

Analysis of Sequent Depth Ratio and Length of Sudden Expanding Hydraulic Jump under Symmetrical and Asymmetrical Developments


Hossein Khalili Shayan ¹, Javad Farhoudi ^{2*} and Alireza Vatankhah ³

1- Formerly, Ph.D. student, Irrigation and Reclamation Eng. Dept., University of Tehran, Karaj, Iran.

2- Emeritus Professor, Irrigation and Reclamation Eng. Dept., University of Tehran, Karaj, Iran.

3- Associate Professor, Irrigation and Reclamation Eng. Dept., University of Tehran, Karaj, Iran.

* jfarhoudi@ut.ac.ir

Received: 15 November 2019, Accepted: 19 April 2020  J. Hydraul. Homepage: www.jhyd.iha.ir

Abstract

Introduction: In practical applications, at the downstream of hydraulic structures, in some cases, the width of the basin may be larger than the upstream supercritical flow (sudden expansion in the flow section). In such cases, an expanding hydraulic jump with symmetrical or asymmetrical shape will be developed at the downstream. Under the design of three parallel gates, the operation of the side or middle gate can be lead to the asymmetrical or symmetrical hydraulic jump, respectively. According to the position of the jump toe, expanding hydraulic jump can be classified into four types. The present study focuses on a T-shaped hydraulic jump, which the toe is established at the beginning of the divergence section.

Most of the previous studies are related to the symmetrical expanding hydraulic jump. In this case, the downstream diverging channel is symmetric on the central axis of the channel. However, a systematic study on the effects of symmetry and asymmetry of the expanding hydraulic jump was not found in the literature. In this study, using the momentum principle, some theoretical equations to determine the ratio of the sequent depths of symmetrical and asymmetrical expanding hydraulic jump were derived. Also, some regression relations were proposed to estimate the length of expanding hydraulic jump. The new proposed equations were also extended for the presence of a sill. The equations were calibrated using available experimental data obtained in this and previous studies. This research also considered the characteristics of expanding hydraulic jump under the symmetrical and asymmetrical operation of the parallel gates.

Methodology: To calibrate new proposed relations and investigate the effects of different parameters on the expanding hydraulic jump characteristics, two experimental data sets were used. In addition to the data set from Bremen (1990), the experimental data from the present study were used. The data were collected from a hydraulic model of three parallel radial gates for operating the side or middle gate, which corresponds with the asymmetrical or symmetrical expanding hydraulic jump, respectively. The experiments provided a wide range of different parameters as the approaching Froude number, hydraulic jump length, sequent depths ratio, divergence ratio, sill height, and relative length of gate separator wall.

Results and discussion: Equation (4) was developed to determine the ratio of the sequent depths of expanding hydraulic jump based on the momentum equation. For the presence of a sill, a combination of Equations (4), (7) and (8) can be used to calculate the ratio of the sequent depths under the asymmetric and symmetric developments, respectively.

Determining the ratio of the sequent depths requires the calculation of the adjacent water depths of the closed gates. For this purpose, in addition to regression equation development (i.e. Equation 13), Equation (12) was proposed. This equation is based on the calculation of the hydraulic jump profile. It was observed that under the calibration range, the regression equation is more accurate. However, Equation (12) is recommended for the range outside of the experimental observations. The results showed that:

- ❖ As the divergence ratio increases, the ratio of sequent depths approaches to the classic hydraulic jump.
- ❖ By decreasing the relative length of the gate separator wall and decreasing the width of the gate on the downstream channel width, the relative depth at the side gate and consequently the ratio of the sequent depths will decrease.
- ❖ For the lower length of the separator wall and under the operation of the middle gate, longer horizontal distance is needed to develop the jump than the side gate. However, as the length of the separator wall increases, the length and sequent depth of hydraulic jump due to the side gate increases on the middle gate.
- ❖ In the presence of a sill, the relative length of the hydraulic jump decreases, and the ratio of secondary depths increases.
- ❖ It was observed that the hydraulic jump due to the operation of the middle gate leans toward the left or right side of the channel due to oscillatory behavior.
- ❖ Under operating the middle gate and in the absence of a sill, an asymmetric hydraulic jump is formed in the channel face when the length of the separator wall is less than 38% of the classical hydraulic jump length. For the presence of a sill, the minimum length of the separator wall decreases to about 26%.
- ❖ By decreasing the initial depth of the hydraulic jump on the width of the gate and converting the output jet into a linear jet, the relative development length will be increased.
- ❖ As the sill height increases, the difference in the depths attached to the side gates will decrease, and the hydraulic jump will develop more symmetrically.
- ❖ As the relative height of the sill decreases, the minimum length of the separator wall increases and a symmetrical hydraulic jump in the flanks forms.

Conclusion: This research developed a set of theoretical and regression relationships for estimating the length and sequent depth ratio of expanding hydraulic jump. Moreover, the effects of sill height, divergence ratio, and the length of the gate separator wall, were investigated. This study compares the effects of side and middle gate operations based on the variation of jump length and sequent depth ratio. The results can be used as a guide for the hydraulic structures operators to reduce the asymmetric severity of the expanding hydraulic jump and achieving the complete development under the minimum length.

Keywords: Expanding hydraulic jump, Stilling basin, Parallel gates, Momentum equation.

تحلیل نسبت عمق‌های ثانویه و طول پرش هیدرولیکی واگرای ناگهانی در شرایط توسعه یافتگی متقارن و نامتقارن

حسین خلیلی شایان^۱، جواد فرهودی^{۲*}، علیرضا وطن خواه^۳

۱- دانش‌آموخته دکتری تخصصی سازه‌های آبی، گروه مهندسی آبیاری و آبادانی دانشگاه تهران.

۲- استاد بازنشسته گروه مهندسی آبیاری و آبادانی دانشگاه تهران.

۳- دانشیار گروه مهندسی آبیاری و آبادانی دانشگاه تهران.

* jfarhodi@ut.ac.ir

دریافت: ۱۳۹۸/۰۸/۲۴، پذیرش: ۱۳۹۹/۰۱/۳۱ وب‌گاه نشریه هیدرولیک: www.jhyd.iha.ir

چکیده: در حالت‌های کاربردی مانند بهره‌برداری دریاچه‌های موازی، شرایطی رخ می‌دهد که با عملکرد صرف دریاچه میانی یا دریاچه کناری از مجموعه دریاچه‌ها، پرش هیدرولیکی به صورت متقارن یا نامتقارن در طول و عرض حوضچه آرامش، توسعه یابد. در این تحقیق، بر مبنای معادله اندازه حرکت، رابطه‌هایی نظری برای تعیین نسبت عمق‌های ثانویه پرش هیدرولیکی واگرای ناگهانی به صورت تابعی از عدد فرود اولیه و نسبت عرض جریان خروجی به عرض حوضچه آرامش، نتیجه‌گیری گردید. ملاحظه شد نسبت عمق‌های ثانویه افزون بر فراسنجه‌های بالا، به عملکرد متقارن یا نامتقارن دریاچه‌ها و طول نسبی دیواره‌های جداکننده، بستگی دارد. نتایج بدست آمده از برداشت‌های آزمایشگاهی، ضمن واسنجی معادله محاسبه عمق‌های ثانویه، رابطه‌هایی برای تعیین طول توسعه یافتگی پرش هیدرولیکی واگرای ناگهانی در شرایط بود و نبود آستانه، ارائه و مشاهده شد با کاهش عرض جریان خروجی به عرض آبراهه پایین‌دست، کاهش ارتفاع آستانه و کاهش طول نسبی دیواره‌های جداکننده، نسبت عمق‌های ثانویه کاهش و طول توسعه یافتگی افزایش می‌یابد. نتایج نشان داد در حالت عملکرد صرف دریاچه میانی و در شرایطی که طول دیواره‌های جداکننده از ۳۸ درصد طول پرش هیدرولیکی کلاسیک کمتر باشد، نبود تقارن پرش هیدرولیکی، تشدید می‌شود. در طول‌های کمتر دیواره‌های جداکننده، مقدار نبود تقارن پرش هیدرولیکی ناشی از عملکرد دریاچه میانی نسبت به عملکرد دریاچه کناری، بیشتر بوده که در نتیجه طول توسعه یافتگی بیشتر و عمق ثانویه کمتری را به دنبال دارد. با افزایش طول دیواره‌های جداکننده، طول توسعه یافتگی پرش هیدرولیکی ناشی از عملکرد دریاچه کناری بیشتر شده و نسبت عمق‌های ثانویه کاهش می‌یابد.

کلید واژگان: پرش هیدرولیکی واگرا، حوضچه آرامش، دریاچه‌های موازی، معادله اندازه حرکت.

۱- مقدمه

نمونه در پایین دست سازه‌های هیدرولیکی، موارد بسیاری ممکن است رخ دهد که عرض مقطع حوضچه آرامش پایین دست سازه، بیشتر از عرض ناحیه فرا بحرانی بوده و پرش هیدرولیکی واگرا، توسعه یابد. واگرایی عرض مقطع پایین دست نسبت به عرض مقطع فرا بحرانی، راهکاری برای افزایش استهلاک بیشتر انرژی در طول پرش هیدرولیکی، به‌شمار می‌آید (Nettleton and McCorquodale, 1989). مسئله اصلی در توسعه پرش هیدرولیکی در آبراهه‌های واگرا، تمایل به توسعه نامتقارن و تشکیل ناحیه‌های سکون جریان در مقیاس بزرگ است.

تبدیل جریان از رژیم فرابحرانی به رژیم فروبحرانی در یک آبراهه روباز با مقطع مستطیلی با بستر صاف و افقی و در شرایطی که عدد فرود اولیه پرش هیدرولیکی بیشتر از ۲ می‌باشد، پرش هیدرولیکی کلاسیک خوانده می‌شود (Bakhmeteff, 1932; Peterka, 1958; Hager, 1992). اگرچه پرش هیدرولیکی نزدیک به دو سده توسط محققان مختلف بررسی شده است، ولی سهم کمتری از بررسی‌ها، به شرایط تفاوت عرض مقطع فرابحرانی و مقطع پایین دست اختصاص دارد. در کاربردهای عملی و برای

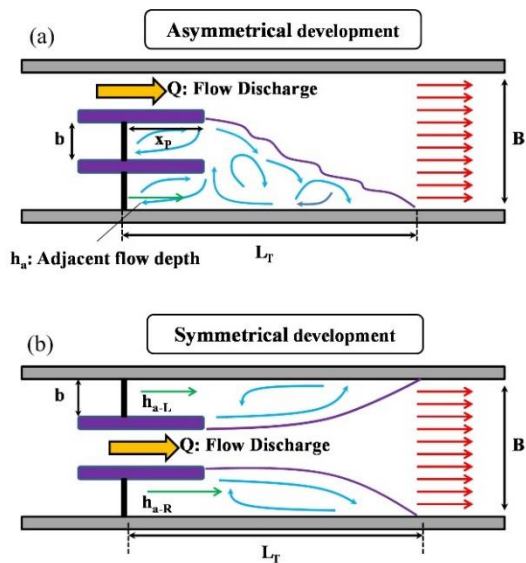


Fig. 2 Schematic sketch of asymmetric and symmetric expanding hydraulic jump

شکل ۲ طرح نمای کلی توسعه‌یافتگی نامتقارن و متقارن پرش هیدرولیکی واگرا در شرایط عملکرد دریاچه‌های موازی

ثانویه و افت انرژی می‌باشند (Kusnetzow 1958, Unny 1961, Rajaratnam and Subramanya 1968a, Herbrand 1973, Hager 1985, Bremen 1990, Bremen and Hager 2013, Omid et al. 1993, Chen et al. 2007). دیگری از این بررسی‌ها، دیگر ویژگی‌های پرش هیدرولیکی ملنند اجزای حوضچه آرامش کنترل‌کننده پرش هیدرولیکی و توزیع سرعت عمقی در ناحیه توسعه یافتگی و یا تاثیر ضمیمه‌های کنترل‌کننده پرش هیدرولیکی را بررسی نموده‌اند (Nosedo, 1964; Rajaratnam and Subramanya, 1967; Herbrand and Knauss, 1973, Smith, 1989, Bremen, 1990; Ferrer and Nasello, 2002; Zare and Doering, 2011; Kordi and Abustan, 2012; Omid et al., 2010; Hassanpour et al., 2017; Torkamanzad et al., 2019).

در شرایط تفاوت ناگهانی عرض مقطع فراهبرانی و عرض حوضچه آرامش پایین دست وابسته به موقعیت شکل‌گیری پاشنه پرش، انواع پرش هیدرولیکی ممکن است تشکیل شود (Bremen, 1990). در یک حالت ممکن است موقعیت پاشنه پرش هیدرولیکی در آغاز مقطع واگرایی شکل گیرد. این نوع پرش، در اصطلاح پرش نوع T یا پرش انتقالی خوانده می‌شود. این وضعیت به عنوان یک حالت مبنا در طراحی و محاسبه ویژگی‌های پرش هیدرولیکی واگرا تلقی می‌شود. در شرایط عملکرد دریاچه‌های موازی، هنگامی که

بنا بر مشاهددهای (Nashta and Garde 1988)، تشکیل پرش هیدرولیکی متقارن در آبراهه‌های واگرا تنها هنگامی ممکن است که نسبت عرض مقطع پایاب به عرض مقطع بالادست (نسبت واگرایی) محدود و در حدود ۱/۲ تا ۱/۴ تغییر یابد. با این حال در چنین شرایطی، تاثیر واگرایی بر افت انرژی پرش هیدرولیکی ناچیز است.

پرش هیدرولیکی واگرای ناگهانی، در شرایط مانور دریاچه‌های موازی، ممکن است رخ دهد. شکل ۱، پرش هیدرولیکی نامتقارن ناشی از بازشدگی متفاوت دریاچه‌های ورودی آبراهه W1 در شبکه آبیاری دز، را نشان می‌دهد. در این حالت دریاچه ۱ باز و دریاچه ۲ بسته می‌باشد. از شکل ۱، ترکیبی از جریان‌های رو به جلو و برگشتی در محدوده پایین دست سازه قابل مشاهده است.

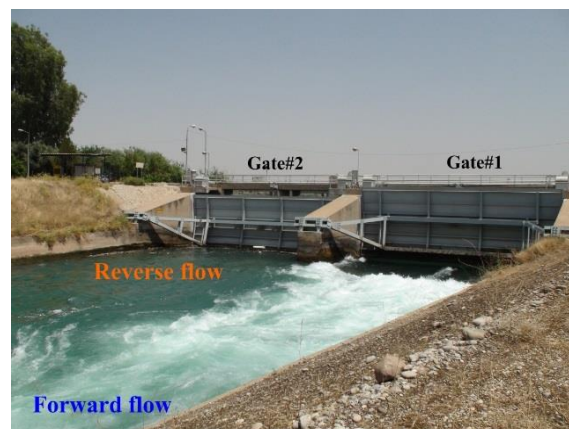


Fig. 1 Asymmetrical hydraulic jump at the downstream of parallel gates, W1 Canal, Dez irrigation network, Khuzestan province, Iran

شکل ۱ پرش هیدرولیکی نامتقارن در پایین دست دریاچه‌های موازی، آبراهه W1، شبکه آبیاری دز، استان خوزستان، ایران

شکل ۲، طرح نمای کلی و فراسنجه‌های موثر بر توسعه نامتقارن و متقارن پرش هیدرولیکی واگرا را به ترتیب ناشی از عملکرد دریاچه کناری و دریاچه میانی از مجموعه دریاچه‌های موازی نشان می‌دهد. در شرایط پرش هیدرولیکی نامتقارن، جریان برگشتی در یک جناح آبراهه شکل گرفته، این در حالی است که در شرایط شکل‌گیری پرش هیدرولیکی متقارن، جریان برگشتی در دو وجه آبراهه پایین دست توسعه می‌یابد.

عمده مطالعات انجام شده بر پرش هیدرولیکی واگرا، مرتبط با بررسی خصوصیات عمومی نظیر نسبت عمق‌های

معیارهای کمی برای محاسبه ویژگی‌های پرش هیدرولیکی واگرا در شرایط آستانه، ارائه نمی‌نماید.

Zare and Doering (2011) با انجام آزمایش‌های گسترده، ویژگی‌های پرش واگرا را در ترکیب با آستانه‌های مختلف با ارتفاع متفاوت در فاصله‌های مختلف از پاشنه پرش هیدرولیکی در طول حوضچه آرامش پایین‌دست و در شرایط واگرایی عرضی متقارن و نامتقارن بررسی کردند. نتایج آنان منحصر به پرش هیدرولیکی واگرا نوع S به عنوان یک حلت بحرانی است که پاشنه پرش در آغاز مقطع واگرایی قرار داشته و رابطه‌هایی تجربی برای تعیین نسبت عمق‌های ثانویه، طول نسبی حوضچه آرامش و افت نسبی پرش هیدرولیکی به صورت تابعی از ارتفاع و فاصله طولی نسبی آستانه و به تفکیک واگرایی عرضی متقارن و نامتقارن، پیشنهاد کردند.

Kordi and Abustan (2012) ویژگی‌های پرش هیدرولیکی واگرای نوع انتقالی را در شرایط واگرایی عرضی متقارن و نسبت واگرایی عرضی برابر ۲ را بررسی کردند. در چنین شرایطی، طول پرش هیدرولیکی در حدود ۱/۲۵ برابر پرش هیدرولیکی کلاسیک معادل، گزارش شد. آنان نیمرخ‌های تغییرپذیری عمقی توزیع سرعت پرش هیدرولیکی واگرا را مشلبه با پرش هیدرولیکی کلاسیک گزارش کردند. با این حال رشد لایه مرزی در پرش نوع انتقالی نسبت به پرش کلاسیک بیشتر است. همچنین طول لازم برای افزایش بیشترین سرعت عمقی نقطه‌ای تا ۵۰ درصد سرعت اولیه در مقطع پاشنه، برای پرش هیدرولیکی واگرای نوع انتقالی در حدود ۰/۷۵ پرش هیدرولیکی کلاسیک گزارش شد.

همچنان که مطرح شد، مانور دریچه‌های موازی در شرایط نصب یا بدون نصب روی سرریز در سازه‌های تقاطعی در مسیر آبراهه‌های رودخانه‌ای یا سازه‌های تنظیم آبراهه‌های آبیاری، نمونه‌ای از حالت‌های کاربردی رخداد پرش هیدرولیکی واگرا می‌باشد. در این حالت، گزینه‌های مختلفی برای تنظیم یک یا چند دریچه از مجموعه دریچه‌ها، در برابر بهره‌بردار قرار دارد. در این میان و در شرایط تنظیم بازشدگی جزئی دریچه‌ها، بهره‌بردار علاقمند به هدایت جریان به پایین‌دست با هدف دستیابی همزمان

پاشنه پرش هیدرولیکی در حدفاصل بین دیواره‌های جداکننده دریچه‌ها و در فاصله کمی از لبه دریچه قرار دارد، حلت خاصی از پرش هیدرولیکی انتقالی شکل می‌گیرد.

Herbrand (1973) در بررسی‌های خود نتیجه گرفت پرش هیدرولیکی واگرا در شرایط یکسان به طول توسعه یافتگی کمتری در مقایسه با پرش هیدرولیکی کلاسیک نیاز دارد. وی بیان داشت نسبت عمق‌های ثانویه پرش هیدرولیکی واگرا متأثر از نسبت واگرایی عرضی است. همچنین این نوع پرش هیدرولیکی به شدت ناپایدار و تمایل به توسعه نامتقارن دارد. وی بیان داشت، استفاده از ضمیمه‌هایی مانند شیب رو به بالا، واگرایی تدریجی مقطع و آستانه، می‌تواند اثرگذاری‌های سوء پرش هیدرولیکی واگرا را تا حدودی تعدیل کند.

Bremen (1990) و Bremen and Hager (1993) بر مبنای برداشت‌های آزمایشگاهی گسترده روی دو آبراهه با ابعاد مختلف، رابطه‌هایی را برای تعیین نسبت عمق‌های ثانویه، طول نسبی پرش هیدرولیکی، افت انرژی نسبی و عمق‌های کناری پرش هیدرولیکی انتقالی به صورت تابعی از عدد فرود، نسبت واگرایی عرضی و موقعیت نسبی پاشنه پرش هیدرولیکی، ارائه و بیان کردند پرش هیدرولیکی انتقالی بدون وجود ضمیمه‌ها مانند آستانه یا پله منفی، تامین کننده کارایی مورد انتظار مانند تقارن در توسعه یافتگی و افزایش افت انرژی در واحد طول نمی‌باشد. آنان بیان داشتند شدت نبود تقارن پرش هیدرولیکی واگرا با افزایش عرض مقطع پایاب از حدود ۲ برابر عرض مقطع اولیه و کاهش فاصله پاشنه پرش هیدرولیکی از آغاز مقطع واگرایی، افزایش می‌یابد.

Ferrer and Nasello (2002) ویژگی‌های کیفی پرش هیدرولیکی در مقاطع واگرا را در شرایط طراحی آستانه مورد بررسی قرار دادند. آنان بر مبنای برداشت‌های آزمایشگاهی خود، پرش هیدرولیکی واگرا در شرایط طراحی آستانه را وابسته به ترکیب ارتفاع نسبی پله، عمق پایاب نسبی، نسبت واگرایی عرضی و عدد فرود اولیه، در ۱۰ گروه مختلف، طبقه‌بندی کردند. نتایج آنان منحصر به شرایط واگرایی عرضی متقارن بوده و افزون بر آن

نسبی توسعه‌یافتگی پرش هیدرولیکی، دو مجموعه برداشت آزمایشگاهی استفاده شد. بخش اول مربوط به مجموعه داده‌های آزمایشگاهی (Bremen 1990) است. مجموعه برداشت‌های وی روی دو مدل آزمایشگاهی و در حالات بود و نبود آستانه و نیز واگرایی عرضی متقارن و نامتقارن، انجام شده است. برداشت‌های آزمایشگاهی شرایط طراحی آستانه از نظر کاربردی معادل شرایطی است که دریاچه روی یک آستانه نصب شده و موثر بر تغییر نسبت عمق‌های ثانویه و طول توسعه‌یافتگی پرش هیدرولیکی می‌باشد.

بخش دوم برداشت‌های آزمایشگاهی، از این تحقیق بدست آمده است. برای این منظور، مدلی از سه دریاچه قطاعی موازی در یک فلوم آزمایشگاهی به طول ۱۸ متر، عرض ۹۷ سانتی‌متر و ارتفاع ۱۲۰ سانتی‌متر واقع در آزمایشگاه تحقیقات آب مرکزی گروه مهندسی آبیاری و آبادانی دانشگاه تهران ساخته شد (شکل ۳). هر دریاچه به عرض ۳۰ سانتی‌متر و شعاع ۷۱ سانتی‌متر طراحی شد. ارتفاع نصب محور دریاچه در فاصله ۳۹ سانتی‌متر از بستر فلوم تثبیت گردید. دو دیواره جداکننده هر یک به طول ۹۰ سانتی‌متر و ضخامت ۳ سانتی‌متر در حفاصل دریاچه‌های قطاعی موازی نصب شد.



Fig. 3 View of laboratory model in this study
شکل ۳ نمای از مدل مورد استفاده در این تحقیق

برداشت‌های آزمایشگاهی در شرایط تثبیت پاشنه پرش هیدرولیکی در فاصله مشخصی از دریاچه، در دو حالت بازشدگی صرف دریاچه کناری (متناظر با شرایط واگرایی عرضی نامتقارن، شکل‌های ۴-الف و ۴-ب) و بازشدگی

به کمترین عمق ثانویه و طول توسعه‌یافتگی و همچنین بیشترین تقارن جریان خروجی، می‌باشد. این موضوع مستلزم مقایسه ویژگی‌های پرش هیدرولیکی واگرایی ناگهانی در شرایط بازشدگی متقارن و نامتقارن دریاچه‌ها می‌باشد. (Safarzadeh and Bahar Talari 2017) ضمن بررسی علل تخریب حوضچه‌های پایین‌دست سد میل مغان متشکل از مجموعه دریاچه‌های قطاعی موازی، بیان کردند بهره‌برداری نامتقارن دریاچه‌ها باعث خروج پرش هیدرولیکی از حوضچه آرامش و تشدید شرایط نامطلوب در پایین‌دست سد می‌شود. بر این مبنا آنان پیشنهاد کردند بهره‌برداری از دریاچه‌های موازی به صورت متقارن در دو وجه انجام شود.

از مجموعه بررسی‌های انجام شده پیشین، سهم بیشتری از بررسی‌ها مربوط به شرایطی است که واگرایی عرضی به صورت متقارن نسبت به مقطع آبراهه پایین‌دست، وجود داشته و پرش هیدرولیکی به صورت متقارن توسعه یابد. افزون بر انجام بررسی‌های کمتر در شرایط وجود واگرایی عرضی نامتقارن، بررسی مدونی در زمینه تاثیر تقارن یا عدم تقارن واگرایی عرضی و وجود آستانه بر ویژگی‌های پرش هیدرولیکی انجام نشده است.

در این تحقیق نخست بر مبنای کاربرد معادله اندازه حرکت و محاسبات نیمرخ پرش هیدرولیکی، رابطه‌هایی برای تعیین نسبت عمق‌های ثانویه پرش هیدرولیکی واگرایی ناگهانی در شرایط بود و نبود آستانه و نیز مانور متقارن و نامتقارن دریاچه‌ها نتیجه‌گیری شد. ضمن واسنجی رابطه‌های پیشنهادی نسبت عمق‌های ثانویه و طول توسعه‌یافتگی در هر حالت بر مبنای ترکیب برداشت‌های آزمایشگاهی این تحقیق و دیگر محققین، تاثیر مانور متقارن و نامتقارن دریاچه‌ها بر تغییرپذیری ویژگی‌های پرش هیدرولیکی در شرایط بود و نبود آستانه بررسی شد.

۲- مواد و روش‌ها

به منظور واسنجی رابطه‌های پیشنهادی، بررسی تاثیر طول نسبی دیواره‌های جداکننده، ارتفاع نسبی آستانه و تقارن یا نبود تقارن مانور دریاچه‌ها بر نسبت عمق‌های ثانویه و طول

حداکثر قابل قبول با مقیاس کامل (FS: Full Scale) استفاده شد. اندازه‌گیری عمق‌های شاخص جریان نیز با استفاده از اشل متحرک در عرض و طول آبراهه با عدم قطعیت معادل ± 0.1 میلی‌متر انجام شد. در هر آزمایش، مقطع حذف جریان‌های برگشتی در ناحیه پایین‌دست دریچه تعیین و فاصله این مقطع تا دریچه با استفاده از متر مدرج نصب‌شده در دیواره فلوم، اندازه‌گیری شد.

جدول ۱، محدوده فراسنجه‌های موثر در مجموعه برداشت‌های آزمایشگاهی، را نشان می‌دهد. Fr عدد فرود اولیه پرش هیدرولیکی، L_j^* طول پرش هیدرولیکی کلاسیک در عدد فرود اولیه معادل، s ارتفاع آستانه، b عرض دریچه، B عرض آبراهه پایین‌دست، x_p طول دیواره‌های جداکننده، $\lambda^* = y_i^*/y_1$ نسبت عمق ثانویه به عمق اولیه پرش (که در آن y_1 و y_i^* به ترتیب عمق‌های اولیه و ثانویه پرش هیدرولیکی است)، L_T طول توسعه یافتگی است (شکل ۲). h_{a-R} و h_{a-L} به ترتیب عمق در محل دریچه‌های بسته است و راست در شرایط عملکرد دریچه میانی است.

در مجموعه برداشت‌های آزمایشگاهی (Bremen 1990) و مطالعه حاضر، عرض هر دریچه (b) در محدوده 10^{-3} تا 3×10^{-3} سانتی‌متر، عرض آبراهه پایین‌دست (B) در محدوده 9×10^{-5} تا 5×10^{-5} سانتی‌متر، طول دیواره‌های جداکننده (x_p) در محدوده 3×10^{-2} تا 9×10^{-2} و ارتفاع آستانه (s) نیز در محدوده $2/5$ تا $3/2$ سانتی‌متر، متغیر است. خاطر نشان می‌شود اگرچه به دلیل محدودیت کاربرد سه دریچه در مدلسازی آزمایشگاهی

صرف دریچه میانی (متناظر با شرایط واگرایی عرضی متقارن، شکل ۴-ج و ۴-د) و در محدوده گسترده‌ای از عدد فرود اولیه و طول نسبی دیواره‌ها، انجام شد. از شکل های ۴-ج و ۴-د ملاحظه می‌شود در شرایط عملکرد صرف دریچه میانی، میدان جریان برگشتی در دو وجه آبراهه متقارن نبوده و پرش هیدرولیکی خروجی از دریچه در مقطع خروجی از دیواره‌های جداکننده به دلیل وجود یک رفتار نوسانی، به تواتر زمانی به جناح چپ یا راست آبراهه متمایل می‌شود. این پدیده نشان‌دهنده تفاوت در عمق‌های مجاور دریچه‌های چپ و راست طی عملکرد دریچه میانی است. بر این مبنا در شرایط عملکرد دریچه میانی نیز، امکان توسعه پرش هیدرولیکی نامتقارن وجود دارد.

در هر آزمایش، پس از تثبیت پاشنه پرش هیدرولیکی در فاصله مشخصی از دریچه، عمق پایاب در مقطع توسعه یافتگی جریان، دبی، بازشدگی، عمق بالادست و عمق‌های مجاور به دریچه‌های بسته اندازه‌گیری شد. همچنین فاصله تقریبی توسعه‌یافتگی جریان از دریچه‌ها که جریان‌های برگشتی حذف شده‌اند، اندازه‌گیری و ثبت شد.

مجموعه فراسنجه‌های اندازه‌گیری‌شده در هر آزمایش عبارت‌اند از عمق جریان در مقطع بالادست، عمق ثانویه پرش هیدرولیکی در مقطع پایاب و در ناحیه توسعه یافتگی کامل جریان، عمق جریان در مجاور دریچه‌های بسته، طول توسعه‌یافتگی کامل پرش هیدرولیکی و نیز دبی جریان. به منظور اندازه‌گیری دبی جریان از جریان‌سنج الکترومغناطیسی فلنچی با دقت ± 0.2 تا ± 0.5 درصد

جدول ۱ محدوده تغییرات فراسنجه‌های بی‌بعد در برداشت‌های آزمایشگاهی

Table 1 Range of non-dimensional parameters within the experimental observations

Parameter	Source of data	Fr	$\eta=b/B$	$\Psi=y_1/b$	$\mu=x_p/L_j^*$	$\omega=s/y_1$	$\lambda^*=y_i^*/y_1$	L_T/L_j^*
Asymmetric expansion without sill	Present study and Bremen (1990)	2.64-9.70	0.20-0.67	0.04-0.61	0.01-1.39	*	2.02-12.88	0.85-10.13
Asymmetric expansion with sill	Bremen) (1990)	3.20-8.43	0.67	0.03-0.08	0.03-1.25	0.61-1.67	4.15-12.59	0.54-3.38
Symmetric expansion without sill	Model #1 Present study	1.92-7.98	0.33	0.11-0.33	0.04-1.11	*	2.18-10.27	0.82-8.76
	Model #2 Bremen) (1990)	2.99-10.60	0.33	0.04-0.13	0.03-1.45	*	2.30-13.54	*
Symmetric expansion with sill	Bremen) (1990)	2.03-7.37	0.33	0.09-0.31	0.02-1.24	0.49-1.66	2.02-9.42	0.40-2.48

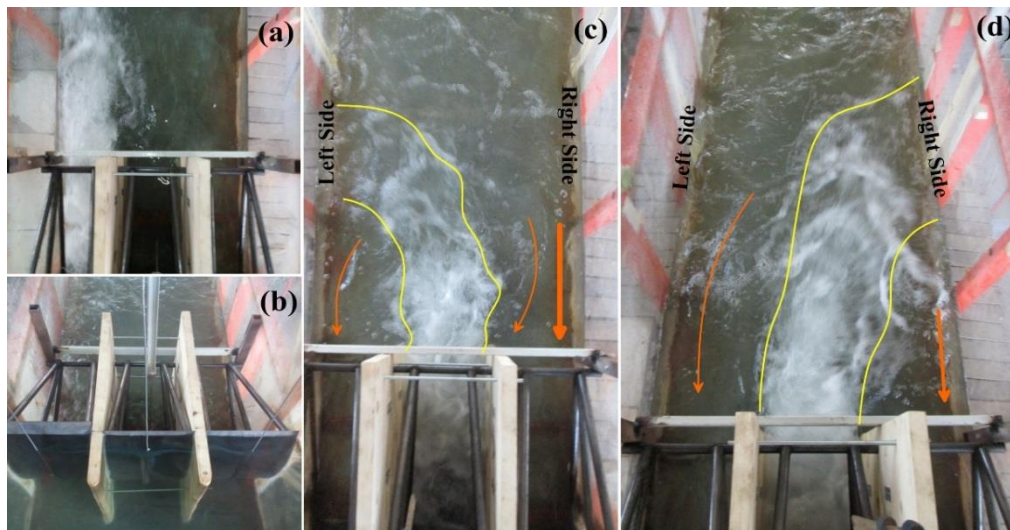


Fig. 4 View of expanding hydraulic jump under asymmetric (a,b) and symmetrical (c,d) openings of the gates

شکل ۴ پرش هیدرولیکی واگرا در شرایط بازشدگی نامتقارن (a,b) و متقارن (c,d) دریچه‌ها

$$F_{p(1)} = \gamma b \frac{y_1^2}{2}, F_{p(1)} = \gamma B \frac{y_t^2}{2} \quad (2)$$

$$F_{pa} = \kappa \gamma (B - b) \frac{h_a^2}{2}$$

که در آن، y_t^* عمق مزدوج پرش هیدرولیکی و κ ضریب مربوط به اصلاح توزیع فشار ایستایی می‌باشد. در این تحلیل از تاثیر نیروی کششی وارده از سوی دیواره‌های جانبی بر حجم کنترل جریان، صرف نظر شده است.

از معادله (۱) و با تعریف فراسنجه‌های بی‌بعد به شکل $\beta = h_a/y_1$ ، $\lambda^* = y_t^*/y_1$ ، $\eta = b/B$ هیدرولیکی به شکل $Fr = Q/(b\sqrt{g}y_1^3)$ ، در نهایت می‌توان معادله زیر را برای تعیین عمق مزدوج نسبی پرش هیدرولیکی نتیجه گرفت:

$$(\lambda^*)^3 - p \times \lambda^* + r = 0 \quad (3)$$

که در آن، $p = \eta + \kappa(1-\eta)\beta^2 + 2\eta(Fr)^2$ و $r = 2\eta^2(Fr)^2$ از حل این معادله، نسبت عمق‌های ثانویه پرش هیدرولیکی واگرا به صورت زیر تعیین می‌شود:

$$\lambda^* = \frac{y_t^*}{y_1} = 2\sqrt{\frac{p}{3}} \cos\left(\frac{\phi}{3}\right) \quad (4)$$

$$\phi = \cos^{-1} \left[-\frac{r}{2} \sqrt{\left(\frac{3}{p}\right)^3} \right] \text{ که در آن:}$$

در شرایط عملکرد صرف دریچه میانی، بر مبنای مشاهده‌های آزمایشگاهی این تحقیق و شکل‌های ۴-ج و

این تحقیق، در عمل نسبت عرض دریچه به عرض آبراهه (b/B) در محدوده $0.67-0.33$ متغیر است، برداشت‌های آزمایشگاهی عملاً امکان توسعه داده‌ها تا محدوده پنج برابری عرض آبراهه پایین‌دست به عرض دریچه یا $b/B=0.20$ فراهم می‌سازد.

۳- نتایج و بحث

۳-۱- نتیجه‌گیری رابطه‌های تعیین نسبت عمق‌های ثانویه

این بررسی، تحلیل نسبت عمق‌های ثانویه را در شرایط شکل‌گیری پرش هیدرولیکی انتقالی ارزیابی می‌کند. در این وضعیت پاشنه پرش هیدرولیکی در فاصله اندکی از دریچه قرار داشته و طول دیواره‌های جداکننده (x_p) را می‌توان به عنوان برآورد فاصله پاشنه پرش هیدرولیکی تا آغاز واگرایی در نظر گرفت. در این وضعیت، بر مبنای کاربرد اصل اندازه حرکت در فاصله پس از دریچه تا مقطع پایین‌دست و در نظر گرفتن تاثیر نیروی وارده از سوی دیواره‌های جانبی (دریچه‌های بسته)، خواهیم داشت:

$$F_{p(1)} - F_{p(2)} + F_{pa} = \rho Q (V_2 - V_1) \quad (1)$$

که در آن، $F_{p(1)}$ نیروی فشاری وارده از سوی عمق جریان در مقطع پس از دریچه باز، $F_{p(2)}$ نیروی فشاری وارده در مقطع پایاب، F_{pa} نیروی فشاری وارده از سوی دریچه‌های بسته بر حجم کنترل پایین‌دست (نیروی ناشی از واگرایی عرضی ناگهانی) بوده و به‌صورت زیر تعریف می‌شوند:

ثبت نشدن تغییر عمق پرش هیدرولیکی با فاصله از دریچه طی برداشت‌های آزمایشگاهی این تحقیق، استفاده از روش پیشنهادی Rajaratnam and Subramanya (1968b) برای توصیف نیمرخ پرش هیدرولیکی و برآورد β سودمند است.

با استفاده از این روش، ارتفاع پرش هیدرولیکی در فاصله x_p از پاشنه پرش هیدرولیکی قابل محاسبه بوده و این عمق برآوردی از عمق h_a خواهد بود. در این روش عمق پرش هیدرولیکی در هر فاصله x از پاشنه پرش، عبارت است از (شکل ۵):

$$h(x) = y_1 + 0.75 \times \eta' \times (y_2^* - y_1) \quad (9)$$

که در آن، y_2^* عمق ثانویه پرش هیدرولیکی کلاسیک می‌باشد. η' ضریبی است که با توجه به نسبت $\varepsilon = x/X$ از روش پیشنهادی Rajaratnam and Subramanya (1968b) تعیین می‌شود. X نیز از رابطه زیر قابل محاسبه می‌باشد:

$$\frac{X}{y_1} = 5.08 \times (Fr) - 7.82 \quad (10)$$

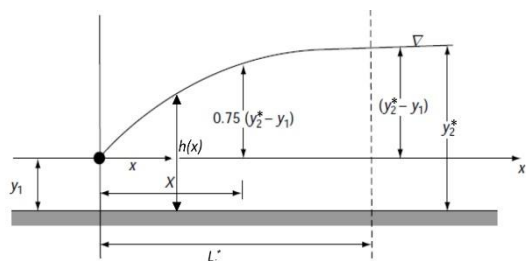


Fig. 5 Definition sketch for the jump profile from the Rajaratnam and Subramanya (1968b)'s method

شکل ۵ تعریف فراسنجه در محاسبه نیمرخ پرش هیدرولیکی از روش Rajaratnam and Subramanya (1968b)

بنابراین برای برآورد عمق h_a از روش بالا، کافی است عمق پرش هیدرولیکی در فاصله $x = x_p$ (طول دیواره) تعیین شود. در نهایت از این روش، رابطه زیر برای تعیین β قابل استخراج می‌باشد:

$$\beta = \frac{h_a}{y_1} = 1 + 0.75 \eta' \times \left\{ \frac{\sqrt{1 + 8 \times (Fr)^2} - 3}{2} \right\} \quad (11)$$

$$\eta' = f \left(\lambda' = \frac{x_p}{X} \right)$$

در شرایط طراحی آستانه نیز تعیین β (از روش نیمرخ

۴-د، عمق‌های جریان در مجاورت دریچه‌های چپ و راست (h_{a-R} و h_{a-L}) با یکدیگر برابر نمی‌باشند.

بواسطه بازنویسی معادله مومنتم در فاصله پس از دریچه تا مقطع پایاب، می‌توان رابطه‌هایی را برای تعیین عمق نسبی مزدوج پرش هیدرولیکی به دست آورد با این تفاوت که:

$$p = \eta + 2\eta(Fr)^2 + \kappa \frac{(1-\eta)}{2} \bar{\beta}^2 \left(2 + \frac{\tau^2}{2} \right) \quad (5)$$

$$\bar{\beta} = \frac{h_{aR} + h_{aL}}{2y_1}, \tau = \frac{\Delta h_a / y_1}{\bar{\beta}} = \frac{2|h_{aR} - h_{aL}|}{h_{aR} + h_{aL}}$$

در نتیجه تعیین نسبت عمق‌های ثانویه پرش هیدرولیکی از رابطه‌های یاد شده، نیازمند تعیین فراسنجه‌های β ، κ و $\bar{\beta}$ می‌باشد. ثابت واسنجی κ نیز از داده‌های مشاهده‌ای، تعیین می‌شود.

بنا بر تحلیل ابعادی می‌توان مشخص کرد فراسنجه‌های β و τ ، تابعی است از فراسنجه‌های بی بعد به شرح زیر:

$$\beta = f_1 \left(Fr, \eta, \frac{x_p}{y_1} \right), \tau = f_2 \left(Fr, \eta, \frac{x_p}{y_1} \right) \quad (6)$$

رابطه‌های تعیین فراسنجه‌های β و τ بر مبنای تحلیل‌های آزمایشگاهی قابل استخراج می‌باشند.

در شرایط طراحی آستانه به طور مشابه با حالت پیش، معادله (۳) برای تعیین نسبت عمق‌های ثانویه، قابل استفاده است با این تفاوت که فراسنجه p به صورت زیر تغییر می‌کند:

در شرایط طراحی آستانه و واگرایی عرضی نامتقارن:

$$p = 2\eta(Fr)^2 + \eta + \kappa(1-\eta)\beta^2 + (2k'\eta\omega) \left(\beta - \frac{\omega}{2} \right) \quad (7)$$

در شرایط طراحی آستانه و واگرایی عرضی متقارن،

$$p = 2\eta(Fr)^2 + \eta + \kappa \frac{(1-\eta)}{2} \bar{\beta}^2 \left(2 + \frac{\tau^2}{2} \right) \quad (8)$$

$$+ (k'\eta\omega) (2\bar{\beta} - \omega)$$

که در آن، $\omega = s/y_1$ و k' ضریب مربوط به اصلاح توزیع فشار ایستایی وارده از سوی آستانه است. مقدار این ضریب از طریق واسنجی با داده‌های مشاهده شده تعیین می‌شود.

۳-۲- تعیین فراسنجه β

یک روش برای برآورد β (از عمق آب مجاور به دریچه h_a)، استفاده از نیمرخ پرش هیدرولیکی است. با توجه به

شرایط واگرایی عرضی نامتقارن با سطح همبستگی $R^2=0.86$ و در مرحله واسنجی و سطح همبستگی $R^2=0.85$ در مرحله صحت‌سنجی و بر مبنای ۲۰ درصد از مجموعه داده‌های آزمایشگاهی باقی‌مانده، ارائه می‌کند.

پراکندگی داده‌های مشاهده‌ای نسبت به رابطه بالا به دلیل عدم قطعیت تعیین طول توسعه یافتگی از طریق مشاهده دیداری وضعیت سطح آب و احتمال بروز خطا در مشاهده حذف کامل جریان‌های برگشتی است.

بر مبنای جمع‌بندی داده‌های آزمایشگاهی در شرایط واگرایی عرضی نامتقارن، ضریب‌های متناظر با رابطه (۱۳) تعیین شد و رابطه زیر برای تعیین β به دست آمد:

$$\frac{\beta}{Y^*} = \left\{ 1 - \left[1.33 - \eta^{0.18} \right] \times \left[1.04 - \tanh \left(2.40 \times \frac{x_p}{L_j^*} \right) \right] \right\} \quad (16)$$

شکل ۶، مقادیر β محاسباتی از رابطه (۱۶) و روش محاسبه نیمرخ پرش هیدرولیکی را در مقابل داده‌های آزمایشگاهی در شرایط بازشدگی نامتقارن دریاچه نشان می‌دهد. به منظور مقایسه و بررسی این رابطه‌ها، دو معیار درصد میانگین قدرمطلق خطای نسبی ($MARE$) و درصد خطای استاندارد (SE)، از رابطه‌های زیر استفاده شد:

$$\%MARE = \frac{100}{n} \times \sum_{i=1}^n \left| \frac{M_i - S_i}{M_i} \right| \quad (17)$$

$$\%SE = \frac{100}{M} \times \left[\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (M_i - S_i)^2 \right]^{0.5} \quad (18)$$

که در آن، M_i و S_i به ترتیب مقادیر اندازه‌گیری‌شده و محاسبه‌شده متغیر مورد نظر می‌باشد. M میانگین مقادیر اندازه‌گیری‌شده و n شمار جفت نقطه‌های اندازه‌گیری و محاسبه‌شده است.

میانگین قدرمطلق خطای نسبی در تعیین β از دو روش معادله رگرسیونی (۱۶) و نیمرخ پرش هیدرولیکی به ترتیب ۶/۱ و ۱۹/۸ درصد و خطای استاندارد به ترتیب معادل ۷/۲ و ۲۵ درصد است.

با تعیین β و در نظر گرفتن مقادیر ۰/۹۲ و ۱/۱۴ به ترتیب برای ثابت κ از روش‌های رگرسیونی و نیمرخ پرش هیدرولیکی، عمق‌های ثانویه از معادله (۴)، تعیین می‌شود. شکل ۷ مقادیر نسبت عمق‌های ثانویه (λ^*) محاسباتی از معادله (۴) بر مبنای تعیین β را نشان می‌دهد. ملاحظه می‌شود میانگین قدرمطلق خطای نسبی در محاسبه نسبت

پرش هیدرولیکی، بنا بر معادله‌های زیر انجام می‌شود:

$$\beta = 1 + \frac{s}{y_1} + 0.75\eta' \left\{ \frac{\sqrt{1+8 \times (Fr)^2}}{2} - \frac{3}{2} \right\} \quad (12)$$

روش دیگر برای تعیین فراسنجه β ، استفاده از رابطه‌های رگرسیونی است. با کاربرد داده‌های آزمایشگاهی مشخص شد رابطه رگرسیونی به شکل زیر می‌تواند برای تعیین فراسنجه β به صورت تابعی از نسبت‌های η و x_p/L_j^* به کار رود:

$$\frac{\beta}{Y^*} = \left\{ 1 - \left[a_1 - \eta^{a_2} \right] \times \left[a_3 - \tanh \left(a_4 \times \frac{x_p}{L_j^*} \right) \right] \right\} \quad (13)$$

که در آن، a_1 ، a_2 ، a_3 و a_4 ضریب‌های رگرسیونی است که بر مبنای داده‌های مشاهده شده، تعیین می‌شوند. Y^* نیز عبارت است از نسبت عمق‌های ثانویه پرش هیدرولیکی کلاسیک که از رابطه Bélanger (1828) تعیین می‌شود.

۳-۳- رابطه‌های تعیین طول پرش هیدرولیکی

تعیین طول توسعه پرش هیدرولیکی تنها بر مبنای برداشت‌های آزمایشگاهی، مشاهده طول لازم برای حذف جریان‌های برگشتی از سطح آب و استفاده از مجموعه رابطه‌های رگرسیونی، ممکن می‌باشد. رابطه پیشنهادی برای برآورد طول به شکل زیر می‌باشد:

$$\frac{L_T}{L_j^*} = c_1 (\eta)^{c_2} (Fr)^{c_3} (\psi)^{c_4} \left(\frac{x_p}{L_j^*} \right)^{c_5} \quad (14)$$

که در آن، c_1 ، c_2 ، c_3 ، c_4 و c_5 ضریب‌های تجربی است که بر مبنای داده‌های مشاهده‌شده، تعیین می‌شوند.

۳-۴- ارائه نتایج مربوط به واگرایی عرضی نامتقارن

(عملکرد دریاچه کناری)

در شرایط بازشدگی دریاچه کناری، در مجموع طی ۴۵۶ مجموعه داده آزمایشگاهی، طول توسعه‌یافتگی برداشت شد. با به‌کارگیری ۸۰ از مجموعه داده‌های آزمایشگاهی، ضریب‌های تجربی معادله (۱۴) واسنجی شده و رابطه‌ای به شکل پیشنهاد شد:

$$\frac{L_T}{L_j^*} = 0.92 (\eta)^{-1.21} (Fr)^{-1.52} \left(\frac{y_1}{b} \right)^{-0.96} \left(\frac{x_p}{L_j^*} \right)^{-0.17} \quad (15)$$

این رابطه طول توسعه یافتگی پرش هیدرولیکی را در

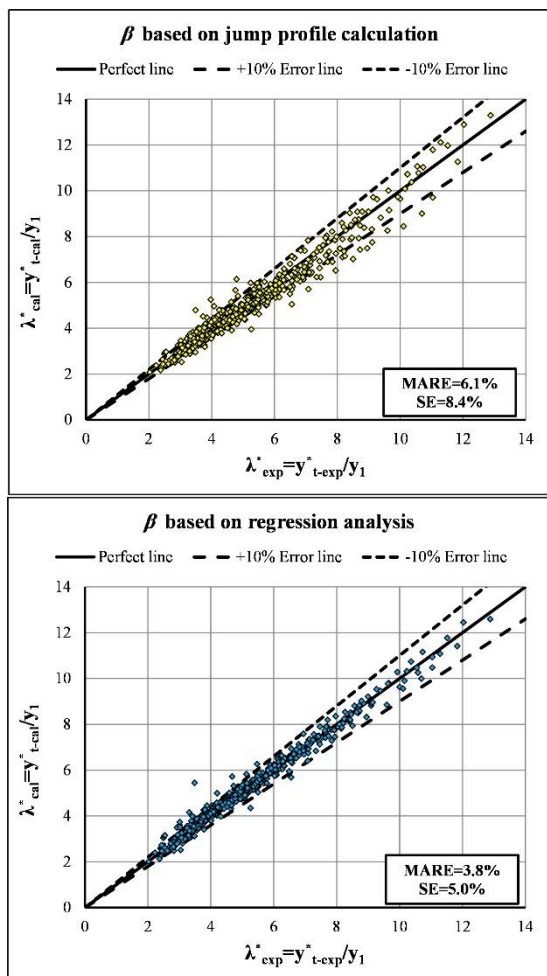


Fig. 7 Evaluation of different methods for calculating λ^* under asymmetrical expanding condition

شکل ۷ ارزیابی روش‌های مختلف برای تعیین λ^* در شرایط واگرایی عرضی نامتقارن

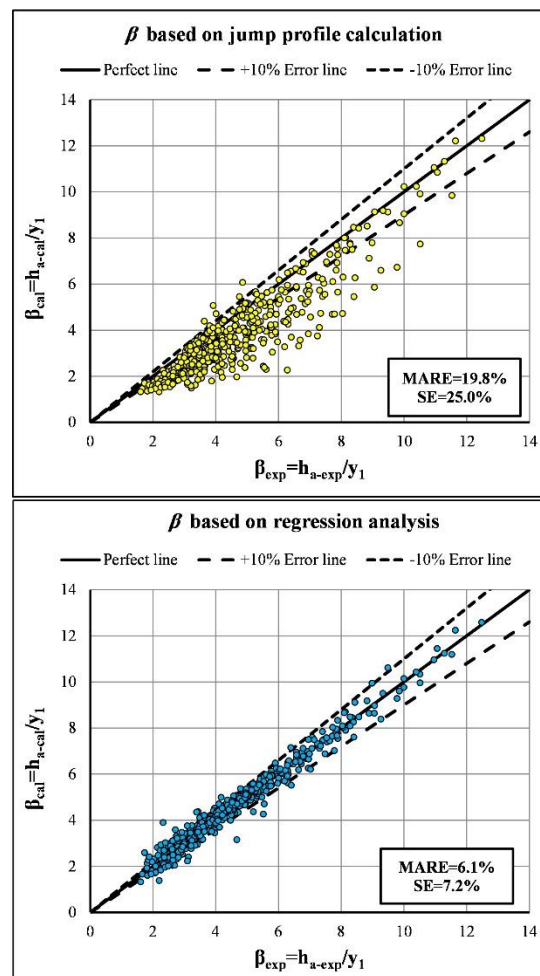


Fig. 6 Evaluation of different methods for calculating β under asymmetrical expanding condition

شکل ۶ ارزیابی روش‌های مختلف برای تعیین β در شرایط واگرایی عرضی نامتقارن

$$S = \frac{\frac{\partial \lambda^*}{\partial \beta}}{\beta} = \left(\frac{2\kappa(1-\eta)\beta^2}{3(\lambda^*)^2 - \eta - \kappa(1-\eta)\beta^2 - 2\eta Fr^2} \right) \quad (19)$$

بواسطه تعیین شاخص حساسیت S و مشخص بودن میانگین قدر مطلق خطای نسبی در تعیین β ($MARE_\beta$)، میانگین قدر مطلق خطای نسبی در تعیین فراسنجه λ^* ($MARE_{\lambda^*}$)، از رابطه $MARE_{\lambda^*} = MARE_\beta \times |S|$ قبل محاسبه می‌باشد. جدول ۲، مقادیر شاخص حساسیت و نیز میانگین قدر مطلق خطای نسبی در تعیین فراسنجه λ^* بر مبنای روش بالا را به تفکیک برداشت‌های آزمایشگاهی در شرایط واگرایی عرضی نامتقارن و به تفکیک سه نسبت حساسیت نشان می‌دهد. از جدول ملاحظه می‌شود شاخص حساسیت نسبی تعیین پارمتر λ^* از معادله (۱۹) و بر

عمق‌های ثانویه بر مبنای تعیین β از روش معادله رگرسیونی و نیمرخ پرش هیدرولیکی به ترتیب معادل ۳/۸ و ۶/۱ درصد و خطای استاندارد تعیین از دو روش بالا به ترتیب معادل ۵ و ۸/۴ درصد است. جالب است که به‌رغم خطای بالاتر در تعیین β از روش نیمرخ پرش هیدرولیکی، خطای نسبت عمق‌های ثانویه، به حدود یک‌سوم کاهش یافته است.

به منظور بررسی میزان تاثیر خطای تعیین β در محاسبه نسبت عمق‌های ثانویه (λ^*)، استفاده از شاخص حساسیت نسبی (S)، سودمند است. با کاربرد مشتق‌های جزئی و از معادله (۳) می‌توان نشان داد حساسیت نسبی تعیین فراسنجه λ^* نسبت به فراسنجه β عبارت است از:

دریچه نسبت به عرض آبراهه پایین دست می‌باشد. این موضوع از دیدگاه فیزیکی نیز منطقی به نظر می‌رسد. با افزایش نسبت واگرایی عرضی (η) و تمایل پرش هیدرولیکی و نسبت عمق‌های ثانویه به پرش هیدرولیکی کلاسیک و رابطه بلانگر، تاثیر فراسنجه β در محاسبه نسبت عمق‌های ثانویه کاهش یافته و انتظار می‌رود عدم قطعیت در تعیین β برای نسبت واگرایی معادل $\eta=0.66$ تاثیر کمتری بر خطای در محاسبه نسبت عمق‌های ثانویه داشته باشد.

مبنای تمامی داده‌های آزمایشگاهی برداشت شده روی سه نسبت واگرایی عرضی، در حدود 0.33 می‌باشد. بر این مبنای می‌توان گفت میانگین خطای تعیین فراسنجه λ^* در حدود یک سوم خطای تعیین فراسنجه β بوده که با نتیجه گزارش شده پیشین، همخوانی دارد.

از جدول ۲، شاخص حساسیت نسبی S از معادله (۱۷) متناظر با سه نسبت واگرایی عرضی معادل 0.20 ، 0.33 و 0.66 به ترتیب معادل 0.44 ، 0.32 و 0.16 می‌باشد. این نتیجه بیانگر کاهش تاثیر خطای تعیین فراسنجه β بر خطای تعیین نسبت عمق‌های ثانویه با افزایش عرض

جدول ۲ حساسیت نسبی تعیین فراسنجه λ^* نسبت به فراسنجه β از معادله (۱۹) بر مبنای برداشت‌های آزمایشگاهی در شرایط واگرایی عرضی نامتقارن

Table 2 Relative sensitivity of λ^* to β using Eq. (19) based on experimental data under under asymmetrical expanding condition

η	%MARE $_{\beta}$	%MARE $_{\lambda^*}$ Based on experimental data	$ S_{avr} $	%MARE $_{\lambda^*} =$ %MARE $_{\beta} \times S_{avr} $
0.20	15.6	7.0	0.44	6.9
0.33	21.1	6.5	0.32	6.7
0.66	23.9	3.2	0.16	3.7
Total data	19.8	6.1	0.33	6.5

معادل 0.84 و 0.84 تعیین شد. شکل‌های ۸ و ۹ به ترتیب مقادیر فراسنجه‌های β و λ^* با استفاده از دو روش محاسبه را در مقایسه با داده‌های آزمایشگاهی واگرایی عرضی نامتقارن و شرایط وجود آستانه نشان می‌دهد. میانگین قدرمطلق خطای نسبی در تعیین β از روش معادله رگرسیونی و محاسبه نیمرخ پرش هیدرولیکی به ترتیب برابر ۳ و ۲۰ درصد و خطای استاندارد به ترتیب معادل $3/9$ و $22/3$ درصد می‌باشد.

ملاحظه می‌شود به رغم خطای قابل توجه تعیین β از روش نیمرخ پرش هیدرولیکی، خطای محاسبه نسبت عمق‌های ثانویه، از دو روش نزدیک به ۳ درصد است. لذا می‌توان گفت برای دیگر نسبت‌های η نیز، محاسبه β از روش نیمرخ پرش هیدرولیکی و تعیین نسبت عمق‌های ثانویه ناشی از آن، نتایج قابل قبولی را ارائه می‌کند.

از رابطه (۱۶) ملاحظه می‌شود با کاهش طول نسبی دیواره‌های جداکننده ($\mu=x_p/L_j^*$) و کاهش عرض دریچه نسبت به عرض آبراهه پایین دست ($\eta=b/B$)، عمق نسبی در محل دریچه‌های جانبی (β) و در نتیجه نسبت عمق‌های ثانویه نیز کاهش خواهد یافت. با افزایش نسبت عرض دریچه به عرض آبراهه ($\eta \rightarrow 1$) نیز، نسبت عمق‌های ثانویه به پرش هیدرولیکی کلاسیک نزدیک می‌شود.

در شرایط بازشدگی نامتقارن و وجود آستانه، بر مبنای برآزش داده‌ها، رابطه رگرسیونی زیر به منظور تعیین β تنها به ازای $\eta=0.67$ به دست آمد:

$$\frac{\beta}{Y^*} = \left\{ 1 - 0.40 \times \left[1.07 - \tanh \left(2.29 \times \frac{x_p}{L_j^*} \right) \right] \right\} + \frac{s}{y_1} \quad (20)$$

بر مبنای واسنجی، ثابت‌های K و k' (معادله ۷) در روش محاسبه نیمرخ پرش هیدرولیکی به ترتیب معادل ۱ و $1/49$ و در روش محاسبه β از معادله رگرسیونی به ترتیب

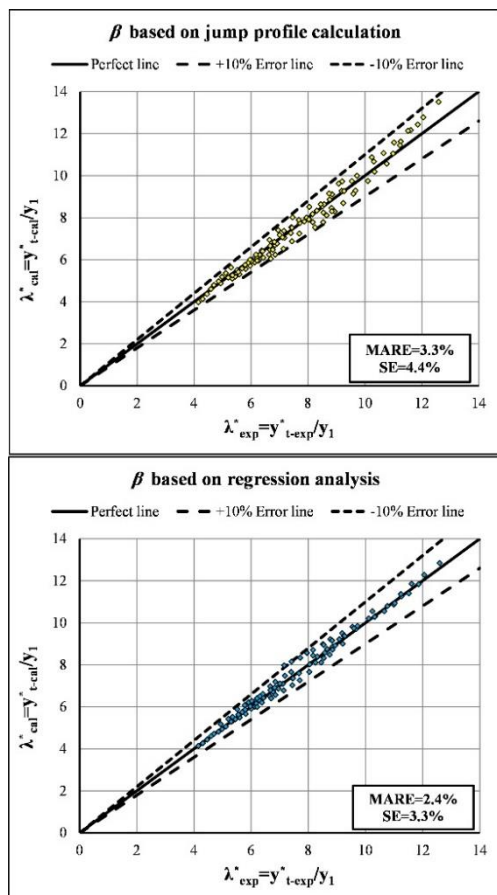


Fig. 9 Evaluation of different methods for calculating λ under asymmetrical expanding condition with sill
 شکل ۹ ارزیابی روش‌های مختلف برای تعیین λ در شرایط واگرایی عرضی نامتقارن در شرایط وجود آستانه

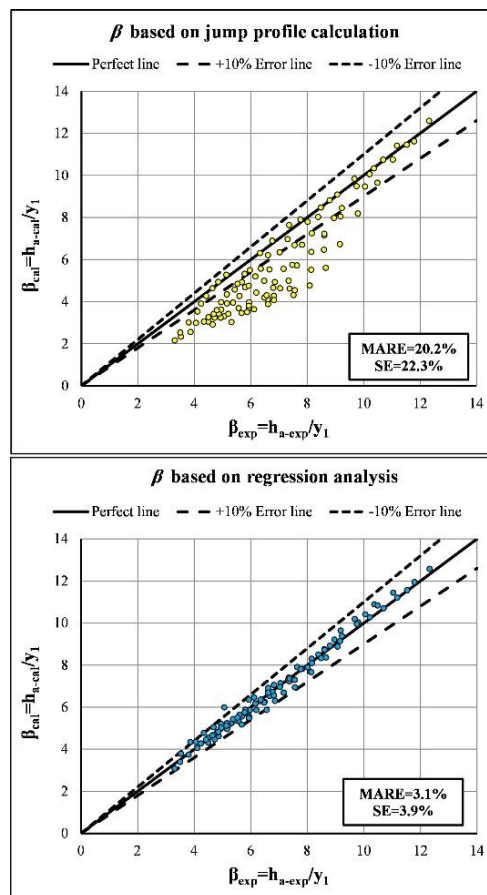


Fig. 8 Evaluation of different methods for calculating β under asymmetrical expanding condition with sill
 شکل ۸ ارزیابی روش‌های مختلف برای تعیین β در شرایط واگرایی عرضی نامتقارن در شرایط وجود آستانه

در طول‌های نسبی کمتر دیواره‌ها، پرش هیدرولیکی با شدت بیشتری در عرض آبراهه پایین دست توسعه یافته و تاثیر کاهش واگرایی عرضی بر نسبت عمق‌های ثانویه، تا حدودی تاثیر افزایشی وجود آستانه یا پله منفی را تعدیل می‌کند. به طور مشابه می‌توان نبود تاثیر قابل توجه آستانه یا پله منفی را بر کاهش طول نسبی توسعه‌یافتگی در طول‌های کمتر دیواره‌های جداکننده، توجیه کرد. بر این مبنا از شکل ۱۰ ملاحظه می‌شود در شرایط نبود دیواره جداکننده یا وجود دیواره با طول کمتر، تاثیر آستانه بر تغییرپذیری نسبت عمق‌های ثانویه پرش هیدرولیکی و طول نسبی توسعه‌یافتگی قابل توجه نمی‌باشد. در شرایط طراحی دیواره‌های جداکننده با طول نسبی بیشتر نیز، تاثیر آستانه بر افزایش نسبت عمق‌های ثانویه و طول نسبی توسعه‌یافتگی قابل ملاحظه خواهد بود. بر مبنای توضیح‌های بالا می‌توان نتیجه گرفت که در

از شکل‌های ۷ و ۹ ملاحظه می‌شود خطای تعیین نسبت عمق‌های ثانویه بر مبنای محاسبه β از روش نیمرخ پرش هیدرولیکی در شرایط وجود آستانه نسبت به شرایط نبود آستانه، کاهش یافته است. این در حالی است که مبنای روش نیمرخ پرش هیدرولیکی، نبود آستانه است. این موضوع بواسطه برداشت‌های کمتر داده‌ها در شرایط وجود آستانه محدود به $\eta=0.67$ نسبت به شرایط نبود آستانه ($0.2 \leq \eta \leq 0.67$) قابل توجیه است (جدول ۱). شکل ۱۰، تاثیر وجود آستانه بر تغییرپذیری عمق نسبی مجاور با دیواره‌های جانبی، نسبت عمق‌های ثانویه و طول نسبی توسعه یافته را نشان می‌دهد. ملاحظه می‌شود در شرایط وجود آستانه، طول نسبی توسعه یافته جریانی، کاهش قابل توجه می‌یابد. با این حال وجود آستانه سبب افزایش عمق نسبی مجاور به دریچه و نسبت عمق‌های ثانویه پرش هیدرولیکی خواهد شد.

به بازشدگی متقارن (عملکرد دریاچه میانی)، محدود به $\eta=0.33$ می‌باشد. بر این مبنا معادله‌های رگرسیونی پیشنهادی در این بخش تنها قابل کاربرد برای شرایطی است که از سه دریاچه، تنها دریاچه میانی عمل کند. در شرایط عملکرد دریاچه میانی و نبود آستانه، دو مجموعه از داده‌های آزمایشگاهی از جدول ۱، در دسترس می‌باشد. مقایسه محدود تغییرپذیری‌های فراسنجه‌های بی‌بعد از دو مجموعه، نشان‌دهنده تفاوت در دامنه تغییر فراسنجه $\Psi=y_1/b$ می‌باشد. با استفاده از داده‌های آزمایشگاهی رابطه زیر برای برآورد طول توسعه‌یافتگی پرش هیدرولیکی در شرایط عملکرد دریاچه میانی با ضریب همبستگی $R^2=0.91$ به دست آمد:

$$\frac{L_T}{L_j^*} = 2.58(Fr)^{-1.88} \left(\frac{y_1}{b}\right)^{-1.31} \left(\frac{x_p}{L_j^*}\right)^{-0.33} \quad (21)$$

تعیین نسبت عمق‌های ثانویه پرش هیدرولیکی در شرایط واگرایی عرضی متقارن از رابطه‌های (۴) و (۵)، مستلزم تعیین فراسنجه‌های β ، κ و τ می‌باشد.

با استفاده از برداشت‌های عمق‌های h_{a-R} و h_{a-L} در مجموعه داده‌های عملکرد بازشدگی متقارن، فراسنجه τ با تعریف معادله (۵) تعیین می‌شود. بررسی داده‌های آزمایشگاهی نشان داد فراسنجه τ اغلب تابعی از فراسنجه $\mu=x_p/L_j^*$ می‌باشد. برازش رگرسیونی داده‌های آزمایشگاهی، رابطه زیر را برای تعیین τ ارائه می‌کند (شکل ۱۱):

$$\tau = \frac{2.27(\mu^{-1.15} - 1)}{203.3 + \mu^{-1.15}} \quad (22)$$

در شرایط عملکرد دریاچه کناری، پرش هیدرولیکی در آبراهه پایین دست آشکارا نامتقارن است. با این حال در شرایط عملکرد دریاچه میانی و بازشدگی متقارن نیز احتمال شکل‌گیری پرش هیدرولیکی متقارن وجود دارد. چنانچه تعریف شود در شرایط پرش هیدرولیکی نامتقارن، میزان اختلاف عمق‌های h_{a-L} و h_{a-R} دست کم ۵ درصد میانگین این دو عمق باشد ($\tau > 0.05$)، از شکل ۱۱، ملاحظه می‌شود در شرایطی که طول دیواره جداکننده کمتر از ۳۸ درصد طول پرش هیدرولیکی کلاسیک (متناظر با فرود اولیه جت خروجی از دریاچه) می‌باشد، پرش هیدرولیکی نامتقارن در دو وجه آبراهه شکل می‌گیرد.

شرایط طراحی دریاچه‌های قطاعی موازی روی سرریزهای اوجی با ارتفاع کوتاه یا آستانه، طول توسعه یافتگی کامل پرش هیدرولیکی به صورت قبل ملاحظه‌ای نسبت به شرایط نصب مستقیم دریاچه روی آبراهه، کاهش می‌یابد. از شکل ۱۰ ملاحظه می‌شود آستانه بر تغییر نسبت عمق‌های ثانویه در مقایسه با طول توسعه یافتگی، بیشتر است.

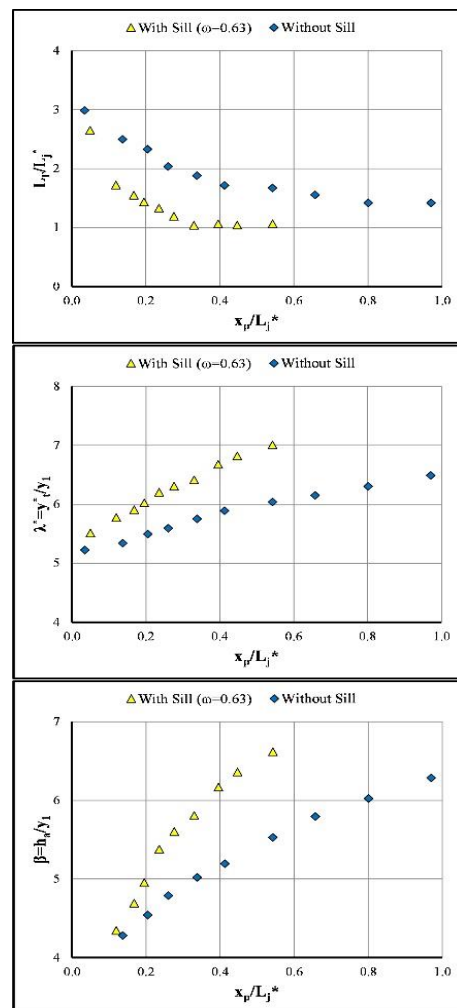


Fig. 10 Effects of sill on jump length, sequent depth ratio and β

شکل ۱۰ تاثیر وجود آستانه بر طول توسعه یافتگی، نسبت عمق‌های ثانویه و فراسنجه β در شرایط واگرایی عرضی نامتقارن
($Fr=4.71$, $\psi=0.08$, $\eta=0.66$)

۳-۵- ارنه نتایج مربوط به واگرایی عرضی متقارن (عملکرد دریاچه میانی)

برابر با جدول ۱ مجموعه برداشت‌های آزمایشگاهی مربوط

فراسنجه Ψ در محدوده ۰/۱۳-۰/۰۴ می‌باشد.

با استفاده از داده‌های مدل ۱، رابطه رگرسیونی زیر برای تعیین $\bar{\beta}$ در شرایط واگرایی عرضی متقارن بدست آمد:

$$\frac{\bar{\beta}}{Y^*} = \left\{ 1 - 0.64 \times \left[1.08 - \tanh \left(2.79 \times \frac{x_p}{L_j^*} \right) \right] \right\} \quad (23)$$

با در نظر گرفتن مقدار $\bar{\beta}$ از معادله رگرسیونی (۲۳) و روش نیمرخ پرش هیدرولیکی، فرض مقادیر ۱ و ۱/۲ برای ثابت κ به ترتیب از دو روش بالا و تعیین τ از معادله (۲۲)، نسبت عمق‌های ثانویه از دو روش در شرایط واگرایی عرضی متقارن قابل محاسبه می‌باشد.

شکل ۱۲، نسبت عمق‌های ثانویه از دو روش تعیین $\bar{\beta}$ را بر مبنای داده‌های آزمایشگاهی مدل ۱ در مرحله واسنجی، نشان می‌دهد. ملاحظه می‌شود میانگین قدرمطلق خطای نسبی در تعیین نسبت عمق‌های ثانویه با تعیین $\bar{\beta}$ از روش‌های معادله رگرسیونی و محاسبه نیمرخ پرش هیدرولیکی به ترتیب معادل ۳ و ۴/۵ درصد و خطای استاندارد از دو روش به ترتیب معادل ۳/۵ و ۵/۹ درصد است.

جالب توجه است که با مبنا قرار دادن سری داده‌های مدل ۲ در مرحله صحت‌سنجی، میانگین قدرمطلق خطای نسبی در تعیین نسبت عمق‌های ثانویه از دو روش معادله رگرسیونی تعیین و روش محاسبه نیمرخ پرش هیدرولیکی، به ترتیب ۹/۵ و ۶/۶ درصد و خطای استاندارد به ترتیب معادل ۹/۹ و ۷/۷ درصد است (شکل ۱۳). پایداری روش نیمرخ پرش هیدرولیکی برای تعیین $\bar{\beta}$ ویژگی مهم این روش، محسوب می‌شود.

بر مبنای تحلیل بالا و به دلیل حساسیت قابل توجه مدل رگرسیونی به محدوده داده‌های پایه مورد استفاده برای واسنجی، پیشنهاد می‌شود برای تعیین نسبت عمق‌های ثانویه پرش هیدرولیکی و اگرای عرضی متقارن و در خارج از محدوده واسنجی رابطه‌های پیشنهادی رگرسیونی، از روش نیمرخ پرش هیدرولیکی برای تعیین $\bar{\beta}$ استفاده شود. با توجه به برداشت‌های آزمایشگاهی مورد استفاده در این تحقیق در شرایط واگرایی عرضی متقارن محدود به $\eta=0.33$ مبنای استفاده از روش نیمرخ پرش هیدرولیکی

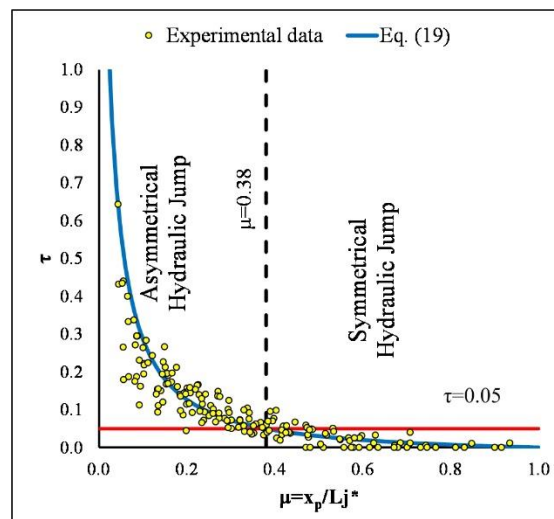


Fig. 11 Estimation of τ value for symmetric expansion
 شکل ۱۱ تعیین مقدار فراسنجه τ در شرایط واگرایی عرضی متقارن ($\eta=0.33$)

وجود پرش هیدرولیکی نامتقارن و تشدید توسعه پرش هیدرولیکی به یک جناح آبراهه، اثرات سوء مختلفی به دنبال دارد.

مشابه با شرایط واگرایی عرضی نامتقارن، برای تعیین فراسنجه $\bar{\beta}$ استفاده از دو روش رابطه رگرسیونی و محاسبه نیمرخ پرش هیدرولیکی، ممکن است. با توجه به انجام برداشت‌های آزمایشگاهی در شرایط واگرایی عرضی متقارن محدود به نسبت $\eta=0.33$ کاربرد رابطه‌های پیشنهادی تعیین نسبت عمق‌های ثانویه از این تحقیق برای سایر نسبت‌های واگرایی عرضی، یک چالش محسوب می‌شود.

به‌منظور بررسی تاثیر محدوده داده‌های آزمایشگاهی بر قابلیت رابطه‌های تعیین نسبت عمق‌های ثانویه در شرایط واگرایی عرضی متقارن، از سری برداشت‌های مربوط به مدل ۱ از جدول ۱ برای واسنجی و از سری برداشت‌های مربوط به مدل ۲ برای صحت‌سنجی رابطه‌های پیشنهادی استفاده شد. از جدول ۱ ملاحظه می‌شود در شرایط واگرایی عرضی متقارن و عدم وجود آستانه، تفاوت سری داده‌های مدل ۱ و مدل ۲ مربوط به محدوده فراسنجه $\Psi=y_1/b$ می‌باشد؛ به‌طوریکه داده‌های مربوط به مدل ۱ مربوط به حدود بالای فراسنجه Ψ در محدوده ۰/۱۱-۰/۳۳ و داده‌های مربوط به مدل ۲ مربوط به حدود پایین

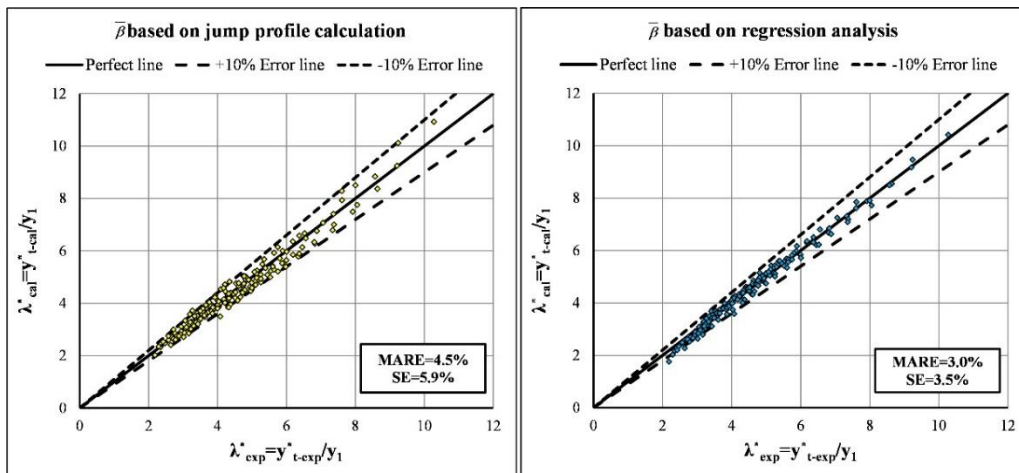


Fig. 12 Evaluation of different methods for calculating λ based on the data from Model#1 (Calibration)

شکل ۱۲ مقایسه نسبت عمق‌های ثانویه بر مبنای تعیین $\bar{\beta}$ از دو روش در مقایسه با داده‌های آزمایشگاهی مدل ۱ (واسنجی)

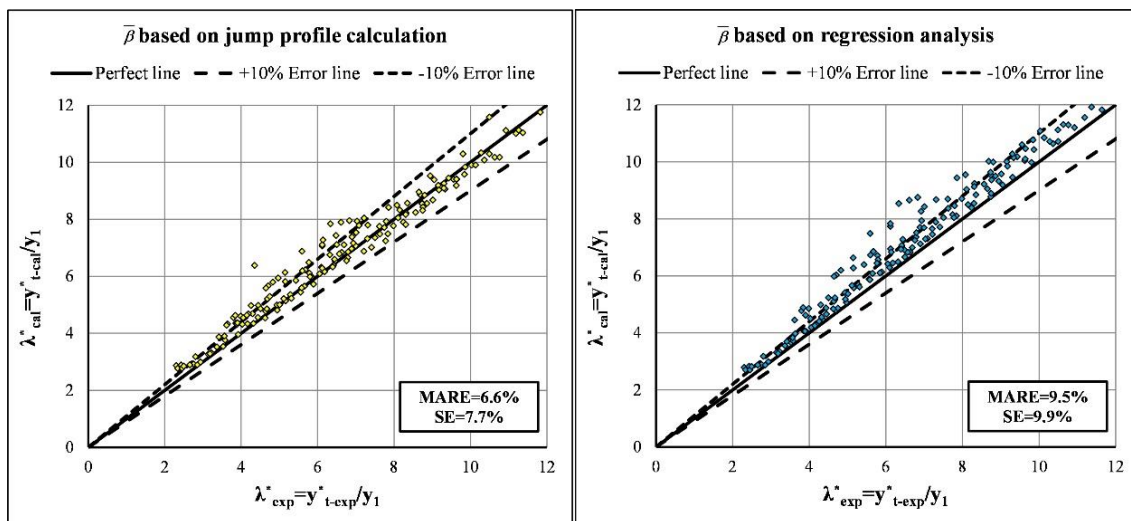


Fig. 13 Evaluation of different methods for calculating λ based on the data from Model#2 (Validation)

شکل ۱۳ مقایسه نسبت عمق‌های ثانویه بر مبنای تعیین $\bar{\beta}$ از دو روش در مقایسه با داده‌های آزمایشگاهی مدل ۲ (صحت‌سنجی)

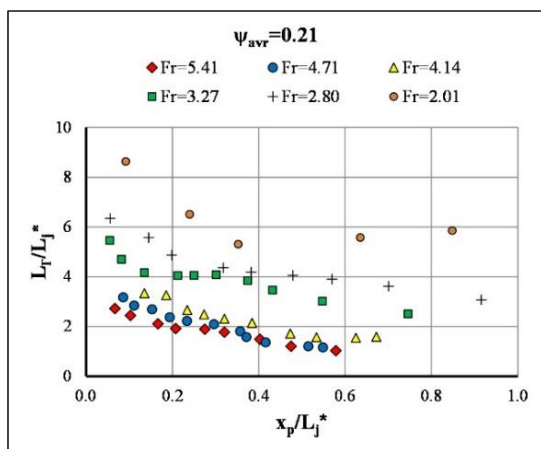


Fig. 14 Effect of relative length of separating walls on the relative jump length

شکل ۱۴ تاثیر طول نسبی دیواره‌های جداکننده بر طول نسبی پرش هیدرولیکی

برای $\bar{\beta}$ در شرایط واگرایی عرضی متقارن و مقادیر η متفاوت از ۰/۳۳ توصیه می‌شود.

شکل ۱۴، نمونه تغییرپذیری طول نسبی توسعه یافتگی جریان (L_j/L_j^*) در مقابل طول نسبی دیواره (x_p/L_j^*) را نشان می‌دهد. به ازای اعداد فرود در حدود $Fr \sim 2$ در شرایطی که طول دیواره جداکننده کمتر از ۲۰ درصد طول پرش هیدرولیکی کلاسیک می‌باشد، طول توسعه‌یافتگی تا حدود ۹ برابر طول پرش هیدرولیکی کلاسیک، افزایش می‌یابد. از سویی با افزایش عدد فرود اولیه پرش هیدرولیکی، طول نسبی توسعه یافتگی، کاهش قابل ملاحظه‌ای خواهد یافت. برای نمونه ملاحظه می‌شود با افزایش عدد فرود اولیه تا حدود $Fr \sim 5.4$ ، طول توسعه‌یافتگی

با توجه به شکل ۱۶ سه نتیجه مهم، حاصل می‌شود: با در نظر گرفتن فرض پیش ارائه شده برای پرش هیدرولیکی نامتقارن ($\tau > 0.05$)، ملاحظه می‌شود در شرایط وجود آستانه و به طور میانگین، چنانچه طول دیواره‌ها از ۲۶ درصد طول پرش هیدرولیکی کلاسیک کمتر باشد، جریان خروجی از دریاچه میانی در جناح چپ و جناح راست، نامتقارن می‌باشد.

- ۱- با افزایش ارتفاع آستانه، اختلاف عمق‌های مجاور به دریاچه‌های کناری کاهش یافته و پرش هیدرولیکی با تقارن بیشتری توسعه خواهد یافت.
- ۲- با کاهش ارتفاع نسبی آستانه ($\omega = s/y_1$)، طول نسبی مورد نیاز دیواره‌های جداکننده برای شکل‌گیری پرش هیدرولیکی متقارن در دو جناح، افزایش می‌یابد.

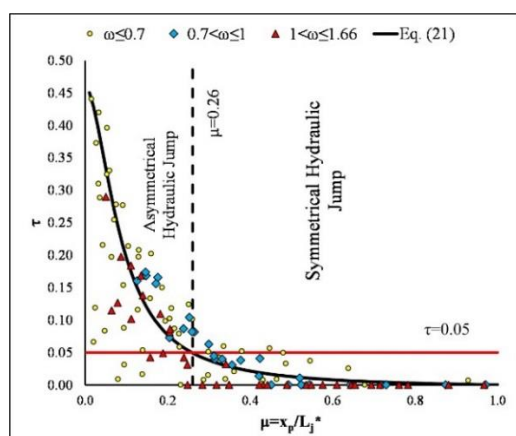


Fig. 16 Estimation of τ value for symmetric expansion with sill

شکل ۱۶ تعیین مقدار فراسنجه τ در شرایط واگرایی عرضی متقارن و وجود آستانه ($\eta = 0.33$)

در شرایط واگرایی عرضی متقارن و وجود آستانه، بر مبنای برازش داده‌های آزمایشگاهی، رابطه رگرسیونی به شکل زیر برای تعیین $\bar{\beta}$ ، به دست آمد. این رابطه تنها به ازای $\eta = 0.33$ قابل کاربرد می‌باشد:

$$\frac{\bar{\beta}}{Y^*} = \left\{ 1 - 0.70 \times \left[1.05 - \tanh \left(2.70 \times \frac{x_p}{L_j^*} \right) \right] \right\} + \frac{s}{y_1} \quad (25)$$

بر مبنای واسنجی از داده‌های آزمایشگاهی، ثابت‌های K و k' (معادله ۸) در روش محاسبه نیم‌رخ پرش هیدرولیکی به ترتیب معادل ۱ و ۱/۴۵ و در روش محاسبه $\bar{\beta}$ از معادله رگرسیونی به ترتیب معادل ۱ و ۱/۳۰ تعیین شد.

بیشینه سه برابر طول پرش هیدرولیکی کلاسیک متناظر می‌باشد.

شکل ۱۵ نشان‌دهنده تاثیر جالب توجه فراسنجه $\Psi = y_1/b$ می‌باشد. ملاحظه می‌شود با کاهش عمق اولیه پرش هیدرولیکی نسبت به عرض دریاچه و تبدیل جت خروجی از یک دریاچه به جت خطی، طول نسبی پرش هیدرولیکی افزایش زیادی خواهد یافت. دلیل این امر آن است که با افزایش عمق، پرش هیدرولیکی با حجم بیشتری از جریان همراه بوده و در طول کمتری مستهلک خواهد شد.

ملاحظه می‌شود به ازای عدد فرود اولیه تا حدود $Fr \sim 2.9$ در شرایطی که عمق اولیه پرش تنها ۱۴ درصد عرض دریاچه می‌باشد ($\Psi = 0.14$)، طول نسبی توسعه‌یافتگی تا حدود ۹ برابر طول پرش هیدرولیکی کلاسیک افزایش یافته است. این در حالی است که با شرایط یکسان و تنها با دو برابر شدن Ψ نسبت به مقدار پیشین ($\Psi = 0.28$)، طول توسعه‌یافتگی بیشینه ۴ برابر طول پرش هیدرولیکی کلاسیک می‌باشد.

در شرایط وجود واگرایی عرضی متقارن و طراحی آستانه، معادله (۴) در ترکیب با معادله (۸)، برای تعیین نسبت عمق‌های ثانویه پرش هیدرولیکی به کار می‌رود.

در شرایط واگرایی عرضی متقارن و وجود آستانه، کاربرد داده‌های آزمایشگاهی، معادله زیر را برای تعیین τ ارائه می‌نماید (شکل ۱۶):

$$\tau = \frac{0.46(\mu^{-1.82} - 1)}{40.24 + \mu^{-1.82}} \quad (24)$$

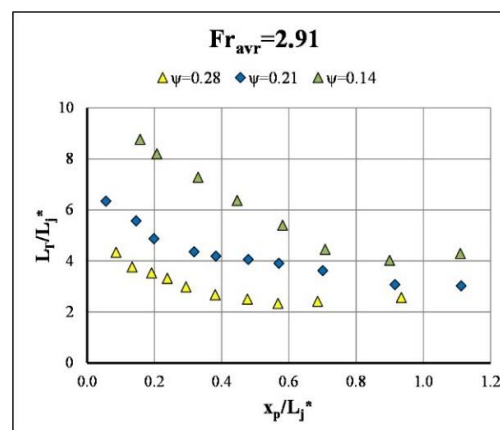


Fig. 15 Effect of $\Psi = y_1/b$ on the relative jump length
شکل ۱۵ تاثیر فراسنجه $\Psi = y_1/b$ بر طول نسبی پرش هیدرولیکی

بیشتر است که خود طول بیشتری برای توسعه‌یافتگی در پایین‌دست ایجاد می‌کند. با افزایش طول دیواره‌های جداکننده، طول نسبی توسعه‌یافتگی و نسبت عمق‌های ثانویه ناشی از عملکرد دریاچه کناری نسبت به دریاچه میانی افزایش می‌یابد.

همچنین از شکل ۱۷ ملاحظه می‌شود در طول‌های نسبی کمتر دیواره‌های جداکننده، میانگین عمق نسبی جریان تشکیل شده در دو جناح ناشی از عملکرد دریاچه میانی بیشتر از عملکرد دریاچه کناری در شرایط مشابه است. با این حال و با افزایش طول دیواره‌های جداکننده از حدود ۵۰ درصد طول پرش هیدرولیکی کلاسیک در عدد فرود معادل، نبود تقارن ناشی از عملکرد دریاچه کناری افزایش یافته و در نتیجه عمق نسبی جریان جانبی (β)، نسبت به عملکرد دریاچه میانی افزایش می‌یابد.

ملاحظه می‌شود میزان اختلاف در طول نسبی توسعه‌یافتگی، نسبت عمق‌های ثانویه و عمق نسبی β در دو حالت، به ازای اعداد فرود بالاتر، بیشتر بوده و با کاهش عدد فرود به حدود ۲/۸، اختلاف محسوس بین طول نسبی توسعه‌یافتگی، نسبت عمق‌های ثانویه و عمق نسبی β (در محدوده طول‌های کمتر دیواره‌های جداکننده)، وجود ندارد.

بر مبنای مقایسه با داده‌های آزمایشگاهی مربوط به بازشدگی متقارن و وجود آستلنه، میانگین قدر مطلق خطای نسبی در تعیین نسبت عمق‌های ثانویه از دو روش محاسبه β از معادله رگرسیونی (۲۵) و نیمرخ پرش هیدرولیکی، به ترتیب معادل ۴/۱ و ۵/۴ درصد می‌باشد. مشابه با حالت‌های پیشین، از این موضوع، پایداری روش نیمرخ پرش هیدرولیکی و امکان کاربرد مناسب این روش در دیگر مقادیر n در شرایط واگرایی عرضی متقارن و وجود آستانه، نتیجه‌گیری می‌شود.

۳-۶- مقایسه نسبت عمق‌های ثانویه و طول پرش

هیدرولیکی در شرایط توسعه متقارن و نامتقارن

شکل ۱۷ تاثیر عملکرد صرف دریاچه میانی و عملکرد صرف دریاچه کناری را بر تغییرپذیری‌های طول نسبی توسعه‌یافتگی پرش هیدرولیکی، نسبت عمق‌های ثانویه و عمق نسبی β مقایسه می‌کند. جالب توجه است که در طول‌های کمتر دیواره‌های جداکننده، در شرایط عملکرد دریاچه میانی، طول بیشتری برای توسعه‌یافتگی جریان نسبت به عملکرد دریاچه کناری، مورد نیاز است.

در طول‌های کمتر دیواره، نبود تقارن پرش هیدرولیکی ناشی از عملکرد دریاچه میانی از عملکرد دریاچه کناری نیز

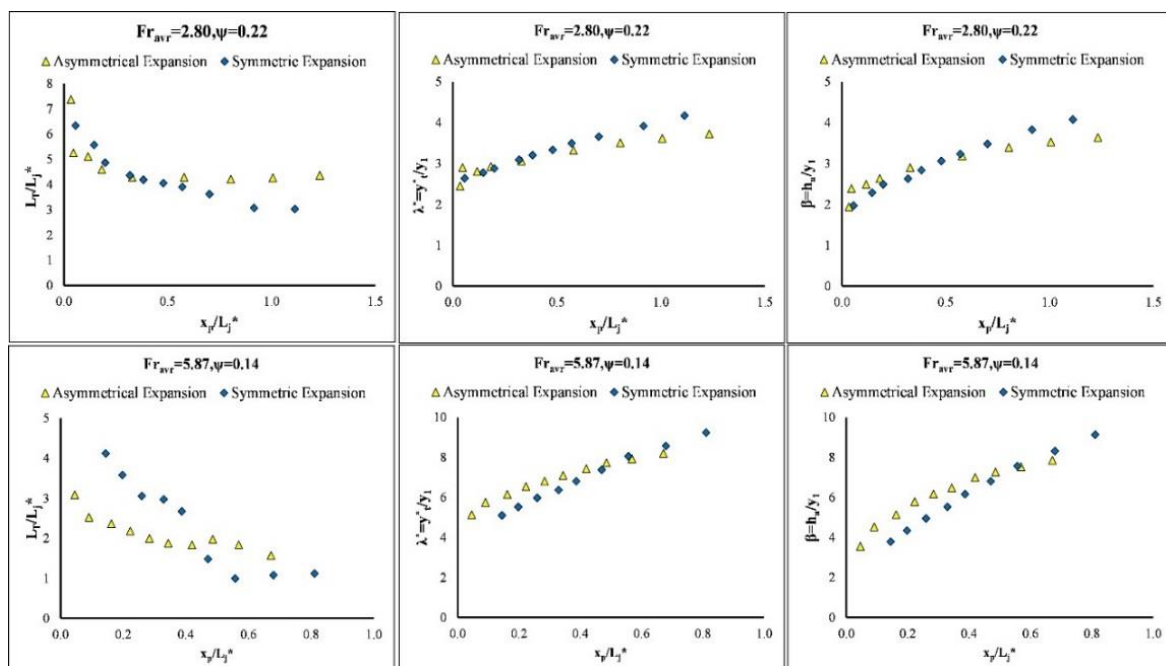


Fig. 17 Comparison of sequent depth ratio, jump length and β under symmetrical and asymmetrical developments
شکل ۱۷ مقایسه نسبت عمق‌های ثانویه، طول پرش هیدرولیکی و عمق نسبی β در شرایط توسعه‌یافتگی متقارن و نامتقارن

۴- نتیجه گیری

در این تحقیق، ضمن بررسی تاثیر نسبت واگرایی عرضی، طول نسبی دیواره‌های جداکننده و آستانه، رابطه‌هایی برای تعیین نسبت عمق‌های ثانویه و طول توسعه یافتگی پرش هیدرولیکی نتیجه‌گیری شد. نتایج نشان داد:

❖ تعیین عمق‌های ثانویه در شرایط واگرایی عرض متقارن و نامتقارن مستلزم محاسبه β می‌باشد.

ملاحظه شد در محدوده داده‌های آزمایشگاهی مورد استفاده از این تحقیق شامل فراسنجه‌های $\eta = b/B$ ، $\mu = x_p/L_j^*$ ، $\Psi = y_1/b$ و $\omega = s/y_1$ ، استفاده از رابطه‌های رگرسیونی و در خارج از محدوده، روش نیمرخ پرش هیدرولیکی، برای محاسبه β ، توصیه می‌شود.

❖ در طول‌های کمتر دیواره‌های جداکننده، در شرایط عملکرد دریاچه میانی (واگرایی متقارن)، طول بیشتری

برای توسعه یافتگی جریان نسبت به عملکرد دریاچه کناری (واگرایی نامتقارن)، مورد نیاز است. با افزایش طول دیواره‌های جداکننده از حدود ۵۰ درصد طول پرش هیدرولیکی کلاسیک، طول توسعه یافتگی پرش هیدرولیکی ناشی از عملکرد دریاچه کناری نسبت به دریاچه میانی افزایش می‌یابد. همچنین نسبت عمق‌های ثانویه در شرایط عملکرد دریاچه کناری در مقایسه با عملکرد دریاچه میانی، کمتر است.

❖ در شرایط طراحی آستانه، طول توسعه یافتگی جریان، کاهش و نسبت عمق‌های ثانویه افزایش می‌یابد.

❖ در شرایط نبود آستانه، چنانچه طول دیواره‌های جداکننده کمتر از ۳۸ درصد طول پرش هیدرولیکی کلاسیک می‌باشد، پرش هیدرولیکی نامتقارن در دو وجه آبراهه شکل می‌گیرد. در شرایط طراحی آستانه این میزان به حدود ۲۶ درصد، کاهش می‌یابد.

❖ با کاهش عمق اولیه پرش هیدرولیکی نسبت به عرض دریاچه و تبدیل جت خروجی به جت خطی، طول نسبی توسعه یافتگی افزایش خواهد یافت.

❖ با افزایش ارتفاع آستانه، اختلاف عمق‌های مجاور به دریاچه‌های کناری کاهش یافته و پرش هیدرولیکی با تقارن بیشتری توسعه خواهد یافت.

❖ با کاهش ارتفاع نسبی آستانه، طول دیواره‌های

جداکننده برای شکل‌گیری پرش هیدرولیکی متقارن در دو جناح، افزایش می‌یابد.

۵- فهرست نشانه‌ها

a_1, a_2, a_3, a_4	ثابت‌های رگرسیونی
b	عرض دریاچه
B	عرض آبراهه پایین دست
$C_1, C_2, C_3, C_4, C_5, C_6$	ثابت‌های رگرسیونی
F_p	نیروی فشاری وارده از سوی جریان
Fr	عدد فرود اولیه پرش هیدرولیکی
$h(x)$	عمق پرش هیدرولیکی در فاصله x از پاشنه پرش
h_a	عمق جریان جانبی
k'	ضریب اصلاح توزیع فشار وارده از سوی آستانه
L_j^*	طول پرش هیدرولیکی کلاسیک
L_T	طول توسعه یافتگی پرش هیدرولیکی
s	ارتفاع آستانه
Q	دبی
V	سرعت میانگین جریان
x_p	طول دیواره جداکننده
y_1	عمق اولیه پرش هیدرولیکی
y_i^*	عمق ثانویه پرش هیدرولیکی
Y^*	نسبت عمق‌های ثانویه پرش هیدرولیکی کلاسیک
$\beta = h_a/y_1$	نسبت عمق مجاور دریاچه بسته به عمق اولیه
$\eta = b/B$	نسبت واگرایی عرضی
κ	ضریب مربوط به اصلاح توزیع فشار ایستایی
$\lambda^* = y_i^*/y_1$	نسبت عمق‌های ثانویه
$\mu = x_p/L_j^*$	طول نسبی دیواره‌های جداکننده
ρ	چگالی
τ	اختلاف عمق‌های مجاور دریاچه‌های بسته به میانگین آنها
$\Psi = y_1/b$	نسبت عمق اولیه به عرض دریاچه
$\omega = s/y_1$	ارتفاع نسبی آستانه
cal	محاسباتی
exp	آزمایشگاهی (مشاهده شده)
L	چپ
R	راست

Kusnetzow, S.K. (1958). Die Fliessbewegung bei plotzlicher Verbreiterung des Strombettes. *Gidrotechniceskoe Stroitelstvo*, 27(H6), 34–37 (in Russian).

Nashta, C.F. and Garde, R.J. (1988). Subcritical flow in rigid-bed open channel expansions. *J. Hydraul. Res.*, 26(1), 49–65.

Nettleton, P.C. and McCorquodale, J.A. (1989). Radial stilling basins with baffles locks. *Can. J. Civ. Eng.*, 16(4), 489–497.

Noseda, G. (1964). Un fenomeno di instabilita del risalto lungo una corrente veloce in espansione [An instability phenomenon of hydraulic jump in enlarging supercritical flow], *L'energia elettrica*, 41(5), 249–254.

Omid, M.H., Esmaeeli Varaki, M. and Narayanan, R. (2007). Gradually expanding hydraulic jump in a trapezoidal channel, *J. Hydraul. Res.*, 45(4), 512–518.

Omid, M.H., Gord-Noshahri, A. and Kouchakzadeh, S. (2010). Sill-controlled hydraulic jump in a gradually expanding channel, *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Water Management*, 163(10), 515–522.

Peterka, A. J. (1958). Hydraulic design of stilling basins and energy dissipators. *Eng. Monograph No. 25*, U.S. Bureau of Reclamation, Denver.

Rajaratnam, N. and Subramanya, K. (1967). Diffusion of rectangular wall jets in wider channels." *J. Hydraul. Res.*, 5(4), 281–294.

Rajaratnam, N. and Subramanya, K. (1968a). Hydraulic jumps below abrupt symmetrical expansions. *J. Hydraul. Div.*, 94(2), 481–503.

Rajaratnam, N. and Subramanya, K. (1968b). Profile of the Hydraulic Jump. *J. Hydraul. Div.*, 94(3), 663–674.

Safarzadeh, A. and Baher Talari, T. (2017). Assessment of the Destruction Causes at the Downstream Basins of Mill-Mugan Dam Using Computational Fluid Dynamics. *Journal of Hydraulics*. 12(2), 13–34 (In Persian).

Smith, C. D. (1989). The submerged hydraulic jump in an abrupt lateral expansion. *J. Hydraul. Res.*, 27(2), 257–266.

Torkamanzad, N., Hosseinzadeh Dalir, A., Salmasi, F. and Abbaspour, A. (2019). Hydraulic jump below abrupt asymmetric expanding stilling basin on rough bed. *Water*, 11(1756), 1–29.

Unny, T.E. (1961). The spatial hydraulic jump. IX IAHR Congress, 32–42.

۶- سپاسگزاری

نویسندگان از حمایت‌های مسئولان قطب علمی ارزیابی و بهسازی شبکه‌های آبیاری و زهکشی دانشگاه تهران در انجام این تحقیق، صمیمانه سپاسگزاری می‌کنند.

۷- منابع‌ها

Bakhmeteff, B.A. (1932). *Hydraulics of open channels*, McGraw-Hill, New York.

Bélanger, J.B. (1828). *Essai sur la solution numérique de quelques problèmes relatifs au mouvement permanent des eaux courantes* Essay on the numerical solution of some problems relative to steadyflow of water. Carilian-Goeury, Parisin French.

Bremen, R. (1990). Expanding stilling basin. Communication, R. Sinniger, ed., *Laboratoire de constructions hydrauliques*, Ecole polytechnique fédérale de Lausanne, 3.

Bremen, R. and Hager, W.H. (1993). T-Jump in abruptly expanding channel. *J. Hydraul. Res.*, 31(1), 61–73.

Chen, J., Liao, Y. and Liu, S. (2013). Energy dissipation of hydraulic jump in gradually expanding channel after free overfall, *Journal of the Chinese Institute of Engineers*, 36(4), 452–457.

Ferreri, G.B. and Nasello, C. (2002). Hydraulic jumps at drop and abrupt enlargement in rectangular channel. *J. Hydraul. Res.*, 40(4), 491–505.

Hassanpour, N., Hosseinzadeh Dalir, A., Farsadizadeh, D. and Gualtieri, C. (2017). An Experimental study of hydraulic jump in a gradually expanding rectangular stilling basin with roughened bed. *Water*, 9(945), 1–23.

Hager, W.H. (1985). Hydraulic jump in non-prismatic rectangular channels. *J. Hydraul. Res.*, 23(1), 21–35.

Hager, W.H. (1992). *Energy Dissipators and hydraulic jump*. Kluwer Academic, Dordrecht, Netherlands.

Herbrand, K. (1973). The spatial hydraulic jump. *J. Hydraul. Res.*, 11(3), 205–218.

Herbrand, K. and Knauss, J. (1973). Computation and design of stilling basins with abruptly or gradually enlarged boundaries. *Int. Commission on Large Dams (ICOLD)*, 11th Congress, 57–79.

Kordi, E. and Abustan, I. (2012). Transitional Expanding Hydraulic Jump. *J. Hydraul. Eng.*, 138(1), 105–110.

Zare, H.K. and Doering, J.C. (2011). Forced Hydraulic Jumps below Abrupt Expansions. J. Hydraul. Eng., 137(8), 825 –835.