

EXTENDED ABSTRACT

Assessing the Reliability of Cavitation on Chute Spillway by Using Form and Monte Carlo Simulation Method

M. Azhdary Moghaddam¹ and A. Hasanlipour Shahrabadi^{2*}

1- Associate professor, Civil Engineering Department, University of Sistan and Baluchestan, Zahedan, Iran.

2*- Corresponding Author, Ph.D. Candidate, Civil Engineering Department, University of Sistan and Baluchestan, Zahedan, Iran.(*Amin.h.shahrabadi@gmail.com*).

Received: 12 November 2017

Revised: 14 December 2018

Accepted: 18 December 2018

Keywords: Chute Spillway, Cavitation, Reliability, *FORM*, Monte Carlo.

DOI: 10.22055/jise.2018.23939.1701.

Introduction

The most important factor in the design of Chute Spillways is to control the occurrence of cavitation which is due to high velocity and negative pressure of flow. Cavitation occurs when the pressure of the fluid reaches its vapor pressure. In this condition, the fluid is evaporated and bubble is produced inside the liquid. When these bubbles arrive at a region of fluid flow with high pressure, bubbles explode and cause serious damage to structure (Iranian Water Research Institute, 2011). In Iran, the cavitation phenomenon has caused serious damage to the Karun I dam's spillway. The present study, considering the extracted results from laboratory model of chute spillway of Darian dam's spillway, investigates the probability of occurrence of cavitation and examines the reliability of this issue using *FORM* and Monte Carlo Simulation Method (MCSM). This model is made at a scale of 1:50 in Iranian Water Research Institute. This embankment dam is located in Paveh, Kermanshah province, Iran. The spillway channel width is 68 meters which reaches 42 meters in convergent chute. The slope length of this chute is 300.66 meters, with an angle of 14 degrees. In this laboratory model, in order to cope with the phenomenon of cavitation along the chute, two aerators in the form of deflector were used at the intervals of 211 and 270 at the beginning of chute. In order to study and control the occurrence of cavitation, it is necessary to provide information such as average velocity and pressure applied on the floor in different parts of the structure. Therefore, the flow velocity and the dynamic pressure were measured over it.

Methodology

Hydraulic uncertainty in the design of this hydraulic structure can be attributed to the uncertainty in the hydraulic performance analysis (Mays and Tung, 1992). The most complete and ideal method for describing the uncertainty level of a parameter, a function, a model, or a system for designing a hydraulic structure is the probability density function of the quantity exposed to uncertainty (Yen and Tung, 1993). The task of uncertainty analysis is to determine the characteristics of the system outputs uncertainty as a function of the existing uncertainties in the model and the involved random parameters. The resistance of an engineering system is its ability to successfully accomplish its mission without failure when exposed to external loading. Failure also occurs when the strength of the system is less than the load. Hence, the design and operation of hydraulic engineering systems are always subject to uncertainties and probable failures. The reliability, p_s , of a hydraulic engineering system is defined as the probability of survive in which the resistance, R , of the system exceeds the load, L , as follows (Hong Chen, 2015):

$$p_s = P(L \leq R) \tag{1}$$

The probability of failure, p_f , is a reliability complement and is expressed as follows:

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

In reliability analysis, the probabilistic calculations must be expressed in terms of a limit state function, $W(X) = W(X_L, X_R)$ as follows:

$$p_s = P[W(X_L, X_R) \geq 0] = P[W(X) \geq 0] \tag{3}$$

Where, X , is the vector of basic random variables in load and resistance functions. In the reliability analysis, if $W(X) > 0$, the system will be secure and in $W(X) < 0$ the system will fail. Accordingly, the Reliability Index, β , is used, which is defined as the ratio of the mean value, μ_W , to standard deviation, σ_W , of the limit state function $W(X)$ is defined as follows (Cornell, 1969):

$$\beta = \frac{\mu_W}{\sigma_W} \tag{4}$$

Using equation (4) and extracting the probability density function for a limit state function, reliability can be calculated as follows:

$$P_s = 1 - F_W(0) = 1 - F_{W'}(-\beta) \tag{5}$$

In which $F_W(0)$ is the cumulative distribution function of the limit state function, W and W' is a standardized limit state function defined as $W' = \frac{(W - \mu_W)}{\sigma_W}$.

In order to obtain uncertainty and calculate the reliability index of cavitation occurrence along a chute, it is needed to extract the limit state function. Therefore, using the Bernoulli relationship, one can write:

$$\sigma = \frac{\frac{P_{atm}}{\gamma} - \frac{P_v}{\gamma} + h \cos \theta}{\frac{V_0^2}{2g}} \tag{6}$$

Where P_{atm} is the atmospheric pressure, γ is the specific weight of water, P_v is the vapor pressure of the water, θ is the chute floor angle to the horizon, g is the gravity acceleration, V is the flow velocity and $h \cos \theta$ is the flow depth perpendicular to the floor. Therefore, the value of critical cavitation index, σ_{cr} , of the limit state function can be written as follows:

$$W(X) = \frac{\frac{P_{atm}}{\gamma} - \frac{P_v}{\gamma} + h \cos \theta}{\frac{V_0^2}{2g}} - \sigma_{cr} \tag{7}$$

In fact, the values of the cavitation index are calculated in different situations and are compared with the values of the critical cavitation index, σ_{cr} , in those points (Chanson, 1993). At each point where $\sigma \leq \sigma_{cr}$, there is a risk of corrosion in that section. According to Equation (7), velocity and pressure play a decisive and important role in the occurrence of the cavitation phenomenon. Therefore, reliability should be evaluated based on the probability distribution functions. For this purpose, the most suitable probability distribution function of velocity and pressure random variables on a laboratory model was extracted in different sections. For the velocity variable, the *Generalized Extreme Value* and for pressure variable, *Burr (4P)* probability

distribution functions were determined. For the other variables in the limit state function, the Normal probability distribution function with the related mean and standard deviation is considered. These values are calculated for gravity acceleration and atmospheric pressure at altitudes of 500 to 7000 meters above the sea level and for the specific weight, and vapor pressure at 5 to 35 degrees Celsius.

Conclusion

Now, the probability of occurrence of cavitation using the *FORM* and the MCSM was calculated. According to Table (1), the probability of failure before installing aerators using *FORM* and MCSM was determined 35 and 40% respectively.

Table 1. Probability of occurrence of cavitation by using the Monte Carlo Simulation (MCS)

(Number of Sample) N		10^3	10^4	10^5	10^6
Before installing aerators	P_f^{MCS}	0.4030	0.4024	0.4088	0.4079
After installing aerator No.1	P_f^{MCS}	0.2123	0.2131	0.2134	0.2138
After installing aerator No.2	P_f^{MCS}	0.0791	0.0795	0.0794	0.0799

According to probabilistic calculations, installation of aerator No.1 alone does not show the safe operation of the spillway. Therefore, another aerator is installed in a location, where critical cavitation index determines it along the chute. Using the MCSM offers a higher risk probability of failure than the *FORM* method. Due to the strategic nature of the spillway structure, it should be noted that the use of the MCSM, which presents a higher failure probability than the *FORM* method, will be more reliable for the installation and design of aerations. It is noteworthy that the probability of a failure calculated by the MCSM after the installation of second aerator is about 7%, which can result in a failure. For this purpose, in order to prevent failures caused by cavitation, in the prototype of the spillway of this dam, another aerator is also installed at the beginning of the chute. This spillway with 3 aerators had functioned safely during the occurrence of chute in March, 2017.

Acknowledgments

The authors need to express their sincere gratitude to the hydraulic structures group of Iranian Water Research Institute especially Reza Roushan and Ali Khorasanizadeh.

References

- 1- Chanson, H., 1993. Self-Aerated flows on chutes and spillways. *Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, 119(2)*, pp.220-243.
- 2- Cornell, C.A., 1969. A probability based structural code. *Journal of American Concrete Institute 66(12)*, pp.974-985.
- 3- Chen, S.H., 2015. *Hydraulic structures*, 1st edition. Springer, Berlin, Germany.
- 4- Iranian Water Research Institute., 2011. Final report of hydraulic system for flood discharge of Darian dam. Tehran, Iran. (in Persian).
- 5- Mays, L.W. and Tung, Y.K., 1992. *Hydrosystems engineering and management*. McGraw-Hill, New York.
- 6- Yen, B.C. and Tung, Y.K., 1993. *Reliability and uncertainty analyses in hydraulic design*, ASCE, New York.





ارزیابی قابلیت اطمینان وقوع کاویتاسیون در سرریز تنداب با روش‌های FORM و شبیه‌سازی مونت کارلو

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

۱- دانشیار گروه مهندسی عمران، دانشگاه سیستان و بلوچستان

۲- نویسنده مسئول، دکتری مهندسی عمران، دانشگاه سیستان و بلوچستان، Amin.h.shahrabadi@gmail.com

پذیرش: ۱۳۹۷/۹/۲۷

بازنگری: ۱۳۹۷/۹/۲۳

دریافت: ۱۳۹۶/۸/۲۱

چکیده

مهم‌ترین عامل در طراحی سرریزهای تنداب، کنترل وقوع کاویتاسیون ناشی از سرعت بالا و فشار منفی جریان می‌باشد. در این تحقیق با توجه به هزینه‌های بسیار بالای تعمیر و بازسازی سرریز، احتمال وقوع کاویتاسیون با استفاده از روش‌های قابلیت اطمینان FORM و شبیه‌سازی مونت کارلو، بر روی مدل سرریز تنداب سد داریان، ساخته شده با مقیاس ۱:۵۰ در مؤسسه تحقیقات آب ایران، بررسی شد. بر این اساس می‌توان به‌عنوان یک روش کنترلی، بر مبنای قابلیت اطمینان که روشی نوین در طراحی است، احتمال وقوع کاویتاسیون در سرریز تنداب را بررسی نمود. با توجه به توابع توزیع احتمال متغیرهای سرعت و فشار که مهم‌ترین عامل در وقوع کاویتاسیون هستند و در تابع شرایط حدی استخراج شده، نمایان می‌باشند، اقدام به محاسبه احتمال وقوع کاویتاسیون با استفاده از روش‌های فوق گردید. احتمال خرابی قبل از نصب هواده با استفاده از روش FORM ۳۵ و از روش مونت کارلو ۴۰ درصد تعیین گردید. در نتیجه با توجه به هندسه سرریز و حداکثر دبی محتمل، محاسبات نشان می‌دهد که نصب دو عدد هواده که مهم‌ترین عامل برای جلوگیری از خرابی ناشی از کاویتاسیون است، اجتناب ناپذیر می‌باشد.

کلید واژه‌ها: مدل سرریز تنداب، کاویتاسیون، قابلیت اطمینان، FORM، روش مونت کارلو.

مقدمه

طراحی بر مبنای احتمالات ابزاری قدرتمند در مهندسی هیدرولیک است. در بسیاری از مسائل مهندسی هیدرولیک عدم قطعیت‌ها در اطلاعات و تئوری، شامل فرایندهای تحلیل و طراحی، نیاز برخورد احتمالاتی با مسائل را ایجاد می‌کند. عدم قطعیت ناشی از پدیده‌های تصادفی در طراحی هیدرولیکی می‌تواند بسیار مؤثر باشد. عدم قطعیت را می‌توان برحسب تابع چگالی احتمال، فاصله اطمینان و یا گشتاورهای آماری مانند انحراف معیار و یا ضریب تغییرات پارامترهای تصادفی بیان نمود. ارتفاع اکثر سدهای مهم با کاربری چندمنظوره، بیش از ۲۰۰ متر و دبی عبوری از سرریز آن‌ها بزرگ‌تر از ۲۵۰ مترمکعب بر ثانیه در واحد عرض سرریز می‌باشد. در این سرریزها سرعت جریان روی شوت‌های بتنی تا ۵۰ متر بر ثانیه نیز می‌رسد. متأسفانه با بالا رفتن ارتفاع سدها و در نتیجه بالا رفتن سرعت جریان روی سرریزها، خطرات جدی این سازه‌ها را تهدید می‌نماید. این خطرات که با خرابی سازه همراه می‌باشد به پدیده کاویتاسیون ارتباط یافته است (Chanson, 2013). کاویتاسیون هنگامی رخ می‌دهد که فشار سیال به فشار بخار آن برسد. در این شرایط سیال بخار گردیده و حباب‌های ریز درون مایع شکل می‌گیرد. با رسیدن این حباب‌ها به ناحیه‌ای از جریان سیال با فشار بالا، حباب‌های فوق منفجر گردیده و خسارات جدی به سازه وارد می‌آورند. در اثر این انفجارها جریان به سطح بتن فشار دینامیکی موضعی بسیار

بالایی وارد می‌نماید که توسط شکاف‌های موبین و یا منافذ موجود در بتن به داخل آن منتقل گردیده و باعث جدا شدن یک قطعه بتن بزرگ از بدنه بتنی می‌شود (Anonymous, 2011).

از آن‌جا که سرعت بالا و فشار کم باعث بروز پدیده کاویتاسیون و خسارات هنگفت به سازه می‌گردد، در طول دهه‌های اخیر، هواده‌ای به‌عنوان یکی از بهترین روش‌ها برای مقابله با کاویتاسیون شناخته شده است (Pettersson, 2012). در ایران این پدیده باعث بروز صدمات جدی به سرریز سد کارون I گشته است. مدل هیدرولیکی این سرریز ابتدا در سال ۱۹۶۹ در دانشگاه مینسوتای آمریکا ساخته شده است و پس از ساخت سد و عملکرد سرریز آن در آذرماه ۱۳۵۶ کاویتاسیون آسیب جدی به آن وارد نمود. در سال ۱۳۶۳ دوباره مدل هیدرولیکی این سرریز در مؤسسه تحقیقات آب وزارت نیروی ایران با تعداد دو هواده مورد آزمایش و پذیرش واقع شد و سرریز ساخته‌شده مطابق با نمونه آزمایشگاهی اصلاح شد (Anonymous, 1984). این سرریز در سال ۱۳۷۲ پس از وقوع سیلاب مورد تخریب ناشی از کاویتاسیون واقع 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 می‌گردد (Zandi Goharizi, 2010). در سرریز سد خاکی نوریک (Nurek) 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 هواده‌ای بیش از حد

در سال‌های اخیر آنالیزهای قابلیت اطمینان و روش‌های احتمالاتی کاربرد قابل توجهی در مهندسی هیدرولیک پیدا کرده است. توسعه قابلیت اطمینان بر مبنای روش‌های تحلیلی در کاربردهای مهندسی در مراجع زیادی آمده است (Tung and Yen and Tung, 1993, Mays, 1980). همچنین چندین روش کاربردی در طراحی هیدرولیکی نیز در مراجع مختلفی گزارش شده است (Vrijling, 2001 و Ang and Tang, 2007). بنابراین، ارزیابی احتمال این که یک سیستم مهندسی هیدرولیک تا چه حد براساس طراحی عمل کند، نیازمند انجام تحلیل‌های عدم قطعیت و قابلیت اطمینان می‌باشد (Shams Ghahfarokhi et al., 2008, Ahadiyan and Mahdavi, 2015). نیز با مقایسه روش‌های آماری، تجربی و عصبی، هوای مورد نیاز سرریز برای جلوگیری از وقوع کاویتاسیون را بر آورد نمودند.

در طراحی هیدرولیکی، مقاومت و بار اغلب تابعی از چند متغیر تصادفی می‌باشند، به این معنی که:

$$R = g(X_L) = g(X_1, X_2, \dots, X_m) \quad \text{و} \quad \text{همچنین} \quad L = g(X_R) = g(X_{m+1}, X_{m+2}, \dots, X_n)$$

متغیرهای تصادفی می‌باشند که تابع بار، $g(X_L)$ و تابع مقاومت، $h(X_R)$ را تعریف می‌کنند. قابلیت اطمینان به صورت زیر تابعی از متغیرهای تصادفی می‌باشد:

$$p_s = P[g(X_L) \leq h(X_R)] \quad (۳)$$

در تحلیل قابلیت اطمینان، رابطه (۳) را می‌توان برحسب یک تابع شرایط حدی، $W(X) = W(X_L, X_R)$ ، به صورت زیر بیان نمود:

$$p_s = P[W(X_L, X_R) \geq 0] = P[W(X) \geq 0] \quad (۴)$$

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 و در حالت $W(X) < 0$ سیستم شکست خواهد خورد. در تحلیل قابلیت اطمینان از شاخص قابلیت اطمینان، β ، استفاده می‌شود که به صورت نسبت مقدار میانگین، μ_W ، به انحراف استاندارد، σ_W ، تابع شرایط حدی $W(X)$ به صورت زیر تعریف می‌شود (Cornell, 1969):

$$\beta = \frac{\mu_W}{\sigma_W} \quad (۵)$$

با استفاده از رابطه (۵) و استخراج تابع چگالی احتمال مناسب برای تابع شرایط حدی، می‌توان قابلیت اطمینان را به صورت زیر محاسبه نمود:

$$P_s = 1 - F_W(0) = 1 - F_{W'}(-\beta) \quad (۶)$$

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 به صورت $W' = \frac{W - \mu_W}{\sigma_W}$ تعریف می‌شود.

لازم بوده و بنابراین تعدادی از آنها را حذف کردند (Pinto et al., 1982). در سرریز سد فوزدآریا (Foz do Areia) محاسبات نشان می‌دهد که استفاده از دو هواده به جای سه هواده، هزینه را کاهش داده و تمام طول سرریز را از خطرات ناشی از کاویتاسیون محافظت می‌نماید (Chanson, 1996).

با توجه به اهمیت موضوع کاویتاسیون و هزینه‌های تحمیلی ناشی از آن، در تحقیق حاضر به احتمال وقوع کاویتاسیون و ارزیابی قابلیت اطمینان این موضوع با توجه به نتایج استخراج شده از مدل آزمایشگاهی سرریز تنداب سد داریان پرداخته شده است. عدم قطعیت هیدرولیکی در طراحی این سازه هیدرولیکی را می‌توان وابسته به عدم قطعیت در تحلیل عملکرد هیدرولیکی دانست. عدم قطعیت‌ها در طراحی سیستم مهندسی هیدرولیک را می‌توان به چهار گروه هیدرولوژیکی، هیدرولیکی، سازه‌ای و اقتصادی تقسیم‌بندی نمود (Mays and Tung, 1992). بدون توجه به سه نوع عدم قطعیت دیگر، در این مسئله عدم قطعیت در تحلیل عملکرد هیدرولیکی می‌تواند ناشی از توزیع سرعت و فشار که عوامل تعیین کننده در ایجاد کاویتاسیون هستند، باشد. وجود عدم قطعیت‌های مختلف عامل اصلی بالا بردن احتمال شکست در سیستم‌های مهندسی هیدرولیک است. در نتیجه به دست آوردن دانش لازم در مورد ویژگی‌های عدم قطعیت سیستم‌های مهندسی هیدرولیک برای ارزیابی قابلیت اطمینان آن‌ها ضروری می‌باشد (Yen et al., 1986). 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 (PDF: Probability Density Function) کمیت در معرض عدم قطعیت می‌باشد. وظیفه تحلیل عدم قطعیت، تعیین ویژگی‌های عدم قطعیت خروجی‌های سیستم به صورت تابعی از عدم قطعیت‌های موجود در مدل و پارامترهای تصادفی درگیر آن می‌باشد (Yen and Tung, 1993). سیستم‌های مهندسی هیدرولیک در محیط طبیعی در معرض عوامل بیرونی مختلفی قرار می‌گیرند. مقاومت یا استحکام یک سیستم مهندسی، توانایی آن برای انجام مأموریت مورد نظر به صورت موفقیت‌آمیز بدون شکست وقتی در معرض بارگذاری یا تنش‌های خارجی قرار دارد، می‌باشد. شکست نیز وقتی به وجود می‌آید که استحکام سیستم از بار کمتر باشد. از این رو، طراحی و عملکرد سیستم‌های مهندسی هیدرولیک همیشه در معرض عدم قطعیت‌ها و شکست‌های محتمل قرار دارند. قابلیت اطمینان، p_s ، یک سیستم مهندسی هیدرولیک به صورت احتمال عدم شکست که در آن مقاومت R سیستم از بار L فراتر می‌رود، به صورت زیر تعریف می‌شود (Chen, 2015):

$$p_s = P(L \leq R) \quad (۱)$$

که در آن $P(\cdot)$ احتمال می‌باشد. احتمال شکست، p_f ، مکمل قابلیت اطمینان می‌باشد و به صورت زیر بیان می‌شود:

$$p_f = P[(L > R)] = 1 - p_s \quad (۲)$$

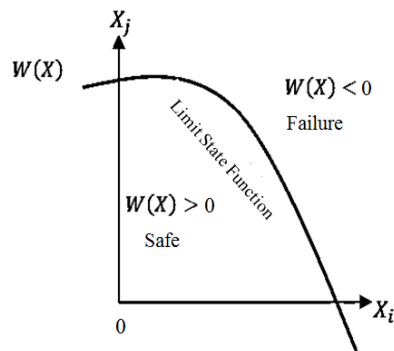


Fig. 1- Safe and failure zone by the limit state function

شکل ۱- حالت ایمن و شکست به وسیله تابع عملکرد

داده شده است. با توجه به جدول (۱)، میزان حداقل و حداکثر دبی‌ها، بر مبنای دوره بازگشت سالانه پنج سال تا حداکثر سیلاب محتمل، از ۸۵۰ تا ۶۰۰۰ مترمکعب تعیین گردیده است. لذا بر این اساس و به منظور برداشت پارامترهای هیدرولیکی در دبی‌های مختلف، در مدل ۱:۵۰ سامانه تخلیه سیلاب سد داریان، دبی‌های آزمایش از ۴۸ تا ۳۳۹ لیتر بر ثانیه انتخاب گردیده است. برای بررسی و کنترل وقوع کاویتاسیون، نیاز به اطلاعاتی نظیر سرعت متوسط و فشار وارده بر کف در قسمت‌های مختلف سازه می‌باشد. در نتیجه پس از عبوردهی این مقادیر از روی تنداب سرعت جریان و فشار دینامیکی در طول آن اندازه‌گیری گردید.

استخراج تابع شرایط حدی

یکی از مشکلاتی که همواره سرریزها را تهدید می‌نماید، وقوع پدیده کاویتاسیون روی تنداب و خسارات ناشی از آن می‌باشد. این موضوع با افزایش سرعت و کاهش فشار، ارتباطی مستقیم دارد. هوادهی به‌عنوان یکی از راه‌های مقابله با این پدیده شناخته شده است. طراحان به‌منظور شناخت پتانسیل خوردگی در سازه‌ها، پروفیل سطح آب را به‌ازای دبی‌های مختلف جریان، محاسبه می‌نمایند. با معلوم شدن فشار و سرعت متوسط، مقادیر شاخص کاویتاسیون در موقعیت‌های مختلف محاسبه شده و با مقادیر شاخص کاویتاسیون بحرانی، σ_{cr} ، در آن نقاط مقایسه می‌گردند. در هر مقطع که $\sigma \leq \sigma_{cr}$ شود، خطر خوردگی در آن محدوده وجود دارد. محاسبه شاخص کاویتاسیون باید به‌ازای دبی‌های مختلف صورت گیرد، زیرا بحرانی‌ترین حالت لزوماً به‌ازای حداکثر دبی اتفاق نمی‌افتد (Chanson, 1993). 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 دایمی میان دو نقطه از جریان رابطه برنولی (انرژی) را به‌صورت زیر خواهیم داشت (Falvey, 1990):

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

بر این اساس می‌توان به‌عنوان یک روش کنترلی، بر مبنای قابلیت اطمینان که روشی نوین در طراحی است، احتمال وقوع کاویتاسیون در سرریز تنداب را بررسی نمود. بنابراین، این تحقیق بر آن است که با تأکید بر وقوع کاویتاسیون در طول تنداب، براساس روش‌های احتمالاتی بر مبنای قابلیت اطمینان، طراحی را بر مبنای احتمال خرابی با توجه به تابع شرایط حدی کنترل و اصلاح نماید. با توجه به این نکته که مهم‌ترین روش برای جلوگیری از وقوع کاویتاسیون تعبیه هواده می‌باشد، براساس روش‌های قابلیت اطمینان باید تعداد و محل تعبیه آن‌ها را با توجه به احتمال حداقل وقوع کاویتاسیون اصلاح نمود. بنابراین می‌توان با این روش پیش‌بینی بهتری نسبت به گذشته در خصوص آرایه شاخص کاویتاسیون داشت. در نتیجه، احتمال وقوع کاویتاسیون و خسارات ناشی از آن در نمونه اصلی را به حداقل ممکن رساند و به شاخص کاویتاسیون حداکثر دست یافت.

مواد و روش‌ها

معرفی مطالعه موردی

تحقیق حاضر با استفاده از نتایج استخراج‌شده از مدل سرریز سد داریان که در مؤسسه تحقیقات آب ایران از جنس پلکسی‌گلاس با مقیاس ۱:۵۰ ساخته شده، صورت گرفته است. این سد خاکی در در کشور ایران در شهرستان پاوه 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 می‌باشد 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 به‌منظور مقابله با پدیده کاویتاسیون در طول تنداب، از دو عدد هواده به‌صورت سرشیب (Deflector) در فواصل ۲۱۱ و ۲۷۰ متری از شروع تنداب استفاده شده است که شامل یک شیب کوتاه و یک افتادگی می‌باشد. برای ورود هوا نیز از داکت هواده در دو دیواره چپ و راست تنداب مطابق شکل (۲-ب)، استفاده شده است.

برای اندازه‌گیری پارامترهای مؤثر در کاویتاسیون در مقاطع مختلف سرریز، هفت دبی مطابق با جدول (۱) از روی سرریز عبور



Fig. 2- (a) Laboratory model of Darian dam's spillway, (b) Aeration System
شکل ۲- نمایی از (a): مدل سرریز تنداب سد داریان. (b): سیستم هواده

جدول ۱- مقادیر دبی هفت گانه جهت اندازه گیری پارامترهای هیدرولیکی

Table 1- Seven discharge values for measuring hydraulic parameters

Discharge ($\frac{m^3}{s}$)	Flood return period (year)	Head on crest (m)
850	5	3.3
1700	50	5.5
2000	100	6.1
2600	150	7.0
2850	1000	7.5
4000	10000	9.5
6000	PMF	12

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

که در آن P_V فشار بخار آب می باشد. بنابر مطالعات (Pinto 1984) سرعت بیش از $30 \frac{m}{s}$ و یا شاخص کاویتاسیون کمتر از 0.25 نشان دهنده وقوع خطر و شرط نیاز هواده می باشد. Falvey (1990) براساس اطلاعات تجربی نشان داد که بستر جریان که در معرض جریان های با شاخص کاویتاسیون بزرگ تر از 0.2 می باشد، اصولاً از خطر در امان هستند. بنابر توضیحات فوق معیار دقیق و ثابتی برای وقوع کاویتاسیون به عنوان شاخص کاویتاسیون بحرانی وجود ندارد و این عامل خود دارای عدم قطعیت می باشد. حال رابطه (۱۱) را می توان در جریان با سطح آزاد در سرریزها، با در نظر گرفتن قوس قائم در کف، به صورت زیر نوشت:

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

که در آن P_{atm} فشار اتمسفر، 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 می باشد. اگر در این رابطه از پارامتر $\pm \frac{h}{g} * \frac{V_0^2}{r}$ که مربوط به اختلاف فشار ناشی از وجود قوس های قائم می باشد، صرف نظر شود، خواهیم داشت:

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

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، ρ چگالی آب است. زیرنویس صفر به جریان در بالادست اشاره می کند. به صورت پارامتر بدون بعد، ضریب فشار، C_P ، را خواهیم داشت:

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

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

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 کوچک تر و یا مساوی است. بنابراین ضریب فشار را می توان به صورت زیر استخراج نمود:

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

این رابطه به عنوان پارامتر فشار و یا عدد اوپلر نیز شناخته می شود. اگر فشار در نقطه ای که در آن عدد اوپلر حداقل باشد، به فشار بخار برسد، دیگر کمتر از آن نخواهد شد. این شرایط که آستانه شروع کاویتاسیون است را می توان با جایگزینی فشار مرزی با فشار بخار در رابطه (۸) و مساوی قرار دادن آن با حداقل عدد اوپلر محاسبه نمود.

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

اگر ترازهای Z و Z_0 برابر باشند، می توان شاخص کاویتاسیون را به صورت زیر بیان نمود:

فشار بر روی مدل آزمایشگاهی در مقاطع مختلف با استفاده از نرم-افزار *Easy fit* همراه با شاخص آماری و پارامترهای آن توزیع طبق آزمون‌های کای اسکوئر (χ^2 : Chi-Squared) و کولموگروف-اسمیرنوف (Kolmogorov-Smirnov: *K-S*) مطابق با جدول‌های (۲) و (۳) استخراج شد. برای دیگر متغیرهای موجود در تابع شرایط حدی، تابع توزیع احتمال نرمال، با میانگین و انحراف معیار ذکر شده در جدول (۴) در نظر گرفته شده است. این مقادیر برای ثابت گرانش و فشار اتمسفر در ارتفاع ۵۰۰ الی ۷۰۰۰ متر از سطح دریا و برای وزن واحد حجم و فشار بخار آب در دمای پنج الی ۳۵ درجه سانتی‌گراد محاسبه شده است. برای متغیر شاخص کاونتاسیون بحرانی مقدار انحراف استاندارد ۰/۰۱ در نظر گرفته شده است. باتوجه به جدول‌های (۲) و (۳) مشاهده می‌شود که بر طبق آزمون‌های کای اسکوئر و کولموگروف-اسمیرنوف برای متغیر تصادفی سرعت، تابع توزیع *GEV* (Generalized Extreme Value) و همچنین برای متغیر تصادفی فشار، تابع توزیع *Burr (4P)* به‌عنوان بهترین تابع توزیع معرفی شده است. این توابع توزیع در شکل‌های (۴) و (۵) ترسیم شده است. نکته جالب توجه این است که متغیرهای تصادفی فوق از توزیع نرمال پیروی نمی‌کنند. بنابراین به‌منظور ارزیابی قابلیت اطمینان با روش *FORM*، باید باتوجه به توزیع‌های فوق، مطابق با روش‌های موجود آن‌ها را به متغیرهای نرمال تبدیل نمود.

در رابطه فوق $\frac{P_{atm}}{\gamma}$ ارتفاع معادل فشار محیط اطراف می‌باشد. $\frac{P_V}{\gamma}$ مقدار ارتفاع معادل فشار بخار مایع است. $h \cos \theta$ یا $\frac{P_0}{\gamma}$ ارتفاع معادل فشار است که بر روی سازه اندازه‌گیری می‌شود. $\frac{V_0^2}{2g}$ ارتفاع معادل سرعت در مقاطع مختلف است. در نتیجه با توجه به مقدار شاخص کاونتاسیون بحرانی، σ_{cr} ، تابع شرایط حدی را به‌صورت زیر می‌توان نوشت:

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

رابطه (۱۴) به‌عنوان تابع شرایط حدی در شکل (۳) به‌صورت تابعی از فشار و سرعت جریان، با در نظر گرفتن مقادیر میانگین متغیرهای دیگر ترسیم شده و حالت‌های ایمن و شکست در آن مشخص است.

نتایج و بحث

احتمال وقوع کاونتاسیون با روش *FORM*

با توجه به رابطه (۱۴)، سرعت و فشار نقش تعیین‌کننده و بسیار مهمی در وقوع پدیده کاونتاسیون دارند. بنابراین باید به‌منظور ارزیابی قابلیت اطمینان با روش *FORM* (First Order Reliable Method)، براساس توابع توزیع احتمال آن‌ها اقدام نمود. به همین منظور مناسب‌ترین تابع توزیع احتمال متغیرهای تصادفی سرعت و

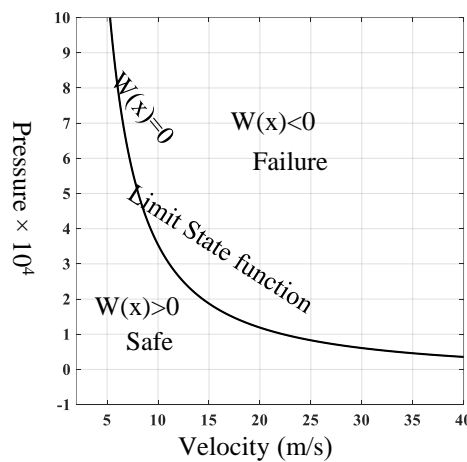


Fig. 3- Safe and failure zone by the cavitation limit state function

شکل ۳- حالت ایمن و شکست در تابع شرایط حدی وقوع کاونتاسیون

جدول ۲- نتایج برازش توابع توزیع برای متغیر تصادفی سرعت

Table 2- Results of fitting distribution functions for velocity random variable

Distribution function	Goodness of fit tests			
	<i>K-S</i>		χ^2	
	Rank	Statistic	Rank	Statistic
<i>GEV</i>	1	0.085	1	15.25
<i>Lognormal</i>	2	0.091	3	17.37
<i>Log-Logistic (3P)</i>	3	0.095	5	22.71

جدول ۳- نتایج برازش توابع توزیع برای متغیر تصادفی فشار

Table 3- Results of fitting distribution functions for pressure random variable

Distribution function	Goodness of fit tests			
	K-S		χ^2	
	Rank	Statistic	Rank	Statistic
Burr (4P)	1	0.0436	2	136.63
GEV	2	0.0702	1	105.09
Log-Logistic (3P)	3	0.0787	3	140.66

جدول ۴- مقادیر میانگین و انحراف استاندارد متغیرهای تصادفی در تابع شرایط حدی

Table 4. Mean and standard deviation of random variables in limit state function

Random variable	Mean	Standard deviation
Gravity acceleration, $g \left(\frac{m}{s^2}\right)$	9.80	0.01
Specific weight of water, $\gamma \left(\frac{N}{m^3}\right)$	9780.33	21.6
Vapor pressure of water, $P_v \left(\frac{N}{m^2}\right)$	2828.57	1792.3
Atmospheric pressure, $P_{atm} \left(\frac{N}{m^2}\right)$	89730	6599.3
Critical cavitation index, σ_{cr}	0.25	0.01

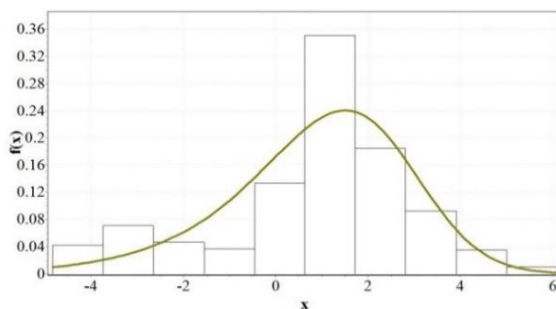


Fig. 4- Burr (4P) distribution function for Pressure random variable

شکل ۴- تابع توزیع Burr (4P) برای متغیر تصادفی فشار

می‌شود که مطابق روابط (۱۵) و (۱۶) خواهیم بود. همچنین Φ ، CDF توزیع نرمال استاندارد و ϕ ، PDF توزیع نرمال استاندارد است. در نتیجه می‌توان نوشت (Nowak and Collins, 2000):

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

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

حال می‌توان از الگوی Hasofer-Lind که شاخص قابلیت اطمینان برای تابع شرایط حدی غیرخطی، که با تغییر آن تابع، این شاخص ثابت باقی خواهد ماند، استفاده نمود. این روش بر پایه ایده کرنل و استفاده از شاخص قابلیت اطمینان بنا شده است. مخصوصاً آن که ایشان از فرم خطی تابع شرایط حدی و ممان‌های مرتبه اول و دوم برای حصول پاسخ استفاده کردند (Hasofer and Lind, 1974). Lind و Hasofer (1974) به‌جای نقطه میانگین در

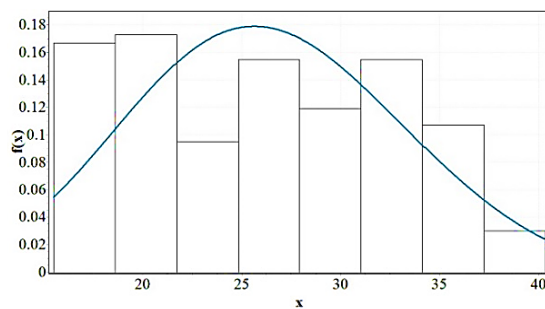


Fig. 5- GEV distribution function for Pressure random variable

شکل ۵- تابع توزیع GEV برای متغیر تصادفی سرعت

به همین منظور با روش Rackwitz و Fiessler توزیع‌های غیر نرمال، به نحوی 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 خواهیم داشت (Rackwitz and Fiessler, 1978):

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

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

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 به‌دست آوردن مقدار میانگین μ_{xi}^e و انحراف استاندارد σ_{xi}^e نرمال معادل، CDF و PDF تابع واقعی برابر با CDF و PDF نرمال در مقدار طراحی x_{i*} در تابع شرایط حدی قرار داده

این احتمال به حدود پنج درصد می‌رسد. همانطور که مشخص است وجود یک هواده در طول این تنداب ضامن بقای آن نبوده و تعبیه هواده شماره (۲) اجتناب‌ناپذیر بوده است.

احتمال وقوع کاویتاسیون براساس روش شبیه‌سازی مونت کارلو

شبیه‌سازی مونت کارلو یک روش خاص است که براساس آن می‌توان نتایج عددی را بدون انجام هیچ‌گونه آزمایش فیزیکی تولید نمود. روش شبیه‌سازی مونت کارلو بر پایه تولید یکسری نمونه‌های تصادفی برای هر متغیر براساس تابع چگالی احتمال آن و قرار دادن نمونه‌های هر متغیر در کنار هم استوار است. احتمال خرابی یک سیستم با استفاده از این روش مطابق با رابطه (۲۳)، با تقسیم تعداد نقاطی که در ناحیه خرابی قرار می‌گیرند بر تعداد تمامی نمونه‌های شبیه‌سازی شده، به دست می‌آید (Smith, 2011).

$$P_f^{MCS} = \frac{\text{تعداد نقاط واقع در ناحیه خرابی}}{\text{تعداد کل نقاط شبیه‌سازی شده}} \quad (23)$$

این نمونه‌ها با استفاده از معکوس تابع توزیع تجمعی احتمال به دست می‌آیند. بطورکل سه مرحله برای تولید نمونه‌های تصادفی وجود دارد. این سه مرحله عبارتند از: الف) تولید اعداد تصادفی در بازه صفر و یک ب) انتقال این اعداد تصادفی به تابع توزیع تجمعی احتمال ج) بدست آوردن مقدار هر نمونه با استفاده از معکوس تابع تجمعی در نقطه تصادفی. این مراحل برای تابع توزیع احتمال نرمال در شکل (۶) نشان داده شده است. نکته قابل توجه در این مطالعه تابع توزیع غیرنرمال متغیرهای تصادفی سرعت و فشار است. حال باتوجه به تابع شرایط حدی ارایه شده در رابطه (۱۴)، با استفاده از نرم افزار *Matlab* برای متغیرهای این رابطه شامل سرعت با تابع توزیع *GEV*، فشار با تابع توزیع *Burr (4P)* و شاخص کاویتاسیون بحرانی با تابع توزیع *Normal*، نمونه‌های تصادفی تولید می‌شود.

همان‌طور که در روش *FORM* نیز اشاره شد، با توجه به رابطه برنولی پارامتر سرعت و فشار با یکدیگر همبستگی دارند. بر این اساس مطابق با تجزیه مقادیر ویژه ماتریس واریانس-کواریانس (C_X)، مقدار میانگین و انحراف استاندارد با توجه به ضریب همبستگی به ترتیب با روابط (۲۵) و (۲۶) اصلاح می‌شود (Kaplan, 2002).

$$C_X = \begin{bmatrix} \sigma_{X1}^2 & \rho_{12}\sigma_{X1}\sigma_{X2} \\ \rho_{12}\sigma_{X1}\sigma_{X2} & \sigma_{X2}^2 \end{bmatrix} \quad (24)$$

$$\begin{Bmatrix} \mu_{X1}^m \\ \mu_{X2}^m \end{Bmatrix} = [T]^T * \begin{Bmatrix} \mu_{X1} \\ \mu_{X2} \end{Bmatrix} \quad (25)$$

$$C_X^m = \begin{bmatrix} \sigma_{X1}^{2m} & 0 \\ 0 & \sigma_{X2}^{2m} \end{bmatrix} = [T]^T [C_X][T] \quad (26)$$

محاسبه شاخص، از نقطه جدیدی به نام نقطه طراحی استفاده نمودند (نقل از (Sorensen, 2004)). برای تعیین نقطه طراحی x_* به صورت زیر عمل می‌شود.

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

که در آن اندیس‌های (r) و ($r+1$) بیان‌کننده تعداد تکرارها است. 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-کواریانس متغیرهای تصادفی X است. S_X بردار ضریب حساسیت تابع شرایط حدی در نقطه طراحی x_* می‌باشد و به صورت زیر تعریف می‌شود:

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

در اکثر مسائل عملی مهندسی، پارامترهای موجود در تابع شرایط حدی، وابسته هستند. برای ارزیابی قابلیت اطمینان باید توجه نمود، همبستگی متغیرهای تصادفی غیرنرمال در تبدیل نمودن آن‌ها به پارامترهای نرمال استاندارد، حفظ شود. این عمل را می‌توان با استفاده از تبدیل قدرتمند جانسون (Johnson Transformation) انجام داد. در نتیجه ماتریس واریانس-کواریانس را می‌توان براساس داده‌های نرمال استاندارد معادل نوشت. پس از پایان یافتن الگوریتم می‌توان از رابطه (۲۱) شاخص قابلیت اطمینان و از رابطه (۲۲) قابلیت اطمینان متناظر را محاسبه نمود.

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

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

با استفاده از رابطه (۲۱) شاخص قابلیت اطمینان β ، قبل از نصب هواده‌ها، برابر با 0.3843 خواهد بود. در نتیجه قابلیت اطمینان p_s و احتمال شکست p_f را به ترتیب 0.6496 و 0.3504 خواهیم داشت. این عدد درصد بالایی را برای وقوع کاویتاسیون نشان می‌دهد. بنابراین برای مقابله با خرابی حتمی در اثر کاویتاسیون استفاده از هواده اجتناب‌ناپذیر است. برای همین منظور هواده شماره (۱) با مشخصات ذکر شده در مکانی که شاخص کاویتاسیون بحرانی است، تعبیه شده است. این مکان با فاصله 211 متری از شروع تنداب می‌باشد. پس از نصب هواده شماره (۱)، اقدام به ثبت سرعت و فشار در دی‌های ذکر شده، گردید. در ادامه نیز با توجه به احتمال خرابی محاسبه شده، هواده شماره (۲) در فاصله 270 متری از شروع تنداب تعبیه شده است. به منظور تحلیل قابلیت اطمینان وقوع کاویتاسیون پس از نصب هواده‌ها، مراحل الگوریتم *Hasofer-Lind* سپری شده، تکرار می‌شود. جدول (۵) خلاصه نتایج را براساس روش *FORM* ارایه می‌دهد. با توجه به جدول (۵) نصب هواده پتانسیل وقوع کاویتاسیون را به شدت کاهش می‌دهد. این مقدار با نصب هواده شماره (۱) حدود 19 درصد است که پس از نصب هواده شماره (۲)،

جدول (۵) مشخص است، کاهش سرعت متوسط و افزایش فشار عملی به کف کانال سرریز، پس از نصب هواده می‌باشد. اضافه شدن هوا به جریان باعث افزایش حجم توده جریان گردیده و بر اساس رابطه پیوستگی سرعت جریان را کاهش می‌دهد. شکل‌های (۷) و (۸) اعداد تصادفی تولیدشده براساس روش مونت کارلو، به ترتیب قبل و بعد از نصب دو هواده، با مقادیر نمونه 10^4 را به صورت سه بعدی با متغیرهای سرعت، فشار و شاخص کاویتاسیون بحرانی در مقابل یک-دیگر نشان می‌دهد.

که در آن $[T]^T$ ترانهاده ماتریس مقادیر ویژه ماتریس وارینانس-کواریانس C_X ، $\mu_{X_i}^m$ و $\sigma_{X_i}^m$ نیز به ترتیب مقادیر میانگین و انحراف استاندارد متغیر تصادفی i به صورت اصلاح شده است. این ماتریس با توجه به وجود هفت متغیر، 7×7 می‌باشد. با توجه به مقادیر اصلاح-شده، مطابق با جدول (۶) با تعداد نمونه‌های 10^3 ، 10^4 ، 10^5 و 10^6 احتمال خرابی ناشی از وقوع کاویتاسیون محاسبه گردید. مطابق جدول (۶) ملاحظه می‌شود که نصب هواده‌ها به چه میزان احتمال وقوع پدیده کاویتاسیون را کاهش می‌دهد. دلیل این موضوع که در

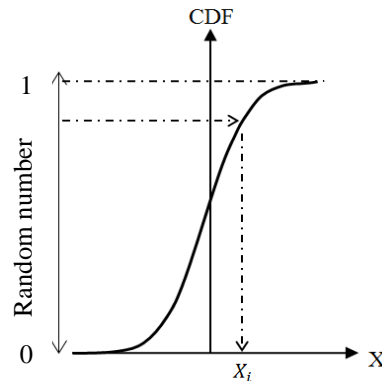


Fig. 6- Generate the Random numbers according to the normal distribution function
شکل ۶- تولید اعداد تصادفی با استفاده از تابع توزیع نرمال

جدول ۵- احتمال وقوع کاویتاسیون بر اساس روش FORM

Table 5- Probability of cavitation occurrence based on FORM

	Pressure ($\frac{N}{m^2}$)	Velocity ($\frac{m}{s}$)	Reliability Index	failure probability
Before installation of aerator	8232.79	27.25	0.3843	0.3504
After installation of aerator number 1	9321.43	26.67	0.8540	0.1966
After installation of aerator number 2	10416.12	24.86	1.589	0.0506

جدول ۶- احتمال وقوع کاویتاسیون بر اساس روش شبیه‌سازی مونت کارلو (MCSM)

Table 6- Probability of cavitation occurrence based on MCSM

(Number of sample) N		10^3	10^4	10^5	10^6
Before installation of aerator	P_f^{MCS}	0.4030	0.4024	0.4088	0.4079
After installation of aerator number 1	P_f^{MCS}	0.2123	0.2131	0.2134	0.2138
After installation of aerator number 2	P_f^{MCS}	0.0791	0.0795	0.0794	0.0799

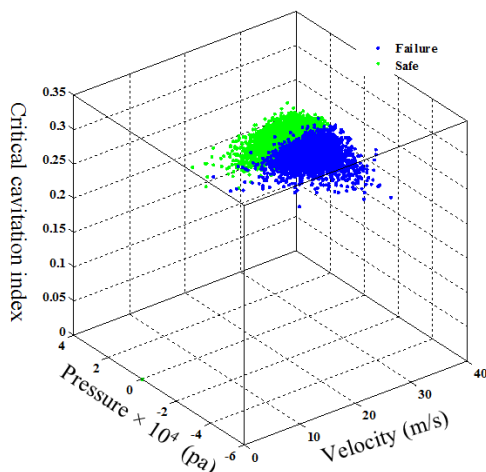


Fig. 7- Generation of 10^4 random samples; before installation aerator

شکل ۷- تولید اعداد تصادفی با مقادیر نمونه 10^4 ؛ قبل از نصب هواده

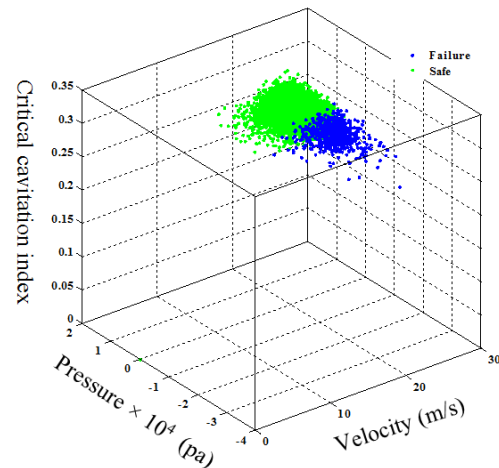


Fig. 8- Generation of 10^4 random samples; after installation aerators

شکل ۸- تولید اعداد تصادفی با مقادیر نمونه 10^4 ؛ بعد از نصب دو هواده

نصب هواده شماره (۱)، به تنهایی عملکرد ایمن سرریز را نشان نمی‌دهد. بنابراین اقدام به نصب هواده دیگری، در مکانی که شاخص کاویتاسیون بحرانی آن را در طول تنداب تعیین می‌نماید، شده است. با توجه به اهمیت سازه سرریز، باید دقت نمود که استفاده از روش شبیه‌سازی مونت کارلو که نسبت به روش FORM احتمال خرابی بالاتری را ارائه می‌دهد، اطمینان بیشتری را برای تعبیه و طراحی هواده‌ها در پی خواهد داشت. قابل توجه است که مقدار احتمال خرابی محاسبه‌شده با روش مونت کارلو پس از نصب هواده دوم حدود هفت درصد می‌باشد که این مقدار می‌تواند نتیجه خرابی را در پی داشته باشد. به همین منظور برای جلوگیری از وقوع خرابی ناشی از کاویتاسیون، در نمونه اصلی سرریز این سد در شروع تنداب یک هواده دیگر نیز نصب شده است. این سرریز در اواخر سال ۹۵ و روزهای نخست سال ۹۶ به هنگام وقوع سیلاب، با تعداد سه هواده به صورت ایمن عملکرد داشته است.

تشکر و قدردانی

از گروه سازه‌های هیدرولیکی مؤسسه تحقیقات آب وزارت نیرو به ویژه جناب آقایان مهندس رضا روشن و علی خراسانی‌زاده تشکر و قدردانی می‌گردد.

احتمال خرابی محاسبه شده با روش مونت کارلو، که به‌عنوان یک روش کنترلی انتخاب شده است، نتایج به‌دست آمده از روش FORM را تأیید نموده و ملاحظه می‌شود که مقادیر محافظه‌کارانه‌تری نسبت به این روش ارائه می‌دهد. احتمال محاسبه شده پس از نصب هواده دوم، یعنی هفت درصد نیز قابل تأمل می‌باشد. در این شکل‌ها مرز خرابی که همان منحنی تابع شرایط حدی است، قابل مشاهده می‌باشد.

نتیجه‌گیری

وقوع کاویتاسیون بر روی سرریزهای تنداب مهم‌ترین دلیل خرابی و عدم عملکرد صحیح و ایمن آن خواهد بود. در این تحقیق احتمال خرابی ناشی از وقوع کاویتاسیون با استفاده از روش‌های قابلیت اطمینان FORM و شبیه‌سازی مونت کارلو بررسی شده است. این مطالعه بر روی مدل ساخته‌شده از سرریز تنداب سد داریان با مقیاس ۱:۵۰ صورت پذیرفته است. احتمال بالای وقوع کاویتاسیون که تقریباً در حدود ۴۰ درصد محاسبه شده است، نصب هواده که عامل مهمی برای کاهش سرعت و مطابق با رابطه برنولی باعث افزایش فشار جریان می‌شود را حتمی معرفی می‌نماید. نصب هواده به‌صورت سرشیب در این مدل احتمال وقوع کاویتاسیون را با استفاده از هر دو روش به‌شدت کاهش می‌دهد. مطابق محاسبات احتمالاتی،

References

- 1- Ang, A.H.S. and Tang, W., 2007. *Probability concept in engineering emphasis on application to civil and environmental engineering*. John Wiley & Sons, New York.
- 2- Anonymous, 1984. Final report of hydraulic system for flood discharge of Karun I dam. Tehran, Iran. *Technical Rep.* (in Persian).
- 3- Anonymous, 2011. Final report of hydraulic system for flood discharge of Darian dam. Tehran, Iran. *Technical Rep.* (in Persian).
- 4- Chanson, H., 1993. Self-Aerated flows on chutes and spillways. *Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, 119(2)*, pp.220-243.

- 5- Chanson, H., 1996. *Air bubble entrainment in free-surface turbulent shear flows*. Academic Press, London, UK.
- 6- Chanson, H., 2013. Hydraulics of aerated flows. *Journal of Hydraulic Research, IAHR*, 51(3), pp.223-243.
- 7- Chen, S.H., 2015. *Hydraulic structures*, 1st edition. Springer, Berlin, Germany.
- 8- Cornell, C.A., 1969. A probability based structural code. *Journal of American Concrete Institute* 66(12), pp.974-985.
- 9- 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*.
- 10- Hasofer, A.M. and Lind, N.C., 1974. Exact and invariant second-moment code format. *Journal of Engineering Mechanics, ASCE*, 100(1), pp.111-121.
- 11- Kaplan, W., 2002. *Advanced calculus*, 5th ed, Addison-Wesley.
- 12- Mahdavi, M.A. and Ahadiyan, J., 2015. Evaluation of statistical, empirical, neural networks and neural-fuzzy techniques for estimation of spillway aerators. *Journal of Irrigation Science and Engineering*, 38(3), pp.51-61. (in Persian).
- 13- Mays, L.W. and Tung, Y.K., 1992. *Hydrosystems engineering and management*. McGraw-Hill, New York.
- 14- Nowak, A.S. and Collins, K.R., 2000. *Reliability of Structures*. McGraw-Hill, United States.
- 15- Pettersson, K., 2012. Design of aerators for prevention of cavitation, the Höljes dam. MSc Thesis, *Royal Institute of Technology (KTH)*, Stockholm, Sweden. 33p.
- 16- Pinto, N.L.D.S., Neidert, S.H. and Ota, J.J., 1982. *Prototype and laboratory experiments on aeration at high velocity flows*. Universidade Federal do Parana, Companhia Paranaense de Energia, Curitiba, Brazil.
- 17- Pinto, N.L.D.S., 1984. Model evaluation of aerators in shooting flow. *In the Symposium on Scale Effects in Modelling Hydraulic Structures, Esslingen, Germany*.
- 18- Rackwitz, R. and Fiessler, B., 1978. Structural reliability under combined random load sequence, *Computers and Structures*, 9(5), pp.489-494.
- 19- 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*.
- 20- Smith, D.J., 2011. *Reliability maintainability and risk: practical methods for engineers*. Elsevier Ltd.
- 21- Sorensen, J.D., 2004. *Structural reliability theory and risk analysis*, Institute of Building Technology and Structural Engineering, Aalborg University, Denmark.
- 22- Tung, Y.K. and Mays, L.W., 1980. Risk analysis for hydraulic design. *Journal of Hydraulic Engineering, ASCE*, 106(5), pp.93-913.
- 23- Vrijling, J.K., 2001. Probabilistic design of water defence systems in the Netherlands. *Journal of Reliability Engineering and System Safety*, 74(3), pp.337-344.
- 24- Yen, B.C., Cheng, S.T. and Melching, C.S., 1986. First order reliability analysis, *Water Resources Publications*, Littleton, Co, pp.1-36.
- 25- Yen, B.C. and Tung, Y.K., 1993. *Reliability and uncertainty analyses in hydraulic design*, ASCE, New York.
- 26- Zandi Goharrizi, F., 2010. Prediction of cavitation in smooth spillway using fuzzy logic, MSc Thesis, *University of Sistan and Baluchestan, Zahedan, Iran*. 158p. (in Persian).