

بررسی احتمالاتی وقوع کاویتاسیون در سرریز تنداب بر مبنای نتایج مدل عددی Flow-3D

امین حسنعلی پور شهرآبادی^{۱*} و مهدی اژدری مقدم^۲

چکیده

بررسی و کنترل وقوع کاویتاسیون بر سرریز تنداب سدهای بزرگ، غالباً با طراحی و ساخت مدل این سرریزها در شرایط آزمایشگاهی انجام می‌شود. بر این اساس، مدل آزمایشگاهی سرریز سد داریان در مؤسسه تحقیقات آب ایران ساخته شد. در پژوهش حاضر، برای کنترل نتایج آزمایشگاهی و عملکرد هواده در مدل عددی بر مبنای احتمال خرابی، از روش قابلیت اطمینان FORM استفاده شد. بدین‌منظور و برای مقایسه عملکرد هواده‌ی جریان با رمپ و ترکیب رمپ و داکت هواده، مدل‌سازی با نرم‌افزار Flow-3D در ۳ حالت بدون هواده، هواده به‌صورت رمپ و هواده به‌صورت ترکیب رمپ و داکت هواده انجام شد. نتایج نشان داد احتمال وقوع کاویتاسیون بر سرریز بدون هواده، بیشتر از ۳۳ درصد خواهد بود و استفاده از هواده برای کاهش سرعت جریان و افزایش فشار وارد بر کف تنداب ضروری است. نصب هواده به‌صورت ترکیب رمپ و داکت هواده، احتمال وقوع کاویتاسیون را بسیار کاهش داد و مقدار آن به حدود ۴ درصد رسید؛ این در حالی است که احتمال خرابی در صورت هواده‌ی فقط با رمپ به میزان ۱۰ درصد بود؛ بنابراین، باید داکت‌های هواده نصب شود و از این طریق، کاهش احتمال خرابی تحقق یابد.

واژه‌های کلیدی: احتمال خرابی، روش قابلیت اطمینان، هواده، FORM، Flow-3D.

ارجاع: حسنعلی پور شهرآبادی ا. و اژدری مقدم م. ۱۴۰۰. بررسی احتمالاتی وقوع کاویتاسیون در سرریز تنداب بر مبنای نتایج مدل عددی Flow-3D. مجله پژوهش آب ایران. ۴۰: ۱-۱۲.

۱- دکتری مهندسی عمران، دانشکده مهندسی شهید نیکبخت، دانشگاه سیستان و بلوچستان.
۲- استاد گروه مهندسی عمران، دانشکده مهندسی شهید نیکبخت، دانشگاه سیستان و بلوچستان.

* نویسنده مسئول: Amin.h.shahrabadi@gmail.com

تاریخ پذیرش: ۱۳۹۹/۰۹/۱۹

تاریخ دریافت: ۱۳۹۸/۰۸/۰۱

مقدمه

مؤسسه تحقیقات آب وزارت نیروی ایران با تعداد ۲ هواده آزمایش و پذیرفته و سرریز ساخته شده مطابق نمونه آزمایشگاهی اصلاح شد (مؤسسه بررسی‌ها و آزمایشگاه‌های منابع آب، ۱۳۶۳). این سرریز در سال ۱۳۷۲ پس از وقوع سیلاب به علت کاویتاسیون تخریب شد؛ به گونه‌ای که پرتاب‌کننده جامی آن شکست. پس از آن، بعد از هر عملکرد این سرریز، مبالغ زیادی برای تعمیر و بازسازی آن هزینه می‌شود (زندی گوهرریزی، ۱۳۸۹). در سرریز سد خاکی نوریک^۱ در تاجیکستان - که با ارتفاع ۳۰۰ متر، یکی از مرتفع‌ترین سدهای جهان است - هفت عدد هواده کار گذاشته شده است که بعداً مشخص شد میزان هوادهی بیش از حد لازم بوده است و بنابراین، تعدادی از آنها حذف شد (پینتو و همکاران، ۱۹۸۲). در سرریز سد فوز د آریا^۲، محاسبات نشان داد که استفاده از ۲ هواده به جای ۳ هواده، هزینه را کاهش می‌دهد و تمام طول سرریز را از خطرات ناشی از کاویتاسیون محافظت می‌کند (ژدري مقدم و حسنعلی‌پور شهرآبادی، ۱۳۹۷).

مواد و روش‌ها

از جمله خطراتی که همواره سرریز سدها را تهدید می‌کند، کاویتاسیون است که ناشی از آثار هیدرودینامیکی سرعت زیاد جریان بر سازه است. وجود هوا در میان جریان‌هایی که سرعت زیاد دارد، از خطرهای خلأزایی جلوگیری می‌کند و یا آن را کاهش می‌دهد (عزیزیان و همکاران، ۱۳۹۶). با توجه به اهمیت موضوع کاویتاسیون و هزینه‌های تحمیلی ناشی از آن، در پژوهش حاضر به احتمال وقوع کاویتاسیون و ارزیابی قابلیت اطمینان این موضوع با توجه به نتایج استخراج شده از مدل‌سازی Flow-3D سرریز تنداب سد داریان در طول سرریز توجه شده است. این موضوع، طراحی سرریزهای تنداب و کنترل وقوع کاویتاسیون بر آن را بر اساس احتمال خرابی اعلام می‌کند و به طراحی پروفیل تنداب بر مبنای حداقل احتمال خرابی منجر می‌شود. عدم قطعیت هیدرولیکی در طراحی این سازه هیدرولیکی را می‌توان به عدم قطعیت در تحلیل عملکرد هیدرولیکی وابسته دانست. عدم قطعیت‌ها در طراحی سیستم مهندسی هیدرولیک را می‌توان به ۴ گروه هیدرولوژیکی، هیدرولیکی، سازه‌ای و

طراحی بر مبنای احتمالات، ابزاری قدرتمند در مهندسی هیدرولیک است. در بسیاری از مسائل مهندسی هیدرولیک، عدم قطعیت در اطلاعات و نظریه، شامل فرایندهای تحلیل و طراحی، نیاز برخورد احتمالاتی با مسائل را ایجاد می‌کند. عدم قطعیت ناشی از پدیده‌های تصادفی در طراحی هیدرولیکی، بسیار مؤثر است. عدم قطعیت را برحسب تابع چگالی احتمال، فاصله اطمینان و یا گشتاورهای آماری، مانند انحراف معیار و یا ضریب تغییرات پارامترهای تصادفی می‌توان بیان کرد (شمس قهفرخی و همکاران، ۲۰۰۸). در سرریزهای تنداب، سرعت جریان روی شوت‌های بتنی تا ۵۰ متر بر ثانیه نیز می‌رسد (زندی، ۱۳۸۴). با افزایش سرعت جریان روی سرریزها، خطراتی جدی، این سازه‌ها را تهدید می‌کند. این خطرات، که با خرابی سازه همراه است، به پدیده کاویتاسیون نسبت داده شده است (چانسون، ۲۰۱۳). کنترل وقوع کاویتاسیون ناشی از سرعت زیاد و فشار منفی جریان، یکی از مهم‌ترین عوامل در طراحی سرریزهای تنداب است (ژدري مقدم و حسنعلی‌پور شهرآبادی، ۲۰۲۰).

کاویتاسیون هنگامی رخ می‌دهد که فشار سیال به فشار بخار آن برسد. در این شرایط، سیال، بخار می‌شود و حباب‌های ریز درون مایع شکل می‌گیرد. با رسیدن این حباب‌ها به ناحیه‌ای از جریان سیال با فشار زیاد، حباب‌های مذکور منفجر و موجب خسارت‌های جدی به سازه می‌شود. در اثر این انفجارها جریان به سطح بتن، فشار دینامیکی موضعی بسیار زیادی وارد می‌کند که با شکاف‌های موئین و یا منافذ موجود در بتن به داخل آن منتقل و باعث جدا شدن یک قطعه بتن بزرگ از بدنه بتنی می‌شود (مؤسسه تحقیقات آب وزارت نیرو، ۱۳۹۰). از آنجا که سرعت زیاد و فشار کم باعث بروز پدیده کاویتاسیون و خسارت‌های هنگفت به سازه می‌شود، در دهه‌های اخیر، هوادهی به‌عنوان یکی از بهترین روش‌ها برای مقابله با کاویتاسیون شناخته شده است (پترسون، ۲۰۱۲). در ایران، این پدیده باعث بروز صدمات جدی به سرریز سد کارون ۱ شده است. مدل هیدرولیکی این سرریز، ابتدا در سال ۱۹۶۹ در دانشگاه مینه‌سوتای آمریکا ساخته شد و پس از احداث سد و عملکرد سرریز آن در آذرماه ۱۳۵۶، کاویتاسیون، آسیب جدی به آن وارد کرد. در سال ۱۳۶۳، دوباره مدل هیدرولیکی این سرریز در

1- Nurek

2- Foz do Areia

تحلیلی در کاربردهای مهندسی در مراجع زیادی آمده است (تانگ و میز، ۱۹۸۰ و ین و تانگ، ۱۹۹۳). همچنین، چندین روش کاربرد در طراحی هیدرولیکی نیز در مراجع مختلفی گزارش شده است (ویرجلینگ، ۲۰۰۱؛ انگ و تانگ، ۲۰۰۷)؛ بنابراین، ارزیابی احتمال اینکه یک سیستم مهندسی هیدرولیک تا چه حد براساس طراحی عمل کند، نیازمند انجام دادن تحلیل‌های عدم قطعیت و قابلیت اطمینان است (شمس قهفرخی و همکاران، ۲۰۰۸). بر همین اساس، به‌عنوان روشی کنترلی، بر مبنای قابلیت اطمینان، که روشی نوین در طراحی است، احتمال وقوع کواپتاسیون در سرریز تنداب را می‌توان بررسی کرد. در طراحی هیدرولیکی، مقاومت و بار، اغلب توابعی از چند متغیر تصادفی است؛ یعنی:

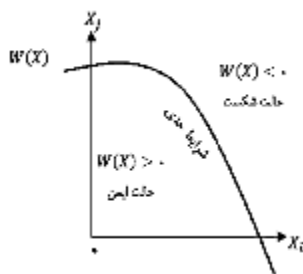
همچنین،
 $L = g(X_L) = g(X_1, X_2, \dots, X_m)$ و
 $R = h(X_R) = g(X_{m+1}, X_{m+2}, \dots, X_n)$ است.
 X_1, X_2, \dots, X_n نیز متغیرهای تصادفی است که تابع بار، $g(X_L)$ و تابع مقاومت، $h(X_R)$ را تعریف می‌کند. قابلیت اطمینان به‌صورت ذیل، تابعی از متغیرهای تصادفی است:

$$p_s = P[g(X_L) \leq h(X_R)] \quad (3)$$

در تحلیل قابلیت اطمینان، معادله (۳) را می‌توان برحسب یک تابع شرایط حدی، $W(X) = W(X_L, X_R)$ ، به‌صورت ذیل بیان کرد:

$$p_s = P[W(X_L, X_R) \geq 0] = P[W(X) \geq 0] \quad (4)$$

که در آن، X بردار متغیرهای تصادفی پایه در توابع بار و مقاومت است. در تحلیل قابلیت اطمینان، مطابق شکل ۱، اگر $W(X) > 0$ باشد، سیستم، ایمن است و در حالت $W(X) < 0$ سیستم شکست می‌خورد.



شکل ۱- حالت ایمن و شکست به‌وسیله تابع عملکرد

در تحلیل قابلیت اطمینان از شاخص قابلیت اطمینان، β ، استفاده می‌شود که به‌صورت نسبت مقدار میانگین، μ_W ، به انحراف استاندارد، σ_W ، تابع شرایط حدی $W(X)$ به‌صورت ذیل تعریف می‌شود (کرنل، ۱۹۶۹):

اقتصادی تقسیم‌بندی کرد (میز و تانگ، ۱۹۹۲). بدون توجه به ۳ نوع عدم قطعیت دیگر، در این مسئله، عدم قطعیت در تحلیل عملکرد هیدرولیکی می‌تواند ناشی از توزیع سرعت و فشار باشد که عوامل تعیین‌کننده در ایجاد کواپتاسیون هستند. وجود عدم قطعیت‌های مختلف، عامل اصلی افزایش احتمال شکست در سیستم‌های مهندسی هیدرولیک است؛ در نتیجه، به دست آوردن دانش لازم درباره ویژگی‌های عدم قطعیت سیستم‌های مهندسی هیدرولیک برای ارزیابی قابلیت اطمینان آنها ضروری است (ین و همکاران، ۱۹۸۶). کامل‌ترین و ایده‌آل‌ترین روش برای توصیف میزان عدم قطعیت یک پارامتر، یک تابع، یک مدل یا یک سیستم در طراحی یک سازه هیدرولیکی تابع چگالی احتمال^۱، کمیت در معرض عدم قطعیت است. وظیفه تحلیل عدم قطعیت، تعیین ویژگی‌های عدم قطعیت خروجی‌های سیستم به‌صورت تابعی از عدم قطعیت‌های موجود در مدل و پارامترهای تصادفی درگیر آن است (ین و تانگ، ۱۹۹۳). سیستم‌های مهندسی هیدرولیک در محیط طبیعی در معرض عوامل بیرونی مختلفی قرار می‌گیرد. مقاومت یا استحکام یک سیستم مهندسی، توانایی آن سیستم است برای انجام دادن مأموریت مدنظر به‌صورت موفقیت‌آمیز بدون شکست، زمانی که در معرض بارگذاری یا تنش‌های خارجی قرار دارد. شکست نیز زمانی به وجود می‌آید که استحکام سیستم از بار، کمتر باشد؛ از این‌رو، طراحی و عملکرد سیستم‌های مهندسی هیدرولیک همیشه در معرض عدم قطعیت‌ها و شکست‌های محتمل قرار دارد. قابلیت اطمینان، p_s ، یک سیستم مهندسی هیدرولیک به‌صورت احتمال نبود شکست - که در آن، مقاومت R سیستم از بار L فراتر می‌رود - به‌صورت ذیل تعریف می‌شود (چن، ۲۰۱۵):

$$p_s = P(L \leq R) \quad (1)$$

که در آن، $P(0)$ احتمال است. احتمال شکست، p_f ، مکمل قابلیت اطمینان است و به‌صورت ذیل بیان می‌شود:

$$p_f = P[L > R] = 1 - p_s \quad (2)$$

در سال‌های اخیر، تحلیل‌های قابلیت اطمینان و روش‌های احتمالاتی، کاربرد زیادی در مهندسی هیدرولیک پیدا کرده است. توسعه قابلیت اطمینان بر مبنای روش‌های

مدل ۱:۵۰ سامانه تخلیه سیلاب سد داریان، دبی‌های آزمایش از ۴۸ تا ۳۳۹ لیتر بر ثانیه انتخاب شد. برای بررسی و کنترل وقوع کاویتاسیون، به اطلاعاتی نظیر سرعت متوسط و فشار وارد شده بر کف در قسمت‌های مختلف سازه نیاز است؛ در نتیجه، پس از عبوردهی این مقادیر از روی تنداب سرعت جریان و فشار دینامیکی در طول آن اندازه‌گیری شد. با معلوم شدن فشار و سرعت متوسط، مقادیر شاخص کاویتاسیون در موقعیت‌های مختلف، محاسبه و با مقادیر شاخص کاویتاسیون بحرانی، σ_{cr} در آن نقاط مقایسه می‌شود. در هر مقطع که $\sigma \leq \sigma_{cr}$ شود، خطر خوردگی در آن محدوده وجود دارد. محاسبه شاخص کاویتاسیون باید به‌ازای دبی‌های مختلف انجام شود؛ زیرا بحرانی‌ترین حالت لزوماً به‌ازای حداکثر دبی اتفاق نمی‌افتد (چانسون، ۱۹۹۳). برای دستیابی به عدم قطعیت و محاسبه شاخص قابلیت اطمینان وقوع کاویتاسیون در طول تنداب، به استخراج تابع شرایط حدی نیاز است؛ از این‌رو، برای جریان دائمی میان ۲ نقطه از جریان معادله برنولی (انرژی) به‌صورت ذیل خواهد بود (فالوی، ۱۹۹۰):

$$\frac{\rho V_0^2}{2} + P_0 + Z_0 \rho g = \frac{\rho V^2}{2} + P + Z \rho g \quad (7)$$

که در آن، P فشار، P_0 فشار مرجع، V سرعت جریان، V_0 سرعت مرجع، Z تراز، Z_0 تراز مرجع، g ثابت شتاب گرانش و ρ چگالی آب است. زیرنویس ۰ به جریان در بالادست اشاره می‌کند. به‌صورت پارامتر بدون بعد، ضریب فشار، C_p ، مطابق معادله (۸) نوشته خواهد شد:

$$C_p = \frac{(P + Z \rho g) - (P_0 + Z_0 \rho g)}{\frac{\rho V_0^2}{2}} = \frac{E_f - E_0}{\frac{\rho V_0^2}{2}} \quad (8)$$

$$= 1 - \left(\frac{V}{V_0}\right)^2$$

که در آن، E_f انرژی پتانسیل جریان و E_0 انرژی پتانسیل در نقطه مرجع است. در بسیاری از موارد، عبارت گرانش نسبت به عبارت فشار، کوچک‌تر و یا مساوی است؛ بنابراین، ضریب فشار را می‌توان به‌صورت ذیل استخراج کرد:

$$C_p = \frac{P - P_0}{\frac{\rho V_0^2}{2}} \quad (9)$$

این معادله به‌عنوان پارامتر فشار و یا عدد اویلر نیز شناخته می‌شود. اگر فشار در نقطه‌ای که در آن عدد اویلر حداقل باشد، به فشار بخار برسد، دیگر کمتر از آن نخواهد شد. این شرایط را، که آستانه شروع کاویتاسیون است، با

$$\beta = \frac{\mu_w}{\sigma_w} \quad (5)$$

با استفاده از معادله (۵) و استخراج تابع چگالی احتمال مناسب برای تابع شرایط حدی، قابلیت اطمینان را به‌صورت ذیل می‌توان محاسبه کرد:

$$P_s = 1 - F_W(\cdot) = 1 - F_{W'}(-\beta) \quad (6)$$

که در آن، $F_W(\cdot)$ تابع توزیع تجمعی (CDF: Cumulative Distribution Function) تابع شرایط حدی W و W' تابع شرایط حدی استاندارد شده است که به‌صورت $W' = \frac{(W - \mu_w)}{\sigma_w}$ تعریف می‌شود.

معرفی مطالعه موردی

پژوهش حاضر با استفاده از نتایج آزمایشگاهی استخراج شده از مدل سرریز سد داریان انجام شده است که در مؤسسه تحقیقات آب ایران از جنس پلکسی‌گلاس با مقیاس ۱:۵۰ ساخته شده است. این سد خاکی در کشور ایران در شهرستان پاره واقع در استان کرمانشاه، با ارتفاع ۱۵۹ متر و سامانه تخلیه سیلاب، شامل کانال ورودی، سرریز تنداب همگرا و پرتاب‌کننده است. عرض کانال سرریز، ۶۸ متر است که در تنداب به‌صورت همگرا به ۴۲ متر می‌رسد. طول شیب این تنداب، ۳۰۰/۶۶ متر با زاویه ۱۴ درجه است. شکل (۲-الف) این مدل ساخته‌شده را نشان می‌دهد. در این مدل آزمایشگاهی برای مقابله با پدیده کاویتاسیون در طول تنداب، از ۲ عدد هواده به‌صورت سرایشیب (Deflector) در فواصل ۲۱۱ و ۲۷۰ متری از شروع تنداب استفاده شده است که شامل یک شیب کوتاه و یک افتادگی است. برای ورود هوا نیز از داکت هواده در دو دیواره چپ و راست تنداب مطابق شکل (۲-ب و ۲-ج)، استفاده شده است. ارتفاع رمپ هواده، ۰/۵ متر و تحت زاویه ۷ درجه و از لبه رمپ به کف افقی تونل هوارسان به ارتفاع ۳/۵ متر است. دو طرف هواده برج مکعب مستطیل هوارسان به ابعاد (۵/۳۸*۸*۸) سانتی‌متر در مدل، طرح شده است. برای اندازه‌گیری پارامترهای مؤثر در کاویتاسیون در مقاطع مختلف سرریز، ۷ دبی مطابق با جدول ۱ از روی سرریز عبور داده شد. با توجه به این جدول، میزان حداقل و حداکثر دبی‌ها، بر مبنای دوره بازگشت سالانه ۵ سال تا حداکثر سیلاب محتمل، از ۸۵۰ تا ۶۰۰۰ مترمکعب تعیین شده است؛ بنابراین، برای برداشت پارامترهای هیدرولیکی در دبی‌های مختلف، در

از پارامتر $\pm \frac{h}{g} * \frac{V_0^2}{r}$ که به اختلاف فشار ناشی از وجود قوس‌های قائم مربوط است، صرف‌نظر شود، می‌توان نوشت:

$$\sigma = \frac{\frac{P_{atm}}{\gamma} - \frac{P_V}{\gamma} + h \cos \theta}{\frac{V_0^2}{2g}} \quad (13)$$

در معادله مذکور، ارتفاع معادل فشار محیط اطراف است. مقدار ارتفاع معادل فشار بخار آب است. $h \cos \theta$ یا ارتفاع معادل فشار است که روی سازه اندازه‌گیری می‌شود. $\frac{V_0^2}{2g}$ ارتفاع معادل سرعت در مقاطع مختلف است؛ در نتیجه، با توجه به مقدار شاخص کاویتاسیون بحرانی، σ_{cr} تابع شرایط حدی را به صورت ذیل می‌توان نوشت:

$$W(X) = \frac{\frac{P_{atm}}{\gamma} - \frac{P_V}{\gamma} + h \cos \theta}{\frac{V_0^2}{2g}} - \sigma_{cr} \quad (14)$$

جدول ۱- مقادیر دبی هفت‌گانه برای اندازه‌گیری پارامترهای هیدرولیکی

دبی ($\frac{m^3}{s}$)	سیلاب با دوره بازگشت سالانه	ارتفاع آب روی سرریز (m)
۸۵۰	۵	۳/۳
۱۷۰۰	۵۰	۵/۵
۲۰۰۰	۱۰۰	۶/۱
۲۶۰۰	۱۵۰	۷/۰
۲۸۵۰	۱۰۰۰	۷/۵
۴۰۰۰	۱۰۰۰۰	۹/۵۰
۶۰۰۰	PMF	۱۲

جایگزینی فشار مرزی با فشار بخار در معادله (۸) و مساوی قراردادن آن با حداقل عدد اویلر می‌توان محاسبه کرد.

$$\sigma = \frac{E_0 - Z\rho g - P_V}{\frac{\rho V_0^2}{2}} = -(C_p)_{min} \quad (10)$$

اگر ترازهای Z و Z_0 برابر باشد، شاخص کاویتاسیون را به صورت ذیل می‌توان بیان کرد:

$$\sigma = \frac{P_0 - P_V}{\frac{\rho V_0^2}{2}} = -(C_p)_{min} \quad (11)$$

که در آن، P_V فشار بخار آب است. بنابر مطالعات پینتو (۱۹۸۴) سرعت بیشتر از $30 \frac{m}{s}$ و یا شاخص کاویتاسیون کمتر از ۰/۲۵، نشان‌دهنده وقوع خطر و شرط نیاز هواده است. فالوی (۱۹۹۰) براساس اطلاعات تجربی نشان داد بستر جریان‌های که در معرض جریان‌های با شاخص کاویتاسیون، بزرگ‌تر از ۰/۲ است، اصولاً از خطر در امان است. بنابر توضیحات مذکور، معیار دقیق و ثابتی برای وقوع کاویتاسیون به‌عنوان شاخص کاویتاسیون بحرانی وجود ندارد و این عامل، خود عدم قطعیت دارد. اکنون، معادله (۱۱) را در جریان با سطح آزاد در سرریزها، با در نظر گرفتن قوس قائم در کف، به صورت ذیل می‌توان نوشت:

$$\sigma = \frac{\frac{P_{atm}}{\gamma} - \frac{P_V}{\gamma} + h \cos \theta \pm \left(\frac{h}{g} * \frac{V_0^2}{r}\right)}{\frac{V_0^2}{2g}} \quad (12)$$

که در آن، P_{atm} فشار هوا، γ وزن واحد حجم آب، θ زاویه کف تنداب نسبت به افق، r شعاع انحنای قوس قائم و $h \cos \theta$ عمق جریان عمود بر کف است. اگر در این معادله



شکل ۲- نمایی از الف) مدل سرریز تنداب سد داریان، ب) سیستم هواده، ج) داکت هواده

استفاده شده است. با کاهش اندازه سلول‌ها یا ریزتر کردن شبکه، نتایج دقیق‌تری به دست می‌آید؛ اما زمان و حجم محاسبات افزایش می‌یابد؛ این در صورتی است که با افزایش اندازه سلول‌ها، دقت نتایج کاهش می‌یابد و موجب واگراشدن جریان و اشکال در روند حل مسئله می‌شود. در ادامه، در جدول ۲ به حساسیت‌سنجی مش‌ها نسبت به عمق، سرعت و فشار برای دبی ۶۰۰۰ مترمکعب بر ثانیه براساس مقادیر عمق جریان، سرعت و فشار توجه خواهد شد.

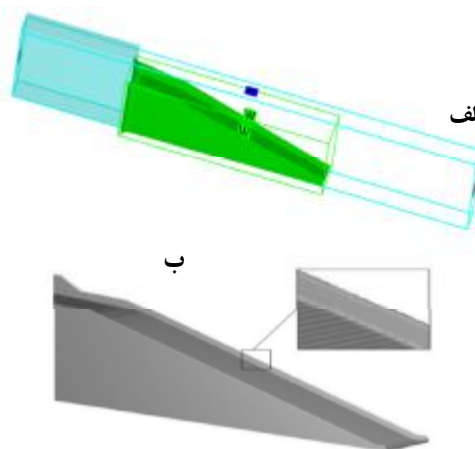
جدول ۲- حساسیت‌سنجی نسبت به ابعاد مش

پارامتر	ابعاد مش (m)	میانگین درصد خطا میان برداشت مدل آزمایشگاهی و مدل Flow-3D
عمق (m)	۱	۸/۷۲
	۰/۷۵	۶/۳۴
	۰/۵	۴/۸۷
سرعت (m/s)	۱	۷/۹۹
	۰/۷۵	۵/۳۱
	۰/۵	۹/۴۲
فشار (pa)	۱	۱۴/۲۰
	۰/۷۵	۶/۰۵
	۰/۵	۶/۱۰

با توجه به نتایج، مش ۰/۷۵ به‌علت حجم محاسباتی و درصد خطای کمتر، به‌عنوان مش بهینه استفاده شد و مراحل مدل‌سازی با این مش ادامه یافت. سرریز سد داریان در ۳ حالت بدون هوا، هوا به‌صورت رمپ و همچنین ترکیب رمپ با داکت هوا به‌مطابق با جزئیات ذکرشده، در نرم‌افزار Flow-3D مدل‌سازی شد. برای هر کدام از حالت‌های مذکور، ۷ دبی مورد آزمایش مطابق با جدول ۱ بررسی شد. برای مدل‌سازی، مدل‌های فیزیکی ورود هوا^۴ برای ورود هوا به جریان از سطح آزاد، کشش سطحی^۵ برای مشخص کردن ضریب کشش سطحی، شار شناوری^۶ برای مدل‌سازی کردن اختلاط آب و هوا به‌عنوان فاز، چگالی متغیر^۷ برای بیان حرکت حباب‌های هوا به‌علت تفاوت چگالی آب و هوا و اجازه خروج از سطح آزاد، فعال شده است. مدل‌های آشفتگی نیز با هدف فراهم کردن سازوکاری برای تخمین اثر نوسانات آشفتگی در کمیت‌های متوسط جریان، به‌عنوان مجموعه‌ای از معادلات جبری یا دیفرانسیلی تعریف می‌شود که جملات انتقال آشفتگی را در

مدل عددی و معادلات حاکم بر جریان

مدل Flow-3D نرم‌افزاری قوی در زمینه دینامیک سیالات است. یکی از قابلیت‌های عمده این برنامه برای تحلیل‌های هیدرولیکی، توانایی مدل‌سازی کردن جریان‌های با سطح آزاد به روش احجام محدود است. Flow-3D از یک شبکه متشکل از سلول‌های مستطیلی استفاده می‌کند. این شبکه، مزایایی برای تولید آسان، منظم و مناسب برای بهبود بخشیدن به شبیه‌سازی عددی دارد که به کمترین ذخیره حافظه احتیاج دارد. Flow-3D شامل الگوهای فیزیکی مختلفی است که عبارت است از: آب‌های کم‌عمق، آب‌شستگی، کشش سطحی، لزجت، آشفتگی، خلأزایی، محیط‌های متخلخل و غیره. با توجه به شرایط مختلفی که برای کنترل شرایط مدل نرم‌افزار بررسی شد، زمانی که فقط یک بلوک برای مش‌بندی استفاده شود، نتایج دقیق‌تری حاصل می‌شود. شرایط مرزی در راستای X-Min و X-Max ورودی سیال^۱، در راستای Y-Min و Y-Max دیوار سیال^۲، در راستای Z-Max تقارن یا همان ادامه سیال^۳ (Wall) و در راستای Z-Min و Z-Max دیوار سیال^۳ در نظر گرفته شده است. شکل ۳، سرریز را همراه با بلوک مش‌بندی و شرایط مرزی و در FAVOR (شکلی از سرریز که با توجه به مش‌بندی در نرم‌افزار ساخته می‌شود) در حالت سه‌بعدی نشان می‌دهد.



شکل ۳- سرریز مدل‌سازی شده: الف) با شرایط مرزی، ب) در حالت FAVOR

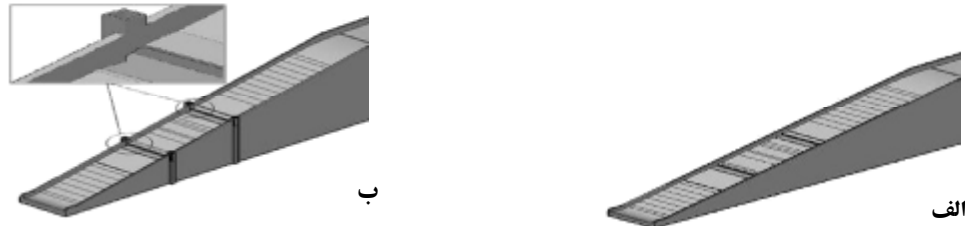
در این پژوهش برای مدل‌سازی پروتوتایپ سرریز تنداب سد داریان از سه اندازه مش با ابعاد ۱، ۰/۷۵ و ۰/۵ متر

4- Air Entrainment
5- Surface Tension
6- Drift-Flux
7- Density Evaluation

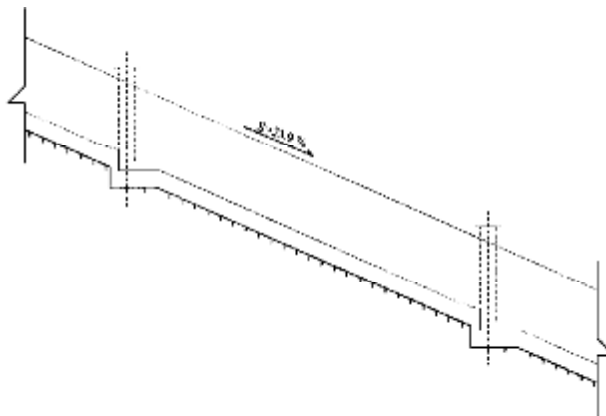
1- Volume flow rate
2- Out flow
3- Symmetry

با مناطق برشی، از این مدل استفاده شد. شکل‌های (۴- الف) و (۴- ب)، مدل‌سازی رمپ و ترکیب رمپ و داکت هواده را نشان می‌دهد. شکل ۵، مقطع طولی سرریز با ۲ هواده را به صورت ترکیب رمپ و داکت هواده و شکل ۶ مقطع عرضی سرریز در محل ترکیب رمپ با داکت هواده را نشان می‌دهد.

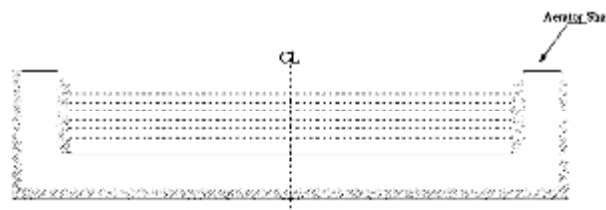
معادلات متوسط جریان تعیین می‌کند. این مدل‌ها جزئیات حرکت آشفته را شبیه‌سازی نمی‌کند؛ بلکه اثر آشفتگی را بر رفتار جریان متوسط شبیه‌سازی می‌کند. مطابق راهنمای نرم‌افزار، در هنگام فعال‌سازی گزینه ورود هوا از مدل‌های $k-\epsilon$ و RNG (Renormalized Group) استفاده می‌شود. به علت کارایی بیشتر مدل RNG و توانایی توصیف دقیق‌تر جزئیات کوچک جریان و جریان‌های



شکل ۴- سرریز مدل‌سازی شده (الف) با هواده رمپ، (ب) با هواده رمپ و داکت هواده



شکل ۵- مقطع طولی سرریز در حالت هواده رمپ و داکت هواده



شکل ۶- مقطع عرضی سرریز در محل داکت هواده

سرعت و فشار روی مدل آزمایشگاهی در مقاطع مختلف با استفاده از نرم‌افزار Easy fit براساس آزمون‌های کای اسکوئر (χ^2 : Chi-Squared) و کولموگروف-اسمیرنوف (Kolmogorov-Smirnov: K-S) استخراج شد. برای دیگر متغیرهای موجود در تابع شرایط حدی، تابع توزیع احتمال نرمال با میانگین و انحراف معیار ذکر شده در جدول ۳ در نظر گرفته شده است. این مقادیر برای ثابت

احتمال وقوع کاویتاسیون با روش FORM

با توجه به معادله (۱۴)، سرعت و فشار، نقش تعیین‌کننده و بسیار مهمی در وقوع پدیده کاویتاسون دارد؛ بنابراین، برای ارزیابی قابلیت اطمینان با روش FORM^۱، باید براساس توابع توزیع احتمال آنها اقدام کرد. به همین منظور، مناسب‌ترین تابع توزیع احتمال متغیرهای تصادفی

1- First Order Reliable Method

مطابق با معادلات (۱۵) و (۱۶) قرار داده می‌شود. همچنین، Φ ، CDF توزیع نرمال استاندارد و \emptyset ، PDF توزیع نرمال استاندارد است؛ در نتیجه، می‌توان نوشت (نواک و کولینز، ۲۰۰۰):

$$\mu_{xi}^e = x_* - \sigma_{xi}^e [\Phi^{-1}(F_{xi}(x_{i*}))] \quad (17)$$

$$\sigma_{xi}^e = \frac{1}{f_i(x_{i*})} \emptyset \left(\frac{x_{i*} - \mu_{xi}^e}{\sigma_{xi}^e} \right) = \frac{1}{f_i(x_{i*})} \emptyset [\Phi^{-1}(F_{xi}(x_{i*}))] \quad (18)$$

حال، می‌توان از الگوی هسوفر-لیند استفاده کرد که در آن، شاخص قابلیت اطمینان برای تابع شرایط حدی غیرخطی است و با تغییر آن تابع، این شاخص ثابت باقی می‌ماند. این روش بر پایه ایده کرنل و استفاده از شاخص قابلیت اطمینان بنا شده است؛ به‌ویژه آنکه آنها از فرم خطی تابع شرایط حدی و ممان‌های مرتبه اول و دوم برای دستیابی به پاسخ استفاده کردند (هسوفر و لیند، ۱۹۷۴). آنها به جای نقطه میانگین در محاسبه شاخص، از نقطه جدیدی به نام نقطه طراحی استفاده کردند (سورنسون، ۲۰۰۴). برای تعیین نقطه طراحی x_* ، به‌صورت ذیل عمل می‌شود:

$$x_{*(r+1)} = \mu_{x(r)}^e + C_X \cdot S_{X(r)} \frac{[x_{*(r)} - \mu_{x(r)}^e] \cdot S_{X(r)} - W(x_*)}{S_{X(r)}^2 \cdot C_X \cdot S_{X(r)}} \quad (19)$$

که در آن، اندیس‌های (r) و $(r+1)$ بیان‌کننده تعداد تکرارهاست. شروع تکرار با مقدار میانگین نرمال معادل متغیرهای تصادفی است. این تکرار تا زمانی که نقطه طراحی همگرا شود، ادامه پیدا می‌کند. C_X ماتریس واریانس-کوارینانس متغیرهای تصادفی X است. S_X بردار ضریب حساسیت تابع شرایط حدی در نقطه طراحی x_* است و به‌صورت ذیل تعریف می‌شود:

$$S_X = \left[\frac{\partial W(X)}{\partial X_i} \right]_{X=x_*} \quad (20)$$

در بیشتر مسائل عملی مهندسی، پارامترهای موجود در تابع شرایط حدی، وابسته است. برای ارزیابی قابلیت اطمینان باید توجه کرد، همبستگی متغیرهای تصادفی غیرنرمال در تبدیل کردن آنها به پارامترهای نرمال استاندارد حفظ شود. این عمل را با استفاده از تبدیل قدرتمند جانسون^۲ می‌توان انجام داد؛ در نتیجه، ماتریس واریانس-کوارینانس را براساس داده‌های نرمال استاندارد معادل می‌توان نوشت. پس از پایان یافتن الگوریتم، از

گرانش و فشار هوا در ارتفاع ۵۰۰ تا ۷۰۰۰ متر از سطح دریا و برای وزن واحد حجم و فشار بخار آب در دمای ۵ تا ۳۵ درجه سانتی‌گراد محاسبه شد. برای متغیر شاخص کاونتاسیون بحرانی، مقدار انحراف استاندارد ۰/۱ در نظر گرفته شد. براساس آزمون‌های کای اسکوتر و کولموگروف-اسمینروف برای متغیر تصادفی سرعت، تابع توزیع 'GEV' و برای متغیر تصادفی فشار، تابع توزیع Burr (4P) به‌عنوان بهترین تابع توزیع معرفی شده است. نکته مهم این است که متغیرهای تصادفی مذکور از توزیع نرمال پیروی نمی‌کند؛ بنابراین برای ارزیابی قابلیت اطمینان با روش FORM، باید با توجه به توزیع‌های مذکور، مطابق با روش‌های موجود، آنها را به متغیرهای نرمال تبدیل کرد.

جدول ۳- مقادیر میانگین و انحراف استاندارد متغیرهای تصادفی در تابع شرایط حدی

متغیر تصادفی	میانگین	انحراف استاندارد
ثابت گرانش $g \left(\frac{m}{s^2} \right)$	۹/۸۰	۰/۱
وزن واحد حجم $\gamma \left(\frac{N}{m^3} \right)$	۹۷۸۰/۳۳	۲۱/۶
فشار بخار آب $P_V \left(\frac{N}{m^2} \right)$	۲۸۲۸/۵۷	۱۷۹۲/۳
فشار هوا $P_{atm} \left(\frac{N}{m^2} \right)$	۸۹۷۳۰	۶۵۹۹/۳
شاخص کاونتاسیون بحرانی σ_{cr}	۰/۲۵	۰/۱

به همین منظور، با روش رکویتز و فیسلر توزیع‌های غیرنرمال، به‌گونه‌ای به توزیع نرمال تبدیل می‌شود که مقدار تابع تجمعی توزیع تبدیل‌یافته یا معادل، برابر با توزیع غیرنرمال اصلی در نقطه طراحی x_{i*} شود. این نقطه، نقطه‌ای است که در فضای استاندارد شده از صفحه مرزی یا همان منحنی تابع شرایط حدی، کمترین فاصله را تا مبدأ داشته باشد. به این ترتیب، (رکویتز و فیسلر، ۱۹۷۸):

$$F_i(x_{i*}) = \Phi \left(\frac{x_{i*} - \mu_{xi}^e}{\sigma_{xi}^e} \right) = \Phi(z_{i*}) \quad (15)$$

$$f_i(x_{i*}) = \frac{1}{\sigma_{xi}^e} \emptyset \left(\frac{x_{i*} - \mu_{xi}^e}{\sigma_{xi}^e} \right) = \frac{\emptyset(z_{i*})}{\sigma_{xi}^e} \quad (16)$$

که در آن، x متغیر تصادفی با مقدار میانگین μ_x و انحراف استاندارد σ_x است که با تابع توزیع تجمعی $F(x)$ و تابع چگالی احتمال $f(x)$ توصیف می‌شود. برای به دست آوردن مقدار میانگین μ_{xi}^e و انحراف استاندارد σ_{xi}^e نرمال معادل، CDF و PDF تابع واقعی را به ترتیب، برابر با CDF و PDF نرمال در مقدار طراحی x_{i*} در تابع شرایط حدی،

اطمینان β ، پیش از نصب هواده‌ها، برابر با $۰/۴۲۰۴$ خواهد بود؛ در نتیجه، قابلیت اطمینان p_s و احتمال شکست p_f مطابق جدول ۴ به ترتیب، $۰/۶۶۲۹$ و $۰/۳۳۷۱$ محاسبه می‌شود. این عدد، درصد زیادی را برای وقوع کاویتاسیون نشان می‌دهد؛ بنابراین، برای مقابله با خرابی حتمی در اثر کاویتاسیون، استفاده از هواده پرهیزناپذیر است. شکل ۷، سرعت جریان را در طول سرریز تنداب در دبی عبوری ۶۰۰۰ مترمکعب بر ثانیه نشان می‌دهد. سرعت بیشتر از ۳۵ متر بر ثانیه در بیشتر طول تنداب مشهود است.

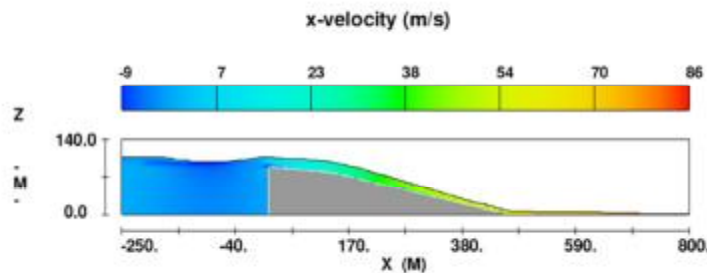
معادله (۲۱) شاخص قابلیت اطمینان و از معادله (۲۲) قابلیت اطمینان متناظر را می‌توان محاسبه کرد.

$$\beta = [(x_* - \mu_x^e)^t C_X^{-1} (x_* - \mu_x^e)]^{\frac{1}{2}} \quad (21)$$

$$p_s = \Phi(\beta) \quad (22)$$

نتایج و بحث

برای دستیابی به نتایج پژوهش، که محاسبه و مقایسه احتمال خرابی ناشی از وقوع کاویتاسیون در سرریز تنداب براساس شاخص قابلیت اطمینان در حالت‌های قبل و بعد از هواده‌ی مصنوعی است، از معادلات (۲۱) و (۲۲) استفاده می‌شود. محاسبات نشان داد که شاخص قابلیت



شکل ۷- سرعت در سرریز تنداب در دبی ۶۰۰۰ مترمکعب بر ثانیه

جدول ۴- احتمال وقوع کاویتاسیون بر مبنای مدل‌سازی براساس روش FORM قبل از نصب هواده

قبل از نصب هواده				ردیف
احتمال خرابی	شاخص قابلیت اطمینان β	سرعت متوسط V (متر بر ثانیه)	فشار متوسط P (پاسکال)	
$۰/۳۳۷۱$	$۰/۴۲۰۴$	$۲۶/۲۵$	$۸۶۰۵/۷۴$	۱

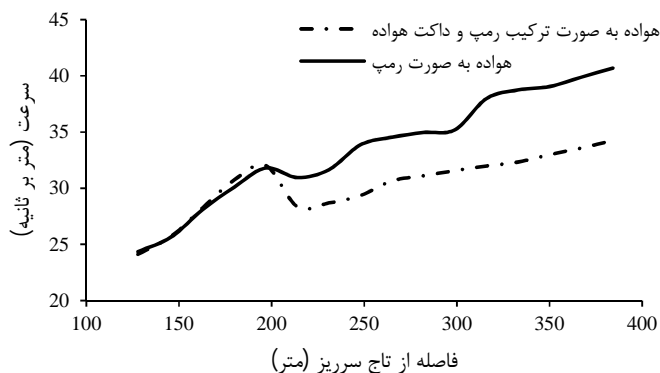
صورت هواده‌ی فقط با رمپ، احتمال خرابی را به میزان ۱۰ درصد نشان می‌دهد. این محاسبات، ضرورت نصب داکت‌های هواده را به‌خوبی نشان می‌دهد که با این مشخصات، احتمال خرابی را بیشتر از $۶/۵$ درصد کاهش می‌دهد. برای درک بیشتر عملکرد داکت‌های هواده، شکل‌های ۶ و ۷، مقایسه توزیع سرعت و فشار را در طول تنداب در دبی ۶۰۰۰ مترمکعب بر ثانیه نشان می‌دهد. ملاحظه می‌شود که هواده‌ی به‌صورت رمپ، فاصله میان ۲ هواده راه، که حدود ۶۰ متر است، به‌صورت کامل پوشش نمی‌دهد. شکل ۸ نشان می‌دهد تا فاصله ۲۴۰ متری، یعنی ۳۰ متر پس از هواده اول، سرعت جریان، تقریباً ثابت است و پس از آن تا رمپ دوم، افزایش مقادیر سرعت محسوس است؛ یعنی هواده‌ی به‌صورت رمپ با مشخصات ذکرشده، حداکثر تا ۳۰ متر پس از آن را پاسخگو خواهد بود. این مهم پس از رمپ دوم نیز صادق است. در شکل ۹

برای مقابله با کاویتاسیون براساس طرح در آزمایشگاه ۲ عدد هواده با مشخصات ذکرشده در مکانی تعبیه شده است که شاخص کاویتاسیون بحرانی است. این مکان‌ها با فاصله ۲۱۱ و ۲۷۰ متری از شروع تنداب است. برای تحلیل قابلیت اطمینان وقوع کاویتاسیون پس از نصب هواده‌ها، مراحل الگوریتم هسوفر-لیند سپری شده تکرار می‌شود. برای مقایسه عملکرد داکت‌های هواده و مقایسه احتمال خرابی میان هواده‌ی جریان با رمپ و ترکیب رمپ و داکت‌های هواده، مدل‌سازی رمپ‌ها نیز به‌صورت جداگانه در نرم‌افزار Flow-3D انجام شد. جدول ۵، خلاصه نتایج را براساس روش FORM ارائه می‌دهد. با توجه به نتایج حاصل از این جدول، نصب هواده به‌صورت ترکیب رمپ و داکت هواده، احتمال وقوع کاویتاسیون را بسیار کاهش می‌دهد. این مقدار با نصب هواده‌ها به حدود ۴ درصد می‌رسد؛ این در حالی است که احتمال خرابی در

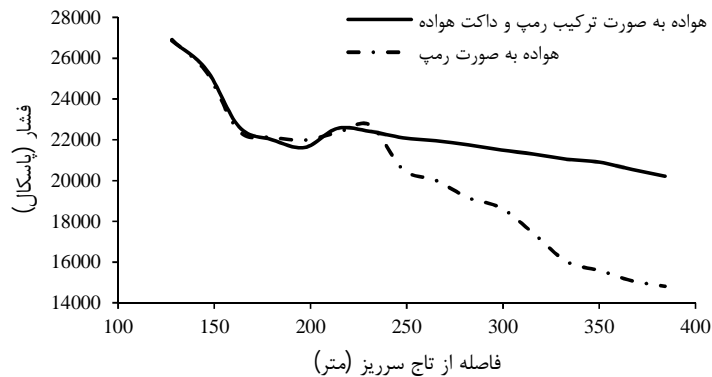
نیز، که توزیع فشار را نشان می‌دهد، عملکرد مناسب هواهی به‌صورت ترکیب رمپ و داکت هواه به‌خوبی دیده می‌شود. مشاهده می‌شود در حالت هواهی به‌صورت رمپ با مشخصات فیزیکی ذکرشده در فاصله ۳۰ متری از هواه‌های شماره ۱ و ۲ فشار به‌صورت افزایشی است و پس از آن، نمودار حالت کاهشی پیدا می‌کند.

جدول ۵- احتمال وقوع کاویتاسیون بر مبنای مدل‌سازی براساس روش FORM بعد از نصب هواه

ردیف	ترکیب رمپ و داکت هواه				رمپ			
	فشار متوسط P (پاسکال)	سرعت متوسط V (متر بر ثانیه)	شاخص قابلیت اطمینان β	احتمال خرابی	فشار متوسط P (پاسکال)	سرعت متوسط V (متر بر ثانیه)	شاخص قابلیت اطمینان β	احتمال خرابی
۱	۱۴۲۵۰/۳۳	۲۲/۱۳	۱/۷۳۲۰	۰/۰۴۱۶	۱۰۶۲۱/۴۹	۲۴/۶۵	۱/۲۳۹	۰/۱۰۷۷



شکل ۸- سرعت در تنداب در دبی ۶۰۰۰ مترمکعب بر ثانیه در ۲ حالت هواه به‌صورت رمپ و ترکیب رمپ و داکت هواه



شکل ۹- فشار در تنداب در دبی ۶۰۰۰ مترمکعب بر ثانیه در ۲ حالت هواه به‌صورت رمپ و ترکیب رمپ و داکت هواه

درصد حتمی است و جایگذاری هواه برای کاهش سرعت جریان و افزایش فشار وارد بر کف تنداب ضروری است. در مدل آزمایشگاهی ساخته‌شده از این سرریز در مؤسسه تحقیقات آب ایران، از ۲ عدد هواه به‌صورت ترکیب رمپ و داکت هواه استفاده شده است که محاسبات احتمالاتی بر مبنای قابلیت اطمینان براساس روش FORM، احتمال وقوع را ۴ درصد نشان می‌دهد. گفتنی است، عملکرد هواه‌ها، احتمال خرابی را حدود ۲۰ درصد کاهش داده است. در سرریز سد داریان به هنگام ساخت برای اطمینان

نتیجه‌گیری

در این پژوهش، جریان به‌صورت سه‌بعدی برای بررسی احتمالاتی وقوع کاویتاسیون، که به‌عنوان روشی کنترلی در طراحی سرریزهای تنداب معرفی می‌شود، روی سرریز تنداب سد داریان در نرم‌افزار Flow-3D مدل‌سازی شد. مدل‌سازی این سرریز در ۳ حالت بدون هواه، هواه به‌صورت رمپ و هواه به‌صورت ترکیب رمپ و داکت هواه انجام شد. نتایج نشان داد وقوع کاویتاسیون روی سرریز تنداب داریان با مشخصات ذکرشده با احتمال ۳۳

7. Ang A. H. S. and Tang W. 2007. Probability concept in engineering emphasis on application to civil and environmental engineering. John Wiley and Sons, New York. 432 p.
8. Azhdary Moghaddam M. and Hasanalipour Shahrabadi A. 2020. Evaluation of Cavitation Occurrence Based on Reliability in Chute Spillways by Using First Order Reliable Method and Monte Carlo Simulation Method from 18 Spillways Laboratory Models, Iran. KSCE Journal of Civil Engineering. 24: 1169-1182.
9. Chanson H. 1993. Self-Aerated flows on chutes and spillways. Journal of Hydraulic Engineering, ASCE. 119(2): 220-243.
10. Chanson H. 2013. Hydraulics of aerated flows. Journal of Hydraulic Research, IAHR. 51(3): 223-243.
11. Chen S. H. 2015. Hydraulic structures, 1st edition. Springer, Berlin, Germany. 1029 p.
12. Cornell C. A. 1969. A probability based structural code. Journal of American Concrete Institute. 66(12): 974-985.
13. Falvey H. T. 1990. Cavitation in chutes and spillways. United States Department of the Interior, Bureau of Reclamation, A Water Resources Technical Publication, Engineering Monograph No. 42. 145 p.
14. Hasofer A. M. and Lind N. C. 1974. Exact and invariant second-moment code format. Journal of Engineering Mechanics, ASCE. 100(1): 111-121.
15. Mays L. W. and Tung Y. K. 1992. Hydrosystems engineering and management. McGraw-Hill, New York. 530 p.
16. Nowak A. S. and Collins K. R. 2000. Reliability of Structures. McGraw-Hill, United States. 338 p.
17. Petersson K. 2012. Design of aerators for prevention of cavitation, the Höljes dam. Thesis, Royal Institute of Technology (KTH), Stockholm, Sweden. 69 p.
18. Pinto N. L. D. S. Neidert S. H. and Ota J. J. 1982. Aeration at high velocity flows. Water Power and Dam Construction. 34(2): 34-38.
19. Rackwitz R. and Fießler B. 1978. Structural reliability under combined random load sequence, Computers and Structures. 9(5): 489-494.
20. Shams Ghahfarokhi G. Van Gelder P. H. A. J. M. and Vrijling J. K. 2008. Probabilistic description of scour hole downstream of flip bucket spillway of large dams. Technical Proc., Int. Conference on Dam and Water for Future (ANCOLD), Gold Coast, Australia. 11 p.
21. Sorensen J. D. 2004. Structural reliability theory and risk analysis, Institute of Building Technology and Structural

کامل از عملکرد هولدها در شروع تنداب، یک هواده اضافی به صورت ترکیب رمپ و داکت هواده نصب شده است. این سرریز پس از ساخت و بهره برداری در اواخر سال های ۹۵، ۹۶ و ۹۷ به صورت ایمن عملکرد داشته است. همچنین، برای درک ضرورت نصب داکت هواده به صورت ترکیب با رمپ، مدل سازی رمپ به تنهایی در همان محل ها، احتمال وقوع ۱۰ درصدی خرابی ناشی از کاویتاسیون را نشان می دهد. این رمپ ها با مشخصات ذکر شده فقط طولی به میزان ۳۰ متر در طول تنداب را محافظت می کند و پس از ۳۰ متر، افزایش سرعت و کاهش فشار قابل مشاهده است.

سیاس گزاری

از گروه سازه های هیدرولیکی مؤسسه تحقیقات آب وزارت نیرو، به ویژه جناب آقایان مهندس رضا روشن و علی خراسانی زاده تشکر و قدردانی می شود.

منابع

۱. اژدری مقدم م. و حسنعلی پور شهرآبادی ا. ۱۳۹۷. ورود حباب های هوا به جریان های سطح آزاد برشی آشفته. دانشگاه سیستان و بلوچستان. زاهدان. ۵۳۷ ص.
۲. زندی ی. ۱۳۸۴. کاویتاسیون در سرریزها. دانشگاه آزاد اسلامی تبریز، تبریز. ۲۶۲ ص.
۳. زندی گوهرریزی ف. ۱۳۸۹. بررسی آسیب کاویتاسیون در سرریز صاف با استفاده از منطق فازی، پایان نامه کارشناسی ارشد مهندسی عمران- آب، دانشگاه سیستان و بلوچستان، زاهدان. ۱۵۸ ص.
۴. عزیزیان غ. اژدری مقدم م. حسنعلی پور شهرآبادی ا. و کاکویی شورکایی م. ط. ۱۳۹۶. بررسی آزمایشگاهی محل شروع هواگیری جریان روی سرریزهای پلکانی. مجله پژوهش آب ایران. ۲۵: ۹۸-۹۱.
۵. مؤسسه تحقیقات آب وزارت نیرو. ۱۳۹۰. گزارش نهایی طراحی و ساخت سامانه تخلیه سیلاب سد داریان، تهران. ۵۷ ص.
۶. مؤسسه بررسی ها و آزمایشگاه های منابع آب، بخش هیدرولیک. ۱۳۶۳. نشریه شماره ۶۲، گزارش مدل هیدرولیک سرریز سد شهید عباسپور (کارون I)، تهران، ایران. ۱۸ ص.

- Engineering, Aalborg University, Denmark. 231 p.
22. Tung Y. K. and Mays L. W. 1980. Risk analysis for hydraulic design. *Journal of Hydraulic Engineering*, ASCE. 106(5): 893-913.
 23. Vrijling J. K. 2001. Probabilistic design of water defence systems in the Netherlands. *Journal of Reliability Engineering and System Safety*. 74(3): 337-344.
 24. Yen B. C. Cheng S. T. and Melching C. S. 1986. *First order reliability analysis*, Littleton CO, Water resources Publications. 36 p.
 25. Yen B. C. and Tung Y. K. 1993. *Reliability and uncertainty analyses in hydraulic design*. ASCE, New York. 306 p.