاندارد ۲۸۰۰ (هم‌پایه شده برای خاک نوع I)

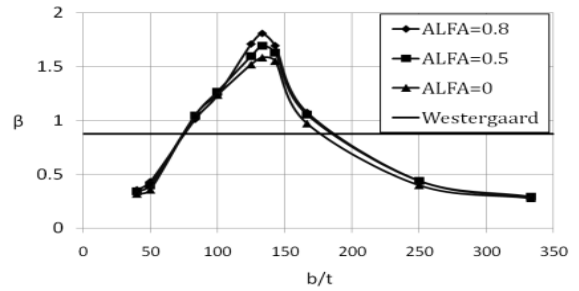
## ۶- نتایج مطالعات پارامتریک عددی

### ۶-۱- دریاچه‌های سطحی

در نمودارهای ۹ تا ۱۱، تغییرات ضریب فشار  $\beta$  که بر اساس روش مندرج در بخش ۴ و رابطه ۱۰ تعیین می‌شود، بر حسب نسبت‌های متفاوت  $\frac{b}{t}$  (نسبت عرض به ضخامت دریاچه)



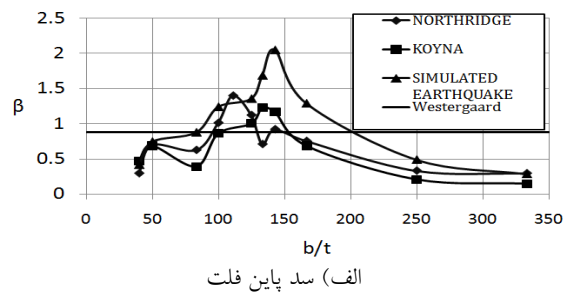
الف) سد پایین فلت



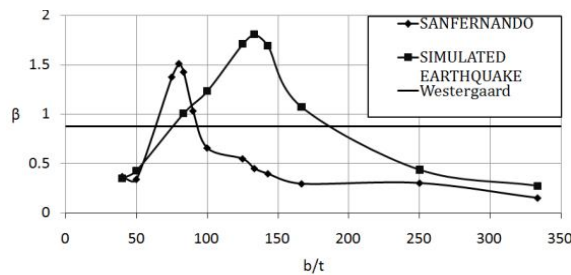
ب) سد شفارود

شکل (۹) تغییرات ضریب فشار  $\beta$  نسبت به  $b/t$  برای اتصال دریاچه سطحی به بدنه سد به صورت چهار طرف مفصلی برای زلزله مصنوعی بر اساس طیف استاندارد ۲۸۰۰





الف) سد پایین فلت



ب) سد شفارود

شکل (۱۲) تغییرات ضریب فشار  $\beta$  نسبت به  $\frac{b}{t}$  در پیچه سطحی با اتصال چهار طرف مفصلی به بدنه سد برای ضریب انعکاس امواج کف مخزن  $\alpha = 0.8$  تحت زلزله‌های مختلف

شکل‌های ۱۳ و ۱۴، نمودار طیف پاسخ شتاب مطلق مربوط به تراز استقرار در پیچه را به صورت طیف طبقه هموار و هم پایه شده بر اساس مقدار بیشینه شتاب طیفی همان تراز برای زلزله‌های مختلف در دو سد پایین فلت و شفارود با فرض ضریب انعکاس امواج فشاری کف مخزن  $\alpha = 0.8$  و استهلاک  $k_s = 0.05$  نشان می‌دهد. در نمودارها که در تابع پریود، متناظر با بسامد زاویه‌ای  $\omega$  رسم شده است، مشخص می‌شود که مقدار  $\beta$  همواره کمتر از واحد است به شرط آن که مقدار شتاب طیف طبقه هم پایه شده کمتر از  $0.6$  تا  $0.8$  باشد.  $\omega_{RF}$  بسامد زاویه‌ای متناظر با تشدید در طیف طبقه خواهد بود.

بر این اساس در سازه هر سد شکل‌پذیر، طیف طبقه در تراز در پیچه، عامل اصلی تعیین‌کننده پاسخ در پیچه و در نهایت، فشار هیدرودینامیک است. از طرفی وجود آب مخزن در کنار در پیچه باعث افزایش جرم مؤثر ارتعاشی و در نهایت، کاهش بسامد ارتعاش در پیچه و مخزن می‌شود.

با شرایط متفاوت اتصال به بدنه سد برای ضرایب انعکاس امواج کف مخزن ( $\alpha$ ) تحت شتابنگاشت منطبق با زلزله استاندارد ۲۸۰۰ برای در پیچه‌های سطحی آورده شده است. روند و مقادیر ضریب  $\beta$  برای هر سه مقدار  $\alpha$ ، نزدیک به هم است و تنها در نقطه تشدید با هم اختلاف دارند. جالب است که رابطه وسترگارد (معادله ۱۰) در طول محدوده  $\frac{b}{t}$  نشان داده شده، تقریباً مقدار میانگین داده‌های مربوط به لنگر برابر را به دست می‌دهد.

در نمودارهای بالا مشاهده می‌شود که تغییر ضخامت در پیچه، آثار شدیدی بر ضریب فشار  $\beta$  دارد؛ حال آن که شرایط مرزی در پیچه در اتصال آن به بدنه سد در مقدار بیشینه ضریب فشار  $\beta$  تأثیر جدی ندارد، هر چند نقطه تشدید را بر حسب  $\frac{b}{t}$  تغییر می‌دهد. اگر در ادامه بررسی‌ها توجه خود را تنها به حالت  $\alpha = 0.8$  معطوف کنیم، در نمودارهای شکل ۱۲، روند تغییرات ضریب فشار  $\beta$  بر حسب نسبت‌های متفاوت  $\frac{b}{t}$  در پیچه با اتصال چهار طرف مفصلی به بدنه سد پایین فلت و شفارود برای ضریب انعکاس امواج کف مخزن  $\alpha = 0.8$  تحت شتابنگاشت‌های مختلف نشان داده شده است.

از آنجا که بر اساس نتایج به دست آمده، پراکندگی  $\beta$  برای زلزله‌ها و سدهای مختلف به خاطر استفاده از مقدار خام شتاب بیشینه در تراز در پیچه در رابطه (۱۰) است؛ به نظر می‌رسد باید خواص زلزله‌های مختلف و نیز خواص نوع سد و در پیچه در رابطه (۱۰) به گونه‌ای وارد شود که ضریب فشار  $\beta$ ، پراکندگی کمتری داشته باشد؛ بنابراین از مفهوم طیف طبقه سازه (Floor Response Spectrum) [۱۸] در تراز در پیچه تحت زلزله داده شده استفاده خواهد شد.

در جدول ۲، بسامدهای زاویه‌ای  $\omega_G$  و  $\omega_{GR}$  مود اول دریاچه سطحی به ترتیب در دو حالت خشک (بدون حضور مخزن) و تر (با حضور مخزن هر کدام از دو سد) برای نسبت‌های مختلف عرض به ضخامت دریاچه با تکیه‌گاه مفصلی نشان داده شده است.

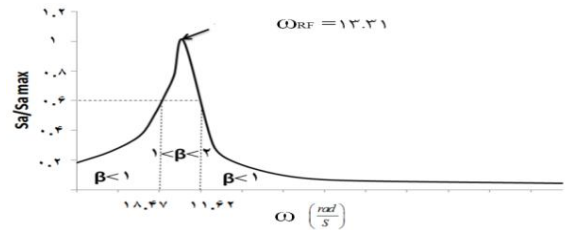
جدول (۲) بسامدهای زاویه‌ای دریاچه سطحی چهار طرف مفصلی با

$\frac{b}{t}$  مختلف بر حسب  $\frac{rad}{S}$

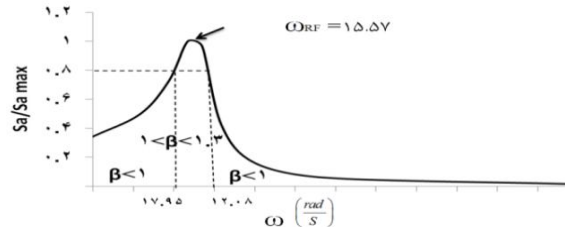
$\frac{b}{t}$	فرکانس مود اول دریاچه تر		فرکانس مود اول دریاچه خشک		پایین فلت	شکارود
	فرکانس مود اول دریاچه تر برای سدپایین فلت	فرکانس مود اول دریاچه تر برای سد شکارود	فرکانس مود اول دریاچه خشک	فرکانس مود اول دریاچه خشک		
	$(\omega_{GR}) \frac{rad}{S}$	$(\omega_{GR}) \frac{rad}{S}$	$(\omega_G) \frac{rad}{S}$	$(\omega_G) \frac{rad}{S}$	$\frac{\omega_G}{\omega_{GR}}$	$\frac{\omega_G}{\omega_{GR}}$
۴۰	۵۱.۳۷	۵۲.۱۲	۸۶.۴۷	۸۶.۴۷	۰.۵۹	۰.۶۰
۵۰	۴۰.۵۰	۴۰.۲۵	۶۸.۸۲	۶۸.۸۲	۰.۵۸	۰.۵۸
۸۳.۳	۲۳.۶۱	۲۳.۲۳	۴۷.۹۱	۴۷.۹۱	۰.۴۹	۰.۴۸
۱۰۰	۱۹.۵۳	۱۹.۴۶	۳۴.۶۰	۳۴.۶۰	۰.۵۶	۰.۵۶
۱۲۵	۱۸.۵۲	۱۸.۵۲	۳۰.۷۷	۳۰.۷۷	۰.۶۰	۰.۶۰
۱۳۳.۳	۱۵.۵۷	۱۵.۱۹	۲۸.۸۸	۲۸.۸۸	۰.۵۳	۰.۵۲
۱۴۲.۸	۱۵.۱۹	۱۳.۳۱	۲۷.۲۵	۲۷.۲۵	۰.۵۵	۰.۴۸
۱۶۶.۶	۱۱.۹۹	۱۱.۸۶	۲۵.۳۰	۲۵.۳۰	۰.۴۷	۰.۴۶
۲۵۰	۸.۶۰	۸.۱۶	۱۹.۲۷	۱۹.۲۷	۰.۴۴	۰.۴۲
۳۳۳.۳	۶.۷۸	۶.۴۶	۱۶.۰۷	۱۶.۰۷	۰.۴۲	۰.۴۰

بر اساس نتایج به دست آمده، رابطه منطقی بین بسامد دریاچه در حالت با مدل‌سازی مخزن و بدون مدل‌سازی مخزن وجود دارد؛ به گونه‌ای که می‌توان مقادیر بسامد دریاچه و مخزن را  $\frac{1}{4}$  الی  $\frac{1}{6}$  برابر مقادیر بسامد دریاچه تنها، بدون مخزن، دانست. همان‌گونه که دیده می‌شود، برای دریاچه‌های با ضخامت‌های بزرگ، این نسبت حدود  $\frac{1}{6}$  و برای دریاچه‌های با ضخامت‌های کوچک حدود  $\frac{1}{4}$  برآورد می‌شود. با توجه به نمودارهای ۱۳ و ۱۴، می‌توان نشان داد اگر بین بسامد طبیعی دریاچه تر  $\omega_{GR}$  و بسامد تشدید طیف طبقه زلزله  $\omega_{RF}$ ، رابطه تقریبی ۱۱ برقرار باشد، مقدار ضریب  $\beta$  بزرگ‌تر از یک خواهد بود.

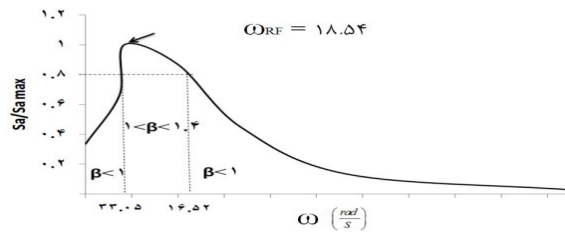
$$0.75 \leq \frac{\omega_{GR}}{\omega_{RF}} \leq 1.33 \Rightarrow \beta > 1 \quad (11)$$



الف) شتابنگاشت مصنوعی بر اساس طیف استاندارد ۲۸۰۰

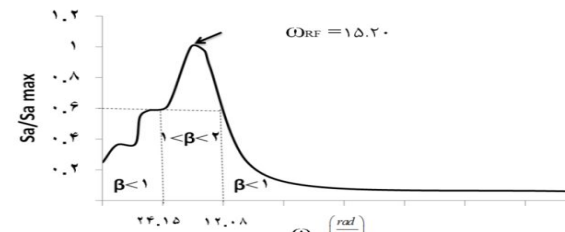


ب) شتابنگاشت زلزله کوینا

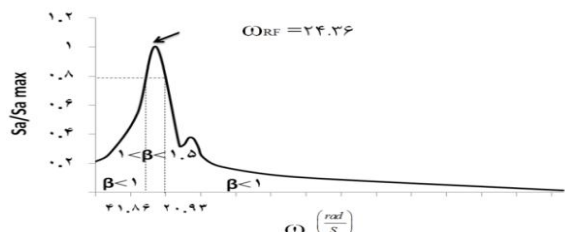


ج) شتابنگاشت زلزله نورتریج

شکل (۱۳) طیف طبقه هموار شده سد پایین فلت در تراز دریاچه سطحی و فاصله تغییرات  $\beta$  روی آن‌ها



الف) شتابنگاشت مصنوعی بر اساس طیف استاندارد ۲۸۰۰



ب) شتابنگاشت زلزله سن فرناندو

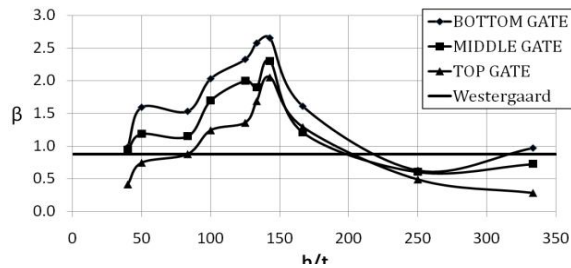
شکل (۱۴) طیف طبقه هموار شده سد شکارود در تراز دریاچه سطحی و فاصله تغییرات  $\beta$  روی آن‌ها

## ۶-۲- دریچه‌های میانی و تحتانی

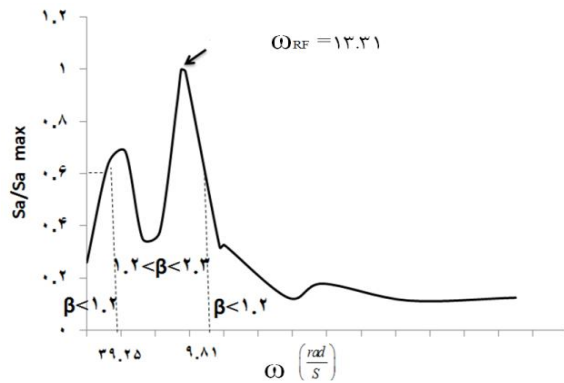
دریچه‌های میانی و تحتانی به صورت چهار طرف مفصلی متصل به بدنه سد پایین فلت مدل‌سازی شد. نتایج تحلیل‌ها که در نمودارهای شکل ۱۵ ارائه شده است گویای افزایش ضریب  $\beta$  برای دریچه‌های ترازهای پایین‌تر است؛ به گونه‌ای که برای دریچه‌های میانی، ضریب  $\beta$ ، رشدی ۱۵ درصدی و برای دریچه‌های تحتانی، رشدی در حدود ۳۰ درصد نسبت به حالت دریچه سطحی خواهد داشت. پس برای این دریچه‌ها، رابطه وسترگارد برآوردی دست پایین‌تر از فشار واقعی هیدرودینامیکی به دست می‌دهد. معمولاً دریچه‌های سطحی و تحتانی از نظر ابعاد با هم متفاوت است به گونه‌ای که دریچه‌های تحتانی در معرض فشارهای هیدرواستاتیک چشم‌گیری بوده و به شدت در معرض خوردگی قرار دارند؛ بر این اساس، به صورت صلب طراحی شده و ابعاد این گونه دریچه‌ها کمتر از ۵ متر در نظر گرفته می‌شود. با این حال با توجه به این که هدف، مقایسه ضریب بدون بعد فشار  $\beta$  در شرایط یکسان ابعاد دریچه برای دریچه در ترازهای مختلف بوده است؛ ابعاد دریچه‌های ترازهای پایین نیز مشابه ابعاد دریچه‌های سطحی در نظر گرفته شده است. همچنین بر اساس تحلیل‌های انجام شده، مقادیر پاسخ، نسبت به محل قرارگیری دریچه‌های تحتانی، درون کانال مسیر جریان آب از میان بدنه سد، بسته به این که در بالادست بدنه سد و یا پایین دست آن قرار داشته باشد متفاوت است. در این تحلیل، دریچه در بالادست بدنه سد قرار دارد.

در شکل ۱۶، به ترتیب طیف طبقه نرم‌شده و مقادیر  $\beta$  روی طیف طبقه نرم‌شده در تراز دریچه برای دریچه میانی

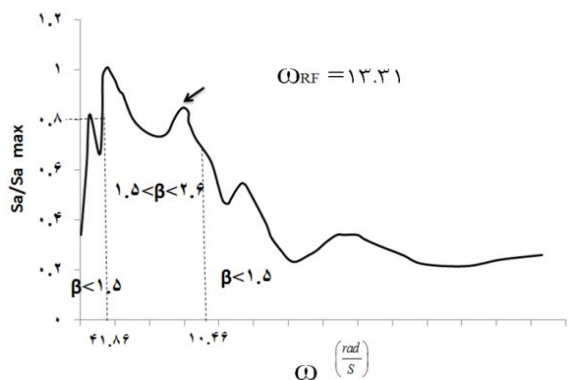
و تحتانی سد پایین فلت تحت زلزله مصنوعی بر اساس طیف ۲۸۰۰ نشان داده شده است.



شکل (۱۵) تغییرات ضریب فشار  $\beta$  نسبت به  $b/t$  برای اتصال دریچه به بدنه سد پایین فلت در ترازهای مختلف به صورت چهار طرف مفصلی برای زلزله مصنوعی بر اساس طیف استاندارد ۲۸۰۰ و با ضریب انعکاس کف مخزن  $\alpha = 0/8$



الف) دریچه در تراز میانی مخزن



ب) دریچه در تراز تحتانی مخزن

شکل (۱۶) طیف طبقه هموارشده سد پایین فلت در تراز دریچه و فاصله تغییرات ضریب فشار  $\beta$  روی آن‌ها با فرض شتاب‌نگاشت مصنوعی بر اساس طیف استاندارد ۲۸۰۰

## ۷- استخراج رابطه پیشنهادی

مشخص شد که بسامد مود اول دریچه تر برای تعیین پاسخ حالت تشدید فشار هیدرودینامیک و ضریب بدون بعد فشار  $\beta$ ، نقش اصلی را بر عهده داشته است؛ به گونه‌ای که با تغییر نحوه اتصال دریچه، به بدنه سد و ضخامت دریچه نسبت این بسامد به بسامد حالت تشدید و نیز مقدار ضریب فشار  $\beta$  تغییر می‌کند. بنابراین داشتن رابطه‌ای که بتواند ابتدا برآورد دقیقی از پاسخ دریچه هنگام زلزله و در نهایت، فشار هیدرودینامیک وارد بر آن ارائه دهد بدون لحاظ کردن بسامد طبیعی دریچه تر غیرممکن است. در نهایت با دانستن این بسامد و بر اساس طیف طبقه سامانه سد و مخزن در تراز محل استقرار دریچه، فشار هیدرودینامیک به دست می‌آید. با توجه به نکات گفته شده، پارامتری که ما را در تعیین پاسخ صحیح دریچه به بارگذاری دینامیکی برای تعیین فشار هیدرودینامیک وارد بر آن یاری می‌دهد، شتاب مطلق طیفی طبقه در تراز دریچه است. در این صورت می‌توان رابطه فشار هیدرودینامیکی را با استفاده از شتاب طیفی طبقه در تراز دریچه یا  $S_a$  بازنویسی کرد. چنانچه فقط اثر مشارکت موداول دریچه و مخزن در نظر گرفته شود، خواهیم داشت:

$$\lambda = \frac{P}{S_a(\omega_{GR}, \xi) \cdot \gamma \cdot \sqrt{H \cdot y}} \quad (12)$$

$\lambda$  نیز ضریب بدون بعدی است که این بار به وسیله‌ی شتاب طیفی طبقه هم‌پایه شده است. تعریف سایر پارامترها پیش‌تر آمده شده است.

## ۷-۱- دریچه‌های سطحی

در ادامه، مقادیر ضریب بی‌بعد  $\lambda$  برای دو سد پایین فلت

و سفارود تحت زلزله‌های اعمال شده و اتصال چهار طرف مفصلی دریچه به بدنه سد و مقدار ضریب  $\alpha = 0.8$  در جدول‌های ۳ و ۴ نشان داده شده است:

جدول (۳) مقادیر ضریب  $\lambda$  برای دریچه‌های سطحی سد پایین فلت تحت شتابنگاشت

الف) زلزله مصنوعی بر اساس طیف استاندارد ۲۸۰۰

b/t	فرکانس مود اول دریچه تر $\omega_{G-R} \left(\frac{rad}{s}\right)$	$\beta$	$S_a \left(\frac{m}{s^2}\right)$	$\lambda$
۴۰	۵۱.۳۷	۰.۴۱	۲۱	۰.۵۵
۵۰	۴۰.۵۱	۰.۷۵	۳۲	۰.۶۵
۸۳.۳۳	۲۳.۶۱	۰.۸۸	۳۷	۰.۶۶
۱۰۰	۱۹.۵۳	۱.۲۴	۶۱	۰.۵۷
۱۲۵	۱۸.۵۲	۱.۳۶	۶۴	۰.۵۹
۱۳۳.۳۳	۱۵.۵۷	۱.۶۹	۹۰	۰.۵۲
۱۴۲.۸۶	۱۵.۱۹	۲.۰۵	۱۰۵	۰.۵۴
۱۶۶.۶۷	۱۱.۹۹	۱.۲۹	۴۶	۰.۷۸
۲۵۰	۸.۶	۰.۴۹	۲۱	۰.۶۵
۳۳۳.۳۳	۶.۷۸	۰.۲۸	۱۰	۰.۷۹

ب) زلزله کونیا

b/t	فرکانس مود اول دریچه تر $\omega_{G-R} \left(\frac{rad}{s}\right)$	$\beta$	$S_a \left(\frac{m}{s^2}\right)$	$\lambda$
۴۰	۵۱.۳۷	۰.۴۷	۱۵	۰.۵۵
۵۰	۴۰.۵۱	۰.۶۸	۲۵	۰.۶۵
۸۳.۳۳	۲۳.۶۱	۰.۳۹	۱۶	۰.۶۶
۱۰۰	۱۹.۵۳	۰.۸۶	۳۲	۰.۵۷
۱۲۵	۱۸.۵۲	۱.۰۰	۳۳	۰.۵۹
۱۳۳.۳۳	۱۵.۵۷	۱.۲۲	۴۳	۰.۵۲
۱۴۲.۸۶	۱۵.۱۹	۱.۱۷	۴۰	۰.۵۴
۱۶۶.۶۷	۱۱.۹۹	۰.۶۸	۲۳	۰.۷۸
۲۵۰	۸.۶	۰.۲۰	۶	۰.۶۵
۳۳۳.۳۳	۶.۷۸	۰.۱۴	۴	۰.۷۹

ج) زلزله نورتریج

b/t	فرکانس مود اول دریچه تر $\omega_{G-R} \left(\frac{rad}{s}\right)$	$\beta$	$S_a \left(\frac{m}{s^2}\right)$	$\lambda$
۴۰	۵۱.۳۷	۰.۳۰	۱۴	۰.۵۳
۵۰	۴۰.۵۱	۰.۷۰	۳۰	۰.۵۸
۸۳.۳۳	۲۳.۶۱	۰.۶۳	۱۹	۰.۸۴
۱۰۰	۱۹.۵۳	۱.۰۱	۳۳	۰.۷۶
۱۲۵	۱۸.۵۲	۱.۴۰	۳۸	۰.۹۲
۱۳۳.۳۳	۱۵.۵۷	۱.۱۳	۳۴	۰.۸۲
۱۴۲.۸۶	۱۵.۱۹	۰.۷۱	۳۲	۰.۵۵
۱۶۶.۶۷	۱۱.۹۹	۰.۹۲	۲۹	۰.۷۹
۲۵۰	۸.۶	۰.۷۶	۱۹	۰.۹۹
۳۳۳.۳۳	۶.۷۸	۰.۳۳	۹	۰.۹۲

مقدار میانگین برای ضریب بدون بعد  $\lambda$ ،  $0/61$  و انحراف معیار داده‌ها  $0/13$  است. بنابراین یک برآورد مهندسی منطقی برای  $\lambda$  مؤثر چنین خواهد بود:

$$\lambda_e = \mu + \frac{1}{2} \sigma = 0.68$$

در نهایت، رابطه پیشنهادشده برای محاسبه فشار هیدرودینامیک وارد بر دریچه‌های سطحی به صورت رابطه (۱۳) است:

$$P = 0.68.S_a(\omega_{GR}, \xi) \cdot \gamma \cdot \sqrt{H \cdot y} \quad (13)$$

### ۷-۲- دریچه‌های میانی و تحتانی

با انجام ارزیابی تکمیلی برای دریچه‌های میانی و تحتانی، مقدار میانگین  $\lambda$  و انحراف معیار آن به ترتیب  $0/9$  و  $0/178$  و بنابراین  $\lambda_e = 0/98$  به دست می‌آید. در نهایت، رابطه پیشنهادشده برای محاسبه فشار هیدرودینامیک وارد بر دریچه‌های میانی و تحتانی به صورت رابطه (۱۴) است:

$$P = 0.98.S_a(\omega_{GR}, \xi) \cdot \gamma \cdot \sqrt{H \cdot y} \quad (14)$$

### ۸- نتیجه‌گیری

در این مقاله، روش قابل اطمینانی مبتنی بر تحلیل‌های پارامتریک مفصل با توجه به هندسه سدهای وزنی، ابعاد دریچه‌ها، شرایط مرزی دریچه‌ها، ضریب انعکاس کف مخزن و نوع زلزله‌های مختلف برای محاسبه فشار هیدرودینامیکی وارد بر دریچه‌های مستطیلی لغزنده در مجاورت مخزن سدهای بتنی تحت تأثیر مؤلفه افقی شتاب زمین‌لرزه به صورت زیر ارائه شده است:

$$P = \lambda.S_a(\omega_{GR}, \xi) \cdot \gamma \cdot \sqrt{H \cdot y} \quad (15)$$

برای دریچه‌های سطحی،  $\lambda = 0/68$  و برای دریچه‌های

جدول (۴) مقادیر ضریب  $\lambda$  برای دریچه‌های سطحی سد شفاورد

تحت شتابنگاشت

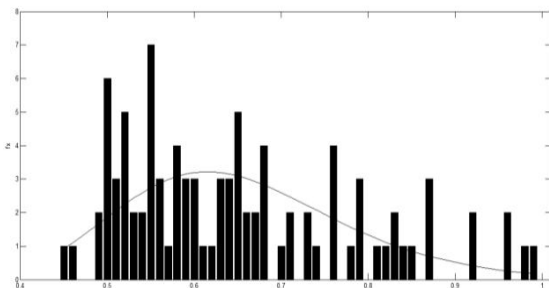
الف) زلزله مصنوعی بر اساس طیف استاندارد ۲۸۰۰

b/t	$\omega_{GR}(\frac{m}{s})$	فرکانس مود اول دریچه تر	$\beta$	$S_a(\frac{m}{g})$	$\lambda$
۴۰	۵۲.۱۲		۰.۳۵	۲۳	۰.۵۰
۵۰	۴۰.۲۵		۰.۴۳	۲۵	۰.۴۹
۸۳.۳۳	۲۳.۲۳		۱.۰۰	۴۷	۰.۶۱
۱۰۰	۱۹.۴۴		۱.۲۳	۵۹	۰.۵۹
۱۲۵	۱۸.۵۲		۱.۷۱	۶۵	۰.۷۴
۱۳۳.۳۳	۱۵.۱۹		۱.۸۱	۷۸	۰.۶۵
۱۴۳.۸۶	۱۳.۳۱		۱.۶۹	۷۰	۰.۶۸
۱۶۶.۶۷	۱۱.۸۶		۱.۰۷	۳۵	۰.۸۷
۲۵۰	۸.۱۶		۰.۴۴	۱۵	۰.۸۳
۳۳۳.۳۳	۶.۴۶		۰.۲۸	۹	۰.۸۷

ب) زلزله سن فرناندو

b/t	$\omega_{GR}(\frac{m}{s})$	فرکانس مود اول دریچه تر	$\beta$	$S_a(\frac{m}{g})$	$\lambda$
۴۰	۵۲.۱۲		۰.۳۷	۱۸	۰.۵۰
۵۰	۴۰.۲۵		۰.۳۴	۲۲	۰.۳۸
۷۵	۳۵.۱۴		۱.۳۸	۶۰	۰.۵۶
۸۰	۳۴.۳۸		۱.۵۱	۶۲	۰.۵۹
۸۳.۳۳	۲۳.۲۳		۱.۴۳	۵۵	۰.۶۳
۹۰	۲۱.۲۹		۱.۰۳	۴۵	۰.۵۶
۱۰۰	۱۹.۴۴		۰.۶۶	۳۱	۰.۵۲
۱۲۵	۱۸.۵۲		۰.۵۵	۱۹	۰.۷۰
۱۳۳.۳۳	۱۵.۱۹		۰.۴۵	۱۹	۰.۵۸
۱۴۳.۸۶	۱۳.۳۱		۰.۴۰	۱۵	۰.۶۴
۱۶۶.۶۷	۱۱.۸۶		۰.۲۹	۱۲	۰.۷۳
۲۵۰	۸.۱۶		۰.۳۰	۱۱	۰.۹۶
۳۳۳.۳۳	۶.۴۶		۰.۱۵	۷	۰.۸۷

بر پایه‌ی تحلیل‌های انجام‌شده، با تغییر پارامترهای گفته‌شده در بخش ۵-۱، تغییرات ضریب بی‌بعد  $\lambda$  بسیار محدود و در بازه  $0/5$  تا  $0/9$  متغیر بوده است. برای آن‌که بتوانیم مقدار مناسبی برای  $\lambda$  برای استفاده در طراحی دریچه‌های سد، پیشنهاد دهیم، از پخش لاگ نرمال داده‌های به‌دست‌آمده استفاده می‌کنیم. در پخش پیوسته رسم شده،  $\lambda$  به‌عنوان متغیر تصادفی در نظر گرفته شده است.  $\mu$  برابر میانگین داده‌ها و  $\sigma$  انحراف معیار متغیر تصادفی است. برای دریچه‌های سطحی، پخش لاگ نرمال متغیر تصادفی به صورت شکل ۱۷ رسم می‌شود.



شکل (۱۷) پخش لاگ نرمال برای مقادیر  $\lambda$  برای دریچه‌های سطحی

- [7] Seda-Sanabria, Y., Hall, R. L., Suarez, L. E., "Hydrodynamic study of the Imset wicket gate using a 1:25-scale model", Journal of Mechanical Systems, Vol 12, No5, pp. 661-677, 1998.
- [8] Nugroho, W. S., Wang, K. and Hodking, R. J. et al., "Time dependent response of a floating flexible plate to the impulsively started steadily moving load", Journal of Fluid Mechanics, 381:337-355, 1999.
- [9] Daniell, W. E. & Taylor, C.A. "The seismic safety evaluation of a radial flood gate", Proceeding ICOLD 20th Congress on Large Dams, IV, Q79-R9, pp. 123-132, 2000.
- [10] Wieland, M., "Hydrodynamic pressures", Int. Water Power and Dam Construction, 20 September, 2005.
- [11] Hydraulic Gate and Penstock Association, Technical Standards for gates and Penstocks, Japanese Standards, 1996.
- [12] US Army Corps of Engineers, Vertical Lift Gates, Engineers Manual, 1110-2-2701, 30 November 1997.
- [13] Fenves, G., Chopra, A. K., "Effects of reservoir bottom absorption on earthquake response of concrete gravity dams", Earthquake Eng. and Structural Dynamics, Vol 11, 1983.
- [14] Bustament, J. I. et al., "Water pressure on dams subjected to earthquakes", Journal of Eng. Mech., ASCE, Vol 92, No. EM6, Oct, 1966.
- [15] Pani, P. K., Bhattacharyya, S.K., "Fluid-structure interaction effects on dynamic pressure on of rectangular lock-gate", Journal of Finite Element in Analysis and Design, Vol43, pp.739-748, 2007.
- [16] Pani, P. K., Bhattacharyya, S. K., "Hydrodynamic pressure on vertical gate considering fluid-structure interaction", Journal of Finite Element in Analysis and Design, Vol44, pp.759-766, 2008.
- [17] Pani, P. K., Bhattacharyya, S. K., "Finite element analysis of vertical rectangular plate coupled with an unbounded fluid domain on one side using a truncated far boundary", Journal of Hydrodynamics, Vol21, No2, pp. 190-200, 2009.
- [18] Naeim, F., The seismic design Handbook, FirstEdition, VanNostrand Reinhold, Chapter

میانی و تحتانی  $\lambda=0/98$  است. در این روش، پس از محاسبات تفصیلی اندرکنش سد و مخزن، بدون نیاز به مدل سازی دریچه و بر اساس نتایج آن، می توان مقدار معقولی برای فشار هیدرودینامیک وارد بر دریچه های مستطیلی لغزنده به دست آورد. برای طراحی سدهای بتنی، معمولاً مدل المان محدود سد و مخزن ساخته می شود. بر اساس الگوریتم ارائه شده در این مقاله به کمک طیف طبقه در تراز دریچه که محاسبه آن به راحتی و همراه تحلیل دینامیکی رایج در مدل المان محدود سد و مخزن انجام می شود، با استفاده از مقدار شتاب طیفی آن در بازه ی بسامد طبیعی دریچه تر، می توان رابطه ی پیشنهاد شده را به کار گرفت. بدین ترتیب، بدون نیاز به مدل سازی دریچه، می توان مقدار قابل اطمینانی برای فشار هیدرودینامیک دریچه ها به دست آورد.

## ۹- مراجع

- [1] ICOLD, Design and evaluation of appurtenant structures to seismic shaking, Bulletin 123, 1999.
- [2] Westergaard, H. M., "Dynamic water pressure on dams during earthquake", Transactions of American Society of Civil Engineers, Vol 98, pp 418-433, 1933.
- [3] Chopra, A. K., "Hydrodynamic pressure on dams during earthquakes", Proc, ASCE, Vol 93, No. EM6, 1967.
- [4] Chopra, A. K., "Simplified Evaluation of added mass for intake towers", J. Struct. Eng. , ASCE, 115:1393-1412, 1989.
- [5] Kolkman, P. A., "Flow-Induced gate vibrations, Prevention of self excitation , computation of dynamic gate behavior and the use of medels", Publication No.164, Delft Hydraulic Laboratory, Delf, The Netherlands, 1980.
- [6] Kojic, S. B., Trifunac, M. D., "Transient pressures in hydrotechnical tunnels during earthquakes", Journal of Earthquake.Engineering and Structural Dynamics, Vol 16, pp. 523-539, 1988.

- [20] Sharan, S. K., "Finite element modeling of infinite reservoirs", Journal of Eng. Mech., Vol.111, No12, Dec, 1985.
- [19] Bayliss, A., Turkel, E., "Radiation boundary conditions for wave-like equations", ICASE Report, 79-126, 1979.

# Suggested Estimating Method for Hydrodynamic Pressure to Seismic Design of Hydraulic Structure Gates in Adjacent To Dam Reservoir

M.T. Ahmadi<sup>1\*</sup>, M. Haghani<sup>2</sup>

1- Civil Engineering Department, Tarbiat Modares University, Tehran, Iran

2- Civil Engineering Department, Tarbiat Modares University, Tehran, Iran

mahmadi@modares.ac.ir

## Abstract:

No dam could be safely designed without functionality dependence on reliable performance of a number of appurtenant structures.

Gates are the main appurtenant structures responsible for controlling water flow from the reservoir. Earthquakes induce acoustic and surface waves in the reservoir and cause hydrodynamic pressure on the adjacent gates. Hydrodynamic pressures might surpass hydrostatic pressure on some locations of the dam upstream face. Some engineers use the hydrodynamic pressure solution concerning to axi-symmetric offshore and coastal structures for the design of such hydro-mechanical gates. Flexibility of these gates may magnify the hydrodynamic pressure due to severe generation of vibrations separate from the dam body itself even for those installed within the dam bodies. This statement reflects the design philosophy of secondary structures. Fundamental frequency of such gates are usually reduced due to the presence of infinite fluid in their vicinity. Therefore the study of their behavior is somehow complicated during the earthquake. Design regulations of hydraulic structures, demand the hydrodynamic pressure as a design action and usually admits its simple calculation from the Westergaard formula. In this article, by using floor response spectrum in gate level which is used to design the secondary systems and also the spectral acceleration parameter in gate level which is used based on predominant frequency of gate-reservoir, the common relation of gate design against hydrodynamic pressure has been corrected. Then a new non-dimension factor is suggested for sliding rectangular gates in different levels of dam body that is related to the performed analyses and log-normal distribution of data..

In general for various conditions the dimensionless coefficient of Westergaard formula changes from 0.875 to widely varying values between 0.25 to 2.5 when using the base acceleration. However when the spectral acceleration of the floor response spectrum is used for the fundamental frequency of gate-reservoir, this coefficient is more precisely determined for vertical rectangular gates.

**Keywords:** Hydrodynamic Pressure, Seismic Response, Hydraulic Structures, Slide gates, Concrete Dam, Reservoir Interaction.