



UNIVERZITET "UNION - NIKOLA TESLA" U BEOGRADU
FAKULTET ZA GRADITELJSKI MENADŽMENT

Amad.Deen Abdusalam S. Alghwail

DISIPACIJA MEHANIČKE ENERGIJE
PRELIVNOG MLAZA POMOĆU
SUPROTNOG TOKA

DOKTORSKA DISERTACIJA

Beograd, 2018. god.

UNIVERSITY "UNION - NIKOLA TESLA" OF BELGRADE
FACULTY OF CONSTRUCTION MANAGEMENT

Amad.Deen Abdusalam S. Alghwail

DISSIPATION OF MECHANICAL
ENERGY OVER SPILLWAY THROUGH
COUNTER FLOW

DOCTORAL DISSERTATION

Belgrade, 2018.

INFORMACIJE O MENTORU I ČLANOVIMA KOMISIJE

Predsednik komisije:

1. Prof. dr **Zoran Cekić**, redovni profesor – emeritus Univerziteta “UNION – Nikola Tesla” u Beogradu

Članovi komisije:

1. Prof. dr Svetlana Stevović, naučni savetnik, Inovacioni centar Mašinskog fakulteta u Beogradu, mentor;
2. Prof. dr Zoran Cekić, redovni profesor Univerziteta “UNION – Nikola Tesla”, član;
3. Prof. dr Ljubo Marković, vanredni profesor Fakulteta tehničkih nauka Univerziteta u Prištini sa privremenim sedištem u Kosovskoj Mitrovici, spoljni član.

APSTRAKT

Ova studija se bavi konceptom suprotnog toka kao metodom disipacije energije vode preko nagnutih površina. U ovom slučaju suprotan tok je razvijen da rasipa energiju vodenog mlaza preko sedlastog ogee preliva, čija je zadnja površina nagnuta pod određenim uglom. Suprotan mlaz, koji izlazi iz otvora na čvrstoj podlozi, transversalno udara u glavni tok koji pada preko preliva, i kao rezultat, dolazi do formiranja prinudnog hidrauličkog skoka. Mlaz koji izlazi iz otvora snadbjeva se sa uzvodne strane i samim tim, oba toka, glavni i suprotni, nalaze se na istoj visini.

Rad se bavi proučavanjem parametara kao što su: položaj, pravac, širina otvora kao i Froude-ovog broja i njihovim uticajem na osobine prinudnog skoka, bilo savršenog ili potopljenog. Problem je razmatran analitički i eksperimentalno. U analitičkom delu, razvijene su jednačine za odnos konjugovanih dubina, gubitak energije za prinudan hidraulički skok i granični uslov za savršen slobodan hidraulički skok. Tačnost ovih izraza je proverena putem eksperimentalnih merenja zasnovanih na fizičkom modelu predloženog disipatora. U eksperimentalnom delu, ispitivan je uticaj glavnih parametara na osobine prinudnog skoka, bilo savršenog ili potopljenog.

Rezultati su pokazali da razvijeni disipator poseduje veliku efikasnost, s obzirom da u značajnoj meri smanjuje dužinu "umirujućeg" basena što u krajnjem, smanjuje troškove izgradnje samekonstrukcijkonstrukcije. Studija je upotpunjena praktičnim detaljima disipatora kao što su: dimenzije ukrštenog toka, položaj, širina i pravac otvora, a koji su važni za njegovu praktičnu primenu.

KLJUČNE REČI: disipacija energije, lokalno spiranje, disipator suprotnog toka, savršen hidraulički skok, dužina "umirujućeg" basena

ABSTRACT

This study is devoted to the concept of the counter-flow as an energy dissipation method for water falling over inclined surfaces. A reversed cross jet flow is proposed to dissipate the energy of flow over an ogee weir spillway, since its back face is an inclined surface. The reverse jet issuing from a slot in the solid floor, transversely strikes the main flow falling over the weir, resulting in a formation of a forced hydraulic jump. The flow jet issuing from the slot is fed from the headwater side, therefore, both the main and the cross jet flows are acting under the same head.

The main parameters affecting the characteristics of the forced jump, either perfect or drowned, were investigated such as: location, direction, and width of slot, in addition to the Froude number of the main flow. The problem was investigated analytically and experimentally. In the analytical part, the equations for the conjugate depth ratio, the loss of energy of jet-forced hydraulic jump and the limiting condition for perfect free hydraulic jump were developed. The accuracy of these equations was checked by the experimental measurements using a physical model of the suggested dissipator. In the experimental part, the effect of the main parameters, on the characteristics of the forced jump either perfect or drowned, was studied.

Results showed that the developed dissipator possesses high efficiency, since it reduces the length of a stilling basin to a great extent compared with the case without dissipator, which is also important from the economic point of view. The study is completed by a design procedure for proper dimensions of the cross jet: position, width and direction, in order to be used in the practical applications.

KEYWORDS: energy dissipation; local scour; counter flow dissipator; perfect hydraulic jump; stilling basin length

Sadržaj

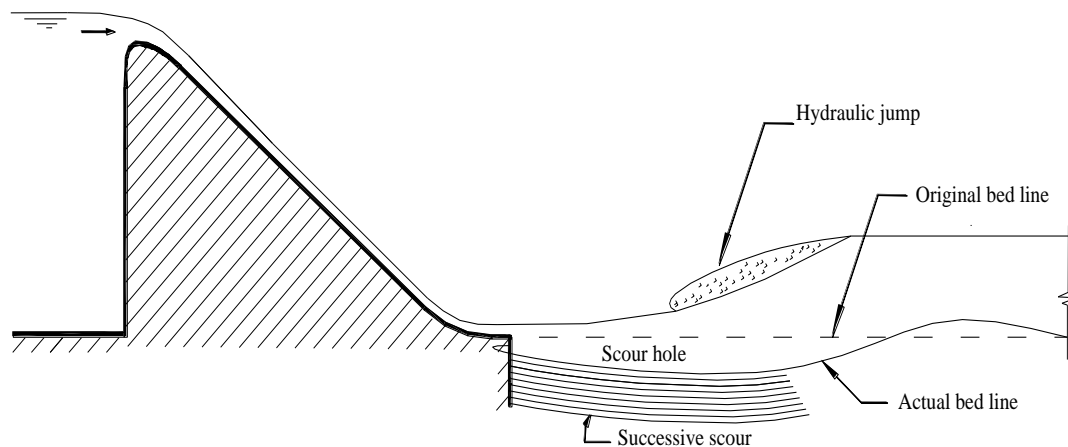
1. Uvod.....	1
2. Pregled naučne literature.....	6
2.1. Uvod.....	6
2.2. Disipacija energije pomoću “umirujućeg” basena	8
2.2.1. Prošireni “umirujući” baseni	8
2.2.2. Ovalni baseni.....	14
2.2.3. Baseni sa blokovima.....	15
2.2.4. U.S. Corps of Engineers basen	24
2.2.5. Basen Saint Anthony vodopada (SAF).....	24
2.2.6. Bhavani tip basena	26
2.2.7. VIING stilling basin	26
2.2.8. Basen sa tzv. pozitivnim stepenikom.....	27
2.2.9. Basen sa negativnim stepenikom.....	28
2.3. Disipacija energije upotrebom suprotnog toka	29
2.4. Disipacija energije na nagnutim površinama.....	34
2.4.1. Disipacija energije pomoću hrapavosti nagnutih površina.....	35
2.4.2. Disipacija energije upotrebom kaskada.....	39
2.4.3. Disipacija energije disperzijom mlaza.....	45
2.5. Problemi u vezi sa sadašnjim metodama za disipaciju energije	48
3. Analitička studija	50
3.1. Metodologija.....	50
3.1.1. Određivanje kontrakovane dubine nizvodno od ogee preliva.....	52
3.1.2. Određivanje protoka ukrštenog mlaza.....	58
3.1.3. Određivanje odnosa konjugovanih dubina	61
3.1.4. Disipacija energije kod prinudnog skoka	66
3.1.5. Granični uslov za slobodan savršen hidraulični skok	68

4. Eksperimentalna studija.....	71
4.1. Uvodna razmatranja.....	71
4.2. Eksperiment	71
4.3. Eksperimentalna procedura	77
4.3.1. Slučaj savršenog slobodnog skoka	77
4.3.2. Slučaj potopljenog skoka.....	78
4.3.3. Slučaj savršeno prinudnog skoka.....	78
4.4. Raspon Froude-ovog broja (F_1)	79
4.5. Raspon protoka.....	79
4.6. Opseg merenja.....	80
4.7. Glavni parametri koji se javljaju u ovom problem.....	80
4.7.1. Granični parametri	81
4.7.2. Parametri proticanja	81
5. Analiza i diskusija rezultata.....	84
5.1. Uvod.....	84
5.2. Karakteristike slobodnog savršenog skoka.....	87
5.2.1. Početna dubina skoka	88
5.2.2. Odnos konjugovanih dubina (y_2/y_1).....	88
5.2.3. Dužina slobodnog skoka L_J	90
5.2.4. Gubitak energije kod slobodnog skoka (E_L).....	92
5.2.5. Uslov za slobodan savršen skok	93
5.2.6. Izračunavanje položaja suženog preseka (x_c).....	94
5.3. Uticaj parametara na karakteristike prinudnog hidrauličnog skoka	95
5.3.1. Uticaj položaja otvora (x_s).....	96
5.3.2. Uticaj pravca suprotnog mlaza (θ)	108
5.3.3. Uticaj širine otvora (b)	118

5.4. Uticaj posmatranih parametara na karakteristike protoka kroz otvor	130
5.5. Uticaj suprotnog toka na potopljeni skok.....	136
5.5.1. Uticaj položaja otvora x_s	137
5.5.2. Uticaj ugla nagiba otvora θ	139
5.5.3. Uticaj širine otvora b	141
5.6. Poređenje eksperimentalnih i teorijskih rezultata.....	143
5.6.1. Odnos konjugovanih dubina y_1/y_2	143
5.6.2. Gubitak energije E_L	143
5.7. Diskusija.....	144
6. Praktična primena.....	146
6.1. Uvod.....	146
6.2. Dostupni podaci	147
6.3. Postupak konstrukcije	148
6.4. Primer.....	151
7. Zaključak i preporuke za dalja istraživanja	146
7.1. Uvod.....	151
7.2. Zaključci	151
7.3. Preporuke.....	151
7.4. Smernice za buduća istraživanja	151
8. Literatura.....	146

1. Uvod

Prelivne brane se obično grade na rekama i tokovima čija korita sadrže aluvijalne slojeve (erozivne materijale) kao što su pesak, glina i mulj. Preliv je sredstvo za sprečavanje preopterećenja brane u slučaju ekstremnih vremenskih uslova. On omogućava velikoj količini vode da se oslobodi iz rezervoara u toku kratkog vremena i sa velikom brzinom ispuštanja. Ovo obično uzima oblik visokoturbulentnog superkritičkog toka u prelivu i momentalno se sliva niz branu. Velika brzina toka dovodi do velikog stresa smicanja u koritu, znatno većeg nego u odsustvu ove konstrukcije, prouzrokujući značajno povećanje transporta sedimentnog materijala nizvodno od konstrukcije. Kao rezultat ove pojave, nivo korita postaje erodiran i dolazi do pojave koja je poznata kao lokalno spiranje (Slika 1.1.). Dimenzije spiranja, dužina i dubina, uglavnom zavise od energije padajućeg toka kao i od dubine vode.



Slika 1.1. Proces spiranja nizvodno od brane

Sukcesivno ili kontinualno spiranje može potkopati temelje preлива i dovesti do rušenja objekta u najgorem scenariju (Hager,2007; Simon and Korom,1997). Zbog toga, erozija ili proces spiranja u nizvodnom koritu hidrauličnih objekata predstavlja veoma opasnu pretnju stabilnosti ovih objekata. Kao takvi, procesi spiranja moraju se sprečiti

ili bar značajno umanjiti. To se uglavnom postiže oblaganjem nizvodnog dela konstrukcije sve dok protok ne postane subkritičan tj. miran, a gde je brzina znatno niža. Zaštitni materijali su uglavnom izrađeni od betonskog prekrivača postavljenog u nizvodnom delu korita na određenoj dužini. Dužina zaštite korita generalno zavisi od dozvoljene količine ispiranja (dužine i maksimalne dubine ispiranja) kao i od geotehničkog sastava zemljišta na kome se konstrukcija nalazi (gusto ili retko pakovani pesak) (Hoffmans and Pilarczyk,1995).

Da bi se temelj zaštitio od spiranja, preporučuje se da se zaštitni sloj nizvodno od brane proširi na rastojanje jednako dimenzijama otvora spiranja (Grace,1980). Na osnovu jednačine kritične brzine (Garde,1970), sigurna dužina zaštite se definiše kao dužina na kojoj je brzina toka u koritu manja od kritične brzine. Sigurna dužina zaštite, zasnovana na kriterijumu kritične brzine daje 50% veću vrednost nego u slučaju metode koja uzima u obzir geometriju oblasti spiranja (Abourohaim,1997). U ovom drugom slučaju, kritična brzina se definiše kao brzina toka ispod koje se spiranje neće pojaviti. Sa druge strane, formirani vodeni skok i vrtolzi bi trebalo da se potpunosti završe na zaštitnom sloju tako da brzina ponovo može dobiti svoju prvobitnu normalnu distribuciju.

Zbog gore navedenih uslova, a da bi se nizvodno korito zaštitilo od spiranja, dužina temelja mora biti dovoljno velika. Sa tačke gledišta troškova, bilo bi veoma skupo konstruisati tako dugačko korito. Zbog toga se u današnje vreme, inženjeri i istraživači, sve više fokusiraju na smanjenje brzine proticanja i na taj način smanjuju energiju mlaza; drugim rečima smanjuju dužinu temelja potrebnog za zaštitu koristeći princip disipacije energije.

Princip funkcionisanja disipatora (umirivača) energije se zasniva na pretvaranju dela enegije toka u energiju spoljašnjeg trenja između toka i granica kanala ili između vode i vazduha, ili sa druge strane, preko unutrašnjeg trenja i turbulencije. Da bi se ovo postiglo, koriste se različite metode kao što su: basen sa određenim dodatnim delovima, metoda suprotnog mlaza i difuzija mlaza kako što će biti detaljnije opisano u drugom poglavlju.

Stabilizacija formiranog hidrauličnog skoka, po mogućstvu što bliže konstrukciji preлива, može značajno smanjiti dužinu temelja. Ovo zapravo znači da je hidraulični

skok moćno sredstvo za disipaciju energije turbulentnog mlaza koji prelazi preko brane, preliva i donjih pregrada. Da bi se stabilizovao hidraulični skok takođe se mogu izgraditi specijalni bazeni koji će poboljšati njegovo funkcionisanje. Oni sadrže dodatne elemente kao što su: blokovi, prepreke, stepenici. Sa jedne strane, ovakve konstrukcije mogu povećati turbulenciju mlaza i dovesti do smanjenja njegove brzine. Sa druge strane, mogu lokalno da uzdignu kraj vodenog toka da bi se skok pomerio bliže prelivu ili čak da ga potope.

Pomenute metode mogu omogućiti disipaciju energije do izvesne mere, ali je moguće da se jave i dodatni nepoželjni efekti kao što su: blokovi mogu biti podložni kavitaciji i abraziji za velike vrednosti brzine ili kada su u mlazu prisutni teški sedimenti, ruševine ili led. Tamo gde su prisutni pritisci usled kavitacije, uslovi su najopasniji sa bočnih strana pregrade. Dodatno, to može prouzrokovati eroziju na gornjoj površini temelja. Ovakvi procesi mogu dovesti do veoma komplikovanih mehanizama koji povećavaju ukupne troškove.

Stoga, dobar dizajn basena trebalo bi da zadovoljava sledeće uslove:

- (i) Velika efikasnost u disipaciji energije
- (ii) Neophodnost niskog nivoa kraja vodenog mlaza
- (iii) Kompaktnost i ekonomičnost dizajna konstrukcije
- (iv) Stabilnost procesa proticanja i
- (v) Zaštita od kavitacije i erozije.

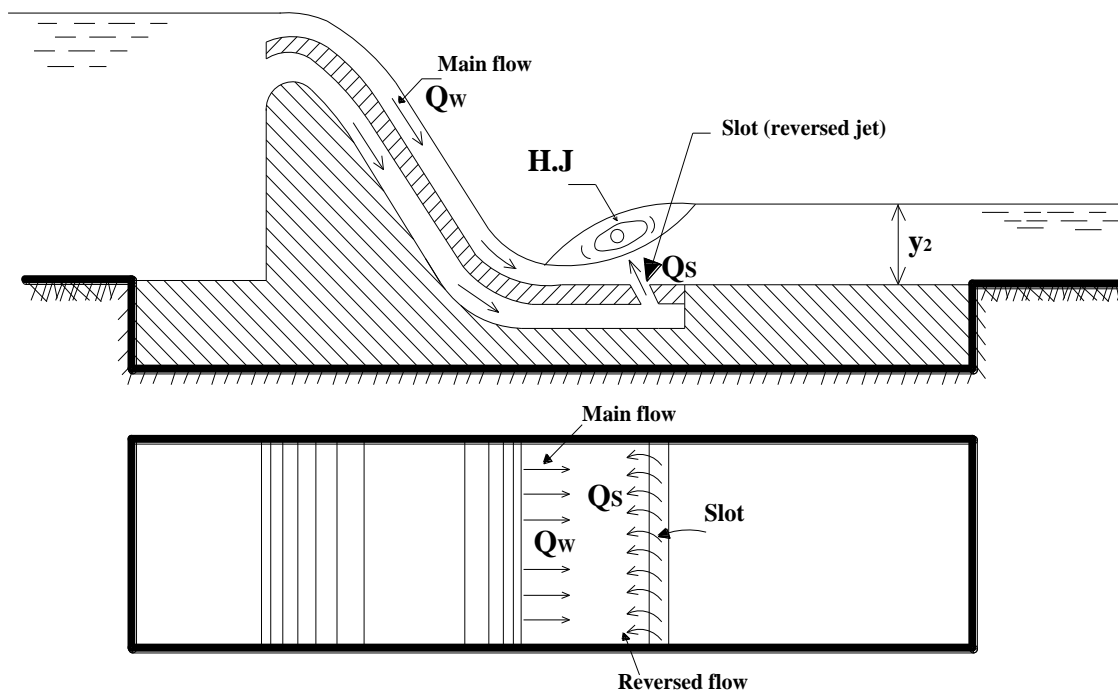
Za konstrukcije koje karakteriše veliki protok vodene energije, kao što su brane, prelive, rečni brzaci i sl., gore pomenute tradicionalne metode nisu mnogo efikasne i zahtevaju velike troškove. U takvim slučajevima podobnija je metoda koja je prikazana u ovom radu, a to je disipator energije suprotnog mlaza. On smanjuje (umiruje) energiju padajućeg toka preko nagnutih površina koje se nalaze na visokom potencijalu i formira nizak nivo kraja vodenog toka. U ovom radu je, kao takav primer, izabrana tzv. ogee prelivna brana koja je razmatrana analitički i eksperimentalno.

Metoda suprotnog mlaza, koja je prikazana u ovom radu, zasniva se na principu deljenja protočne vode na dva mlaza: prvi je glavni mlaz koji prelazi preko nagnute

površine, dok drugi prolazi kroz tok vode, povezan sa transverzalnim otvorom, tako da voda može teći kroz otvor formirajući suprotan tok i sudara se sa glavnim tokom kao što je prikazano na Slici 1.2. Ovo dovodi do smanjenja brzine glavnog toka i, u isto vreme, do povećanja visine kraja vodenog mlaza. To kao posledicu ima formiranje savršeno prinudnog skoka umesto slobodnog odbijanja. Na taj način, dužina temelja može se znatno smanjiti.

Problem koji je prezentovan ovde razmatran je analitički i eksperimentalno.

U analitičkom delu, primenjene su jednačine održanja energije i impulsa kao i jednačina kontinuiteta da bi se teorijski dobile jednačine odnosa konjugovanih dubina i relativnog energetskog gubitka, kao i granični uslov za savršen hidraulični skok.



Slika 1.2. Šematski prikaz predloženog disipatora suprotnog mlaza

Eksperimentalna studija je izvedena da bi se proučavao efekat posmatranih parametara na karakteristike prinudnog hidrauličnog skoka, bilo savršenog ili potopljenog. Eksperimentalna merenja su vršena da bi se proverile dobijene jednačine i izračunali određeni koeficijenti koji se javljaju u njima.

Rezultati ove studije su pokazali da je predloženi disipator mlaza efikasan za disipaciju vodene energije. On značajno može smanjiti dužinu basena u poređenju sa slučajem kada nema suprotnog (ukštenog) mlaza. Dodatno, mada u manjoj meri, disipator dovodi i do smanjenja energije proticanja.

2. Pregled naučne literature

2.1. Uvod

Mnogobrojne teorijske i eksperimentalne studije su sprovedene da bi se proučio problem disipacije energije vode kod hidrauličnih objekata konstruisanih na otvorenim kanalima. Disipacija energije izvodi se u cilju zaštite temelja ovakvih konstrukcija od spiranja, drugim rečima od potencijalnih oštećenja ovakvih konstrukcija.

Ovo poglavlje predstavlja detaljan pregled najnovijih naučnih saznanja iz oblasti disipacije energije donjeg toka vode kod hidrauličnih objekata. On takođe služi boljem razumevanju različitih metoda u oblasti disipacije energije vode.

Disipacija energije vode u donjem toku hidrauličnih objekata je izučavana različitim pristupima, zasnovanim mahom na dva osnovna principa:

- (1) stvaranje velikog gradijenta brzine i na taj način povećanje turbulencija u toku,
- (2) formiranjem dodatnih i turbulentnih međupovršina između vode koja protiče i okolnog vazduha.

Dakle, različite metode i tehnike su razvijene ili da bi se poboljšala efikasnost postojećih disipatora ili da bi se stvorili novi koji zadovoljavaju dva osnovna zahteva, veliku efikasnost i minimum trošova konstrukcije. U nastavku, izložen je kratak opis postojećih metoda i tehnika koje se koriste u disipaciji energije vode u otvorenim kanalima.

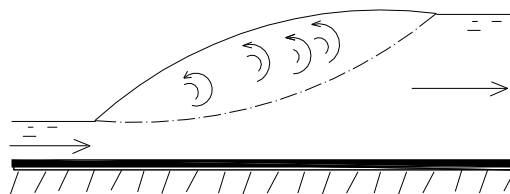
Ove metode ili tehnike mogu se podeliti na sledeći način:

- (1) Disipacija energije upotrebom “umirujućeg” basena
- (2) Disipacija energije pomoću suprotnog toka
- (3) Disipacija energije na nagnutim površinama.

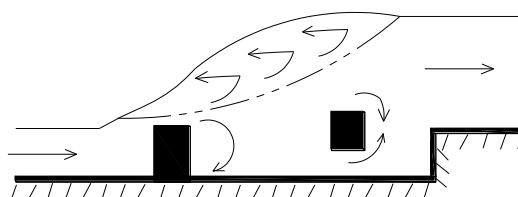
Kraj vodenog mlaza generalno odlikuju male brzine što kao rezultat daje uslov subkritičnog (mirnog) kretanja mlaza. Voda koja prolazi preko preliva, ispod vrata brane i kroz cevi poseduje veliku brzinu strujanja mlaza. Kada se superkritičan

(turbulentan) mlaz, koji se sliva niz hidrotehnički objekat (preliv), sudari sa sporim krajem vodenog mlaza, formira se zona slobodnog hidrauličnog skoka sa velikim gradijentom brzine (Slika 2.1.). U slučaju da je nivo vode pri kraju vodenog mlaza suviše nizak, hidraulički skok se pomera ka većim dužinama, a gradijent brzine se smanjuje. Kao rezultat, dužina basena se mora povećati, što povećava i troškove građenja.

Da bi se kontrolisao slobodan skok, primenjuju se određena sredstva uzvodno od hidrauličnog skoka koja ga pomeraju ka napred i doprinose da se smanji dužina basena (Slika 2.2.). Formirani skok se u ovom slučaju naziva prinudan skok. Efikasnost ovakvih metoda disipacije energije može imati značajan uticaj na ukupne troškove projekta. Zbog toga je u današnje vreme, većina napora inženjera i istraživača u ovoj oblasti, usmerena upravo ka razvijanju efikasnih i isplativih rešenja za disipaciju energije.



Slika 2.1. Formiranje slobodnog hidrauličnog skoka



Slika 2.2. Prinudan hidraulični skok formiran pomoću pregradnih elemenata

U sledećim paragrafima su opisane i ukratko diskutovane različite metode disipacije energije vode koje su danas u upotrebi.

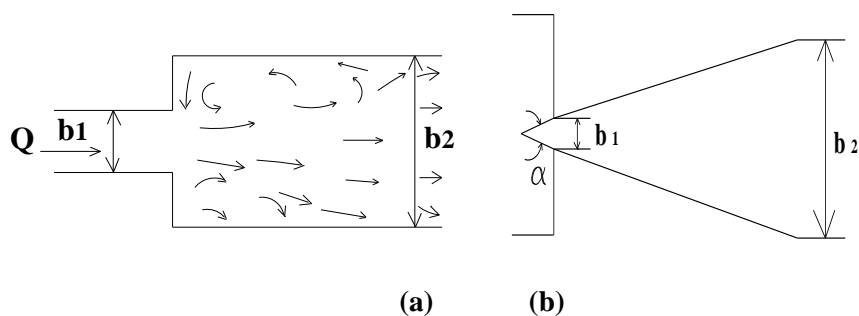
2.2 Disipacija energije pomoću “umirujućeg” basena

“Umirujući” basen je hidrotehnički objekat okružen podlogom tj. temeljom i dva bočna zida (Marriott et al., 2009). Mlaz je u njemu “prigušen” da bi se povećala dubina proticanja i nivo korita za tačno određenu vrednost. Hidraulični skok je na taj način prinuđen da ostane u okviru basena i sa konstantnim gubitkom hidraulične energije. Baseni predstavljaju prelazne konstrukcije konstruisane za gubitak ulazne energije toka koji poseduje veliku brzinu. Na taj način, tok iza basena ne ugrožava stabilnost korita i obala niz kanal. U basenima kinetička energija prouzrokuje turbulencije, i konačno se gubi kao toplotna i zvučna energija (Tiwari et al., 2010).

Baseni su efikasna sredstva za smanjenje troškova izgradnje na taj način što ublažavaju problem spiranja zajedno sa nekim drugim sredstvima koja poboljšavaju njihovu efikasnost. Pregradni blokovi, pozitivni i negativni stepenici, razdvajajući blokovi itd. koriste se kao barijere ili prepreke u basenima da bi se smanjila brzina proticanja i skratila dužina hidrauličnog skoka što kao rezultat ima bolju disipaciju energije bez povećanja dubine vode u kanalu (Novak et al., 2001; Manoochehr et al., 2011, Verma, 2000). U nastavku će biti predstavljeni različiti oblici “umirujućih” basena.

2.2.1. Prošireni “umirujući” baseni

Basen može biti proširen naglo ili postepeno. U nagloj ekspanziji mlaza, basen ima pravougaoni oblik u horizontalnoj projekciji, kao što je prikazano na Slici 2.3-a. U ovom slučaju formirani skok se naziva pravougaoni skok. Kod postepene ekspanzije mlaza, basen ima oblik radijalnog sektora sa centralnim uglom α , kao što je prikazano na Slici 2.3-b. U ovom slučaju formirani skok se naziva radijalni skok.



Slika 2.3. Model “umirujućeg” basena u ravni: (a) pravougaoni, (b) radijalni

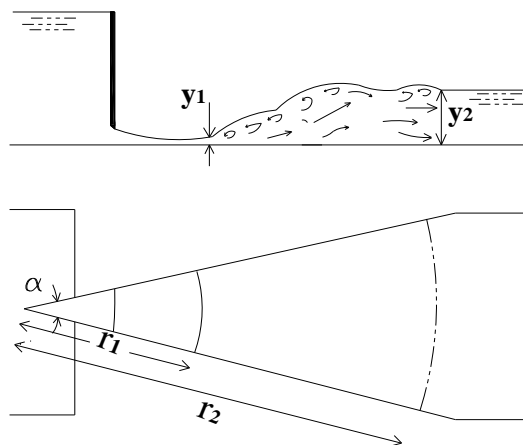
(a) Postepeno proširen basen

Formiranje hidrauličnog skoka u postepeno proširenom basenu (Slika 2.4.) je eksperimentalno istraženo u (Rupchand et al., 1971). Analiza eksperimentalnih rezultata je pokazala da, za datu vrednost F_1 , energetska gubitak usled formiranja skoka ostaje manje više isti za promenu centralnog ugla od 5° do 13° . Takođe, za vrednosti F_1 do oko 7, dužina skoka u postepeno proširenom kanalu je manja nego u slučaju pravougaonog basena. Ovi rezultati pokazuju da je, postižući odgovarajući oblik basena, moguće znatno smanjiti njegovu dužinu.

Autori su takođe izračunali i efikasnost skoka kod postepenog širenja:

$$\frac{E_2}{E_1} = \frac{F_1^2}{r_0^2 \psi^2 (2 + F_1^2)} + \frac{2\psi^2}{(2 + F_1^2)} \quad (2.1)$$

gde je E_1 energija na početnoj dubine vode u skoku, E_2 energija na krajnjoj dubini vode u skoku, F_1 početna vrednost Froude-ovog broja, r_0 odnos uzastopnih radijusa $r_0 = r_2/r_1$ i ψ konjugovani odnos dubina.



Slika 2.4. Postepeno proširen basen (Rupchand et al., 1971)

France (France, 1981) je sproveo mnogobrojna istraživanja da bi uporedio hidraulični skok u postepeno proširenim kanalima i u kanalima sa paralelnim stranama za vrednosti Froude-ovog broja između 1.8 i 6.2. Njegovi eksperimentalni rezultati su pokazali da je relativan energetska gubitak u proširenim kanalima za oko 12% veći nego kod paralelnih kanala za iste vrednosti Froude-ovog broja. Rezultati su takođe pokazali da su dužina i relativan energetska gubitak kod prinudnog (proširenog) skoka manji nego u slučaju slobodnog skoka.

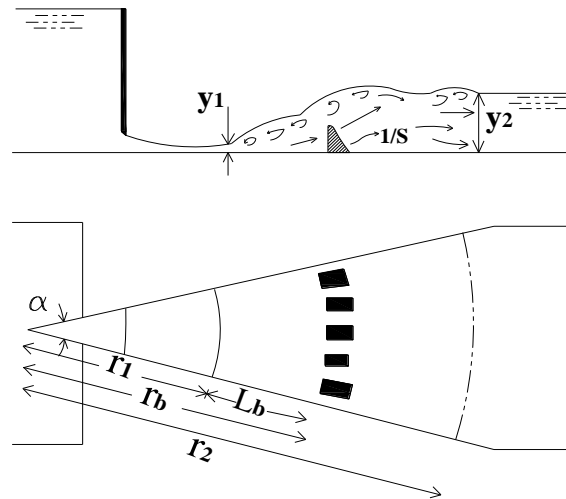
Abd El Salam et al. (Abd El Salam et al., 1988) su eksperimentalno proučavali karakteristike širenja toka u otvorenim kanalima. Oni su pronašli da vrednost odnosa širine ekspanzije (širenja) od 0.7, kojoj odgovara centralni ugao $\alpha=12.5^\circ$, daje minimalan gubitak i maksimalnu efikasnost u disipaciji energije.

Nettleton i McCorquodale (Nettleton and McCorquodale, 1989) su napravili veoma uspešan dizajn za prošireni basen sa standardnim USBR pregradnim blokovima sa 50% blokade, kao što je prikazano na Slici 2.5. Dizajn je postigao sledeća poboljšanja:

- (1) Vrata za kontrolu gornjeg toka su manjih dimenzija
- (2) Dubina kraja vodenog mlaza je manja
- (3) Basen se može koristiti za širok spektar kraja vodenog mlaza

(4) Efikasnost je bolja za manje vrednosti Froude-ovog broja ($F_1 < 4$).

Ovaj dizajn je pokazao i koji je najefikasniji položaj blokova i ugla divergencije.



Slika 2.5. Postepeno proširen basen sa blokovima (Nettleton and McCorquodale, 1989)

Koristeći integralni matematički model Abd El Kawi et al. (Abd El Kawi et al., 1992) su simulirali radijalni hidraulični skok. Došli su do zaključka da je dužina radijalnog hidrauličnog skoka aproksimativno 70% od odgovarajućeg pravougaonog hidrauličkog skoka.

Gamal i Abd El Aal (Gamal and Abd El- Aal, 1995) su proučavali radijalni hidraulički skok u nagnutom kanalu koristeći postepeno prošireni pravougaoni basen. Došli su do zaključka da radijalni skok daje veći relativan gubitak energije od odgovarajućeg pravougaonog. Oni su takođe pronašli da relativan gubitak energije opada sa povećanjem nagiba kanala, dok se povećava sa povećanjem centralnog ugla.

Gamal i Abd El Aal (Gamal and Abd El-Aal, 1999) su proučavali postepeno proširene pravougaone basene sa horizontalnim temeljom kao disipatore energije. Došli su do sledećeg izraza za relativnu energiju:

$$\frac{\Delta E}{E_1} = 1 - \frac{\psi^3 + \left(\frac{1}{\beta} + 2Z\right)^2 + 0.5F_1^2 \left(\frac{1}{\beta}\right)^2}{\psi^2 \left(\frac{1}{\beta} + 2Z\right)^2 (1 + 0.5F_1^2)} \quad (2.2)$$

gde je ψ relativna dubina skoka, $\beta = b_2/b_1$, Z bezdimenzioni parametar, i b širina kanala.

Oni su takođe došli do sledećih zaključaka:

(1) Za iste vrednosti ugla ekspanzije i odnosa ekspanzije, relativna dubina skoka se smanjuje, a relativan gubitak energije se povećava sa povećanjem $(L_j/b_2)(L_j/b_2)$,

(2) Za isti odnos ekspanzije i isto (L_j/b_2) , relativan gubitak energije se povećava sa povećanjem ugla divergencije, gde je L_j dužina skoka, a b_2 je širina kanala.

Rageh (Rageh, 1999) je proučavao efekat pregradnih blokova na formiranje radijalnog hidrauličnog skoka. On je dobio sledeći izraz za relativan energetska gubitak:

$$\frac{\Delta E}{E_1} = 1 - \left(\frac{(F_r + 2r_0\psi)}{(r_0\psi(F_r + 2))} \right) \quad (2.3)$$

gde je: ΔE promena energije na početnoj i krajnjoj visini skoka, F_r je relativni Froude-ov broj, a r_0 je odnos uzastopnih radijusa. Rezultati su takođe pokazali da je disipacija energije vode kod radijalnog hidrauličnog skoka prilikom upotrebe pregradnih blokova veća nego kada ih nema. Nađeno je da pregradni blokovi daju smanjenje relativnog gubitka energije za oko 30%.

(b) Naglo proširen basen

Naglo prošireni baseni se generalno koriste kod niskih prelaznih konstrukcija i samo sa delimičnim operisanjem otvora.

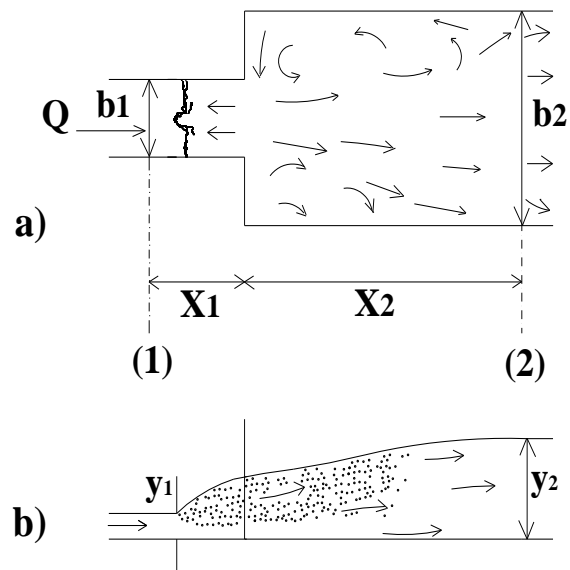
Hager (Hager, 1985a) je razvio metod za izračunavanje hidrauličnog skoka kod postepenog i kod naglog proširenja kanala. On je primenio jednačinu održanja energije i dobio da se odnos gubitka energije $\Delta E / E_1$ značajno povećava sa povećanjem odnosa proširenja $\beta = b_2 / b_1$. Ovde je ΔE gubitak energije usled hidrauličnog skoka, a E_1 je energija dotoka vode. Autor zaključuje da je relativan gubitak energije kroz slobodan skok manji nego kod naglog povećanja basena.

Još jedna analitička i eksperimentaln studija (Nashta and Garde, 1988) je sprovedena u cilju proučavanja subkritičnog proticanja kroz naglo proširenje kanala, uzimajući u obzir odnos širenja $\beta = 1.5-3$. Autori su dobili sledeći izraz, primenjujući jednačinu kontinuiteta i jednačine održanja energije i impulsa za gladak horizontalni kanal:

$$\Delta E = \left(\frac{\alpha u_1^2 - \alpha u_2^2}{2g} \right) - \frac{u_2}{g} (\beta u_1 - \beta u_2) \quad (2.4)$$

gde su $\alpha_1, \alpha_2, \beta_1$ i β_2 koeficijenti korekcije energije i impulsa na dva preseka, respektivno, a u_1, u_2 su brzine proticanja na dve preseka i odnose se na naglo povećanje preseka kanala.

Bremen i Hager (Bremen and Hager, 1993) su sproveli eksperimente na različitim oblicima skoka u slučaju naglog povećanja. Oni su pronašli da T-skok, kod koga se dno skoka nalazi levo od sekcije proširenja mlaza, može postati asimetričan ako je odnos proširenja veći od 1.4 i izrazito asimetričan ako je taj odnos veći od 2.0. Isti autori (Bremen and Hager, 1994), su proučavali različite oblike pregradnih elemenata i njihov uticaj na usmeravanje toka u naglo proširenom basenu (Slika 2.6.).



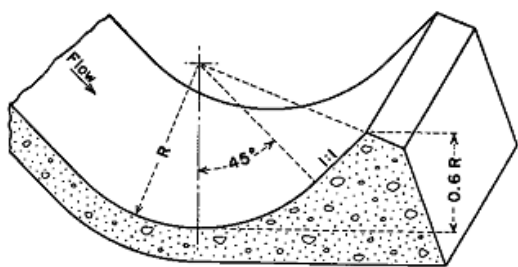
Slika 2.6. Naglo proširen basen

2.2.2. Ovalni Baseni

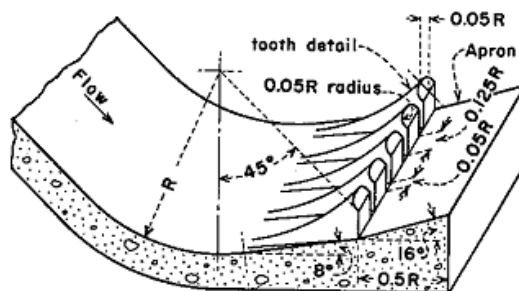
Ovalni disipatori energije proučavani su od pedesetih godina prošloga veka naovamo. Njihova glavna prednost su male dimenzije, međutim zahtevaju i viši nivo zadnjeg dela vode nego kod klasičnog skoka.

Ovalni basen je ograničen donjom i gornjom granicom svoje operativnosti. To se odnosi na Froude-ov broj toka F_1 i relativni ovalni radijus. Zbog toga, glavni nedostatak ovakvog basena je da kod manjih radijusa voda isuviše pulsira, a kod većih radijusa dizajn nije ekonomičan.

The United States Bureau of Reclamation (USBR) (USBR, 1984) je razvio ovalni basen koji je potopljen čvrst basen (Slika 2.7.) za branu reke Columbia u Washington-u, USA. Nešto kasnije, USBR je razvio potopljeni basen sa presecima kao što je prikazano na Slici 2.8. za branu reke Grijalva u Meksiku.



Slika 2.7. Čvrst ovalni basen

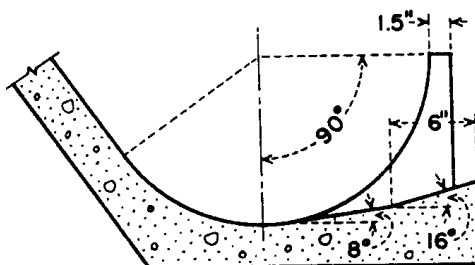


Slika 2.8. Ovalni basen sa preseccima

((USBR, 1984))

McPherson i Karr (McPherson and Karr, 1957) su došli do korisnih podataka o karakteristikama čvrstog kružnog disipatora energije. Rezultati njihove studije su ograničeni na izlazni ugao od 45° i ravnomernu raspodelu izlivanja duž širine kanala.

Koristeći podatke iz perioda 1953-1954., Beichley i Peterka (Beichley and Peterka, 1959) su predložili još jedan dizajn za radijalne basene sa preseccima (Slika 2.9.). Oni su uporedili karakteristike 4 modifikovana modela i zaključili da su baseni sa preprekama generalno efikasniji od čvrstih.



Slika 2.9. Modifikacija II ovalnog basena sa preseccima (Beichley and Peterka, 1959)

2.2.3. Baseni sa blokovima

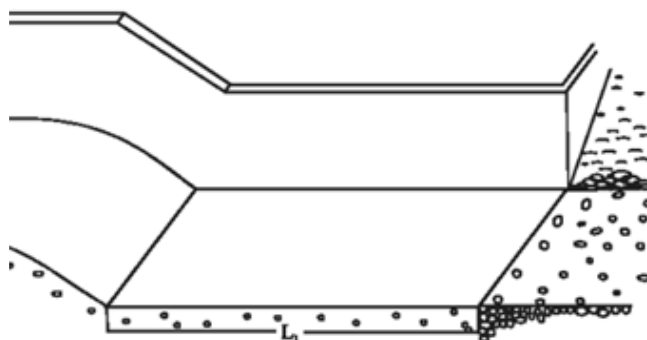
Veliki broj eksperimenata je sproveden da bi se izučavale dimenzije i detalji vodenih basena. Jednu od najobimnijih studija je sproveo (USACE, 1974). Oni su utvrdili veći broj kriterijuma za dizajn basena: I, II, III, IV (Slke 2.10., 2.11., 2.12. i 2.13, respektivno). Ovde su uključeni i neki dodatni delovi kao što su blokovi i prepreke.

I tip basena je basen kod koga se skok formira na horizontalnoj ravnoj podlozi bez dodatnih delova. Ovaj dizajn je jednostavan, ali je nepraktičan jer je suviše skup i težak za kontrolisanje.

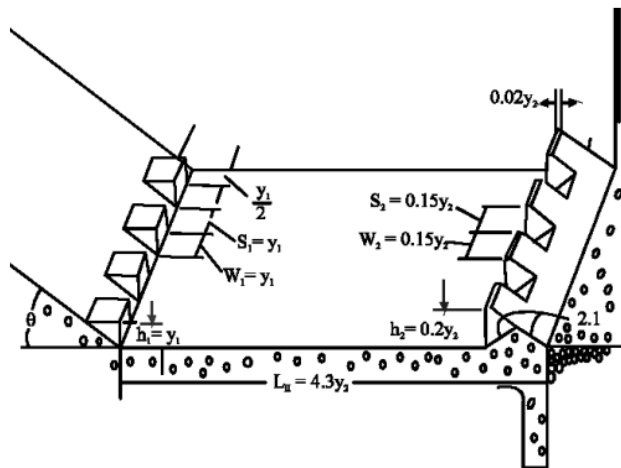
II tip basena se koristi u sprezi sa velikim konstrukcijama kao što su visoke brane i prelivi, gde je $F_1 > 4.5$. Ne koristi prepreke jer velike brzine vode ka skoku mogu prouzrokovati kavitaciju na njima. Bradley i Peterka (Bradley and Peterka, 1957) su izračunali da se dužina basena na ovaj način može smanjiti za 33%.

III tip basena je kraći od II tipa i sadrži niz blokova. Ovaj tip basena je najpodesniji kod kanalnih objekata, manjih brana i preliva. U slučaju ovih basena skok i dužina basena mogu se redukovati za oko 60% sa dodatnim delovima.

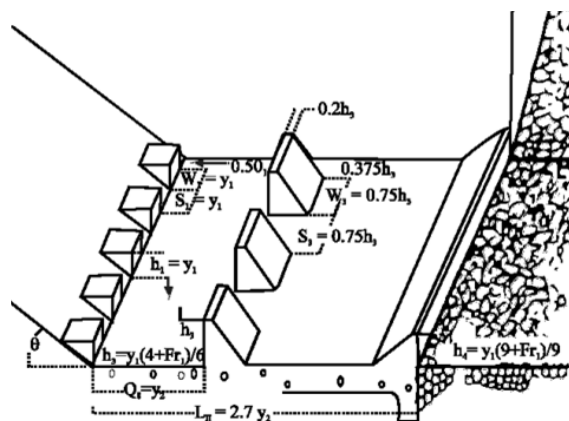
IV tip basena je konstruisan da bi se prevazišao problem oscilatornog skoka koji je teško prigušiti. On se koristi tamo gde su vrednosti Frode-ovog broja F_1 u opsegu od 2.5 do 4.5. Dužina ovog basena je jednaka dužini skoka u horizontalnom basenu bez dodatnih delova. USER basen IV je primenjiv samo kod pravougaonog preseka.



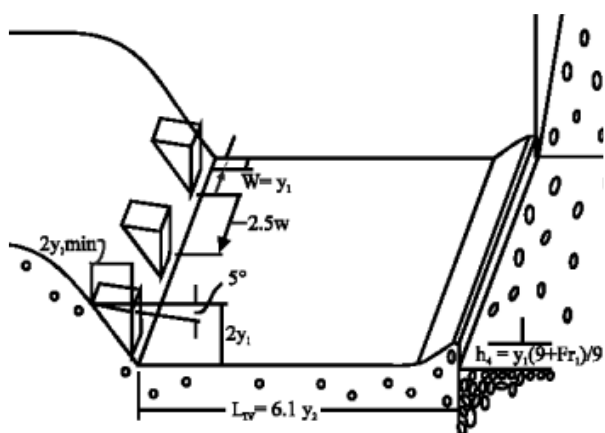
Slika 2.10. I tip basena (USACE,1974)



Slika 2.11. II tip basena (USACE,1974)

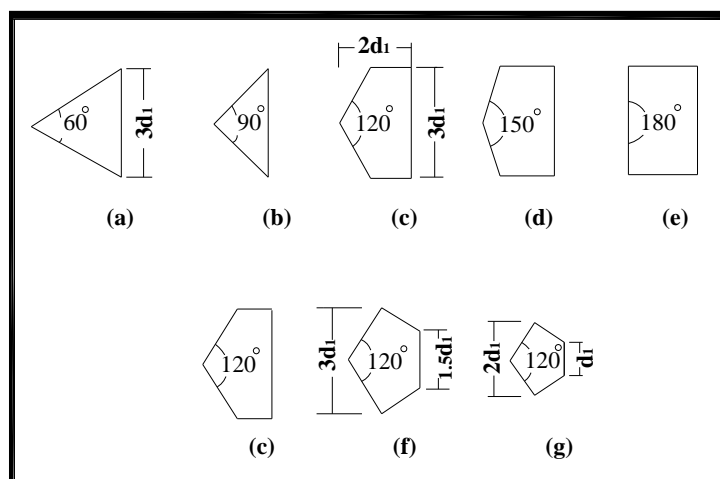


Slika 2.12. III tip basena (USACE,1974)



Slika 2.13. IV tip basena (USACE,1974)

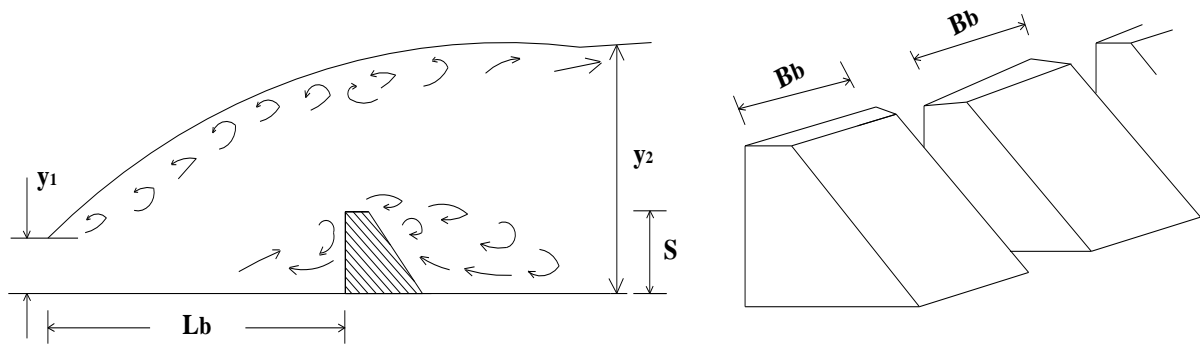
Novi oblici dodatnih delova basena su testirani kod Pillai i Unny (Pillai and Unny, 1964) sa blokovima pod različitim uglovima u opsegu od 60° do 180° , kao što je prikazano na Slici 2.14. Dobijeni rezultati ukazuju da blokovi sa uglom od 120° daju najbolje rezultate.



Slika 2.14. Oblici testiranih blokova (Pillai and Unny, 1964)

Niz istraživanja je sprovedeno da bi se uporedili kontinualni i baseni sa šiljcima (Chow, 1959), Slika 2.15. Eksperimentalni rezultati su pokazali sledeće činjenice:

- (1) Efikasnost kontinualnih basena je veća nego onih sa šiljcima (u stabilizaciji prinudnog skoka i povećanju disipacije energije). Ovo se objašnjava time što skretanje mlaza pod uticajem kontinualnih prepreka podiže mlaz iznad samih prepreka i dovodi do veće disipacije energije i stabilnosti skoka nego samo deoba i sečenje mlaza kod šiljastih prepreka,
- (2) Za manje vrednosti Froude-ovog broja ($F_1 < 5$), efikasnost basena sa šiljcima je blizu one kod kontinualnog.

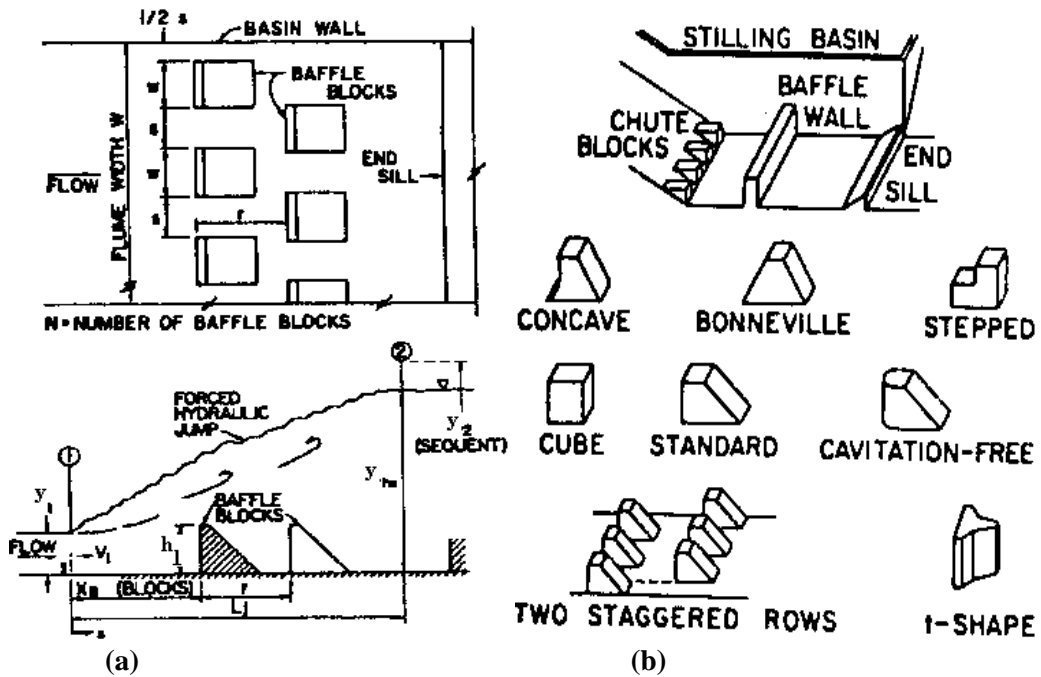


Slika 2.15. Basen sa blokovima (Chow, 1959)

U jednoj od studija (Basco and Adams, 1971-a) sprovedeno je istraživanje efekata dimenzija blokova, rastojanja (u longitudinalnom i transverzalnom pravcu) i položaja napadne tače sile prouzrokovane proticanjem vode (Slika 2.16.). Koeficijent horizontalne sile $\varphi_H = F_B/P_2$ se smatra merom relativne efikasnosti blokova, gde je F_B ukupna sila vodenog mlaza na blokove, a P_2 je pritisak sile na visini y_2 slobodnog skoka. Rezultati njihovih istraživanja se mogu sumirati u sledećem:

- (1) Za sve vrednosti F_1 , φ_H raste kada h_1/y_1 raste, a x_B/y_2 opada,
- (2) Kada se prekrivenost blokovima povećava, F_B/P_2 raste, ali sa brzinom koja zavisi od h_1/y_1 odnosa,
- (3) Koeficijent φ_H raste kada se drugi red pomera bliže ka prvom za male vrednosti x_B/y_2 ,
- (4) Standardni blokovi Y i T oblika proizvode slične sile za jednake frontalne projekcije.

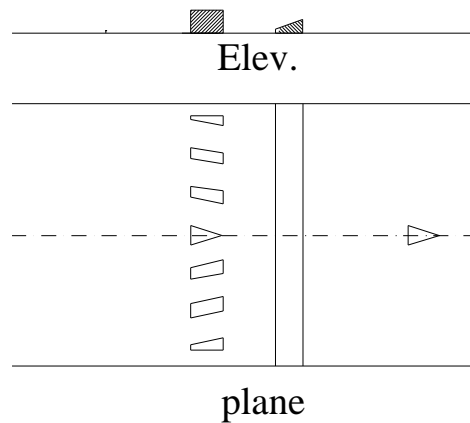
Ovde je y_1 početna dubina vode skoka, y_2 je krajnja dubina vode skoka, h_1 je visina bloka i x_B je rastojanje od početka skoka do prvog niza blokova.



Slika 2.16. (a) Izgled basena (b) Tipični oblici blokova (Basco and Adams, 1971-a)

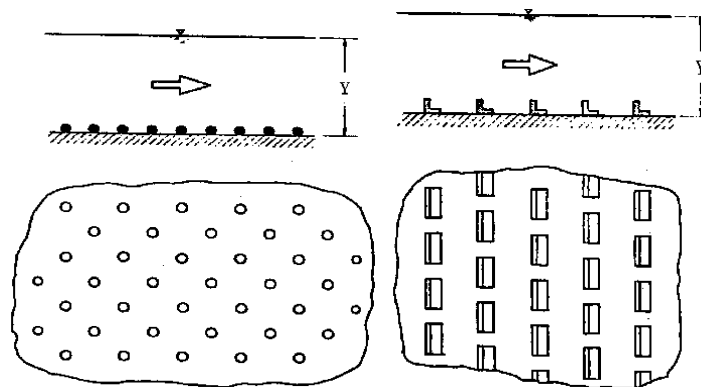
Basco (Basco, 1971-b) je merio koeficijent horizontalne sile φ_H na blokovima i odredio optimalnu visinu bloka za sve vrste skoka. On je pronašao da povećanje broja blokova ili pomeranje drugog reda bloka veoma blizu prvom povećava φ_H . Dodatna merenja su pokazala da se optimum postiže sa oko 50% prekrivenosti blokovima. On je zaključio da je generalno dovoljan jedan niz blokova, a dodavanje sledećeg unakrsnog daje povećanje φ_H za samo 5% do 10%.

Na Slici 2.17. prikazan je dizajn basena za vrednosti Froude-ovog broja F_1 od 2.5-4.5 (Nani and Bhowmik, 1975). Nagnutost blokova u ovom slučaju je podešena tako da prisili mlaz velike brzine da se pomeša sa vazduhom i na izlazu proizvode uniformnu mešavinu vode i vazduha. Ovo rezultira u povećanju disipacije energije. Ovaj rezultat nastao je nakon testiranja većeg broja geometrijskih oblika blokova i prepreka kako bi se dobio zadovoljavajući opseg Froude-ovog broja.



Slika 2.17. Basen sa kosom orijentacijom blokova (Nani and Bhowmik, 1975)

Hans i Schiller (Hans and Schiller, 1975) su izveli eksperiment nizvodno od vrata brane u horizontalnom pravougaonom otvorenom kanalu koristeći četiri različite hrapave površine. Oni su proučavali efekat hrapavosti na formiranje superkritičnog toka i karakteristike hidrauličnog skoka. Prva površina veštačkog kanala je bila glatka i sastojala se od originalnog aluminijumskog dna. Druga i treća površina su bile tipa A (sfere) i sastojala se od akrilnih plastičnih lopti postavljenih na različita rastojanja (Slika 2.18-a.). Poslednja površina je bila tipa B (trake) i sastojala se od malih listova metala (Slika 2.18-b). Oni su došli do zaključka da povećanje relativne hrapavosti dovodi do povećanja odnosa dubina i smanjenja dužine skoka.



Slika 2.18. Dve od četiri različite površine za proučavanje skoka (Hans and Schiller, 1975)

(a) Tip A Hrapavosti (Sfere) (b) Tip B Hrapavosti (Trake)

Lopardo et al. (Lopardo et al., 1977) su pronašli da se sa strane blokova javlja amplituda pritiska i pojačava na njihovoj prednjoj strani. Posebno opasni uslovi se formiraju ako se kraj vodenog mlaza kombinuje sa malom disipacijom energije.

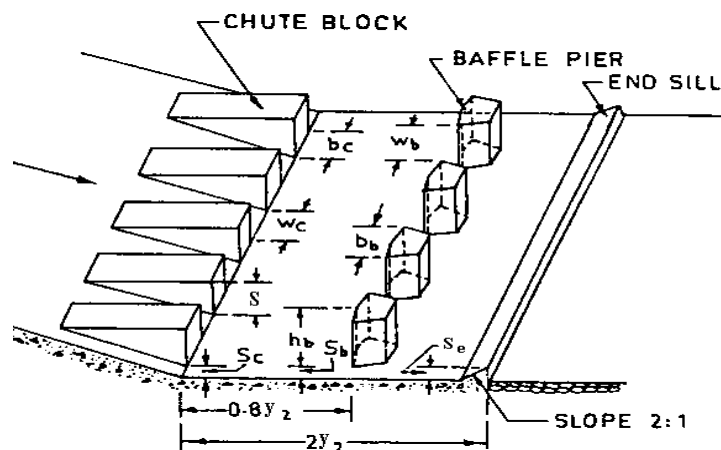
Gomasta et al. (Gomasta et al., 1977) su proučavali ponašanje pojedinačnog reda standardnih USBR blokova i dobili su jednačinu za fluktuirajući koeficijent povlačenja. Oni su pronašli da se maksimalne fluktuacije javljaju na gornjoj površini bloka. Takođe, oni predlažu upotrebu standardnih USBR blokova sa brzinama proticanja manjim od 20m/s da bi se izbegla oštećenja usled kavitacije.

Ranga Raju et al. (Ranga Raju et al., 1980) su odredili vremenski usrednjenu silu na standardni USBR blok. Kao rezultat, našli su da je efekat drugoga reda blokova zanemarljiv.

Abd EL-Lateef (Abd EL-Lateef, 1986) i Abd El Salam et al. (Abd El Salam et al., 1986) su sprovedli istraživanje na hrapavom koritu sa mesinganim kockama u ukršenim položajima, nizvodno od vrata brane. Korišćeni su različiti intenziteti hrapavosti korita za raspon Froude-ovog broja od 3.48 do 10.15. Pronađeno je da hrapavost korita intenziteta $I=10\%$ daje optimalnu dužinu basena i maksimalan relativni gubitak energije pri formiranju hidrauličnog skoka.

Rožanov i Obidov (Rožanov and Obidov, 1987) su ukazali na to da fluktuirajući pritisak može prouzrokovati kavitaciju. Ova kavitacija može da se smanji ukoliko su krajevi blokova zaobljeni ili ako se vazduh (ili čak voda) ubrizga u separacionu zonu.

Narayana et al. (Narayana et al., 1989) su izveli eksperimente na basenima sa novim oblikom stubova u obliku šiljaka (Slika 2.19.) i ispitali njihovu efikasnost. Eksperimenti su izvedeni za manje vrednosti Froude-ovog broja: 2.85, 3.75 i 4.57. Oni su takođe izvršili poređenja između USBR basens tipa IV, USBR basena tipa I i SAF basena. Došli su do zaključka da prepreke u obliku šiljaka pod uglom od 150° , smanjene na 90° sa strane, mogu da se vrlo efikasno koriste u basenima sa $F_I=2.85$. Takođe, dužina i dubina spiranja u ovom slučaju je bila znatno smanjena.



Slika 2.19. Basen sa preprekama u obliku šiljaka (Narayana et al., 1989)

Hager i Damei (Hager and Damei, 1992) su proučavali basen sa međuslojnom preprekom. Analiziran je uticaj kontinualne, transverzalne prepreke na hidraulički skok. Nađeno je da energetski disipator sa preprekom pokazuje veću efikasnost i zahteva manji zadnji deo toka kao i dužinu basena nego u slučaju slobodnog skoka. Iz eksperimentalnog modela definisali su dužinu basena preko sledeće relacije:

$$\frac{L_B}{L_r^*} = \frac{4}{3} \left(1 - 0.6 S_r^{1/3} \left(1 - \frac{L_s}{L_r^*} \right) \right) \quad (2.5)$$

gde je L_s rastojanje od početne dubine skoka do prepreke, L_r^* je relativna dužina valjka, S_r je relativna visina prepreke, $S_r = s/y$ i L_B je dužina basena.

Vittal i Al-Garni (Vittal and Al-Garni, 1992) su predložili novi model za tip III basena za širok spektar izlivanja. Modifikovani basen ima dva reda blokova za razliku od USBR basena. Dizajn je praćen i semi-teorijskim razmatranjem za karakteristike prinudnog hidrauličkog skoka.

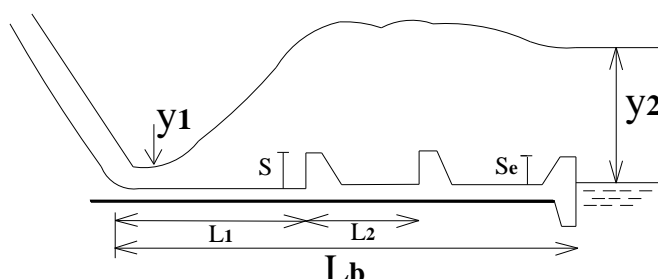
El-Saiad (El-Saiad, 1994) je takođe sproveo eksperimentalnu studiju i došao do sledećih zaključaka:

- (1) Kontinualne vertikalne prepreke smanjuju dubinu spiranja basena u odnosu na prepreku pod nagibom

- (2) Prepreke povećavaju dubinu spiranja i pomeraju centar spiranja dalje od basena
- (3) Basen sa dva reda blokova u ukrštenim položajima smanjuju centar spiranja.

2.2.4. U.S. Corps of Engineers Basen

The U.S. Corps of Engineers USACE (USACE, 1974) su predložili basen sa dva reda blokova i na kraju prag (prepreku), kao što je prikazano na Slici 2.20. Blokovi se nalaze u unakrsnim položajima i njihova širina treba da bude manja nego njihova visina. Rastojanje između blokova treba da bude najmanje jednako širini bloka, a visina prepreke S_e polovini visine blokova S . Ovde se preporučuje da dubina kraja vodenog mlaza y_1 bude između 0.85 i 1.0 od y_2 . U ovom radu izvedene su i empirijske jednačine za određivanje položaja blokova i njihove visine.



Slika 2.20. Basen koji su predložili U. S. Corps of Engineers (USACE, 1974)

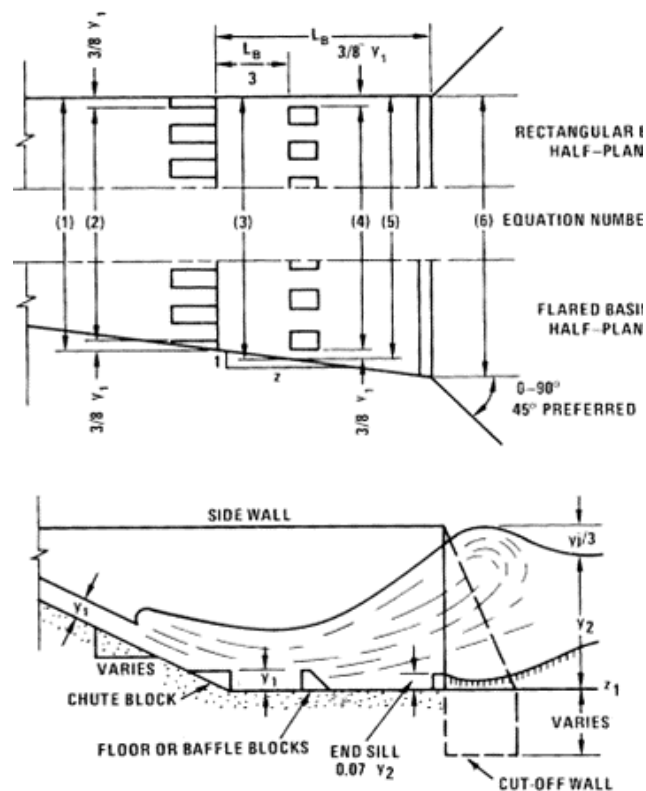
2.2.5. Basen Saint Anthony Vodopada (SAF)

Još jedan oblik basena je Basen Saint Anthony vodopada (SAF) koji je prikazan na Slici 2.21. Ovaj tip basena se obično koristi u sprezi sa malim prelivima, izlaznim i kanalskim objektima. Ako se koriste dodatni delovi za basen, smanjenje dužine basena varira od 70 do 90% (French, 1994). Za dizajn ovoga basena ustanovljena su sledeća

pravila:

- (1) Dužina basena je data kao $4.5y_2/F_1^{0.76}$, gde je $1.7 \leq F_1 \leq 17$,
- (2) Visina blokova je $S_r = y_1$, a širina i rastojanje $0.75 S_r$,
- (3) Rastojanje između gornjeg toka i blokova u basenu je $L_B/3$,
- (4) Blok ne bi trebalo postaviti bliže od $0.375 S_r$ bočnom zidu,
- (6) Blokovi treba da zauzimaju od 40 do 55% širine basena.

Rice i Kadavy (Rice and Kadavy, 1993) su takođe eksperimentalno proučavali SAF basen i odredili zaštićenu dužinu L_S nizvodno od toka koristeći izraz $L_S = 4.5 * F_1 * y_1$.

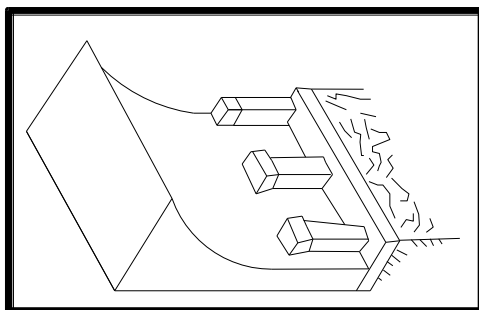


Slika 2.21. Dimenzije SAF basena (Rice and Kadavy, 1993)

From <http://www.codepublishing.com/CO/GrandJunction/html2/GrandJunction28/GrandJunction2836.html>

2.2.6. Bhavani tip basena

Hager (Hager, 1992) je opisao Bhavani tip basena koji je razvijen za donji Bhavani vodopad u Madras-u, Indija. Basen se sastoji od komprimovanog poda u obliku blokova T-oblika kao što je prikazano na Slici 2.22. Bhavani basen karakterišu sledeće osobine: (1) skok za sve uslove protoka se završava u basenu, (2) disipacija energije se skoro u potpunosti završava u basenu, (3) blokovi su stabilni i oslobođeni kavitacije, (4) dizajn je ekonomičan i podesan za visine protoka od 35m.

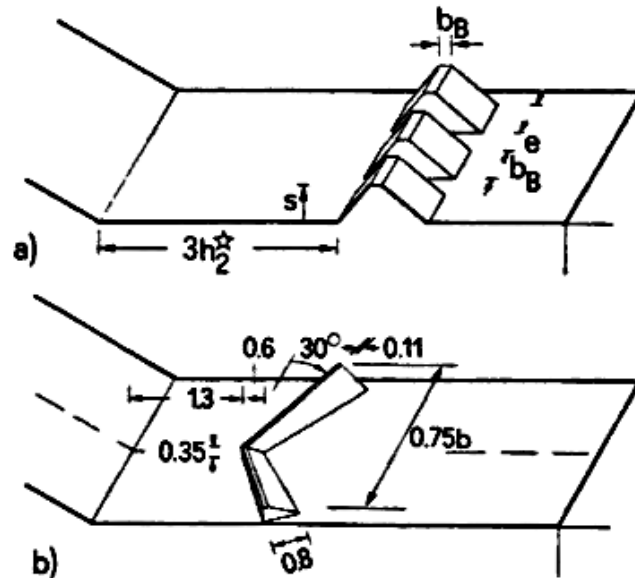


Slika 2.22. Bhavani tip basena (Hager, 1992)

2.2.7. VIING Stilling Basin

Institut za hidrotehniku Vedeneev (VIING) u Saint Petersburg-u (Russia) je razvio četiri vrste basena za koje je Froude-ov broj F_1 između 2.5 i 10. VIING basen tipa I odgovara USBR basenu tipa I i uključuje klasičan skok. Preporučena dužina ovog basena je $7(y_2 - y_1)$, dok VIING basen tipa II uključuje prag na rastojanju $3y_2$ od gornjeg toka basena. VIING basen tipa III ima simetrične blokove u obliku trapeza, kao što je prikazano na Slici 2.23.-a. Rastojanje između uzvodnog kraja basena i blokova je takođe $3y_2$. Maksimalna visina vodenog mlaza ne bi trebalo da bude veća od 19 m, a jedinični protok ne sme biti manji od $80\text{m}^3/\text{s}/\text{m}$. VIING basen tipa IV sadrži specijalne trougaone blokove, kao što je prikazano na Slici 2.23.-b. Visina blokova varira od $0.35y_{cr}$ u centru do $0.7y_{cr}$ sa strane gde je y_{cr} kritična dubina proticanja. Blokovi su

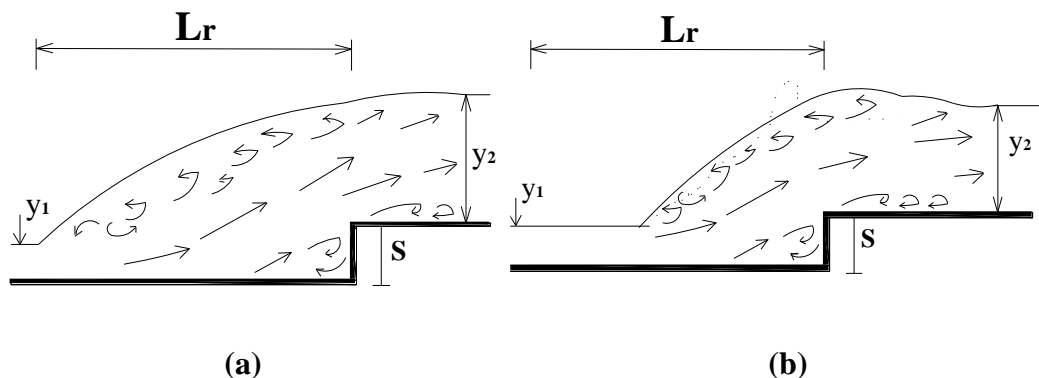
postavljeni na razstojanju $1.3y_{cr}$ od uzvodnog kraja basena. Maksimalna visina vodenog mlaza basena IV ne bi trebalo da bude veća od 30 m, a jedinični protok ne sme biti manji od $100 \text{ m}^3/\text{s}/\text{m}$ (Hager,1992).



Slika 2.23. (a) VIING basen tipa III i (b) VIING basen tipa IV (Hager,1992)

2.2.8. Basen sa tzv. pozitivnim stepenikom

Stepenik visine S u prizmatičnom kanalu može biti ili pozitivan (nagore) ili negativan (nadole). Moguće je da se formiraju dva tipa skoka: A-skok gde se vodeni skok završava iznad sekcije stepenika (Slika 2.24-a) i B skok gde se vodeni skok nalazi na samoj sekciji stepenika (Slika 2.24-b).



Slika 2.24. Hidraulični skok na pozitivnom stepeniku: (a) A-skok i (b) B-skok

Hager i Sinniger (Hager and Sinniger, 1985) su objavili komparativnu studiju relativnog gubitka energije. U njihovoj studiji hidraulički skok se proučava u slučaju basena sa pozitivnim i negativnim stepenicima. Rezultati pokazuju da hidraulički skok sa pozitivnim stepenikom ima mnogo manju promenu u relativnom gubitku energije od negativnog stepenika. Zbog toga je hidraulički skok sa pozitivnim stepenikom mnogo kompaktniji nego sa negativnim. Takođe, relativni gubitak energije za B-skok ne zavisi od visine stepenika.

2.2.9. Basen sa negativnim stepenikom

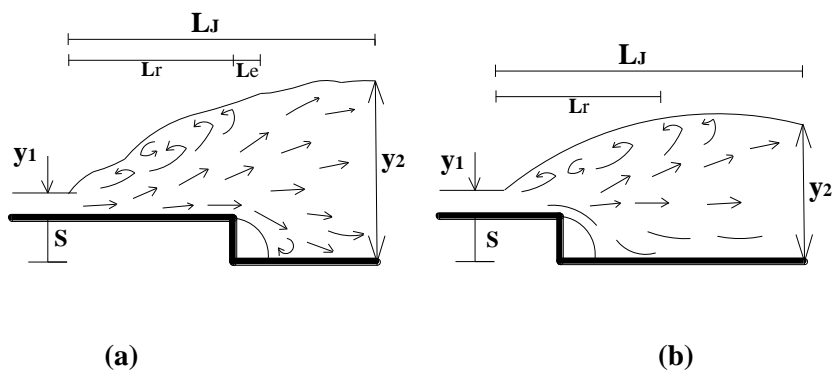
Moore i Morgan (Moore and Morgan, 1959) su proučavali basen sa negativnim stepenikom. Oni su pronašli da je skok stabilizovan u blizini stepenika za širok raspon dubine vode na donjem kraju.

Hager (Hager, 1985b) je proučavao efektivnu raspodelu pritiska i process proticanja za B-skok u pravougaonim, prizmatičnim basenima sa naglim padom stepenika. On je primetio da relativna visina pada S^* postaje nezatna kada je $F_1 > 8$.

Hager i Kawagoshi (Hager and Kawagoshi, 1990) su došli do zaključka da hidraulični skok bolje funkcioniše u slučaju zaobljenog negativnog stepenika nego u slučaju naglog. Slika 2.25.-a pokazuje kako se odvija kretanje vode kod A-skoka, a Slika 2.25.-b kod B-skoka.

Hager (Hager, 1992) je proučavao dužinu skoka u basenu za oba slučaja,

pozitivan i negativan skok. Došao je do zaključka da je basen sa pozitivnim stepenikom nešto kraći nego sa negativnim.

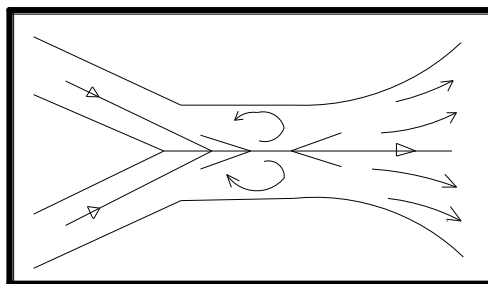


Slika 2.25 Hidraulični skok sa negativnim stepenikom; (a) A-skok i (b) B-skok

Adam (Adam et al., 1993) je proučavao efekat relativnog položaja B-skoka na efikasnost skoka. Došao je do zaključka da je uticaj nizvodnog nagiba na skok zanemarljiv.

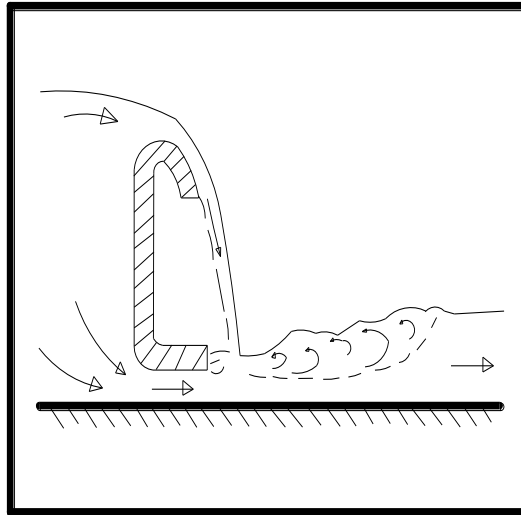
2.3. Disipacija energije upotrebom suprotnog toka

Glavni princip suprotnog toka je razdvajanje mlaza na dva ili više mlazova i zatim njihovo usmeravanje nasuprot jedan drugome, a u cilju smanjenja brzine strujanja i izazivanja disipacije energije. Sudar između dva mlaza jednakih dimenzija i brzine na malom uglu prikazan je na Slici 2.26. Spajanje dva mlaza može stvoriti i mali gradijent brzine što onda kao posledicu ima i nezatno rasipanje energije (Koch, 1968; Vischer, 1995).



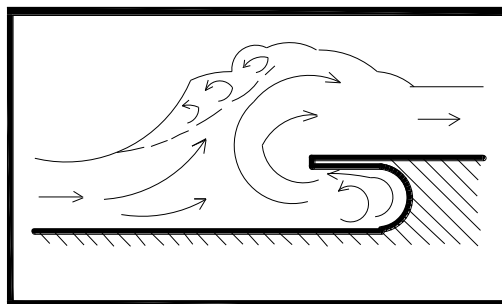
Slika 2.26. Disipacija energije sudarom dva mlaza u ravni

Interakcija dve struje, uzvodnog i nizvodnog mlaza, kao što je prikazano na Slici 2.27., je mnogo efektivnija za process disipacije energije.



Slika 2.27. Sekcija koja prikazuje sudar uzvodnog i nizvodnog mlaza

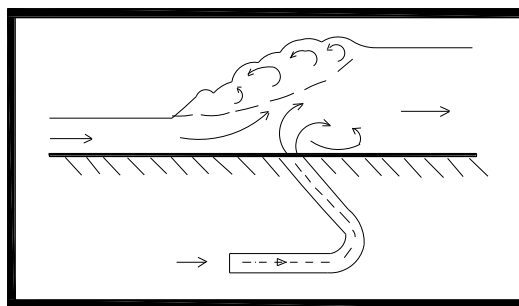
Basen sa skrećućim pragom (preprekom), kao što je prikazano na Slici 2.28., skoro da je identičan sa prisilnim hidrauličnim skokom koji sadrži nisku koncentraciju sedimenata.



Slika 2.28. Sekcija koja prikazuje prisilni hidraulički skok sa skrećućim pragom

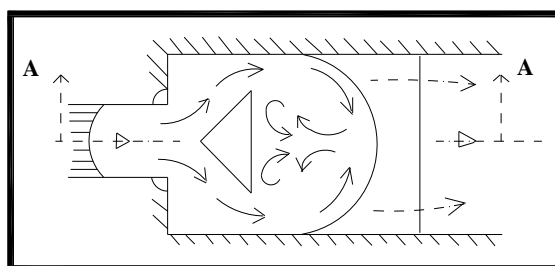
Kao (Kao, 1971) je izvršio eksperimentalnu i teorijsku studiju da bi proučavao

efekat podnog mlaza na formiranje hidrauličnog skoka. Horizontalni pravougaoni kanal je korišten sa otvorom na njegovoj sredini. Tako se dobija mlaz nagnut ka uzvodnom toku pod određenim uglom θ , kao što je prikazano na Slici 2.29. Iz teorijske analize, on je dobio dve jednačine za određivanje odnosa konjugovane dubine i količine rasute energije. Njegovi rezultati ukazuju da je kontrola hidrauličnog skoka sa podvodnim ukrštajućim mlazom, umesto blokova i cevi, moguća. Iz analitičkih i eksperimentalnih rezultata, i za vrednosti Froude-ovog broja od 4.5 do 9.0, dubina zadnjeg kraja vode je značajno smanjena i dosta energije rasuto u slučaju suprotnog toka nego u slučaju slobodnog skoka. Takođe, sa povećanjem ugla mlaza, povećava se turbulencija mlaza što dovodi do veće disipacije energije.



Slika 2.29. Hidraulični skok pomoću podvodnog mlaza (Kao, 1971)

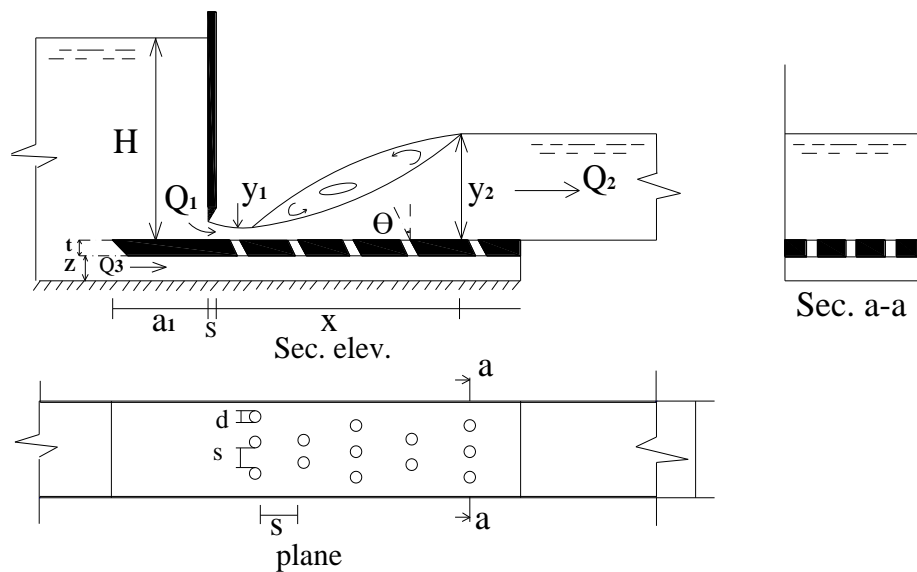
Vollmer i Abdul Khader (Vollmer and Abdul Khader, 1971) su razvili ideju basena sa sudarom struja kao što je prikazano na Slici 2.30. Mlaz je podeljen u dva dela sa spliterom V-oblika koji se nalazi na podu basena. Glavni deo podeljenog mlaza je usmeren u pravcu mlaza i susreću se u kružnoj konstrukciji što proizvodi veliki gubitak energije usled sudara. Ostatak podeljenog mlaza je usmeren u suprotnom pravcu formirajući male vrtloge u uzvodnim uglovima basena.



Slika 2.30. Basen sa sudarom struja u ravni (Vollmer and Abdul Khader, 1971)

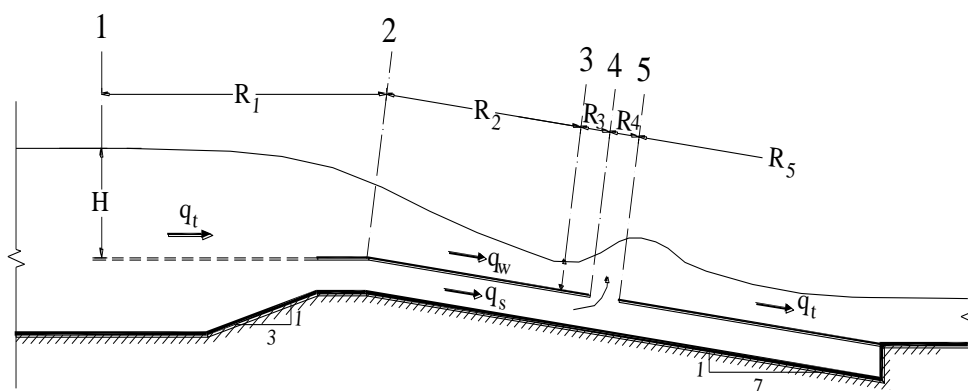
Gobran (Gobran, 1982) je proučavao eksperimentalno i analitički efekat podnog mlaza na karakteristike hidrauličnog skoka. Na podu se nalaze ravnomerno i unakrsno raspoređeni otvori, kao što je prikazano na Slici 2.31. Mlazovi kroz otvore imaju približno jednaku visinu. Na osnovu dobijenih rezultata došao je do sledećih rezultata:

- (1) povećanje prečnika otvora smanjuje konjugovani odnos dubine, relativni energetska gubitak i dužinu skoka
- (2) povećanje rastojanja između otvora povećava konjugovani odnos dubine, relativni energetska gubitak i dužinu skoka
- (3) povećanje dužine basena smanjuje konjugovani odnos dubine, relativni energetska gubitak i dužinu skoka
- (4) povećanje ugla nagiba otvora smanjuje konjugovani odnos dubine, relativni energetska gubitak i dužinu skoka
- (5) mlaz smanjuje dužinu skoka za oko 50 % više nego u slučaju slobodnog hidrauličnog skoka.



Slika 2.31. Skica mlaza kroz otvore na temelju basena (Gobran, 1982)

Elganainy (Elganainy, 1984) je sproveo istraživanja disipacije energije vodenog toka preko blago nagnutih brana pomoću ukrštenog mlaza. On je proučavao interakciju ukrštenog mlaza iz otvora na sredini nagnutog zida brane pomoću superkritičnog mlaza koji prelazi preko njega, kao što je prikazano na Slici 2.32. Polje mlaza je podjeljeno na pet kanala: R1, R2, R3, R4 and R5. Primenjujući jednačinu održanja impulsa sa izvesnim pretpostavkama, dobijene su formule za određivanje dubine toka na različitim preseccima. Korekcionni faktori su korišteni da bi se prevazišli efekti pretpostavki. Dobijene su empirijske formule za izračunavanje vrednosti ovih korekcionnih faktora.



Slika 2.32. Kočenje mlaza preko nagnute brane upotrebom ukrštenog mlaza (Elganainy, 1984)

Tople et al. (Tople et al., 1986) su proučavali uticaj izlaženja mlaza iz otvora pod različitim uglom $45^\circ < \theta < 65^\circ$ na formiranje skoka. Na ovaj način, dužina skoka postaje kraća nego za slučaj slobodnog skoka. Za vrednosti Froude-ovog broja od 6 do 12, primećeno je da dno mlaza mora biti potpuno potopljeno, a skok dovoljno udaljen uzvodno od mlaza.

Helal (Helal, 2013) je proučavao efekat niza podnih vodenih mlazova (otvora) na parametar spiranja nizvodno od kontrolne konstrukcije. Korištene su različite jačine mlaza, položaji i dubine vode. Ova metoda je prikazana na Slici 2.33. Dobijeni rezultati ukazuju na dobru efikasnost u disipaciji energije i redukciju oblasti spiranja za 42% do 85%.

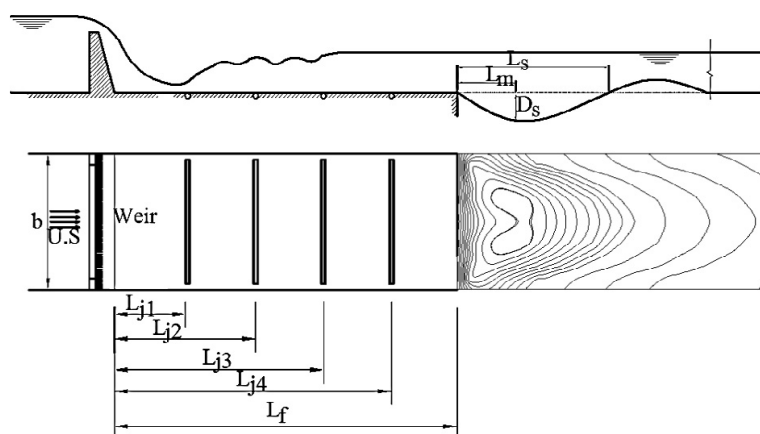


Fig. 2.33. Prikaz posmatranog rasporeda mlazova (Helal, 2013)

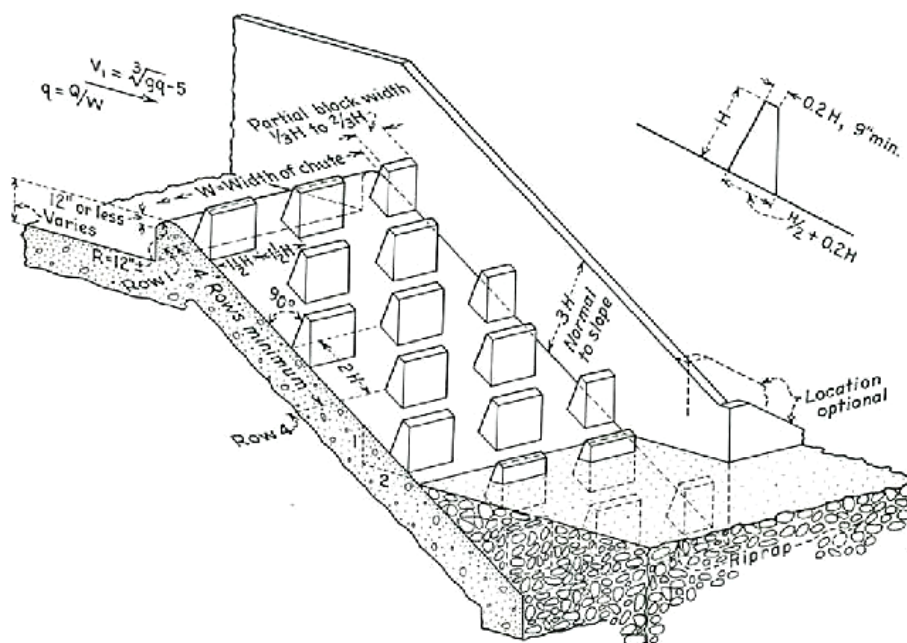
2.4. Disipacija energije na nagnutim površinama

Nagnute površine imaju svoju primenu kod nasipa, nagibnih brana, slapova i preliva. Tok ovde ima veoma veliku energiju zato što je nagib veoma strm. Zbog toga, da bi se izbegao uticaj padajuće vode na horizontalnu podlogu (temelj), disipatori energije se postavljaju na same nagnute površine.

Danas se koriste tri osnovne metode za disipaciju energije na nagnutim površinama: hrapavost nagnutih površina, upotreba kaskada i disperzija mlaza.

2.4.1. Disipacija energije pomoću hrapavosti nagnutih površina

Hrapavost nagnutih površina može značajno povećati disipaciju energije na vrlo kratkom rastojanju. Osnovna osobina ovih konstrukcija je da ne zahtevaju zadnji kraj vodenog mlaza, iako se oblast spiranja znatno smanjuje ako kraj mlaza formira basen. Za basen sa preprekama sa nagibom, Peterka (Peterka, 1958) je predložio dizajn prikazan na Slici 2.34. On je koristio prepreke visine 80% kritične dubine. Protok po jedinici širine q ne bi trebalo da prelazi $5.7 \text{ m}^2/\text{s}$. Peterka je zaključio da višestruki redovi blokova na basenu usporavaju mlaz i stvaraju malu terminalnu brzinu.



Slika 2.34. Korito sa nagibom i preprekama (Peterka, 1958)

Rajaratnam i Subramanya (Rajaratnam and Subramanya, 1968) su sproveli eksperimentalnu studiju da bi proučavali formiranje hidrauličnog skoka u pravougaonim kanalima sa hrapavom podlogom. Relativna hrapavost podloge u donosu na superkritičnu dubinu varira od 0.02 do 0.43, a superkritičan Froude-ov broj varira od 3 do 10. Oni su dobili sledeći izraz za relativan gubitak energije:

$$\frac{\Delta E}{E_L} = \frac{\left[1 - \frac{y_2}{y_1}\right] + \frac{F_1^2}{2} \left[1 - \left(\frac{y_1}{y_2}\right)^2 + \left(\frac{y_2}{y_1}\right)^2\right]}{\left[1 - \frac{y_2}{y_1}\right] + \frac{F_1^2}{2} \left[1 - \left(\frac{y_1}{y_2}\right)^2\right]} \quad (2.6)$$

gde su E_L , ΔE gubici specifične energije u klasičnom skoku i skoku sa hrapavom podlogom, respektivno. Autor zaključuje da je disipacija u slučaju hrapave podloge značajno veća nego u slučaju slobodnog skoka.

Saad (Saad, 1985) i Abd El Salam et al. (Abd El Salam et al., 1985) su teorijski proučavali efikasnost basena sa niskim preprekama. Teorijska studija je bila zasnovana na principu kontinuiteta i jednačinama energije i impulsa. Oni su izveli izraze za određivanje relativne dubine i visine hrapavosti. Jednačina za relativni gubitak energije kod skoka za njihov slučaj ima sledeći oblik:

$$\frac{\Delta E}{E_1} = 1 - \frac{(F_1^2 + 2\psi^2)}{(F_1^2 + 2/\psi^2)}, \quad (2.7)$$

gde je $\psi = y_2/y_1$.

Oni su takođe, koristeći eksperimentalne rezultate, dobili sledeće jednačine za najefikasniji basen:

$$\frac{y_2}{y_1} = 1.405 + 0.8975F_1 \quad (2.8)$$

$$\frac{L_j}{y_1} = -43.88 + 38.7 \ln F_1 \quad (2.9)$$

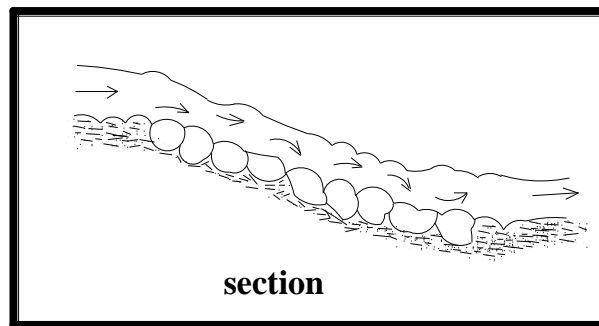
$$\frac{\Delta E}{E_1} = -0.2325 + 0.4605 \ln F_1 \quad (2.10)$$

Takođe su izračunali i da je relativna dužina hrapavosti, u odnosu na visinu

blokova, $\frac{I_R}{s_r} = 28$, najefikasnija sa ekonomske i hidraulične tačke gledišta.

El-Azizi (El-Azizi, 1985) i Abd El Salam et al. (Abd El Salam et al., 1985) su sprovedli eksperimente u kojima su istraživali uticaj hrapavosti (prepreka) na turbulenciju hidrauličkog skoka. Oni su prezentovali korisne karakteristike dizajna za uslove potopljenog skoka.

Whittaker i Jaeggi (Whittaker and Jaeggi, 1986) su proučavali nagnuto korito sa blokovima-preprekama, kao što je prikazano na Slici 2.35. U poslednje vreme, ovakav način hrapavosti postaje sve popularniji kod zaštite rečnih korita.



Slika 2.35. Blokovi kao disipatori energije (Whittaker i Jaeggi, 1986)

Nahla (Nahla, 1986) i Abd El Salam et. al. (Abd El Salam et. al., 1987) su sprovedli istraživanja da bi proučili efekat položaja i dužine hrapavosti korita (intenziteta 10%) na karakteristike toka u basenu. U ovim studijama, proučavan je slobodan hidraulični skok u pravougaonom kanalu za vrednosti Froude-ovog broja od 3-6. Dobijena je sledeća formula za izračunavanje relativnog gubitka energije:

$$\frac{\Delta E}{E_1} = -0.504 + 0.513 \ln F_1 \quad (2.11)$$

Pronađeno je da vrednosti relativne hrapavosti korita $L_r/y_1 = 15$ i relativnog položaja skoka $L_j/y_1 = 4.5$ daju minimum relativne dužine skoka i maksimalnu vrednost relativnog gubitka energije.

Ehab (Ehab, 1987) i Elniazy et al. (Elniazy et al., 1988) su izveli eksperimente u kojima su proučavali slobodan pravougaoni hidraulični skok pri hrapavosti korita intenziteta $I=10\%$ pod različitim uslovima proticanja i visine hrapavosti. Došli su do zaključka da optimalna relativna visina hrapavosti korita varira od 0.4 do 0.5 u domenu vrednosti Froude-ovog broja od 4 do 8. Takođe je pronađeno da relativna visina hrapavosti od 0.7 daje maksimalan relativan gubitak energije.

Ehab (Ehab, 1990) je ispitivao slobodan hidraulični skok i na hrapavim i na glatkim površinama korita pod različitim uslovima proticanja i intenzitetima hrapavosti. Došao je do zaključka da se maksimum gubitka energije i najkraća dužina radijalnog hidrauličkog skoka javljaju kada je relativan intenzitet hrapavosti $I=8\%$.

Mohamed (Mohamed, 1991) je razmatrao uticaj kubnih prepreka, uniformno raspoređenih po koritu, gde je odnos površine elemenata i površine korita bio 10%. Došao je do zaključka da, za vrednosti Froude-ovog broja $4 < F_1 < 10$, odnos slobodne dužine skoka i dužine na koritu varira od 1.36 do 1.4. Pronađeno je takođe da hrapavo korito zahteva oko 50% manje zaštite nego glatko.

Negm et al. (Negm et al., 1993) su teorijski i eksperimentalno predstavili komparativnu studiju za hrapavo korito nizvodno od hidraulične konstrukcije za različite oblike hrapavosti. Dva osnovna oblika hrapavosti (neravnina) koja su razmatrana su bili trake i šiljci. Za trakaste neravnine koršćeni su pravougaoni, heksaugaoni i cilindrični oblici, a za druge samo heksagonalni i cilindrični. Dobili su sledeći izraz za relativan gubitak energije:

$$\frac{\Delta E}{E} = 1 - \frac{\left[F_1^2 + 2 \left(0.5 \left(\sqrt{1 + (8 - 4K) F_1^2} - 1 \right) \right) \right]^3}{\left(F_1^2 + 2 \right) \left(0.5 \left(\sqrt{1 + (8 - 4K) F_1^2} - 1 \right) \right)^2} \quad (2.12)$$

Gornja jednakost ukazuje da je relativan gubitak energije u hrapavom koritu funkcija početnog Froude-ovog broja. Vrednost K se nalazi kao funkcija početnog Froude-ovog broja i to:

- (1) Za pravougaonu hrapavost kao:

$$K = 1.298 - 0.263 F_1 + 0.0195 F_1^2 \quad (2.13)$$

(2) Za trakastu hrapavost kao:

$$K = 0.848 - 0.133 F_1 + 0.0195 F_1^2 \quad (2.14)$$

Alhamid (Alhamid, 1995) je proučavao uticaj hrapavosti na horizontalan pravougaoni basen. Testirao je fiksiranu dužinu sa gustom hrapavosti od 0% do 20%. Pronašao je da hrapavost korita ima velikog uticaja na efikasnost hidrauličnog skoka i da se optimalna relativna dužina skoka javlja pri oko 12% gustine hrapavosti. On je izračunao sledeću formula za efikasnost skoka:

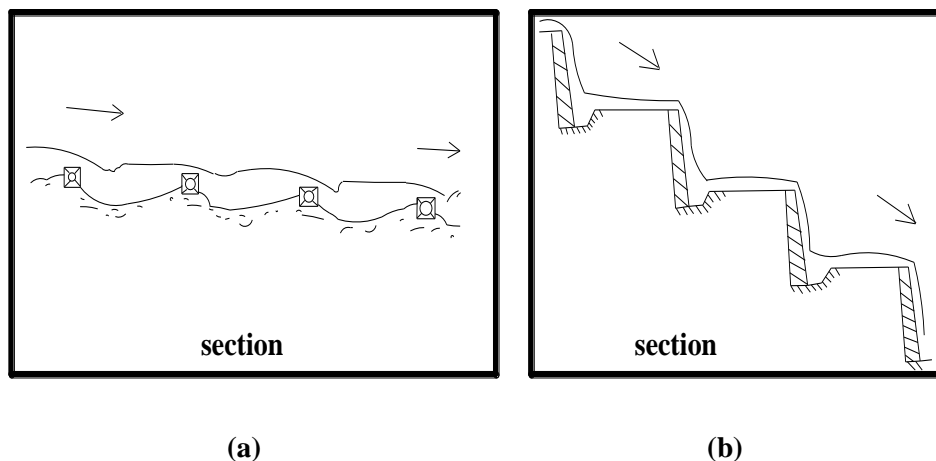
$$\eta = 12.3018 F_1 + 0.557 I - 0.0246 I^2 - 0.4688 F_1^2 \quad (2.15)$$

gde je I gustina hrapavosti, $I = 100 * \left(\frac{aN}{bL_R} \right)$, a je površina elementa

hrapavosti, B je širina veštačkog kanala, N je broj blokova, L_R je dužina hrapavosti korita i η je efikasnost skoka.

2.4.2. Disipacija energije upotrebom kaskada

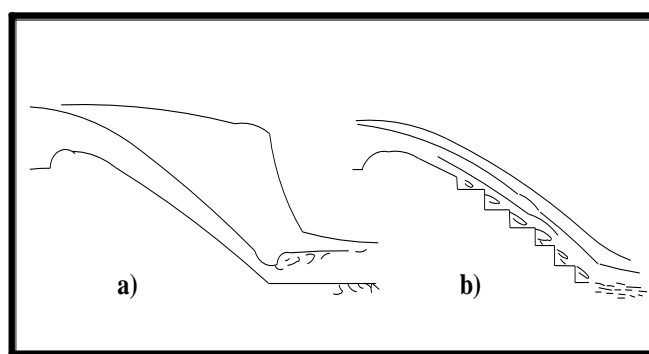
Kaskadni tip energetskih disipatora predstavlja alternativnu tehniku za povećanje hrapavosti korita. Kaskadni disipatori mogu sadržati pragove i stepenike, kao što je pokazano na Slici 2.36. Kaskadni disipatori se obično koriste kod rečnih brzinskih tokova.



Slika 2.36. Kaskadni tip energetskog disipatora: (a) sa pragovima i (b) sa stepenicima

Dobar primer je preliv sa stepenicama. Kako voda pada niz stepenice, turbulentno mešanje i difuzija mogu da proizvedu veću disipaciju energije nego u slučaju ravnih preliva, kao što je pokazano u (Barani, et al., 2005; Chafi, et al., 2010).

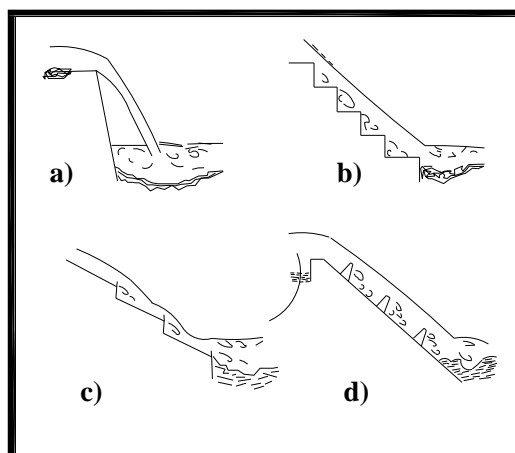
Voda pri padu može se rasipati lokalno ili kontinualno, kao što je prikazano na Slici 2.37. Kontinualna disipacija energije duž jako strmog kanala razlikuje se od lokalizovane disipacije u basenu zato što je dubina protoka veća tako da su potrebni i viši bočni zidovi duž preliva. Pri tome, dosta vazduha ulazi u mlaz i zbog toga je dovoljan mali disipator u basenu.



Slika 2.37. Formiranje hidrauličnog skoka na konstrukcijama u padu: (a) lokalni pad i (b) kontinualni pad

Različiti oblici konstrukcija u padu su razvijeni (Slika 2.38) kao što su: (1)

jednostavan, strm pad gde mlaz napušta konstrukciju i direktno pada u basen, (2) kaskadni pad uključujući niz kaskada, (3) nagnuti stepenasti pad i (4) hrapava ravan sa betonskim pregradama.

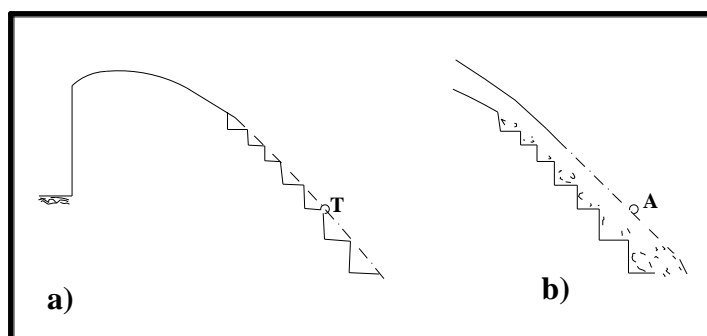


Slika 2.38. Vrste padajućih preliva: (a) jednostavan pad, (b) kaskadni pad, (c) strmi pad i (d) pad sa pregradama

Ranije studije kaskadnih preliva su rađene kod (Schoklitsch, 1930; Muller, 1943) i kasnije kod (Vischer, 1995).

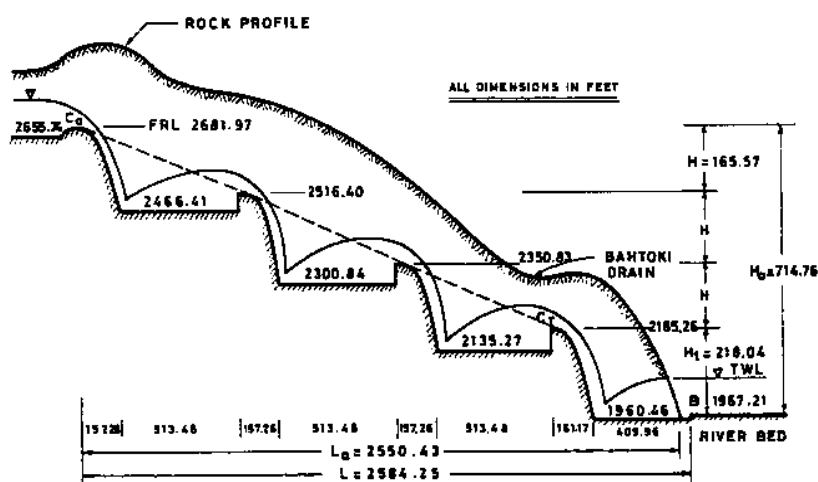
Oni su proučavali stepenaste prelive koji se sastoje od određenih padova i srednje erodirajućih korita reka. Pri tome su odredili sledeće parametre: srednji nagib kaskade u funkciji protoka, nagib kanala i koeficijent hrapavosti.

Sorensen (Sorensen, 1985) je sproveo prvu sistematsku analizu kod stepenastog preliva koji se sastoji od serije stepenika (Slika 2.39). On je došao do zaključka da je prelaz toka sa vrha preliva na stepenike gladak ako visina stepenika raste do tačke tangente T, Slika 2.39(a). Površina toka postaje neravna u tački A usled mešanja sa vazduhom, Slika 2.39(b). Pri tome se formira vir na svakom stepeniku. Brzina na dnu je samo 10% brzine na prelivu, i obično nije potreban basen.



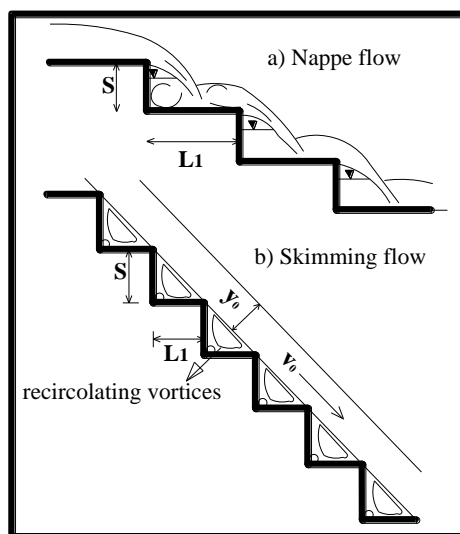
Slika 2.39. Stepenasti preliv

Vittal i Porey (Vittal and Porey, 1987) su razvili sistem kaskadnih padova sa basenom ispod svake kaskade (Slika 2.40). Na slici je predstavljen numerički proračun ovakve konstrukcije za vodopad Tehri u Centralnim Himalajima.



Slika 2.40. Longitudinalni presek kaskada na vodopadu Tehri (Vittal and Porey, 1987)

Rajaratnam (Rajaratnam, 1990) je prvi utvrdio razliku između stepenastog i ravnog pada (Slika 2.41). On je utvrdio da kod stepenastog pada mlaz sa svakog stepenika pogađa stepenik ispod kao padajući mlaz. Zaključio je da odnos brzina disipacije energije kod padajućeg i ravnog mlaza iznosi oko 89%. Prema tome, oko 10% energije mora se izgubiti na dnu stepenastog preliva.



Slika 2.41. Mlaz na stepenastom prelivu: (a) stepenast tok, (b) ravan tok (Rajaratnam, 1990)

Stephenson (Stephenson, 1991) je proučavao uticaj veličine stepenika na tok. On je pronašao da je disipacija energije veća za veću visinu preliva ili manji protok. Takođe, došao je do zaključka da ravni prelivi disipiraju više energije, ali su njihovi troškovi veći.

Diez-Cascon (Diez-Cascon et al., 1991) su razmatrali stepenasti preliv sa relativnom veličinom stepenika od 0.75 i nagiba 53° na koju se nadovezuje horizontalni basen na dnu vodenog preliva. Oni su pronašli da je potrebna veća dubina kraja vodenog mlaza da se ne bi formirao slobodan skok.

Christodoulou (Christodoulou, 1993) je sproveo istraživanja na stepenastim prelivima sa nagibom od 55° . Došao je do zaključka da se sa povećanjem broja stepenika veoma povećava disipacija energije, i time se poboljšava funkcionalnost preliva.

Chanson (Chanson, 1994-a) je analizirao disipaciju energije u oba slučaja, kod stepenastih i ravnih preliva, i rezultate poredio sa eksperimentalnim rezultatima. Zaključio je sledeće:

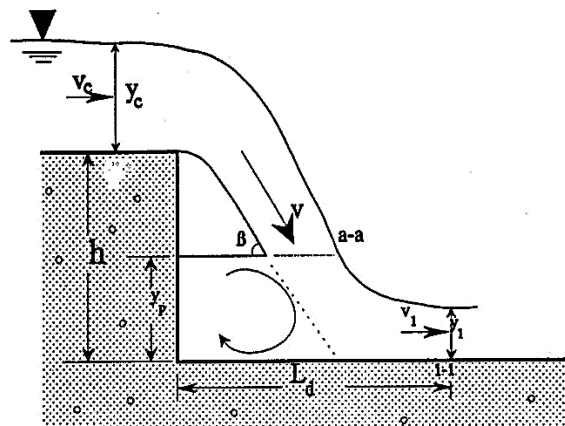
- (1) Za dugačke kanale, dobija se uniforman tok na kraju mlaza i ravan tok obezbeđuje veću disipaciju energije nego stepenast.

(2) Za kratke kanale, stepenast tok daje veću disipaciju kinetičke energije.

U oba slučaja, brzina disipacije energije iznosi 95%.

Na osnovu eksperimentalnih podataka, Chamani i Rajaratnam (Chamani and Rajaratnam, 1994) su prezentovali metod za izračunavanje gubitka energije kod stepenastog preliva, za režim mlaza. Ovde se režim mlaza javlja kada je y_{cr}/S^* manje od 0.8, gde je y_{cr} kritična dubina, a S visina stepenika. Oni su takođe našli da za ravan pad, kada je y_{cr}/S^* veće od 0.8, srednji gubitak energije po stepeniku na stepenastom toku je veći od toka mlaza.

Rajaratnam i Chamani (Rajaratnam and Chamani, 1995) su takođe razmatrali gubitak energije na skokovima. Pri tome su vršili merenje raspodele brzina u padajućem mlazu. Rezultati njihovih merenja ukazuju da se gubitak energije na skokovima uglavnom javlja usled mešanja mlaza sa kanalom iza mlaza, kao što je prikazano na Slici 2.42. Oni su dobili i empirijsku jednačinu za relativan gubitak energije na skoku.



Slika 2.42. Slika skoka vodenog mlaza (Rajaratnam and Chamani, 1995)

Charles i Kadavy (Charles and Kadavy, 1996) su sprovedli niz eksperimentalnih merenja sa dvodimenzionom 1:20 skalom modela rolera na stepenastom prelivu. Oni su pronašli da je disipacija energije sa stepenicima dva ili tri puta veća nego kod ravnih preliva. Zaključili su da disipacija energije prouzrokovana stepenicima značajno

smanjuje veličinu basena potrebnu za kraj preliva. Pri maksimalnom izlivanju, disipacija energije prouzrokovana stepenicima će zahtevati dužinu basena oko 70% dužine za konvencionalne prelive.

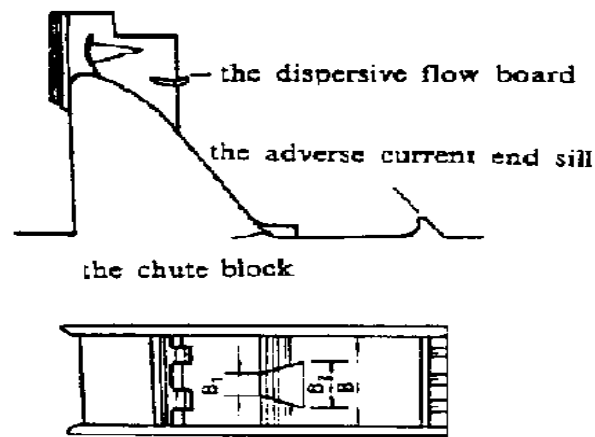
Geoffrey et al. (Geoffrey et al., 1999) su proučavali eksperimentalno dva seta modela stepenastih preliva sa nagibom od 0.6 do 1.0. Oni su pronašli da odnos disipacije energije (EDR) pada sa 67% na 47% kako se protok povećava od 0.8 do 3.8m²/s. Za drugi set, EDR pada sa 60% na 54%. Ovakav EDR je znatno niži nego kod (Rajaratnam, 1990) koji predviđa 89% za uporedni preliv.

Zare i Doering (Zare and Doering, 2012) su došli do zaključka da su stepenasti prelive sa zaobljenim stepenicima efikasniji od konvencionalnih (oštrih) stepenika. U ovom slučaju smanjuje se i rizik od kavitacije usled efikasnog mešanja vode i vazduha. Kod stepenastih preliva sa nejednakim visinama stepenika ne dolazi do povećanja disipacije energije i primećena je pojava kavitacije (Felder and Chanson, 2011).

Chamani i Rajaratnam (Chamani and Rajaratnam, 1999-a) su diskutovali karakteristike ravnog mlaza preko stepenastog preliva. Oni su pronašli da se tok na stepenastom prelivu može podeliti na donju i gornju regiju. U ovom slučaju relativni gubitak energije je iznosio 48-63 %. U narednom radu (Chamani and Rajaratnam, 1999-b) su dobili izraz za početak ravnoga toka na stepenastom prelivu. Oni su pronašli da za odnos visina $S/L_1 = 1.7$, početna vrednost $y_{cr}/S = 0.24$, dok za vrednosti S/L_1 manje od 0.8, y_{cr}/S je skoro konstantno na 0.8, gde su S i L_1 , visina i dužina stepenika, respektivno.

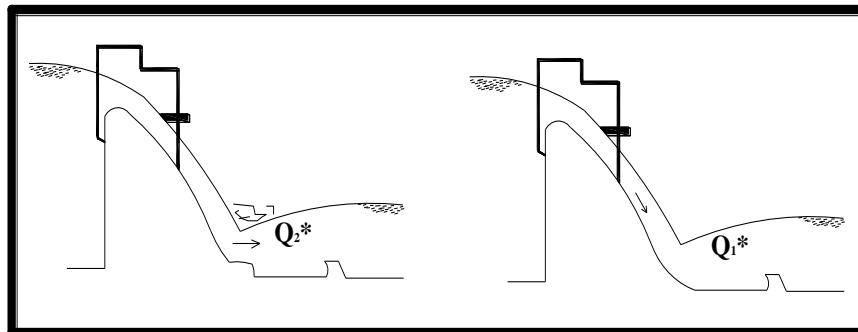
2.4.3. Disipacija energije disperzijom mlaza

Yang (Yang, 1994) je predstavio disperzivni disipator energije mlaza, koji kombinuje osobine tradicionalnog hidrauličnog skoka, disipatora sa prorezima i skokovitih disipatora, kao što je prikazano na Slici 2.43.



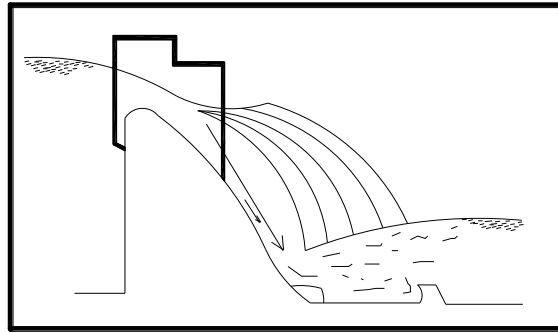
Slika 2.43. Disperzivni disipator energije mlaza (Yang, 1994)

Kao što je prikazano na Slici 2.43, disipator se sastoji iz tri glavna dela: disperzivne table, blokova i pragova. Na isti način, tok je podeljen na tri dela: tok preko table Q_1^* , tok koji prelazi preko blokova Q_2^* i tok između blokova Q_3^* . Za manja izlivanja $Q_1^* = 0$, tako da je tok podeljen na Q_2^* i Q_3^* (Slika 2.44).



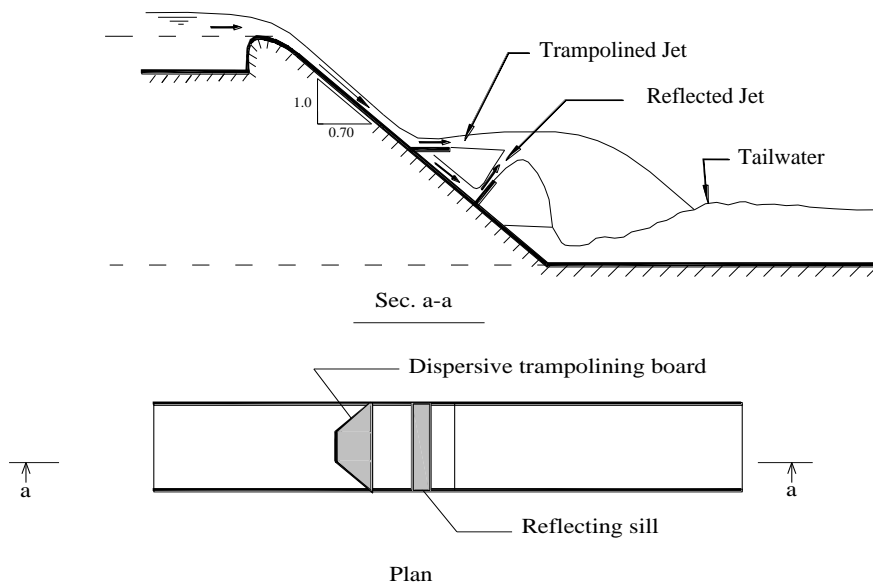
Slika 2.44 Protok preko i između blokova za manja izlivanja (Yang, 1994)

Za veća izlivanja, tok (Q_1^*) prolazi preko disperzione table, stvarajući uslov toka tipičan za energetske disipatore sa prorezima. Tok preko table se deli horizontalni i vertikalni deo postepeno smanjujući izlivanje (Slika 2.45). Predloženi disipator smanjuje dužinu basena za 50-60%, a njegovu dubinu za 20-40%.



Slika 2.45. Tok preko disperzione table za velika izlivanja

Ismail (Ismail, 2003) je razvio disperzivni odskačući disipator. On se sastoji iz table trapezoidnog oblika iza koje se nalazi prepreka, fiksirana za nagnutu površinu (Slika 2.46). Tabla ima trapezoidan oblik i deli difuzno tok na dva dela. Prvi deo odskače od konstrukcije (odatle i naziv). Drugi deo prolazi kroz slobodan otvor na nagnutoj površini i odbija se nagore (reflektovani mlaz) na prepreci fiksiranoj ispod disperzione table. Dva mlaza, odskačući i reflektovani, sudaraju se u vazduhu formirajući zapljuskujući mlaz i zatim padaju u basen. Eksperimentalni rezultati su pokazali da ova vrsta disipatora poseduje odličnu efikasnost smanjujući dužinu basena za oko 85%.



Slika 2.46. Prikaz odskačućg disipatora (Ismail, 2003)

Tzv. skijaški skokovi se koriste u slučaju da su brzine strujanja jako velike, veće od 15–20 m/s, ali pri tome mogu da se jave i problemi sa kavitacijom, abrazijom i podizanjem zemljišta (Vischer and Hager, 1995; 1998). Našli su svoju široku primenu jer omogućavaju hidrauličnu kontrolu velikih količina upadne hidraulične energije (Khatsuria, 2005; Novak et al., 2001; 2006). Uglavnom se primenjuju kod skretanja mlaza velike brzine od vodopadne konstrukcije (Rajan and Shivashankara Rao, 1980). Disipacija energije ovde se odvija u dva koraka: (1) kretanje mlaza u vazduhu i zatim njihov sudar i (2) povratak mlaza nagore uključujući i turbulentno kretanje. Energija disipacije preko skijaškog skoka povećava se sa relativnom visinom skoka, uglom skretanja i manjim relativnim zakrivljenjem prepreke. Tipična vrednost ostvarene disipacije je 40% (Heller et al., 2005).

2.5. Problemi u vezi sa sadašnjim metodama za disipaciju energije

Jedan od osnovnih problema koji se javlja kod procesa disipacije energije je kavitacija. Kavitacija je fenomen kod koga tečnost isparava usled niskog pritiska. Nizak pritisak se ovde javlja kao rezultat separacije mlaza na velikim brzinama na prelivnim stepenicima ili disipatorima u basenima. Na izlazima i prelivima, može se javiti na bočnim i zadnjim stranama blokova, pragovima i ispuščenjima u basenima (Novak and Cabelka, 1981; Vischer and Hager, 1998). Ovo dalje vodi ka abraziji, povezanoj i sa kavitacionom korozijom. (Frizell et al., 2013) su pokazali da formiranje mehurova i šupljina ispunjenih gasom i njihovo dalje razaranje dovodi do značajnog oštećenja glavnih komponenti preliva i njihovih dodatnih delova. U basenima, donji izlazi mogu biti podložni abraziji usled formiranja šupljina u zonama velikih brzina (Vischer and Hager, 1998). Basen sa betonskim blokovima se ne preporučuje kada je brzina proticanja veća od 20-30m/s zbog rizika od erozije i kavitacije na betonskoj konstrukciji (Chanson, 2004).

Sledeći, ozbiljan problem je pojava smicanja. Na stepenastim preprekama i prelivima, ravan mlaz formira vrlo intenzivno smicanje duž linije koja povezuje sukcesivne (uzastopne) tačke stepenika (tzv. pseudo dno). Vodena masa u okviru ovog sloja smicanja dovodi do formiranja kavitacije duž sekundarne kontaktne površine

(O'Hern 1987; Baur and Köngeter 1998; Iyer and Ceccio 2002). Na taj način, ovakva dispozicija, gde se dešava veliki stres, gde nastaje i vorteks (vrtlog), dovodi do nastanka sekundarnog smicanja vertikalne konstrukcije. Kada pritisak unutar jezgra ovih vrtloga opada, oni postaju mesta na kojima se formira kavitacija (Frizell et al., 2013). (Pfister et al., 2005, 2006) su ispitivali načine da spreče ili ograniče kavitaciono oštećenje povezano sa stepenastim prelivima. Oni su postavili dva izvora vazduha na vertikalnu stranu prvog stepenika, da bi obezbedili protok vazduha na dnu prepreke i ispitivali njihovu efikasnost. Primećene su značajne razlike nizvodno od izvora vazduha.

Boes i Hager (Boes and Hager, 2003) su izračunali kritičnu brzinu za početak kavitacije u mlazu pre mešanja sa vazduhom od oko 20m/s. Na osnovu činjenice da se ova brzina može dostići pre početka ispuštanja vazduha za niz vrednosti nagiba i visina stepenika, oni su preporučili dizajn sa specifičnim protokom do $\sim 25\text{m}^2/\text{s}$. Amador et al. (Amador et al., 2009) su preporučili srednju brzinu od 15m/s na početnoj tački koja se nalazi na temelju na osnovu 0.1% verovatnoće od ekstremnog negativnog pritiska merenog u blizini vertikalne površine stepenika. Međutim, upotreba specifičnog protoka i brzina, kao preporuka za dizajn preliva da bi se sprečila pojava kavitacije, može biti pogrešna ukoliko nisu poznati tačni uslovi kada i da li se kavitacija formira.

Deflektor tipa skijaškog skoka je jednostavan element za skretanje mlaza, bez problema koji se tiču kavitacionog oštećenja. Značajan nedostatak ove prepreke je često blokiranje, i ovo se mora pažljivo proučiti. U suprotnom, mogu se javiti oštećenja u donjem toku usled erozije i zapušnja u gornjem izlaznom kanalu. Takođe, deflektor može doprineti formiranju spreja što dovodi do suprotnog efekta u ovom dizajnu (Juon and Hager 2000).

Upotreba blokova za razdvajanje u metodi suprotnog toka u cilju skretanja dela toka u vazduh ili usmeravanjem tokova jednog nasuprot drugom može prouzrokovati kavitacije usled separacije vodenog toka kada se sudara sa blokovima.

Na osnovu ovih činjenica, cilj ovoga rada je da razvije efikasan metod suprotnog mlaza za disipaciju energije bez prisustva gore pomenutih problema.

3. Analitička studija

3.1. Metodologija

Kao što je napomenuto u uvodu i pregledu literature, uvek postoji potreba za novim i/ili unapređenim metodama za disipaciju energije i metoda suprotnoga mlaza tu ima veliki potencijal. Pri tome je potrebno razumeti i procese koji se u njoj javljaju kao i potencijalne problem povezane sa kavitacijom. Ova studija se bavi konceptom suprotnoga mlaza kao metode za disipaciju energije preko sedlastog preliva sistematskim izučavanjem mlaza.

Mlaz vode koji udara u stacionaran objekat ili drugi mlaz vode predstavlja oblik neelastičnog sudara. Moment impulsa je očuvan, ali kinetička energija vode se pretvara u druge oblike energije (toplotu, zvuk i potencijalnu energiju) usled rada koji se vrši da bi se deformisali objekti (Crummett and Western, 1994). U zavisnosti od konfiguracije vodenog mlaza, dolazi do očuvanja različitog stepena kinetičke energije. Kada se dva vodena mlaza sudaraju, veliki deo kinetičke energije prelazi u toplotu. Istovremeno, dolazi do povećanja turbulencija sa povećanjem gradijenta brzine i dodatnog gubitka energije. U suštini, oba procesa, deformacija vodenih čestica i trenje prilikom sudara i turbulentnog kretanja u zoni hidrauličnog skoka doprinose da čestice vode gube deo svoje kinetičke energije. Ovo konsekvntno, dovodi do smanjenja srednjih relativnih brzina sudarajućih čestica (Balakin, et al. 2012).

Može se pokazati da disipacija energije razdvajanjem mlaza i njegovim usmeravanjem u sudar pokazuje mnogo veću efikasnost nego druge konvencionalne metode kao što su stepenici i blokovi. Pošto se sudar dešava između mlazova, udar na betonsku konstrukciju je znatno smanjen. Međutim, veoma mali broj istraživanja na tu temu je do sada izveden i stoga postoji potreba za boljim razumevanjem, eksperimentalnim i analitičkim istraživanjem ovih procesa i konstruktivnih detalja, kao i problema vezanih za pojavu kavitacije.

Osnovni princip suprotnog mlaza zasniva se u deljenju mlaza na dva dela i zatim njihovo usmeravanje jedan na drugog. Tačna konfiguracija mlaza ne samo da utiče na efikasnost objekta već isto tako i na njegovu ekonomičnost. Ovo istraživanje će stoga

biti usmereno na različite konfiguracije mlaza i njihovu efikasnost, kao i interakciju mlaza i konstrukcije.

Pri jednostavnim uslovima proticanja, moguće je da se disipacija energije proučava iz teorijske perspektive. Fundamentalne jednačine održanja energije, impulsa i kontinuiteta mogu se primeniti da bi se odredili parametri kao što su konjugovana dubina, protok mlaza kroz otvor i relativan gubitak energije, uslov za savršen hidraulični skok i odgovarajući gubitak energije. Za datu brzinu proticanja, normalna dubina u kanalu zavisi od nagiba korita i površinskih uslova na koritu. U principu bi trebalo da bude moguće da se izračuna gde hidraulični skok nastaje i koje je rastojanje od dna konstrukcije. Kako je basen integralni deo celokupne konstrukcije, ovo rastojanje se odnosi na dužinu temelja. Što je veća dužina temelja, potrebno je više građevinskog materijala i samim tim su i veći troškovi. Predviđanje troškova može se izvršiti kroz analitičku studiju.

Stvaran process disipacije energije uključuje kompleksne konstrukcije i njihov uticaj na mlaz je veoma složen i zahteva fizičko modelovanje pod kontrolisanim laboratorijskim uslovima da bi se dobio detaljniji uvid u ponašanje mlaza (Alghwail, Amad Deen A., 2016).

Danas postoji veliki broj različitih fizičkih modela za konstruisanje konfiguracije suprotnog mlaza. U ovom radu, pri jednakim uslovima proticanja, ovi modeli su testirani sa serijom pratećih parametara. Kroz ova merenja, karakteristike toka i efikasnost disipacije energije mogu se direktno izračunati. Takođe je moguće da se odrede različiti stadijumi u disipaciji energije kako voda putuje od gornjeg ka donjem toku preлива. Za razliku od ostalih studija gde je fokus bio na rezultujućoj disipaciji energije, postojeća studija ima za cilj da unapredi fundamentalno razumevanje procesa kroz merenja niza ključnih parametara koji su prisutni u ovom procesu. Zbog toga, efikasnost ove metode disipacije energije biće postignuta sa energetskeg i hidrodinamičnog stanovišta. U cilju toga, efekat suprotnog mlaza, širina, položaj i ugao otvora su eksperimentalno i analitički proučavani da bi se postigle optimalne vrednosti dimenzija suprotnog toka, a takođe izračunale teorijski/empirijski jednačine za određivanje parametara koji se javljaju u eksperimentu ili predviđanje parametara pri različitim uslovima strujanja.

Izračnavanje jednačina konjugovanih dubina zahteva prethodno dobijanje kontrakovane dubine na dnu ogee preлива kao i protok kroz postavljeni otvor (suprotan mlaz). Da bi se pronašlo teorijsko rešenje ovoga problema koriste se osnovne jednačine protoka, energije, impulsa i jednačina kontinuiteta

Kod ogee preлива zadnja strana predstavlja nagnutu površinu na kojoj se primenjuje disipator mlaza koji vrši disipaciju mehaničke energije vode nizvodno od preлива.

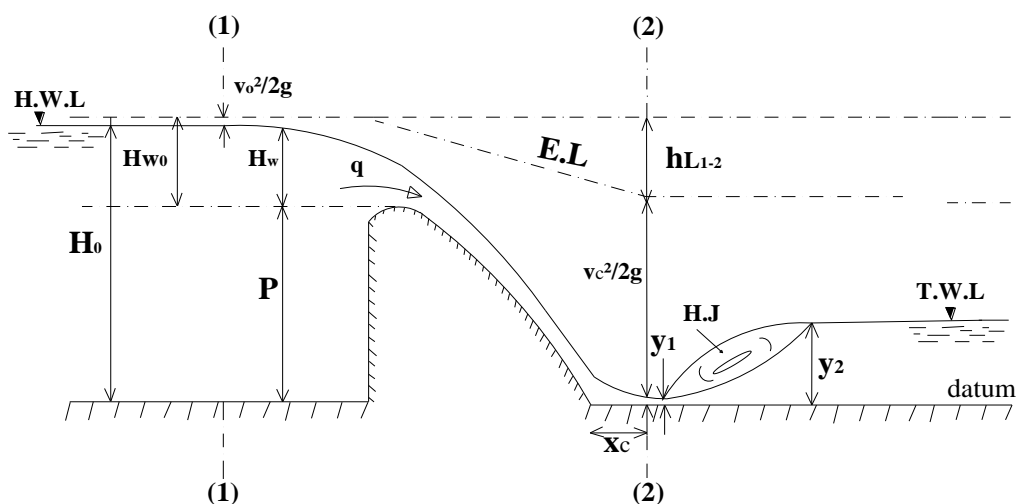
3.1.1. Određivanje kontrakovane dubine nizvodno od ogee preлива

Kontrakovana dubina mlaza iza preлива je dubina mlaza na dnu preлива. Dno preлива trebalo bi da bude precizno određeno s obzirom da utiče na niz različitih uslova nizvodno od preлива kao što su: brzina protoka, Froude-ov broj, osobine formiranog skoka i dizajn svih potrebnih elemenata koji se koriste za disipaciju energije.

Kontrakovana dubina se obično određuje preko grafika sa određenim vrednostima koeficijenta brzine, C_v . Neke procedure rešavaju jednačinu energije preko tehnike pokušaja i grešaka za pretpostavljene vrednosti koeficijenta C_v . Druge metode koriste jednačinu energije, ali zanemaruju energetske gubitke ($C_v = 0$), što dovodi do velikih grešaka u određivanju dubine.

U nastavku je, kao ilustracija, navedena procedura Abourohima (Abourohima, 1991) za određivanje kontrakovane dubine mlaza.

Kontrakovana dubina (y_c) može se izračunati primenom Bernujiveve jednačine (energije) između preseka 1-1 i suženog (kontrakovanog) preseka 2-2 na kome dolazi do kontrakcije mlaza, kao što je prikazano na Slici 3.1. Da bi se dobio tačan izraz za dubinu, treba posmatrati energetske gubitke (h_{1-2}) između ova dva preseka.



Slika 3.1. Određivanje kontrakovane dubine

Uzimajući dno donjeg toka kao nulti nivo i primenjujući zakon održanja energije za preseke 1-1 i 2-2 dobijamo:

$$H_0 = y_c + \frac{\alpha_2 v_c^2}{2g} + h_{L1-2} \quad (3.1)$$

Energija na površini preliva h_{L1-2} može se izraziti kao $h_{L1-2} = \xi \cdot \frac{v_c^2}{2g}$, gde je ξ koeficijent gubitka energije. Zamenom h_{L1-2} u jednačini (3.1) dobija se:

$$H_0 = y_c + \frac{\alpha_2 v_c^2}{2g} + \xi \frac{v_c^2}{2g} = y_c + \frac{v_c^2}{2g} (\alpha_2 + \xi) \quad (3.2)$$

gde je $H_0 = p + H_{w0}$, $H_{w0} = H_w + \frac{\alpha_1 v_0^2}{2g}$ i $v_0 = \frac{q}{p + H_w}$

Tako se dobija:
$$H_{w0} = H_w + \frac{\alpha_1 q^2}{2g(p + H_w)^2}.$$

gde je H_w visina vode na vrhu preliva, p je visina vrha preliva, q je protok po jedinici širine, $q = Q_w/B$, v_0 je brzina proticanja na preseku 1-1, v_c je brzina proticanja na preseku 2-2, α_1 i α_2 su korekcionni faktori za kinetičku energiju i B je širina kanala.

Uzimajući da je $\alpha_1 = \alpha_2 = 1.0$, jednačina (3.2) postaje:

$$H_0 = y_c + \frac{v_c^2}{2g}(1.0 + \xi) \quad (3.3)$$

odakle je stvarna brzina $v_c = v_{act}$ data kao:

$$v_{act} = \frac{1}{\sqrt{1.0 + \xi}} \sqrt{2gH_0} \quad (3.4)$$

Zanemarujući gubitak energije $h_{L_{1-2}}$, teorijska brzina $v_c = v_{th}$ može se napisati kao:

$$v_{th} = \sqrt{2g(H_0)} \quad (3.5)$$

S obzirom da se koeficijent brzine C_v definiše kao odnos između stvarne i teorijske

brzine $C_v = \frac{v_{act}}{v_{th}}$, tada je $C_v = \frac{1}{\sqrt{1.0 + \xi}}$. Zamenom C_v u jednačinu (3.3) dobija se:

$$H_0 = y_c + \frac{v_c^2}{2g C_v^2} \quad (3.6)$$

Zamenom $v_c = \frac{q}{y_c}$ dobija se:

$$H_0 = y_c + \frac{q^2}{2g y_c^2 C_v^2} \quad (3.7)$$

Za pravougaoni presek, kritična dubina je data kao:

$$y_{c_r} = \sqrt[3]{\frac{q^2}{g}} \text{ or } q^2 = \frac{y_{c_r}^3}{g} \quad (3.8)$$

Zamenom y_{cr} u jednačinu (3.7) dobija se:

$$H_0 = y_c + \frac{y_{c_r}^3}{2y^2 C_v^2} \quad (3.9)$$

ili

$$y_c^3 - H_0 y^2 + \frac{y_{c_r}^3}{2C_v^2} = 0 \quad (3.10)$$

Ako stavimo $m = -H_0$ i $n = \frac{y_{c_r}^3}{2C_v^2}$ u jednačinu (3.10) dobija se:

$$y_c^3 + m y_c^2 + n = 0 \quad (3.11)$$

Jednačina (3.11) je kubna jednačina po y_c . Korišćenjem Cardano metode za rešavanje kubnih jednačina, tri korena jednačine se nalaze na sledeći način.

Prvo eliminišemo član koji sadrži y_c^2 stavljajući $y_c - \frac{m}{3}$ umesto y u jednačini

(3.11), tako da:

$$\begin{aligned} & \left[y_c - \frac{m}{3} \right]^3 + m \left[y_c - \frac{m}{3} \right]^2 + n = 0, \\ & y_c^3 - 3y_c^2 \frac{m}{3} + 3y_c \frac{m^2}{9} - \frac{m^3}{27} + m \left[y_c^2 - \frac{2my_c}{3} + \frac{m^2}{9} \right] + n = 0, \\ & y_c^3 - \frac{y_c^2}{m} + y_c \frac{m^2}{3} - \frac{m^3}{27} m y_c^2 - \frac{2m^2 y_c}{3} + \frac{m^3}{9} + n = 0, \\ & y_c^3 - \frac{m^2}{3} y_c + \frac{2m^3}{27} + n = 0 \quad \text{i} \end{aligned}$$

$$y_c^3 - 3\left[\frac{1}{9}m^2\right]y_c + \frac{2}{27}m^3 + n = 0.$$

Ako je $f = \frac{2}{27}m^3 + n$ i $d = \frac{-1}{9}m^2$, gornja jednačina postaje:

$$y_c^3 + 3dy_c^2 + f = 0 \quad (3.12)$$

Drugo, koristeći trigonometrijsko rešenje za jednačinu trećeg reda i zamenom $y_c = K \cos \lambda$ u jednačini (3.12) dobija se:

$$(K \cos \lambda)^3 + 3dK \cos \lambda + f = 0 \quad (3.13)$$

Množenjem jednačine (3.13) sa $\frac{4}{K^3}$ dobija se:

$$4 \cos^3 \lambda + \frac{3 \times 4}{K^2} d \cos \lambda + f \frac{4}{K^3} = 0 \quad (3.14)$$

ili $4 \cos^3 \lambda - 3\left[\frac{-4d}{K^2}\right] \cos \lambda = -f \frac{4}{K^3}$, odakle je:

$$K^3 \cos^3 \lambda + 3dK \cos \lambda + f = 0. \quad (3.15)$$

Znajući da je $\cos 3\lambda = 4 - \cos^3 \lambda - 3 \cos \lambda$ i pretpostavljajući da:

$$\frac{-4d}{K^2} = 1 \rightarrow K^2 = -4d = -4 * \frac{-1}{9}m^2 = \frac{4m^2}{9} \text{ tada je:}$$

$$K = \frac{2m}{3}, \cos 3\lambda = -f \frac{4}{K^3}, 3\lambda = (\pi - \gamma) + 2\pi k \quad \text{i} \quad \lambda = \left[\frac{\pi - \gamma}{3}\right] + \frac{2\pi k}{3}.$$

Pošto imamo kubnu jednačinu, uzmimo da je $k = 0, 1, 2$ respektivno.

(i) Za $k = 0$

$$y_c = K \cos \left[\frac{\pi - \gamma}{3}\right] - \frac{m}{3} = \frac{2m}{3} \cos \left[\frac{\pi - \gamma}{3}\right] - \frac{m}{3} = \frac{m}{3} \left[-1 + 2 \cos \left(\frac{\pi - \gamma}{3}\right)\right].$$

Zamenom $m = -H_0$ dobijamo:

$$y_c = \frac{H_0}{3} \left[1 - 2 \cos \left(\frac{\gamma}{3} - \frac{\pi}{3} \right) \right] \quad (3.16)$$

(ii) Za $k = 1$

$$\begin{aligned} y_c &= K \cos \left[\pi - \frac{\gamma}{3} \right] - \frac{m}{3}, \\ &= K \frac{2m}{3} \cos \left[\pi - \frac{\gamma}{3} \right] - \frac{m}{3}, \\ &= -\frac{m}{3} \left[1 - 2 \cos \left(\pi - \frac{\gamma}{3} \right) \right] \text{ onda je:} \end{aligned}$$

$$y_c = \frac{H_0}{3} \left[1 + 2 \cos \left(\frac{\gamma}{3} \right) \right] \quad (3.17)$$

(iii) Za $k = 2$

$$\begin{aligned} y &= K \cos \left[2\pi - \frac{\pi}{3} - \frac{\gamma}{3} \right] - \frac{m}{3}, \\ &= K \frac{2m}{3} \cos \left[\frac{\gamma}{3} + \frac{\pi}{3} \right] - \frac{m}{3}, \\ &= -\frac{m}{3} \left[1 - 2 \cos \left(\pi - \frac{\gamma}{3} \right) \right] \text{ onda je} \end{aligned}$$

$$y_c = \frac{H_0}{3} \left[1 - 2 \cos \left(\frac{\gamma}{3} + \frac{\pi}{3} \right) \right] \quad (3.18)$$

Jednačina (3.16) daje negativne vrednosti za y_c , dok jednačine (3.17) i (3.18) daju vrednosti $y_1 > y_c$ i $y_2 < y_c$, respektivno. Dubina y_c u jednačini (3.17) predstavlja

kontrakovanu dubinu u uslovima potopljenog mlaza, dok je y_c u jednačini (3.18) kontrakovana dubina u uslovima slobodnog proticanja. Uzimajući u obzir uslov slobodnog proticanja, dubina toka na dnu preliva y_c može se izračunati kao:

$$y_c = \frac{H_0}{3} \left[1 - 2 \cos \left(\frac{\gamma}{3} + \frac{\pi}{3} \right) \right],$$

$$\text{gde je: } \cos \gamma = f \frac{4}{K^3} = \left(\frac{-2}{27} H_0^3 + \frac{y_{c_r}^3}{2C_v^2} \right) \times \frac{4}{(-2H_0/3)^3} \quad \text{ili}$$

$$\cos \gamma = \left(1 - \frac{4 \times 27 y_{c_r}^3}{2C_v^2 \cdot 8H_0^3} \right), \quad \text{i, konačno:}$$

$$\cos \gamma = \left(1 - \frac{6.75}{C_v^2} \left(\frac{y_{c_r}}{H_0} \right)^3 \right) \quad (3.19)$$

Koristeći eksperimentalne podatke iz (Abourohim, 1991), dobija se empirijska formula za izračunavanje koeficijenta brzine c_v u sledećem obliku:

$$C_v = 1.0 + 0.07 \ln \frac{H_w}{p} \quad (3.20)$$

$$\text{za vrednosti } 0.05 < \frac{H_w}{p} \leq 1.0$$

gde je H_w visina vode na vrhu preliva, a p visina vrha.

3.1.2. Određivanje protoka ukrštenog mlaza

U analizi koja sledi, mlaz se sudara sa vodenim tokom kroz potopljeni otvor gde je debljina zida otvora tri puta manja od širine otvora. Ovakav potopljeni otvor nalazi se na visini h_s koja je razlika između visine vodenog toka H i visine vode neposredno iznad otvora.

Na osnovu Slike 3.2., a da bi se uprostilo analitičko rešenje, uzimaju se u obzir sledeće pretpostavke:

- (i) Slobodna površina vode unutar skoka se aproksimira pravom linijom koja povezuje (y_2/y_1) dubine . Opravdanost ovakve pretpostavke dolazi odatle da je tok unutar dužine skoka veoma ispunjen vazduhom što može značajno smanjiti njegovu gustinu. Zato je $p_s = \gamma_w y_s = \gamma_{av} y_s$, gde je γ_{av} srednja težina toka ispunjenog vazduhom.
- (ii) Raspodela brzina unutar protočnog mlaza, na njegovom izlazu, je ravnomerna. Zbog toga je koeficijent korekcije kinetičke energije α_s jednak jedinici.
- (iii) Za deo vodenog toka koji dolazi od uzvodnog kanala ka otvoru, ukupna visina je jednaka vertikalnom rastojanju gornjeg nivoa vode do bilo koje referentne horizontalne tačke.

Primenjujući zakon održanja energije na preseke (0-0) i (S-S) , Slika 3.2., dobija se:

$$H = \frac{P_s}{\gamma_w} + \frac{\alpha_s v_s^2}{2g} + h_{L_{0-s}} \quad (3.21)$$

Zamenom $(p_s/\gamma_w) = y_s$ (pretpostavka-1) i $\alpha_s = 1$ (pretpostavka-2), jednačina 3.21. postaje:

$$H = y_s + \frac{v_s^2}{2g} + h_{L_{0-s}} \quad (3.22)$$

Zamenom $h_s = H - y_s$ u jednačini (3.22) dobija se:

$$h_s = \frac{v_s^2}{2g} + h_{L_{0-s}} \quad (3.23)$$

Jednačna (3.23) može se napisati u obliku:

$$v_s = \sqrt{2g(h_s - h_{L_{0-s}})} \quad (3.24)$$

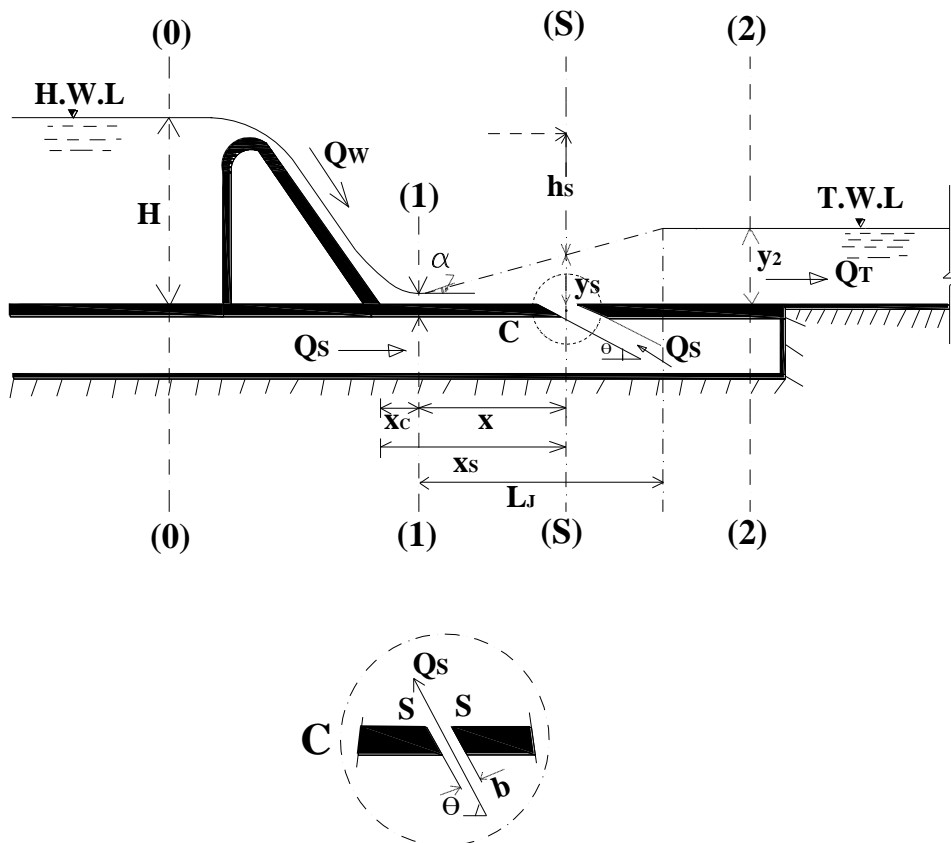
Tako da se jednačina (3.24) može napisati u jednostavnijoj formi:

$$v_s = C_{v_s} \sqrt{2gh_s} = C_{v_s} \sqrt{2g(H - y_s)} \quad (3.25)$$

gde je C_{v_s} koeficijent brzine za protok mlaza iz otvora, uzimajući u obzir navedene pretpostavke i efekat gubitka energije. Ovaj koeficijent se može odrediti eksperimentalnim merenjima.

Sa Slike 3.2., $\tan \alpha = (y_2 - y_1) / L_j$ i $\tan \alpha = (y_s - y_1) / x$, odakle je $y_s = y_1 + x \tan \alpha$, tako da se jednačina 3.25. može napisati kao:

$$v_s = C_{v_s} [2g(H - y_1 - x \tan \alpha)]^{0.5} \quad (3.26a)$$



Slika 3.2. Određivanje protoka ukrštenog mlaza

Pošto se za otvor pretpostavlja da je potopljen, koeficijent kontrakcije C_c je jedan. Kao rezultat, koeficijenti brzine C_{v_s} i protoka C_{d_s} su jednaki, pa je tako:

$$v_s = C_{d_s} \sqrt{2gy_2} \left[\frac{H}{y_2} - \frac{y_1}{y_2} - \frac{x}{L_j} \left(1 - \frac{y_1}{y_2} \right) \right]^{0.5} \quad (3.26b)$$

gde je x horizontalno rastojanje između centra otvora i sužene oblasti, tj. $x = x_s - x_c$, gde su x_s i x_c rastojanja otvora i kontrakovanog (suženog) preseka od dna preliva, respektivno.

Uzimajući u obzir da je širina preseka toka na preseku (S-S) jednaka širini otvora, jednačina kontinuiteta daje $Q_S = b B v_s$, gde je B širina kanala, a b širina otvora.

Zamenom v_s iz (3.26b), protok iz otvora je:

$$Q_S = \beta_1 B b \sqrt{2gy_2} \quad (3.27)$$

gde je:

$$\beta_1 = C_{d_s} \left[\frac{H}{y_2} - \frac{y_1}{y_2} - \frac{x}{L_j} \left(1 - \frac{y_1}{y_2} \right) \right]^{0.5} \quad (3.28)$$

a C_{d_s} je koeficijent protoka otvora.

3.1.3. Određivanje odnosa konjugovanih dubina

Sledeći korak je izračunavanje odnosa dve konjugovane dubine (y_2/y_1) savršenog prinudnog skoka kada su poznate dimenzije konstrukcije i podaci o protoku. Potreban odnos (y_2/y_1) se računa kao funkcija dimenzija objekta, kao i podataka koji se odnose na protok (Q_S).

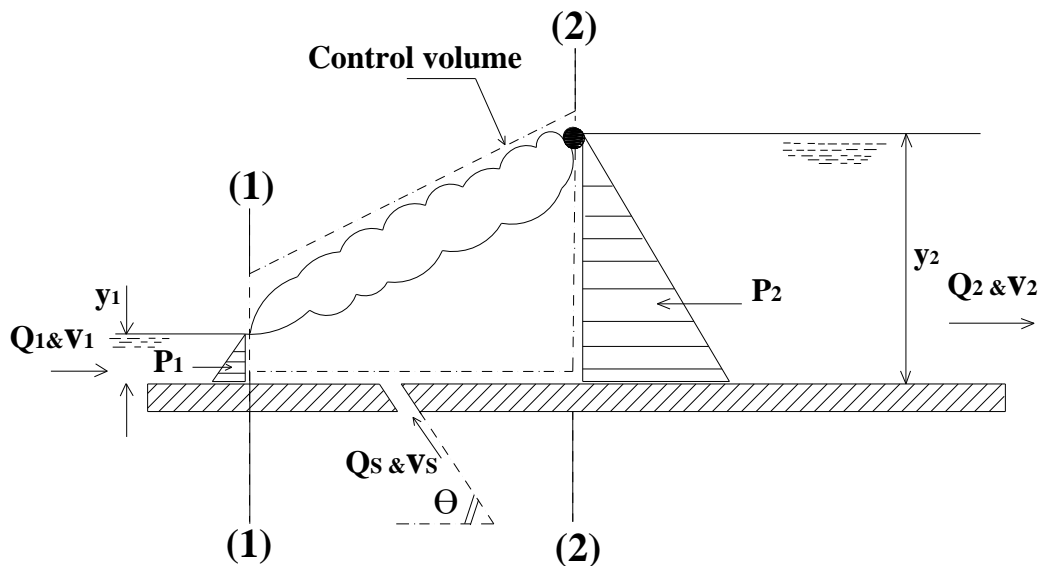
Analiza sila koje potiču od suprotnoga mlaza, Slika 3.3., može se izvršiti preko jednačina pritiska. Ipak, moraju se uzeti u obzir i sledeće pretpostavke:

- (i) Kanal ima pravougaoni oblik
- (ii) Podloga na kojoj je otvor je horizontalna
- (iii) Zanemaruju se svi oblici trenja
- (iv) Pretpostavlja se uniformna raspodela brzina za prednji i zadnji deo skoka.

U ovoj studiji, otvor iz koga dolazi suprotan tok se napaja sa gornje strane preлива. Zbog toga, dva toka, glavni i suprotni deluju na istoj visini. Pod ovim uslovima, može se primeniti zakon održanja impulsa za kontrolnu zapreminu, obuhvaćenu preseccima (1) i (2), Slika 3.3., koji uključuje i hidraulični skok kao:

$$\beta_2 \rho Q_2 v_2 - (\beta_1 \rho Q_1 v_1 - \beta_s \rho Q_s v_s \cos \theta) = \sum F_x \quad (3.29)$$

gde je $\sum F_x = P_1 - P_2$.



Slika 3.3. Kontrolna zapremina koja sadrži hidraulični skok

Ako se zanemare gubici usled trenja duž hidrauličnog skoka i uzimajući da su vrednosti Boussinesq-ovih faktora na preseccima (1) i (2) jednaki jedinici, jednačina

(3.29) daje:

$$p_1 - p_2 = \rho Q_2 v_2 - (\rho Q_1 v_1 - \rho Q_s v_s \cos \theta) \quad (3.30)$$

gde su p_1 i p_2 ukupni hidraulični pritisci koji deluju na presecima (1) i (2), respektivno, a $p_1 = 0.5 \gamma y_1^2 B$ i $p_2 = 0.5 \gamma y_2^2 B$ gde je B širina kanala, γ i ρ su jedinična težina i gustina vode, y_1 i v_1 su dubina vode i srednja brzina na preseku (1), y_2 i v_2 su dubina vode i srednja brzina na preseku (2). Na taj način, jednačina (3.30) se može napisati u sledećem obliku:

$$0.5 \rho g (y_1^2 - y_2^2) = \rho q_2 v_2 - \rho q_1 v_1 + \rho q_s v_s \cos \theta \quad (3.31)$$

odakle je:

$$\left(\frac{y_1}{y_2} \right)^2 = 1 + \frac{2q_2 v_2}{g y_2^2} - \frac{2q_1 v_1}{g y_2^2} + \frac{2q_s v_s}{g y_2^2} \cos \theta \quad (3.32)$$

Na osnovu zakona održanja mase i za konstantnu gustinu:

$$q_1 = q_2 - q_s \quad (3.33)$$

Zamenom u jednačinu (3.32) dobija se:

$$\left(\frac{y_1}{y_2} \right)^2 = 1 + \frac{2q_2 v_2}{g y_2^2} - \frac{2(q_2 - q_s) v_1}{g y_2^2} + \frac{2q_s v_s}{g y_2^2} \cos \theta \quad (3.34)$$

Zamenom $v_1 = \frac{q_1}{y_1} = \frac{(q_2 - q_s)}{y_1}$ i $q_2 = v_2 y_2$ u jednačinu (3.34), pojednostavljuvanjem i rešavanjem po (y_1/y_2) dobija se:

$$\left(\frac{y_1}{y_2} \right)^2 = 1 + \frac{2v_2^2}{g y_2} - \frac{2v_2^2}{g y_1} + \frac{4v_2 q_s}{g y_1 y_2} - \frac{2q_s^2}{g y_1 y_2^2} + \frac{2q_s v_s}{g y_2^2} \cos \theta \quad (3.35)$$

Zamenom $\phi = \frac{y_1}{y_2}$ i $F_2 = \frac{v_2}{\sqrt{g y_2}}$, jednačina (3.35) može biti napisana u

sledećem obliku:

$$\phi^2 = 1 + 2F_2^2 - \frac{2F_2^2}{\phi} + \frac{4F_2q_s}{y_1\sqrt{gy_2}} - \frac{2q_s^2}{gy_1y_2^2} + \frac{2q_s v_s}{gy_2^2} \cos\theta \quad (3.36)$$

Zamenom q_s iz jednačine (3.27) u jednačinu (3.36), uzimajući $\delta_1 = \frac{b}{y_2}$ i

rešavajući po ϕ dobija se:

$$\phi^3 - (1 + 2F_2^2 + 4\beta_1^2\delta_1 \cos\theta)\phi + 2(F_2^2 - 2\sqrt{2}\beta_1\delta_1 F_2 + 2\beta_1^2\delta_1^2) = 0 \quad (3.37)$$

Jednačina (3.37) može da se iskoristiti za izračunavanje vrednosti ϕ za poznate vrednosti y_2, q_2, H, x, b and L_f .

Stavljajući $b=0$ i $\delta_1=0$ u jednačinu (3.37), protok ukrštenog mlaza se krati i izraz se svodi na dobro poznatu Belanger-ovu formulu koja povezuje dve konjugovane dubine slobodnog skoka u sledećem obliku:

$$\phi = \frac{y_1}{y_2} = \frac{1}{2} \left(\sqrt{1 + 8F_2^2} - 1 \right) \quad (3.38)$$

Koeficijent protoka otvora C_{d_s} biće određen eksperimentalno za izabrane granične uslove, kao što će biti pokazano kasnije. Koeficijent treba da zadovoljava sve pretpostavke koje su korištene kod izračunavanja (3.35).

Primenom slične analize, možemo dobiti odnos između konjugovanih dubina hidrauličnog skoka, (y_2/y_1) , kao funkciju Froude-ovog broja na gornjem toku, F_1 , na sledeći način.

Iz jednačine (3.26a) imamo:

$$v_s = C_{v_s} \sqrt{2g y_1} \left[\frac{H}{y_1} - 1 - \frac{x}{y_1} \tan \alpha \right]^{0.5} \quad (3.39)$$

Za preseke (0-0) i (1-1) primenom zakona održanja energije i sprovodeći sličnu analizu dobija se:

$$v_1 = C_v \sqrt{2g(H - y_1)} \quad (3.40)$$

odakle je:

$$\frac{H}{y_1} - 1 = \frac{F_1^2}{2C_v^2} \quad (3.41)$$

gde je $F_1^2 = \frac{v_1^2}{gy_1}$ kvadrat Froude-ovog broja na suženom preseku (1-1), a C_v

je koeficijent brzine na preseku (1-1) određen izrazom (3.20).

Zamenom izraza za $\left(\frac{H}{y_1} - 1\right)$ iz jednačine (3.41) u jednačinu (3.39), dobija se:

$$v_s = C_{v_s} \sqrt{2g y_1} \left[\frac{F_1^2}{2C_v^2} - \frac{x}{L_j} \left(\frac{y_2}{y_1} - 1 \right) \right]^{0.5} \quad \text{i}$$

$$q_s = \beta_2 b \sqrt{2gy_1} \quad (3.42)$$

gde je:

$$\beta_2 = C_{d_s} \left[\frac{F_1^2}{2C_v^2} - \frac{x}{L_j} \left(\frac{y_2}{y_1} - 1 \right) \right]^{-0.5} \quad (3.43)$$

Zamenom iz (3.42) u (3.32) i rešavanjem po (y_2/y_1) dobija se:

$$\psi^3 - (1 + 2F_1^2 - 4\beta_2^2 \delta_2^2 \cos\theta)\psi + 2(F_1^2 + 2\sqrt{2}F_1\beta_2\delta_2 + 2\beta_2^2\delta_2^2) = 0 \quad (3.44)$$

gde je $\psi = \frac{y_2}{y_1}$ i $\delta_2 = \frac{b}{y_1}$. Jednačina (3.44) je kubna jednačina oblika:

$$\psi^3 + a\psi + b = 0 \quad (3.45)$$

gde je $a = -(1 + 2F_1^2 - 4\beta_2^2\delta_2^2 \cos\theta)$ i $b = 2(F_1^2 + 2\sqrt{2}F_1\beta_2\delta_2 + 2\beta_2^2\delta_2^2)$.

Tri različita korena jednačine (3.45) mogu se naći kao:

$$\psi = 2\sqrt{\frac{-a}{3}} \cos\left[\frac{N + 2\pi k}{3}\right] \quad (3.46)$$

gde je $k = 0, 1, 2$ i

$$N = \cos^{-1}\left[\frac{-b}{2\sqrt{(-a/3)^3}}\right] \quad (3.47)$$

Očekuje se da treba da postoje bar dva realna korena koja predstavljaju moguće dubine vode pri superkritičnom i subkritičnom proticanju. Stoga nisu moguća kompleksna rešenja, s obzirom da se ona pojavljuju u parovima. Prvi koren je realni, i odnosi se na postojanje konjugovane subkritične dubine. Drugi koren ima negativnu vrednost i ne predstavlja superkritičnu konjugovanu dubinu s obzirom da ne postoji za slučaj kada se hidraulički skok javlja (formira).

Izraz (3.46) se može upotrebiti za izračunavanje vrednosti odnosa konjugovanih dubina ψ za poznate vrednosti $y_1, L_J, q_S, H, H_w, x, b$ i θ .

Zamenom $b=0$ u izraz (3.44), dovodi do toga da se protok ukrštenog mlaza krati, a izraz se redukuje na dobro poznatu Belanger-ovu formulu:

$$\psi = \frac{y_2}{y_1} = \frac{1}{2} \left(\sqrt{1 + 8F_1^2} - 1 \right) \quad (3.48)$$

3.1.4. Disipacija energije kod prinudnog skoka

Disipaciju energije moguće je izračunati kao razliku između ukupne energije pre skoka i ukupne energije nakon skoka. Ovo je moguće zapisati na sledeći način:

$$E_L = E_1 - E_2 \quad (3.49)$$

gde je:

E_L = gubitak energije po jedinici težine usled hidrauličnog skoka,

$E_1 = y_1 + \frac{v_1^2}{2g}$, energija toka pre skoka po jedinici težine,

$E_2 = y_2 + \frac{v_2^2}{2g}$, energija toka nakon skoka po jedinici težine.

Tada je:

$$E_L = \left(y_1 + \frac{v_1^2}{2g} \right) - \left(y_2 + \frac{v_2^2}{2g} \right) \quad (3.50)$$

Zamenom $\psi = \frac{y_2}{y_1}$ i $F_1 = \frac{v_1}{(gy_1)^{0.5}}$ u jednačinu (3.50), dobijamo:

$$\frac{E_L}{y_1} = \left(1 + \frac{F_1^2}{2} \right) - \left(\psi + \frac{v_2^2}{2gy_1} \right) \quad (3.51)$$

Prema zakonu održanja mase i za konstantnu gustinu, $q_2 = q_1 + q_s$.

Zamenom u jednačinu (3.51), dobija se:

$$\frac{E_L}{y_1} = \left(1 + \frac{F_1^2}{2} \right) - \left(\psi + \frac{(q_1 + q_s)^2}{2gy_1y_2^2} \right) \quad (3.52)$$

Zamenom $q_1 = v_1 \cdot y_1$, $q_s = \beta_2 b \sqrt{2gy_1}$ (iz jednačine (3.42)) i zamenom

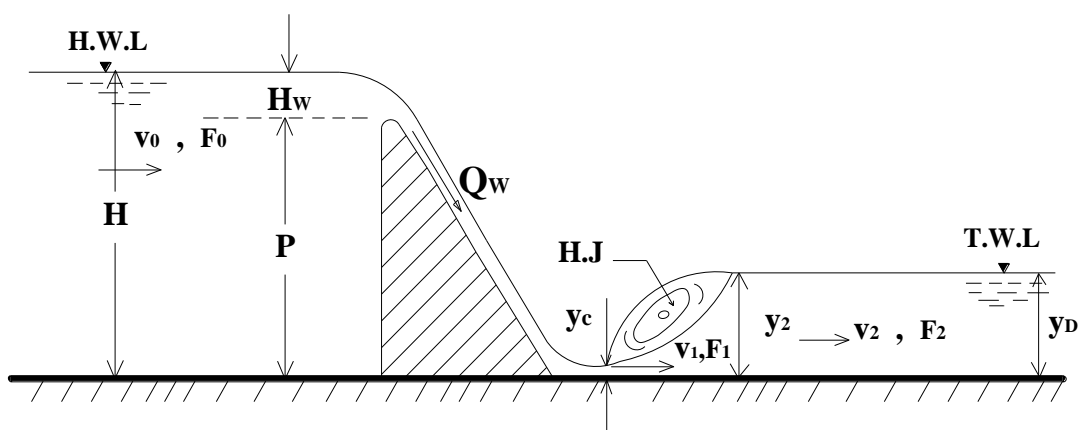
$\delta_2 = \frac{b}{y_1}$ u jednačinu (3.52) i daljim uprošćavanjem, dobijamo:

$$\frac{E_L}{y_1} = \left(1 + \frac{F_1^2}{2} \right) - \psi - \frac{1}{\psi^2} \left[\frac{F_1^2}{2} + \sqrt{2} F_1 \beta_2 \delta_2 + \beta_2^2 \delta_2^2 \right] \quad (3.53)$$

Zamenom $\delta_2 = 0$, jednačina (3.53) može se svesti na klasičnu jednačinu koja se koristi za izračunavanje gubitaka energije za jednostavan slobodan hidraulični skok.

3.1.5. Granični uslov za slobodan savršen hidraulični skok

Slobodan hidraulični skok se naziva savršenim kada se početak skoka (njegova prednja strana) nalazi neposredno na suženom preseku nizvodno od dna preliva, kao što je prikazano na Slici 3.4. Slobodan savršen skok je uslov koji razdvaja skok na odbijeni i potopljeni. U slučaju slobodnog savršenog skoka početna dubina skoka y_1 , je jednaka suženoj dubini y_c , dok je konjugovana dubina y_2 , jednaka dubini kraja vodenog mlaza y_D .



Slika 3.4. Definicija slobodnog savršenog hidrauličnog skoka

Da bi se obezbedilo postojanje slobodnog savršenog skoka, odnos visina/dubina kraja vodenog mlaza, H/y_2 , treba da ima određenu vrednost. Ova vrednost se može izračunati na sledeći način.

Protok koji prolazi kroz suženu površinu Q_w može se izraziti kao:

$$Q_w = B y_1 C_v \sqrt{2g(H - y_1)} \quad (3.54)$$

Brzina približavanja vrha mlaza može se naći kao:

$$v_0 = \frac{Q_w}{BH} \quad (3.55)$$

Kao rezultat, Froude-ov broj je dat kao:

$$F_0 = \frac{Q_w}{B\sqrt{gH^3}} \quad (3.56)$$

ili

$$Q_w = F_0 B \sqrt{gH^3} \quad (3.57)$$

Zamena Q_w u jednačinu (3.54) daje:

$$F_0 B \sqrt{2gH^3} = B y_1 \sqrt{2g(H - y_1)^3} \quad (3.58)$$

odakle je:

$$\left(\frac{H}{y_1}\right)^3 - \frac{2C_v^2}{F_0^2} \left(\frac{H}{y_1}\right) + \frac{2C_v^2}{F_0^2} = 0 \quad (3.59)$$

Jednačina (3.59) je kubna jednačina sledećeg oblika:

$$\left(\frac{H}{y_1}\right)^3 - a \left(\frac{H}{y_1}\right) + b = 0 \quad (3.60)$$

gde je

$$a = -\left(\frac{2c_v^2}{F_0^2}\right) \text{ i } b = \frac{2c_v^2}{F_0^2} \quad (3.61)$$

Tri korena jednačine (3.60) mogu se izračunati kao:

$$\frac{H}{y_1} = 2\sqrt{-\left(\frac{a}{3}\right)} \cos\left[\frac{N + 2k\pi}{3}\right] \quad (3.62)$$

gde je $k = 0, 1, 2$ i

$$N = \cos^{-1} \left[\frac{-b}{2(-a/3)^{3/2}} \right] \quad (3.63)$$

Za slobodan hidraulični skok:

$$\frac{y_1}{y_2} = \frac{1}{2} \left(\sqrt{1 + 8F_2^2} - 1 \right) \quad (3.64)$$

gde je F_2 Froude-ov broj za kraj vodenog mlaza:

$$F_2 = \frac{Q_w}{B\sqrt{gy_2^3}} \quad (3.65)$$

Iz jednačina (3.58) i (3.65) sledi:

$$F_2 = F_0 \left(\frac{H}{y_2} \right)^{3/2} \quad (3.66)$$

Zamenom F_2 u jednačinu (3.64) dobija se:

$$\frac{y_1}{y_2} = \frac{1}{2} \left(\sqrt{1 + 8F_0^2 (H/y_2)^3} - 1 \right) \quad (3.67)$$

Množenje jednačine (3.62) sa jednačinom (3.67) daje:

$$\frac{H}{y_2} = \left(\sqrt{1 + 8F_0^2 (H/y_2)^3} - 1 \right) \sqrt{\left(\frac{-a}{3} \right)} \cos \left[\frac{N + 2k\pi}{3} \right] \quad (3.68)$$

Vrednosti H/y_2 izračunate iz jednačine (3.68), će osigurati postojanje slobodnog savršenog skoka, što je granični uslov između odbijenog i potopljenog skoka.

4. Eksperimentalna studija

4.1. Uvodna razmatranja

Problem disipacije energije ima izuzetno veliki značaj zato što se tiče zaštite hidrauličnih konstrukcija u raznim praktičnim situacijama. Priroda ovoga problema, razni parametri koji se tiču njegovog razmatranja, uslovi na kraju vodenog mlaza kao i oblik disipatora određuju eksperimentalnu procedure koja će se koristiti kao najbolje rešenje.

Disipacija energije preko ukrštenog mlaza, koja se koristi u ovoj studiji, zasniva se na deobi ulaznog mlaza na dva dela: glavni mlaz koji se kreće preko preliva Q_w i ukršteni mlaz koji izlazi iz otvora Q_s . Oba mlaza imaju istu visinu.

U ovoj metodi suprotan tok Q_s , transverzalno udara u glavni tok koji dolazi sa preliva Q_w , na kraju vodenog mlaza nizvodno od dna preliva i smanjuje mu brzinu. Da bi se problem teorijski razmatrao potrebno je da se uključe određeni koeficijenti koji se određuju eksperimentalnim merenjima. Dodatno, uticaj suprotnog toka; širina, položaj i ugao otvora moraju se eksperimentalno ispitati da bi se dobile njihove optimalne vrednosti. Ovakav model je instaliran u eksperimentu koji je pripremljen u Laboratoriji za mehaniku fluida, na Tehničkom fakultetu Univerzitea Elmergib, Libija. Izabran je model dvostrukog sedlastog preliva (tzv. ogee weir) pošto se njegova zadnja strana nalazi na nagnutoj površini. Detalji eksperimenta su opisani u nastavku.

4.2. Eksperiment

Eksperimentalna merenja su izvršena na aparaturi specijalno napravljenoj da bi se proučavao uticaj glavnih parametara u slučaju ukrštenog mlaza na osobine formiranog hidrauličnog skoka u sledeća tri slučaja:

- (i) slobodan savršen skok, bez ukrštenog mlaza,
- (ii) prinudan savršen skok, sa ukrštenim mlazom,

- (iii) potopljeni mlaz, sa ukrštenim mlazom.

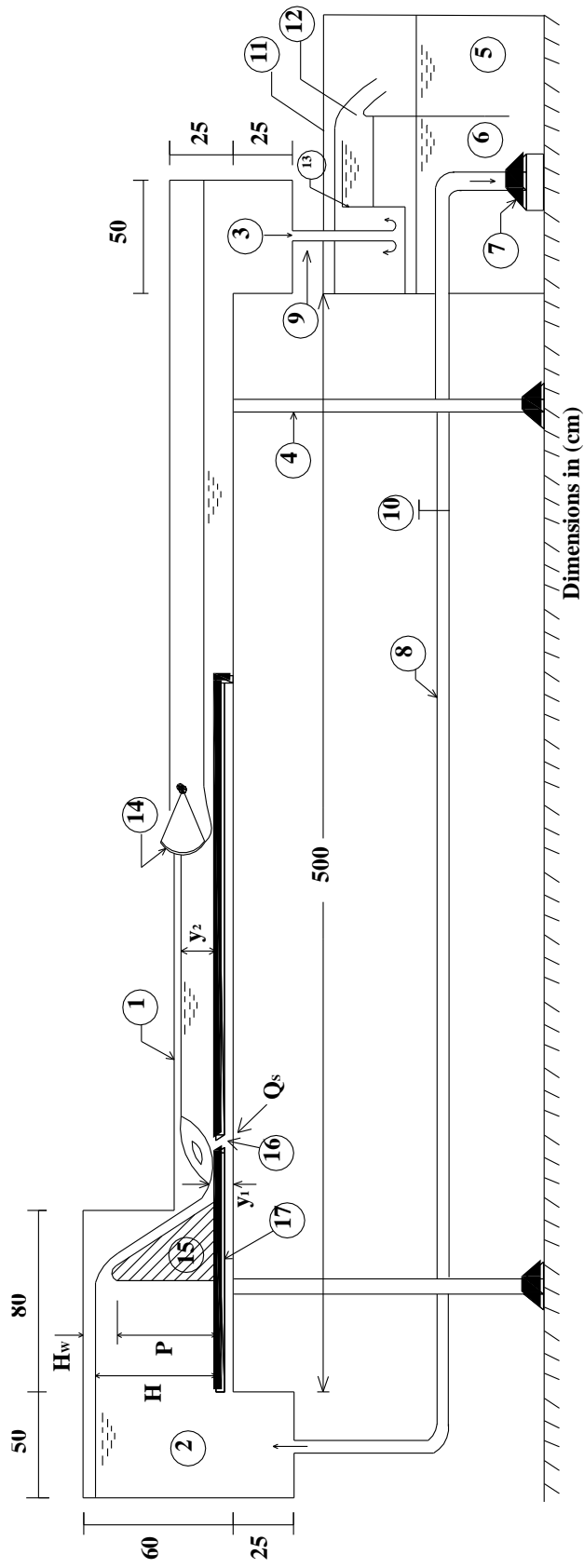
Slika 4.1. prikazuje delove ovog uređaja koji su opisani u nastavku.

(1) Probni kanal

Probni kanal predstavlja pravougaonu konstrukciju koja se sastoji iz kanala (1) sa otvorom (2) i rezervoara za izlivanje vode (3). Probni kanal je postavljen na dva stabilna stuba (4). Izvor vode (5) sadrži rezervoar (6) i pumpu za vodu (7) i konstantno se napaja kroz kanal.

Probni kanal ima dužinu 5.0 m i pravougaoni poprečni presek visine 25cm i širine 7.6cm. Bočne strane su izrađene od transparentnih Perspex folija debljine 10mm koje su zalepljene za korito napravljeno od obojene legure aluminijuma. Rezervoari na krajevima su napravljeni od stakla ojačanog plastikom sa premazom gela sa unutrašnje strane. Voda ulazi u radni deo preko ulaznog rezervoara (2). Da bi se smanjila turbulentnost vode u ulaznom rezervoaru i omogućio njen stabilan protok, cevi koje snabevaju rezervoar imaju difuzan izlaz i prekrivene su staklenim mermerom. Voda koja izlazi iz kanala ulazi u rezervoar za izlivanje (3) gde se dalje, usled gravitacije, vraća kroz cevi (9) u radni deo.

Radni deo je napravljen od stakla ojačanog plastikom. Voda biva povučena iz rezervoara sa potopljenom pumpom. Kanal se snabeva vodom preko cevi (8) koja ima ventil za regulisanje toka. Zatim, voda se vraća preko rezervoara izlivanja probnog kanala u kanal (11), na vrhu radnog dela. Voda zatim teče preko pravougaonog preliva (12) do donjeg rezervoara, pod uticajem gravitacije. Kanal (11) ima ekran (13) koji služi da ispravi nepravilnosti u vodenom toku omogućujući da površina vode bude ravna pre dolaska na preliv. Radijalni otvor (14) je postavljen na radnom kanalu da bi kontrolisao dubinu vode nizvodno od preliva.



Slika. 4.1. Skica eksperimentalnog uređaja

Legenda: -

- (1) Probni kanal
- (2) Ulazni rezervoar.
- (3) Izlazni rezervoar.
- (4) Postolje.
- (5) Servisni modul.
- (6) Rezervoar za sakupljanje.
- (7) Potopljena pumpa.
- (8) Cev za snabdevanje.

- (9) Cev za izlivanje.
- (10) Kontrolni ventil.
- (11) Radni kanal.
- (12) Pravougaoni nagib.
- (13) Ekran.
- (14) Kontrolna vrata.
- (15) Model preliva.
- (16) Otvor.
- (17) Temelj konstrukcije.

(2) Model disipatora

Testirani model je napravljen od Perspex folija i sastoji se od dva osnovna dela, nagnute površine i otvora.

Nagnuta površina preлива je prezentovana nagnutom pločom (15) koja povezuje vrh preлива sa dnom testiranog kanala. Ima širinu 10mm, nagib 1.0 (vertikalan) do 0.7 (horizontalan) i visinu 43.5cm, kao što je prikazano na Slici 4.8. Ovakav nagib preлива je izabran na osnovu rezultata niza prethodnih istraživanja (Stephenson,1991; Christodoulou,1993; Chanson,1994a; Chamani and Rajaratnam,1999-b; Rajaratnam and Chamani,1995; USBR, 1984) zato što sprečava odvajanje toka od nagnute površine.

Otvor (16) je formiran kroz foliju Perspex-a (17) debljine 15 mm. Ugao pod kojim se nalazi otvor, njegova širina i položaj su izabrani na osnovu vrednosti datih u Tabeli 4.1. Treba primetiti da je ugao otvora određen pravcem suprotnog toka u odnosu na horizontalan pravac, kao što je prikazano na Slici 4.8. Slika 4.3. prikazuje ostale komponente eksperimentalnog uređaja.



Slika 4.2. Nagnuta površina preлива



Slika 4.3. Različite komponente eksperimentalnog uređaja

(3) Uređaji za merenje

(i) Merenje dubine vode

Visina vodenog mlaza H merena je upotrebom piezometrijske cevi, fiksirane na vertikalnoj skali sa tačnošću od 0.50 mm i povezanom preko gumene cevi sa dnom radnog kanala (Slika 4.4.).

Kontrakovana (skraćena) dubina y_c ili početna dubina vode y_1 je merena pomoću tačkastog kalibratora sa nonijusom da bi se postigla tačnost od 0.10 mm. Prvo je izvršeno očitavanje instrumenta za dno kanala, a zatim je instrument podešen za površinu vode na suženom preseku. Razlika ova dva merenja daje početnu dubinu vode $y_1 (y_1 = y_c)$.

Zbog veoma nestabilne površine vode na kraju hidrauličnog skoka, piezometrijska cev je korišćena da bi se izmerila i dubina kraja vodenog mlaza y_2 .



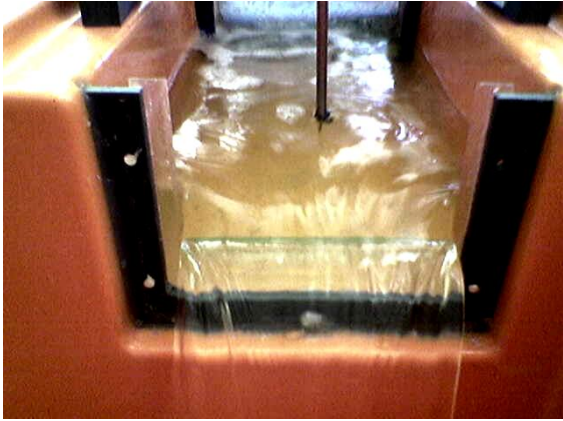
Slika 4.4. Piezometrijska cev

(ii) Merenje protoka

Protok je meren pomoću pravougaonog preliva sa oštrim ivicama, širine 17.0 cm i visine 5.0 cm. Preliv je povezan sa modelovanim kanalom visine 70 cm i širine 25.0 cm. Visina preliva je merena pomoću tačkastog kalibratora sa nonijusom, tačnosti 0.10 mm. Slike 4.5.,4.6., 4.7. prikazuju sastavne delove preliva.



Slika 4.5.



Slika 4.6.



Slika 4.7.

Delovi modelovanog preliva

Preliv je kalibrisan pomoću volumetrijske metode. Kao rezultat, dobija se jednačina protoka kao:

$$Q = 0.27485 * h^{1.578} \quad (4.1)$$

gde je Q - protok (*lit/sec*), a h - visina preliva.

4.3. Eksperimentalna procedura

4.3.1. Slučaj savršenog slobodnog skoka

(1) Pumpa se uključi i kontrolni ventil (10) je otvoren do određene granice, da bi se dobila konstantna vrednost protoka preko preliva, gde je $Q_w = 0.5, 1.0, 1.50, 2.0$ i 2.50 (*lit/sec*), što odgovara visini vodenog mlaza od $H = 45.70, 46.98, 48.05, 48.98$ i 49.85 cm, respektivno.

(2) Za svaki protok, kontrakovani presek je fiksiran i kontrakovana dubina y_c i njeno rastojanje od dna preliva x_c su mereni.

(3) Upotrebom otvora, položaj hidrauličnog skoka se podešava tako da početak skoka bude na kontrakovanom preseku da bi se dobio savršen skok. U ovom slučaju početna dubina skoka y_1 je jednaka kontrakovanoj dubini y_c .

(4) Dubina zadnjeg dela vodenog toka se meri pomoću piezometrijske cevi, a dužina skoka upotrebom horizontalne skale.

4.3.2. Slučaj potopljenog skoka

(1) Uzimajući konstantne vrednosti za širinu otvora $b = 0.15$ cm i ugao nagiba $\theta = 15^\circ$, položaj otvora je fiksiran na rastojanja $x_s = 5, 10, 15, 20, 25$ i 30 cm.

(2) Uzimajući $x_s = 5.0$ cm, pumpa je uključena i kontrolni ventil podešen da daje istu visinu vode H kao u slučaju slobodnog skoka. U ovom slučaju, protok koji prelazi preko preliva Q_w ostaje konstantan kao u slučaju slobodnog skoka (Korak 1).

(3) Usled efekta ispuštanja mlaza iz otvora Q_s , visina zadnjeg kraja toka se povećava formirajući potopljeni skok. Nakon toga, mere se dubina zadnjeg kraja toka y_2 i dužina potopljenog skoka L_D .

4.3.3. Slučaj savršeno prinudnog skoka

(1) Upotrebom pokretnih otvora dubina mlaza se može postepeno smanjivati sve dok početak skoka ne bude neposredno na suženom preseku. Ovde je početna dubina y_1 (ili kontrakovana dubina y_c) još uvek na istoj vrednosti kao i u slučaju slobodnog skoka, s obzirom da se Q_w ne menja.

(2) Dubina kraja vodenog toka y_2 i dužina prinudnog skoka L_J se zatim mere.

(3) Visina pravougaonog preliva (12) se meri i zatim se izračunava ukupan protok Q_T korišćenjem izraza (4.1). Protok iz otvora Q_S je onda: $Q_S = Q_T - Q_w$.

(4) Koraci od (2) do (6) se ponavljaju za ostale vrednosti visine vode H .

(5) Uzimajući druge vrednosti za rastojanje otvora x_s , koraci od (1) do (7) se ponavljaju.

(6) Fiksirajući položaj otvora na rastojanje $x_s=15.0\text{cm}$ i uzimajući za širinu otvora $b=0.15\text{cm}$, za ugao nagiba θ otvora uzimaju se sledeće vrednosti: $15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ, 90^\circ$.

(7) Za svaku od vrednosti θ , postupak se ponavlja od koraka (2) do (7).

(8) Fiksirajući položaj otvora na rastojanje $x_s=15.0\text{cm}$ i uzimajući za ugao nagiba da je $\theta = 45^\circ$, širina otvora se menja kao $b=0.15, 0.20, 0.25, 0.30\text{ cm}$.

(9) Za svaku od vrednosti širine otvora b , koraci od (2) do (7) se ponavljaju.

Ovde treba napomenuti da je bilo potrebno dosta vremena da bi se ostvarili stabilni uslovi proticanja pre nego što je bilo moguće izvršiti merenja.

4.4. Raspon Froude-ovog broja (F_1)

U ovoj studiji, Froude-ov broj je uzimao vrednosti od 8.74 do 13.45. U ovom opsegu, skok je dobro formiran i može da prouzrokuje dovoljan gubitak energije. Međutim, površina vode nizvodno od skoka je izuzetno nestabilna i talasasta.

4.5. Raspon protoka

Protok koji prelazi preko preliva varira od $500\text{ cm}^3/\text{sec}$ do $2500\text{ cm}^3/\text{sec}$, dok protok kroz otvor varira od 72.50 do $412.40\text{ cm}^3/\text{sec}$. Ukupan protok varira od 500 do $2912.40\text{ cm}^3/\text{sec}$. Relativan protok kroz otvor (Q_s/Q_T) je između 0.039 i $0.439\text{ cm}^3/\text{sec}$.

4.6. Opseg merenja

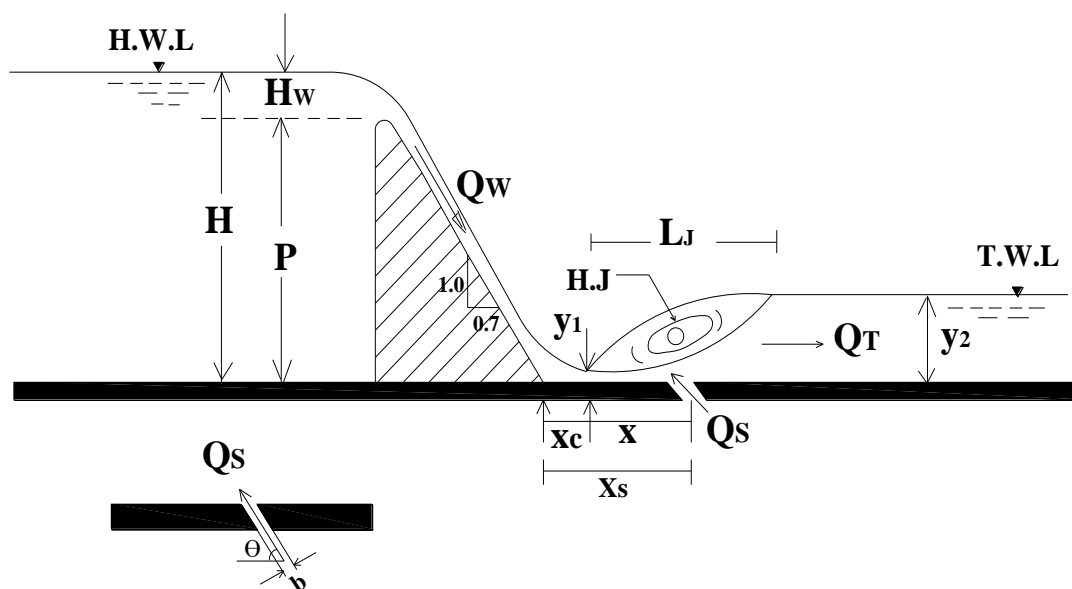
U ovom radu izvedeno je 17 laboratorijskih eksperimenata. Za svaki eksperiment, 5 merenja za 5 različitih vrednosti Froude-ovog broja F_1 je izvršeno, tako da je ukupan broj merenja $5 \times 17 = 85$.

4.7. Glavni parametri koji se javljaju u ovom problem

Generalno, formirani hidraulični skok se može opisati sledećim karakteristikama:

- (i) odnos konjugovanih dubina (y_2/y_1),
- (ii) relativna dužina skoka (L_J/y_1) i
- (iii) relativna energija koja se rasipa u skoku (E_L/y_1).

Prema Slici 4.8., parametri koji utiču na osobine hidrauličog skoka, (y_2/y_1), (L_J/y_1), (E_L/y_1), mogu se grupisati na sledeći način:



Slika 4.8. Detalji modela disipatora

4.7.1. Granični parametri

1. Visina nagnute površine p
2. Širina kanala zadnjeg toka vode B
3. Rastojanje otvora x_s
4. Širina otvora b
5. Ugao nagiba otvora θ

4.7.2. Parametri proticanja

1. Visina vode H
2. Visina vrha preлива H_w
3. Početna dubina skoka (kontrakovana dubina) y_1
4. Dubina toka nizvodno od skoka y_2
5. Srednja brzina proticanja na suženom preseku v_1
6. Protok preko preлива Q_w
7. Protok kroz otvor Q_s

U toku čitavog eksperimenta, visina nagnute površine p je držana konstantnom na 43.50 cm. Za svaki eksperiment, visina vode H je menjana pet puta tako da je $H = 45.70, 46.98, 48.05, 48.98$ i 49.85 cm. S obzirom da je $H = p + H_w$, visina vrha preлива, H_w , je bila 2.2, 3.48, 4.55, 5.48 i 6.35 cm, respektivno. Širina kraja vodenog kanala je takođe držana konstantnom u toku merenja. Treba primetiti da srednja brzina, v_1 , uzima u obzir efekat i H i Q_w .

Izostavljanjem parametara koji su držani konstantnim i primenom dimenzione analize, dobija se sledeća zavisnost za konjugovanu dubinu (y_2/y_1):

$$\frac{y_2}{y_1} = f\left(\frac{x_s}{y_1}, \frac{b}{y_1}, \theta, \frac{v_1}{\sqrt{gy_1}}, \frac{\mu}{v_1 y_1 \rho}\right) \quad (4.2)$$

Stavljajući $F_1 = \frac{v_1}{\sqrt{gy_1}}$ i $R_N = \frac{v_1 y_1 \rho}{\mu}$, gornja jednačina se može napisati kao:

$$\frac{y_2}{y_1} = f\left(\frac{x_s}{y_1}, \theta, \frac{b}{y_1}, F_1, R_N\right) \quad (4.3)$$

Uticaj viskoznosti se može zanemariti s obzirom na visoke vrednosti Reynolds-ovog broja u ovom slučaju. Tako da se gornja relacija može napisati kao:

$$\frac{y_2}{y_1} = f_1\left(\frac{x_s}{y_1}, \theta, \frac{b}{y_1}, F_1\right) \quad (4.4)$$

Slično, za relativnu dužinu skoka:

$$\frac{L_J}{y_1} = f_2\left(\frac{x_s}{y_1}, \theta, \frac{b}{y_1}, F_1\right) \quad (4.5)$$

I za relativni gubitak energije:

$$\frac{E_L}{y_1} = f_3\left(\frac{x_s}{y_1}, \theta, \frac{b}{y_1}, F_1\right) \quad (4.6)$$

Testirane vrednosti x_s, θ i b su date u Tabeli 4.1.

Tabela 4.1. Testirane vrednosti razmatranih parametara

Parametar	Fiksirani parametar			Promenljivi parametar		
	x_s , cm	θ°	b , cm	x_s , cm	θ°	b , cm
Rastojanje otvora, x_s , cm	-	15	0.15	5 10 15 20 25 30	-	-
Ugao nagiba otvora, θ°	15	-	0.15	-	15 30 45 60 75 90	-
Širina otvora, b cm	15	45	-	-	-	0.15 0.20 0.25 0.30

5. Analiza i diskusija rezultata

5.1. Uvod

U ovom poglavlju analizirani su i diskutovani dobijeni rezultati merenja koji prikazuju uticaj različitih parametara na karakteristike hidrauličnog skoka koji se formira nizvodno od sedlastog ogee preliva kod koga je zadnja strana u obliku nagnute površi.

U prikazanoj studiji, metod ukrštenog mlaza je predložen za disipaciju energije vodenog mlaza koji se sliva preko preliva. Suprotan mlaz, u ovom slučaju, izlazi kroz otvor transverzalno u odnosu na dolazeći mlaz formirajući prinudan hidraulični skok. Otvor se pomera duž cele dužine zadnjeg dela vodenog toka, na rastojanje x_s od temelja preliva.

Glavni parametri koji se javljaju u ovom problemu su: rastojanje otvora x_s , ugao pod kojim se nalazi otvor θ , širina otvora b i Froude-ov broj dolazećeg (superkritičnog) toka F_1 . Različite vrednosti x_s, θ, b i F_1 su eksperimentalno testirane, kao što je prikazano u Tabeli 4.1.

Prema tome, ulazne (testirane) vrednosti su x_s, θ, b i F_1 , dok su izlazne vrednosti konjugovana dubina skoka, dužine y_1 i y_2 formiranog hidrauličnog skoka i gubitak energije duž skoka, E_L . Adekvatne vrednosti rastojanja x_s i ugla θ ili širine b otvora su one koje daju minimalne vrednosti relativne dužine skoka L_J/y_1 i odnosa konjugovanih dubina y_2/y_1 kao i maksimalnu vrednost relativnog gubitka energije E_L/y_1 .

Slučaj slobodnog skoka, gde ne postoji ukršteni mlaz, je takođe razmatran kao referentni slučaj i da bi se ispitaio uticaj spomenutih parametara na karakteristike ovog hidrauličnog skoka. Poređenje su izvršena za slučaj savršenog hidrauličnog skoka, bilo slobodnog ili prinudnog, i za slučaj potopljenog skoka, kao što je prikazano na Slici 5.1.

Savršen skok se javlja u slučaju da je prednji deo skoka na suženom preseku, na

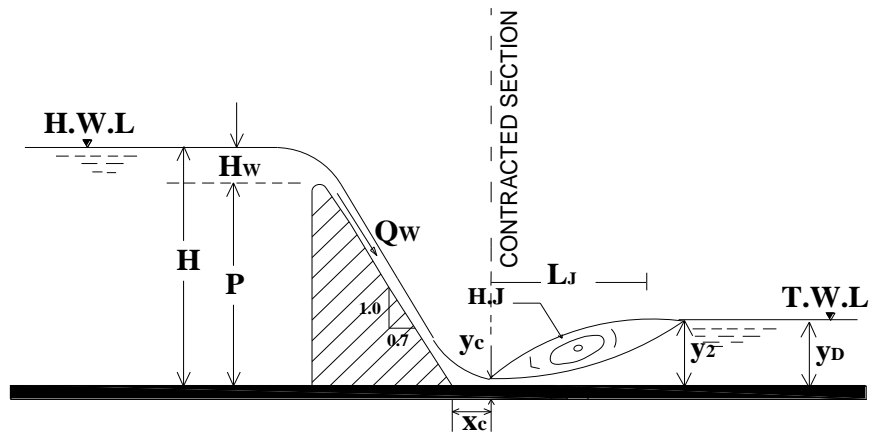
rastojanju x_c od temelja preliva. U ovom slučaju početna dubina skoka y_1 je jednaka kontrakovanoj dubini y_c , dok je druga dubina skoka y_2 jednaka dubini zadnjeg dela vodenog toka y_D .

Na osnovu Slike 5.1., za slučaj savršenog slobodnog, savršenog prinudnog i potopljenog skoka javljaju se isti uslovi strujanja uzvodno od suženog preseka kad god je $x_s > x_c$; pri čemu je na slici: H - visina brane, H_w - visina vrha preliva i Q_w - protok preko prelliva.

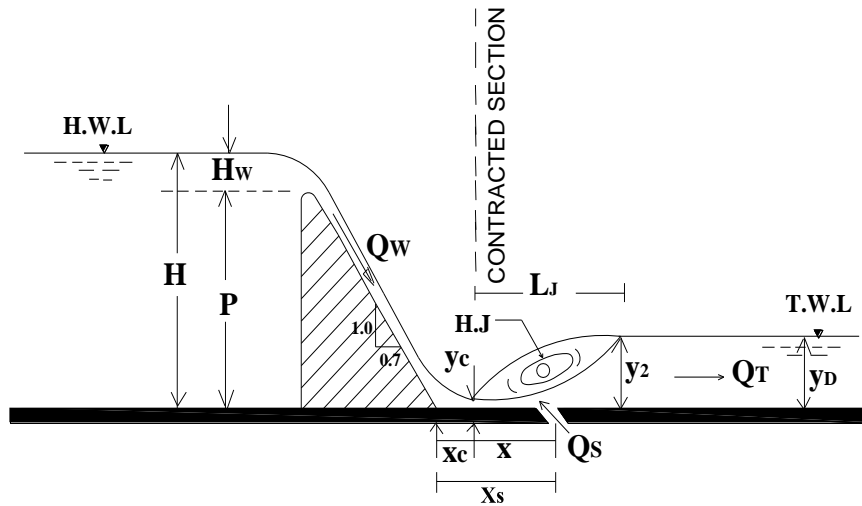
Nizvodno od sužog preseka, gorepomenuti skokovi imaju različite uslove; ukupan protok Q_T i dubinu zadnjeg dela vodenog toka y_2 . U slučaju slobodnog skoka je $Q_S = 0$, a ukupan protok Q_T je jednak protoku preliva Q_w ili $Q_T = Q_w$, dok je $Q_T = Q_w + Q_S$ u slučaju prinudnog skoka, gde je Q_S protok kroz otvor.

Analiza rezultata u ovom poglavlju uključuje sledeće elemente:

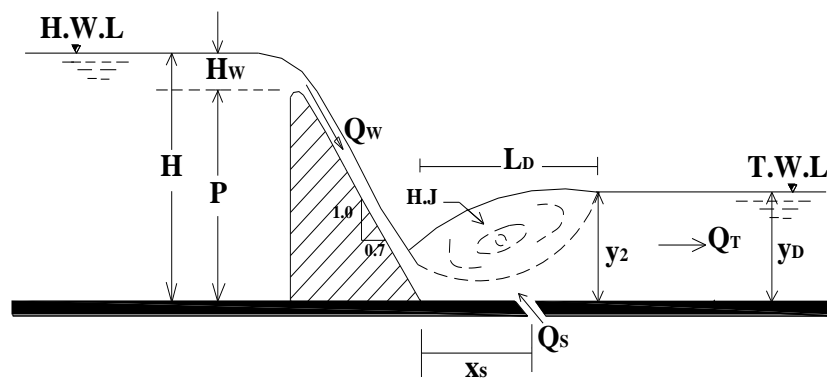
- (i) karakteristike savršenog slobodnog skoka
- (ii) efekat posmatranih parametara na karakteristike savršenog prinudnog skoka
- (iii) efekat posmatranih parametara na potopljeni skok
- (iv) efekat posmatranih parametara na karakteristike protoka otvora i
- (v) poređenje između analitičkih i eksperimentalnih rezultata.



(a)



(b)



(c)

Slika 5.1. Definicija formiranog hidrauličnog skoka: (a) slobodan savršen skok, (b) prinudan savršen skok i (c) potopljeni skok

5.2. Karakteristike slobodnog savršenog skoka

Pet merenja je izvršeno za pet vrednosti protoka preko preliva; $Q_w = 500, 1000, 1500, 2000$ i $2500 \text{ cm}^3/\text{sec}$. Odgovarajuće vrednosti visine brane H su $45.7, 46.98, 48.05, 48.98$ i 49.85 cm , respektivno. Pomoću preseza (vrata), položaj formiranog skoka je podešen za uslove savršenog skoka, a zatim su merene dubine y_1 i y_2 kao i L_J dužina skoka. Tabele 5.1. i 5.2. sumiraju merene i računane vrednosti, respektivno, opisujući uslove i karakteristike slobodnog skoka.

Tabela 5.1. Mereni podaci za slobodan savršen skok

H (cm)	Q_w (cm^3/sec)	H_w (cm)	x_c (cm)	L_J (cm)	y_1 (cm)	y_2 (cm)
45.70	500	2.20	3.00	23.00	0.29	5.00
46.98	1000	3.48	5.32	35.00	0.50	7.50
48.05	1500	4.55	8.25	45.00	0.73	9.60
48.98	2000	5.48	11.00	53.00	0.94	11.25
49.85	2500	6.35	13.50	61.00	1.13	12.75

Tabela 5.2. Izračunati podaci za slobodan savršen skok

Q_T (cm^3/sec)	v_1 (cm/sec)	v_2 (cm/sec)	F_1	F_2	(y_2/y_1)	(L_J/y_1)	E_1 cm	E_2 cm	E_L cm	(E_L/y_1)
500	226.86	13.16	13.45	0.19	17.24	79.31	26.52	5.09	21.43	73.91
1000	263.16	17.54	11.88	0.20	15.00	70.00	35.80	7.66	28.14	56.28
1500	270.37	20.56	10.10	0.21	13.15	61.64	37.99	9.82	28.17	38.59
2000	279.96	23.39	9.22	0.22	11.97	56.38	40.89	11.53	29.36	31.23
2500	291.10	25.80	8.74	0.23	11.28	53.98	44.32	13.09	31.23	27.64

5.2.1. Početna dubina skoka

Kao što je već pomenuto, u slučaju savršenog skoka, početna dubina je jednaka kontrakovanoj dubini y_c . Izmerene vrednosti početne dubine y_1 ($y_1 = y_c$) su proveravane preko jednačine (3.18). Tabela 5.3 pokazuje rezultate poređenja merenih sa izračunatim vrednostima za y_1 . Iz tabele se može videti da su izračunate vrednosti veće od izmerenih. Najveće odstupanje od oko 6% postoji između izmerene i izračunate vrednosti za kontrakovanu dubinu.

Tabela 5.3. Poređenje merenih sa izračunatim vrednostima (y_1)

Q_w cm^3/sec	q $cm^3/sec/cm'$	H cm	H_w cm	y_c cm	C_v	VREDNOSTI y_1, cm		DEV. %
						merene	računate	
500	65.79	45.7	2.20	1.64	0.79	0.29	0.28	+3.40
1000	131.58	46.98	3.48	2.60	0.82	0.50	0.53	-6.00
1500	197.37	48.05	4.55	3.41	0.84	0.73	0.77	-5.50
2000	263.16	48.98	5.48	4.14	0.86	0.94	1.00	-6.50
2500	328.95	49.85	6.35	4.80	0.87	1.13	1.20	-6.20

5.2.2. Odnos konjugovanih dubina (y_2/y_1)

Izmerene vrednosti početne dubine y_1 su korišćene za izračunavanje vrednosti Froude-ovog broja F_1 pošto je:

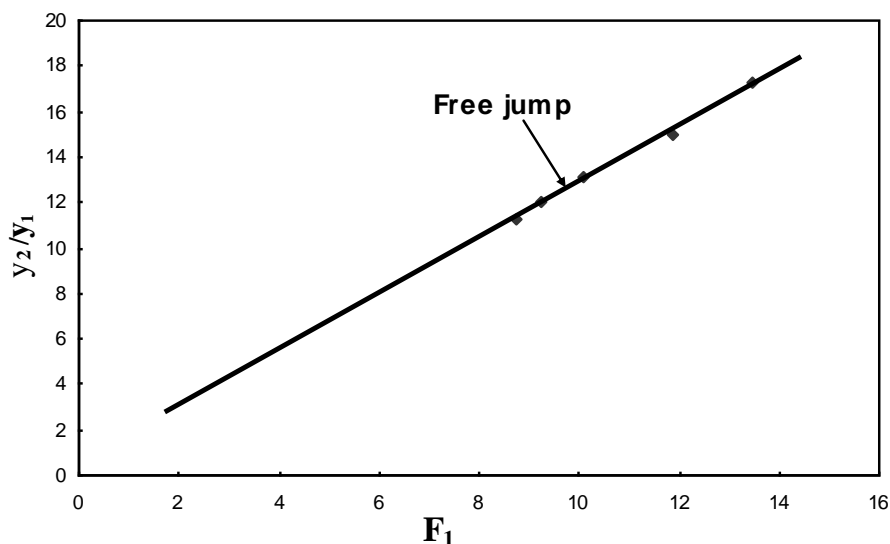
$$F_1 = \frac{v_1}{\sqrt{gy_1}} \quad (5.1)$$

gde je v_1 brzina proticanja na kontrakovanoj dubini, a g gravitaciono ubrzanje.

Vrednosti Froude-ovog broja F_1 i odnosa konjugovanih dubina (y_2/y_1) su date u Tabeli 5.2., a prikazane na Slici 5.2., i pokazuju linearnu zavisnost. Izmerene

vrednosti y_2/y_1 su upoređene sa izračunatim preko jednačine hidrauličnog skoka:

$$\frac{y_2}{y_1} = \frac{1}{2} \left(\sqrt{1 + 8F_1^2} - 1 \right) \quad (5.2)$$



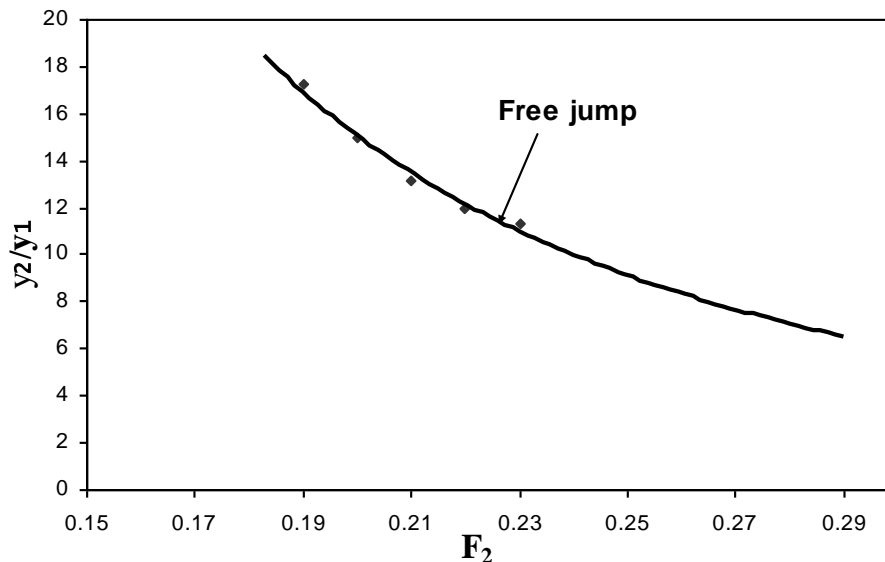
Slika 5.2. Zavisnost (y_2/y_1) od F_1 za savršen slobodan skok

U Tabeli 5.4. rezimirani su rezultati poređenja merenih sa izračunatim vrednostima (y_2/y_1) . Pronađeno je da su izmerene vrednosti (y_2/y_1) uvek manje od izračunatih, sa maksimalnom devijacijom od oko 8%.

Tabela 5.4. Poređenje izmerenih i izračunatih vrednosti za odnos konjugovanih dubina

y_1 , cm	y_2 , cm	F_1	Vrednost (y_2/y_1)		
			merena	računata	%Dev.
0.29	5.00	13.45	17.24	18.53	-7.00
0.50	7.50	11.88	15.00	16.31	-8.00
0.73	9.60	10.10	13.15	13.79	-4.60
0.94	11.25	9.22	11.97	12.55	-4.60
1.13	12.75	8.74	11.28	11.87	-5.00

Zavisnost konjugovanih dubina (y_2/y_1) u funkciji Froude-ovog broja za kraj vodenog mlaza (subkritičan tok) (F_2) je prikazana na Slici 5.3. Očigledno, vrednosti (y_2/y_1) opadaju sa povećanjem vrednosti F_2 .



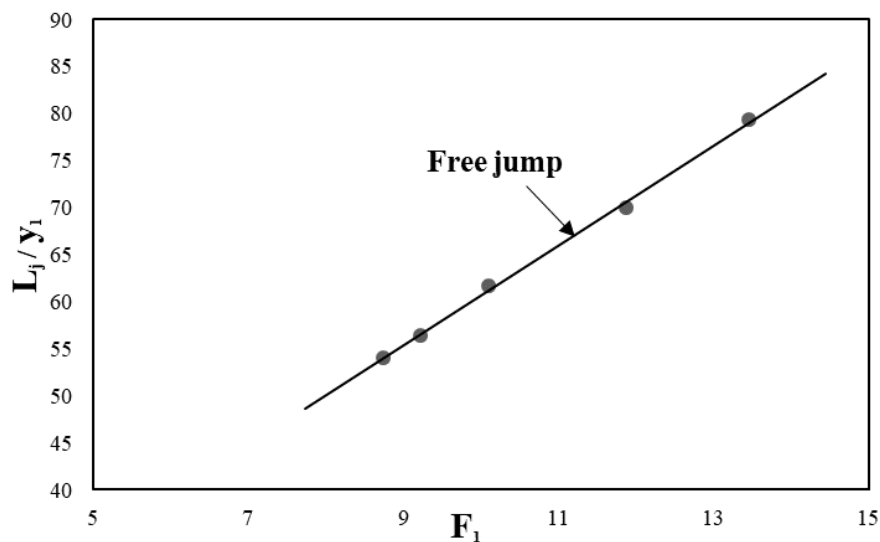
Slika 5.3. Zavisnost (y_2/y_1) od (F_2) za slobodan savršeni skok

5.2.3. Dužina slobodnog skoka L_j

Dužina skoka L_j je veoma važan parametar koji utiče na dimenzije basena u kome se skok formira. Postoji više definicija dužine skoka u postojećoj literaturi. U ovoj studiji, dužina skoka se uzima kao horizontalno rastojanje između početka skoka do preseka gde se nivo vode smiruje nakon postizanja maksimuma. Eksperimentalno, nađeno je da je relativna dužina skoka $L_j/y_1 = f(F_1)$. Vrednosti L_j/y_1 su date u Tabeli 5.2. u funkciji Froude-ovog broja, a prikazane na Slici 5.4.

Koristeći regresionu analizu dobija se fitovana jednačina dužne skoka:

$$L_j = 5.3y_1(F_1 + 1.4) \quad (5.3)$$



Slika 5.4. Zavisnost (L_j/y_1) od (F_1) za slobodan savršeni skok

Izmerene vrednosti su veoma slične izračunatim ako se koristi jednačina (5.3).

Tabela 5.5. pokazuje poređenje merenih i izračunatih vrednosti za L_j za savršeni slobodan skok.

Tabela 5.5. Poređenje između izmerenih i izračunatih vrednosti za L_j

y_1 , cm	y_1^1 , cm	F_1	L_j , cm	L_j^2 , cm
Izmereno	Izračunato		Izmereno	Izračunato
0.29	0.28	13.45	23.00	22.91
0.50	0.53	11.88	35.00	35.33
0.73	0.77	10.10	45.00	44.67
0.94	1.00	9.22	53.00	53.12
1.13	1.20	8.74	61.00	60.98

¹ Izračunato korišćenjem jednačine (3.18); ² Izračunato korišćenjem jednačine (5.3).

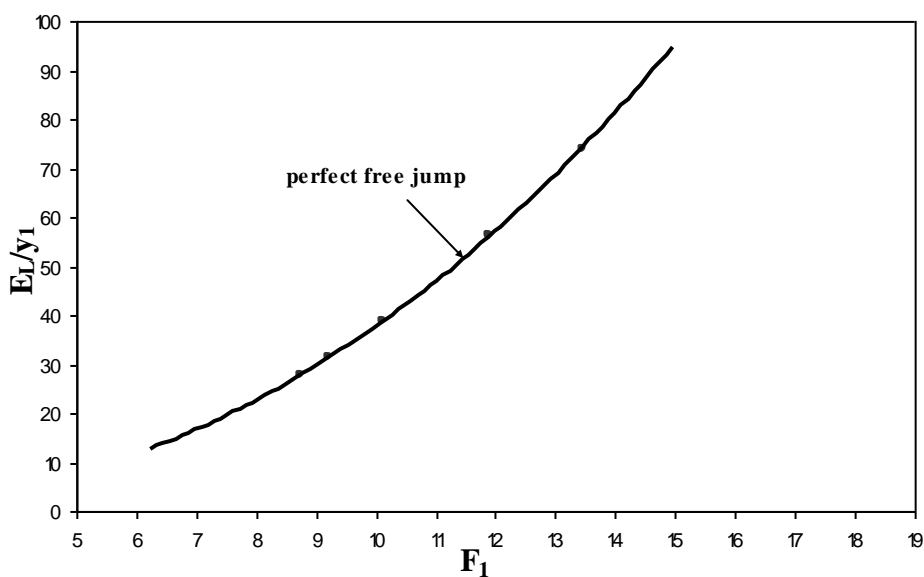
5.2.4. Gubitak energije kod slobodnog skoka (E_L)

Vrednosti energije na prednjem i zadnjem delu skoka E_1 i E_2 , date u Tabeli 5.2., računaju se preko jednačina energije:

$$E_1 = y_1 + \frac{v_1^2}{2g} \quad (5.4)$$

$$E_2 = y_2 + \frac{v_2^2}{2g} \quad (5.5)$$

Relativan gubitak energije duž hidrauličnog skoka (E_L/y_1) je nacrtan u funkciji Froude-ovog broja F_1 , što je prikazano na Slici 5.5., gde je $E_L = E_1 - E_2$. Sa slike se može videti da vrednost (E_L/y_1) raste sa porastom vrednosti F_1 .



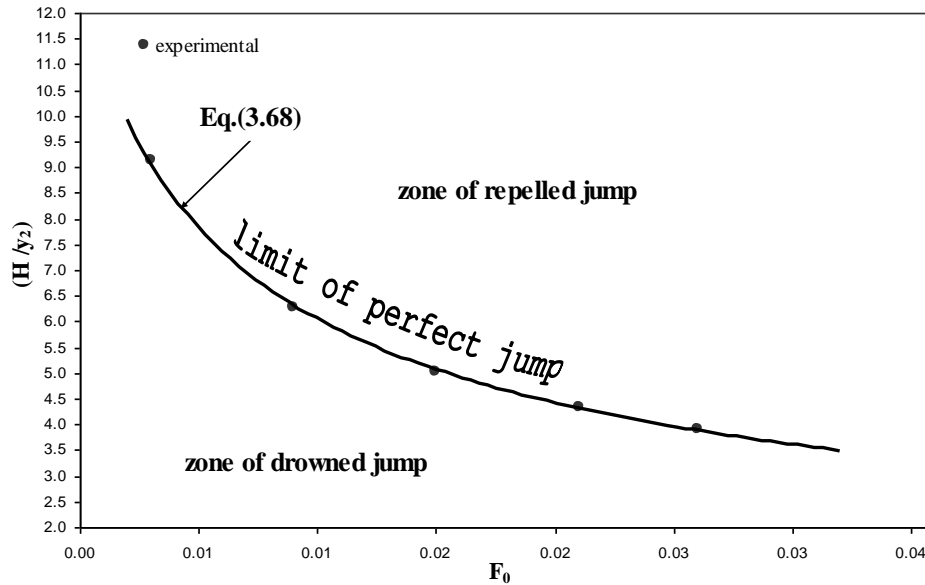
Slika 5.5. Zavisnost (E_L/y_1) od (F_1) za slobodan savršen skok

5.2.5. Uslov za slobodan savršen skok

Kao što je rečeno u trećem poglavlju (3.6), odnos visina/dubina kraja vodenog skoka H/y_2 , koji garantuje postojanje slobodnog savršenog skoka, može se naći iz jednačine 3.68. Eksperimentalna merenja su izvedena da bi se potvrdila jednačina (3.68), što je prikazano u Tabeli 5.6. i na Slici 5.6. Poređenje rezultata pokazuje dobro slaganje između eksperimentalnih i izračunatih vrednosti H/y_2 , sa maksimalnim odstupanjem od oko 6% .

Tabela 5.6. Eksperimentalne i izračunate vrednosti za odnos dubina

F_0	Vrednosti H/y_2		% Dev.
	Eksperimet	Teorija	
0.004	9.14	9.65	-5.60
0.013	6.26	6.34	-1.30
0.019	5.01	5.18	-3.40
0.025	4.35	4.54	-4.37
0.030	3.91	3.97	-1.50



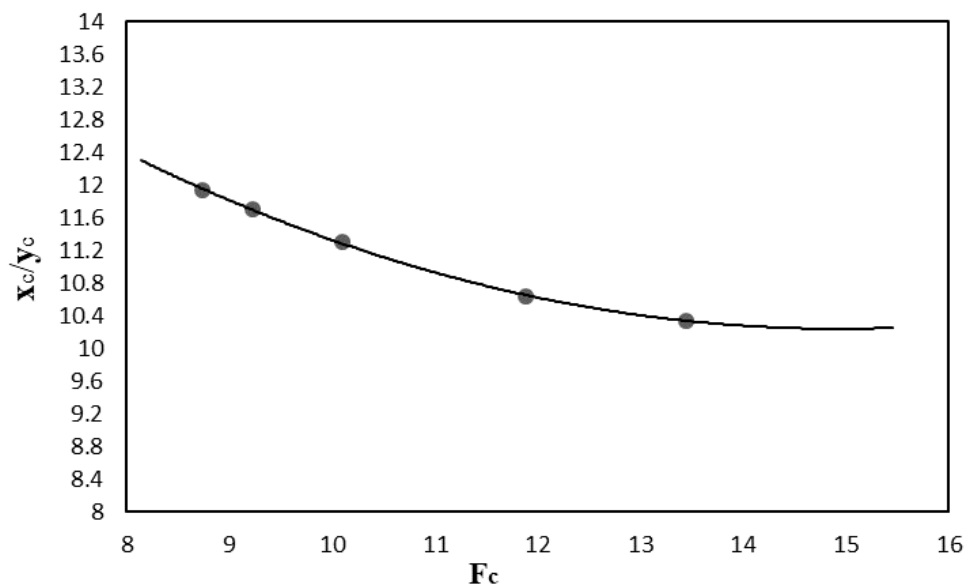
Slika 5.6. Poređenje eksperimentalnih i izračunatih vrednosti (H/y_2)

5.2.6. Izračunavanje položaja suženog preseka (x_c)

Eksperimentalna merenja su pokazala da vrednosti rastojanja između položaja suženog preseka i temelja preliva x_c varira sa promenom vrednosti Froude-ovog broja F_1 kao što je dato u Tabeli 5.1. Vrednosti relativnog rastojanja položaja suženog preseka x_c/y_1 su nacrtane u funkciji Froude-ovog broja, kao što je prikazano na Slici 5.7. Može se naći jednačina fitovanja koja daje relativno rastojanje x_c/y_1 u funkciji Froude-ovog broja F_c u obliku:

$$\frac{x_c}{y_1} = 0.044F_c^2 - 1.30F_c + 20 \quad (5.6)$$

sa korelacionim koeficijentom $R^2 = 0.9996$.



Slika 5.7. Zavisnost položaja suženog preseka (x_c/y_c) od Froude-ovog broja (F_c)

5.3. Uticaj parametara na karakteristike prinudnog hidrauličnog skoka

U metodi suprotnog mlaza, tok iz transverzalnog otvora udara u tok koji pada preko preлива. Sudar dva toka smanjuje brzinu toka i, kao rezultat, povećava dubinu zadnjeg kraja vodenog toka što pomera formirani skok uzvodno. Formirani skok u ovom slučaju naziva se prinudni. Ukršteni mlaz utiče na karakteristike prinudnog skoka: dužinu skoka L_j , odnos konjugovanih dubina (y_2/y_1) i energiju rasutu duž skoka E_L .

Karakteristike skoka zavise, pre svega, od pravca, položaja, brzine i protoka iz ukrštenog mlaza, kao i od Froude-ovog broja F_1 . Zbog toga, različiti položaji x_s , uglovi θ i širine otvora b su testirani za iste vrednosti dubine brane (vode) H i odgovarajućeg protoka Q_w koji su korišteni ranije za slučaj slobodnog skoka.

U nastavku, uticaj posmatranih parametara na karakteristike prinudnog skoka će biti analiziran, u skladu sa jednačinama (4.4), (4.5) i (4.6).

5.3.1. Uticaj položaja otvora (x_s)

Uticaj položaja otvora x_s na osobine skoka je ispitivan uzimajući šest različitih vrednosti za rastojanje između položaja otvora i temelja preлива, $x_s = 5, 10, 15, 20, 25$ i 30 cm. U ovom slučaju ugao θ i širina b su držani konstantnim na 15° i 0.15 cm, respektivno. Merene i izračunate vrednosti dobijene prilikom promene položaja otvora prikazane su u Tabelama 5.7. i 5.8., respektivno.

Rezultati prikazani u Tabelama 5.7. i 5.8. govore o velikom uticaju položaja otvora na karakteristike prinudnog skoka u odnosu na slobodan skok (Tabele 5.1. i 5.2.). Treba napomenuti da vrednosti y_1 označene sa (*), predstavljaju početne dubine prinudnog skoka i da one nisu jednake kontrakovanoj dubini, s obzirom da se nalaze nizvodno od položaja otvora. U ranijim eksperimentima primećeno je da položaj otvora na kontrakovanoj dubini ili pre nje rezultira u formiranju zapljuskujućeg skoka. U ovom slučaju, skok se u potpunosti dezintegriše tako da se na kraju sastoji od spreja sastavljenog od kapljica vode različite veličine. Ovakvu vrstu skoka treba izbegavati zbog njegovog negativnog efekta na korito nizvodno od skoka.

Tabela 5.7. Merene vrednosti prinudnog skoka za različito x_s , za $b = 0.15$ cm i $\theta = 15^\circ$

x_s cm	H cm	Q_W cm ³ /sec	Q_S cm ³ /sec	Q_T cm ³ /sec	y_1 cm	y_2 cm	L_J cm
5	45.7	500	198.30	698.30	0.29	4.80	21.00
	46.98	1000	168.20	1168.20	0.50	6.40	27.00
	48.05	1500	141.10	1641.10	0.75*	8.90	39.00
	48.98	2000	188.20	2188.20	0.97*	10.80	49.00
	49.85	2500	202.10	2702.10	1.18*	12.70	57.00
10	45.7	500	173.60	673.60	0.29	4.75	19.00
	46.98	1000	135.10	1135.10	0.50	6.20	26.00
	48.05	1500	123.40	1623.40	0.73	8.70	36.00
	48.98	2000	169.90	2169.90	0.97*	10.80	46.00
	49.85	2500	187.20	2687.20	1.18*	12.70	57.00
15	45.7	500	155.30	655.30	0.29	4.70	18.00
	46.98	1000	120.30	1120.30	0.50	6.10	25.00
	48.05	1500	109.50	1609.50	0.73	8.40	35.00
	48.98	2000	146.30	2146.30	0.94	10.40	44.00
	49.85	2500	168.40	2668.40	1.13	12.10	52.00
20	45.7	500	123.20	623.20	0.29	4.80	19.00
	46.98	1000	102.30	1102.30	0.50	6.30	26.00
	48.05	1500	92.10	1592.10	0.73	8.60	37.00
	48.98	2000	129.60	2129.60	0.94	10.70	47.00
	49.85	2500	144.80	2644.80	1.13	12.20	56.00
25	45.7	500	111.30	611.30	0.29	4.85	20.00
	46.98	1000	92.30	1092.30	0.50	6.40	27.00
	48.05	1500	88.50	1588.50	0.73	8.70	38.00
	48.98	2000	113.40	2113.40	0.94	10.80	48.00
	49.85	2500	128.10	2628.10	1.13	12.30	57.00
30	45.7	500	101.20	601.20	0.29	4.90	21.00
	46.98	1000	86.30	1086.30	0.50	6.50	28.00
	48.05	1500	72.50	1572.50	0.73	8.80	39.00
	48.98	2000	98.20	2098.20	0.94	10.90	49.00
	49.85	2500	102.50	2602.50	1.13	12.40	58.00

Tabela 5.8. Izračunate vrednosti za prinudan skok za različito x_s , za $b = 0.1$ i $\theta = 15^\circ$

x_s cm	x cm	Q_s/Q_T	y_2/y_1	L_J/y_1	v_1 cm/s	v_2 cm/s	v_s cm/s	F_1	F_2	E_1 cm	E_2 cm	E_L/y_1
5	2.00	0.284	16.55	72.41	226.86	19.14	173.95	13.45	0.279	26.52	4.99	74.26
	-0.30	0.144	12.80	54.00	239.23	24.02	147.54	11.88	0.303	35.80	6.69	58.21
	-3.25	0.086	11.87	52.00	263.16	24.26	123.77	9.70	0.260	36.05	9.20	35.80
	-6.00	0.086	11.13	50.52	271.30	26.66	165.09	8.79	0.259	38.48	11.16	28.17
	-8.50	0.075	10.76	48.31	278.77	28.00	177.28	8.19	0.251	40.79	13.10	23.47
10	7.00	0.258	16.38	65.52	226.86	18.66	152.28	13.45	0.273	26.52	4.93	74.46
	4.70	0.119	12.40	52.00	263.16	24.09	118.51	11.88	0.309	35.80	6.50	58.60
	1.75	0.076	11.92	49.32	270.37	24.55	108.25	10.10	0.266	37.99	9.01	39.70
	-1.00	0.078	11.13	47.42	271.30	26.44	149.04	8.79	0.257	38.48	11.16	28.17
	-3.50	0.070	10.76	48.31	278.77	27.84	164.21	8.19	0.250	40.79	13.10	23.47
15	12.00	0.237	16.21	62.07	226.86	18.35	136.23	13.45	0.270	26.52	4.87	74.65
	9.70	0.107	12.20	50.00	263.16	24.17	105.53	11.88	0.313	35.80	6.40	58.80
	6.75	0.068	11.51	47.95	270.37	25.21	96.05	10.10	0.278	37.99	8.72	40.09
	4.00	0.068	11.06	46.81	279.96	27.15	128.33	9.22	0.269	40.89	10.78	32.03
	1.50	0.063	10.71	46.02	291.10	29.02	147.72	8.74	0.266	44.32	12.53	28.13
20	17.00	0.198	16.55	65.52	226.86	17.08	108.07	13.45	0.249	26.52	4.95	74.39
	14.70	0.093	12.60	52.00	263.16	23.02	89.74	11.88	0.293	35.80	6.57	58.45
	11.75	0.058	11.78	50.68	270.37	24.36	80.79	10.10	0.265	37.99	8.90	39.84
	9.00	0.061	11.38	50.00	279.96	26.19	113.68	9.22	0.256	40.89	11.05	31.74
	6.50	0.055	10.80	49.56	291.10	28.52	127.02	8.74	0.261	44.32	12.61	28.06
25	22.00	0.182	16.72	68.97	226.86	16.58	97.63	13.45	0.240	26.52	4.99	74.24
	19.70	0.085	12.80	54.00	263.16	22.46	80.96	11.88	0.283	35.80	6.66	58.28
	16.75	0.056	11.92	52.05	270.37	24.02	77.63	10.10	0.260	37.99	8.99	39.72
	14.00	0.054	11.49	51.06	279.96	25.75	99.47	9.22	0.250	40.89	11.14	31.65
	11.50	0.049	10.88	50.44	291.10	28.11	112.37	8.74	0.256	44.32	12.70	27.98
30	27.00	0.168	16.90	72.41	226.86	16.14	88.77	13.45	0.233	26.52	5.03	74.10
	24.70	0.079	13.00	56.00	263.16	21.99	75.70	11.88	0.275	35.80	6.75	58.10
	21.75	0.046	12.05	53.42	270.37	23.51	63.60	10.10	0.253	37.99	9.08	39.60
	19.00	0.047	11.60	52.13	279.96	25.33	86.14	9.22	0.245	40.89	11.23	31.55
	16.50	0.039	10.97	51.33	291.10	27.62	89.91	8.74	0.250	44.32	12.79	27.91

Postojanje ukrštenog mlaza smanjuje vrednosti (y_2/y_1) u odnosu na slučaj slobodnog skoka, kao što je prikazano na Slici 5.8. Odavde se može videti da položaj otvora x_s na 15cm , približno daje minimalnu vrednost (y_2/y_1) u odnosu na ostale vrednosti.

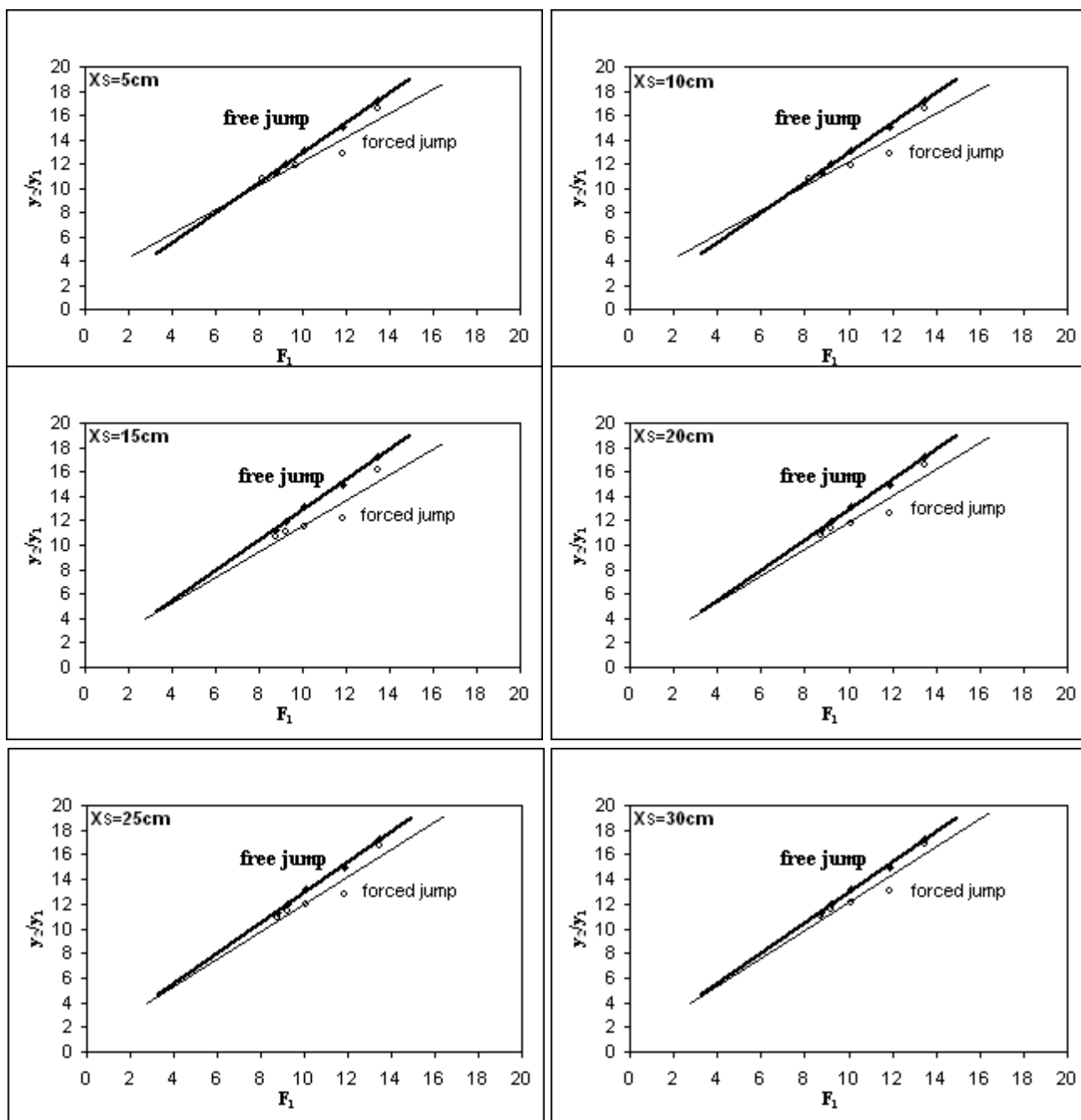
Pad vrednosti (y_2/y_1) izažen u procentima $\Delta(y_2/y_1)$, u poređenju sa slobodnim skokom, dat je u Tabeli 5.9. uzimajući $x_s = 15.0$ cm, gde je:

$$\Delta(y_2/y_1) = \frac{(y_2/y_1)_0 - (y_2/y_1)}{(y_2/y_1)_0} \times 100 \quad (5.7)$$

gde se $(y_2/y_1)_0$ i (y_2/y_1) odnose na uslove slobodnog i prinudnog skoka, respektivno.

Tabela 5.9. Smanjenje vrednosti (y_2/y_1) u procentima usled dejstva ukrštenog mlaza

F_1	$(y_2/y_1)_0$	(y_2/y_1)	$\Delta(y_2/y_1)$ %
13.45	17.24	16.21	6.00
11.88	15.00	12.20	18.70
10.10	13.15	11.51	12.50
9.22	11.97	11.06	7.60
8.74	11.28	10.71	5.00



Slika 5.8. Zavisnost konjugovane dubine (y_2/y_1) od Froude-ovog broja (F_1) sa promenom položaja otvora x_s za slobodan i prinudan skok

Analizirajući uticaj položaja ukrštenog mlaza na relativnu dužnu skoka (L_J/y_1) , može se zaključiti da je on veoma značajan za razliku od slučaja slobodnog skoka, što je prikazano u Tabeli 5.8. Ovaj rezultat je na neki način i očekivan usled velikih turbulencija koje izaziva suprotan mlaz. Ove turbulencije rasipaju energiju vodenog mlaza na kraća rastojanja. Sa druge strane, promena položaja otvora značajno utiče na vrednosti (L_J/y_1) . Kao što je prikazano u Tabeli 5.8., položaj otvora na $x_s = 15.0$ daje minimalnu vrednost (L_J/y_1) u odnosu na druge položaje.

Uzimajući da je $x_s = 15.0$ cm, pad vrednosti (L_J/y_1) izražen u procentima $\Delta(L_J/y_1)$ za prinudni skok, u poređenju sa vrednostima dobijenim za uslove slobodnog skoka $(L_J/y_1)_0$, je dat u Tabeli 5.10. gde je:

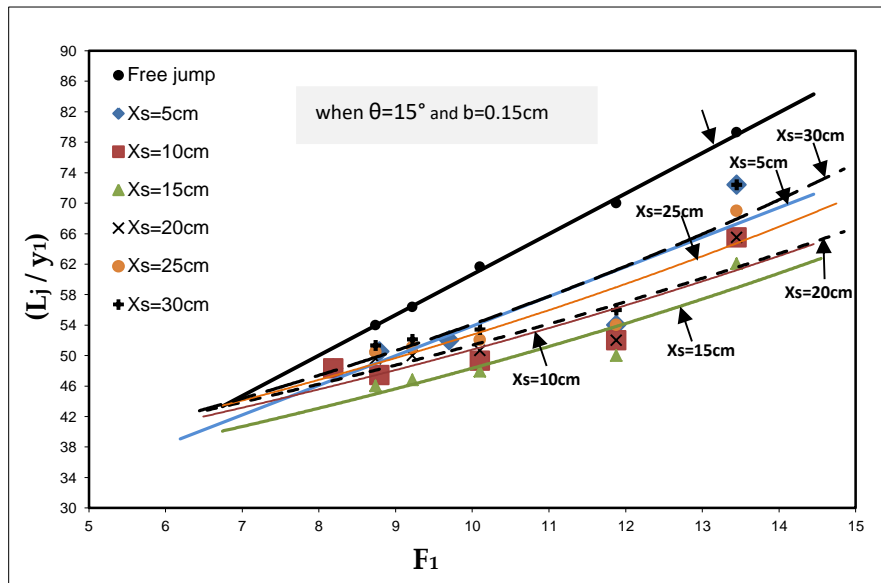
$$\Delta(L_J/y_1) = \frac{(L_J/y_1)_0 - (L_J/y_1)}{(L_J/y_1)_0} \times 100 \quad (5.8)$$

gde se $(L_J/y_1)_0$ i (L_J/y_1) odnose na uslove slobodnog i prinudnog skoka, respektivno.

Iz Tabele 5.10. jasno je da pad vrednosti L_J dolazi usled uticaja suprotnog mlaza, što je i grafički potvrđeno na Slici 5.9.

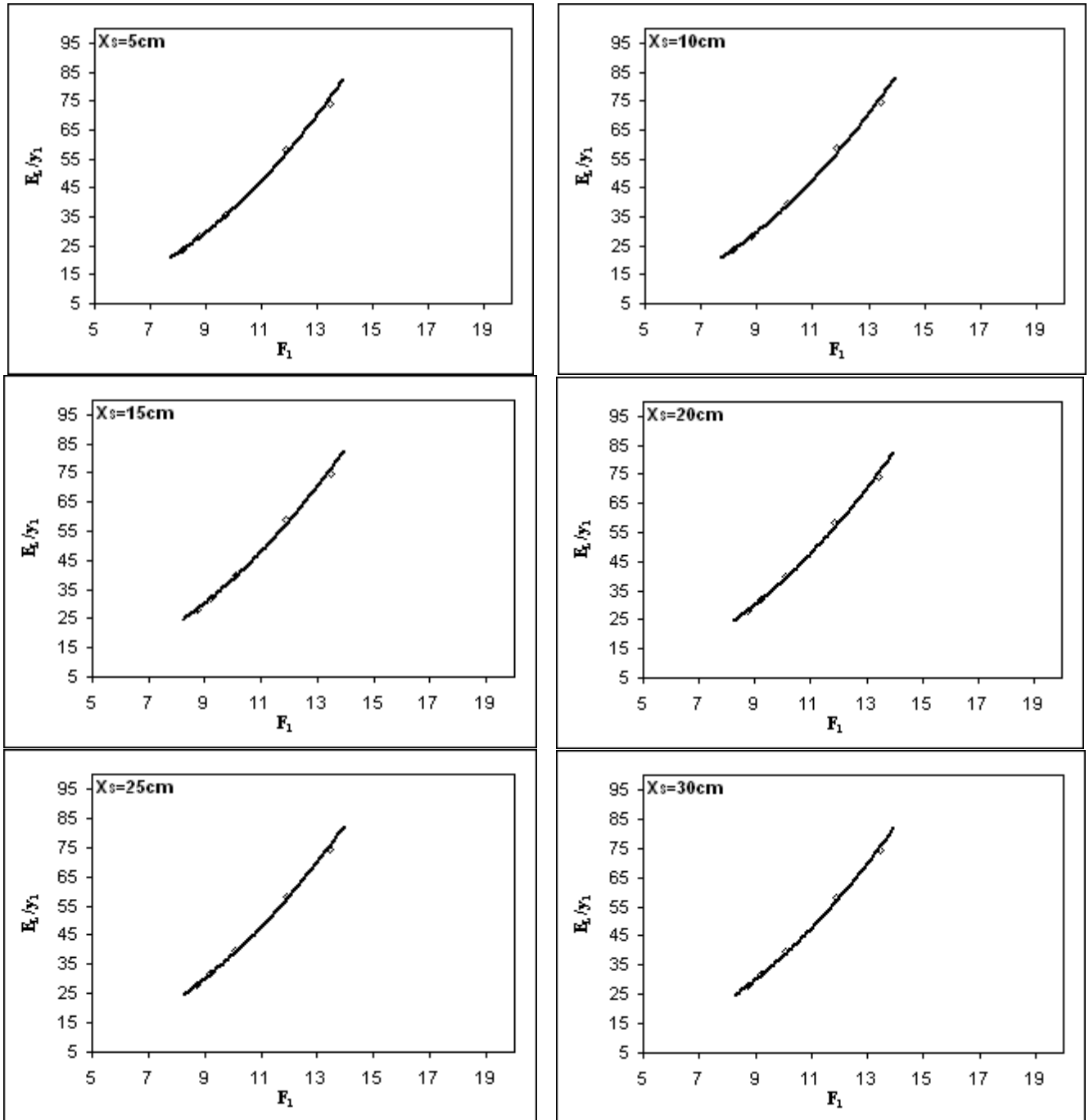
Tabela 5.10. Pad vrednosti (L_J/y_1) izražen u procentima $\Delta(L_J/y_1)$ usled efekta suprotnog mlaza

F_1	$(L_J/y_1)_0$	(L_J/y_1)	$\Delta(L_J/y_1) \%$
13.45	79.31	62.07	27.74
11.88	70.00	50.00	28.57
10.10	61.64	47.95	22.21
9.22	56.38	46.81	17.00
8.74	53.98	46.02	14.75



Slika 5.9. Zavisnost relativne dužine skoka (L_j/y_1) od Froude-ovog broja F_1 sa promenom položaja otvora x_s

Analizirajući dalje uticaj ukrštenog mlaza na gubitak energije E_L , duž prinudnog skoka, iz Tabele 5.8. vidi se malo povećanje u relativnom gubitku energije (E_L/y_1) u odnosu na uslove slobodnog skoka. Sa druge strane, promena položaja otvora slabo utiče na vrednosti (E_L/y_1). Svi položaji otvora imaju približno jednake vrednosti (E_L/y_1), osim $x_s = 15\text{ cm}$ koji pokazuje malo povećanje u vrednosti (E_L/y_1). Slika 5.10. ilustruje promenu vrednosti (E_L/y_1) u funkciji od položaja otvora x_s .



Slika 5.10. Zavisnost relativnog gubitka energije (E_L/y_1) od Froude-ovog broja F_1 sa promenom položaja otvora x_s

Tabela 5.11. prikazuje procentualni porast ΔE_L vrednosti E_L za položaj otvora na 15 cm, u poređenju sa vrednostima za slučaj slobodnog skoka, s obzirom da je:

$$\Delta E_L \% = \frac{E_{L_0} - E_L}{E_L} \times 100 \quad (5.9)$$

Tabela 5.11. Procentualni porast vrednosti gubitka energije usled efekta ukrštenog mlaza kada je $x_s = 15$ cm

F_0	E_{L_0} , cm	E_L , cm	ΔE_L %
13.45	21.43	21.65	1.03
11.88	28.14	29.40	4.48
10.10	28.17	29.27	3.90
9.22	29.36	30.11	2.55
8.74	31.23	31.79	1.79

Iz Tabele 5.11. jasno se vidi da je maksimalan porast vrednosti gubitka energije E_L oko 4.5% što predstavlja veoma malu vrednost.

Kao rezultat gornje analize može se zaključiti da, promena u položaju otvora, izaziva značajno smanjenje vrednosti konjugovane dubine (y_2/y_1) i relativne dužine skoka (L_J/y_1) i, u manjoj meri, povećanje relativnog gubitka energije (E_L/y_1).

Pozivajući se na jednačine (4.4), (4.5) i (4.6) i uzimajući u obzir položaj otvora, može se napisati:

$$y_2/y_1 = f_1(F_1, x_s/y_1) \quad (5.10)$$

$$L_J/y_1 = f_2(F_1, x_s/y_1) \quad (5.11)$$

$$E_L/y_1 = f_3(F_1, x_s/y_1) \quad (5.12)$$

Vrednosti (y_2/y_1), relativna dužina (L_J/y_1) i relativan gubitak energije (E_L/y_1), su prikazane u Tabeli 5.12 u zavisnosti od relativnog položaja otvora (x_s/y_1).

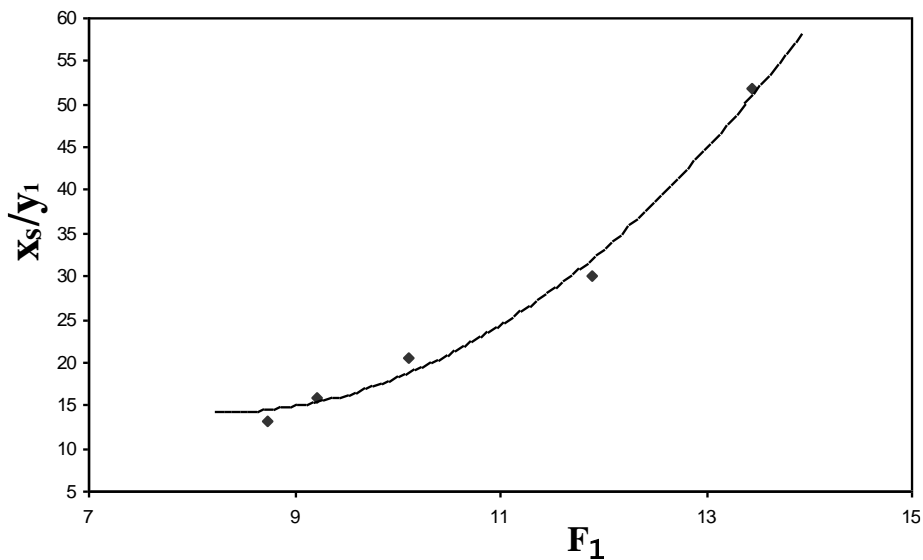
Tabela 5.12. Vrednosti konjugovane dubine, relativne dužine prinudnog skoka i relativnog gubitka energije usled promene relativnog položaja otvora

F_1	x_s/y_1	y_2/y_1	L_J/y_1	E_L/y_1
13.45	17.24	16.55	72.41	74.26
	34.48	16.38	65.52	74.46
	51.72	16.21	62.07	74.65
	68.97	16.55	65.52	74.39
	86.20	16.72	68.97	74.24
	103.45	16.90	72.41	74.10
11.88	10.00	12.80	54.00	58.21
	20.00	12.40	52.00	58.60
	30.00	12.20	50.00	58.50
	40.00	12.60	52.00	58.45
	50.00	12.80	54.00	58.28
	60.00	13.00	56.00	58.10
10.10	6.67	11.87	52.00	35.80
	13.70	11.92	49.32	39.70
	20.55	11.51	47.95	40.09
	27.40	11.78	50.68	39.84
	34.25	11.92	52.05	39.72
	41.10	12.05	53.42	39.60
9.22	5.15	11.13	50.52	28.17
	10.31	11.13	47.42	28.17
	15.96	11.06	46.81	32.03
	21.28	11.38	50.00	31.74
	26.60	11.49	51.06	31.65
	31.92	11.60	52.13	31.55
8.74	4.24	10.76	48.31	23.47
	8.48	10.76	48.31	23.47
	13.27	10.71	46.02	28.13
	17.70	10.80	49.56	28.06
	22.12	10.88	50.44	27.98
	26.55	10.97	51.33	27.91

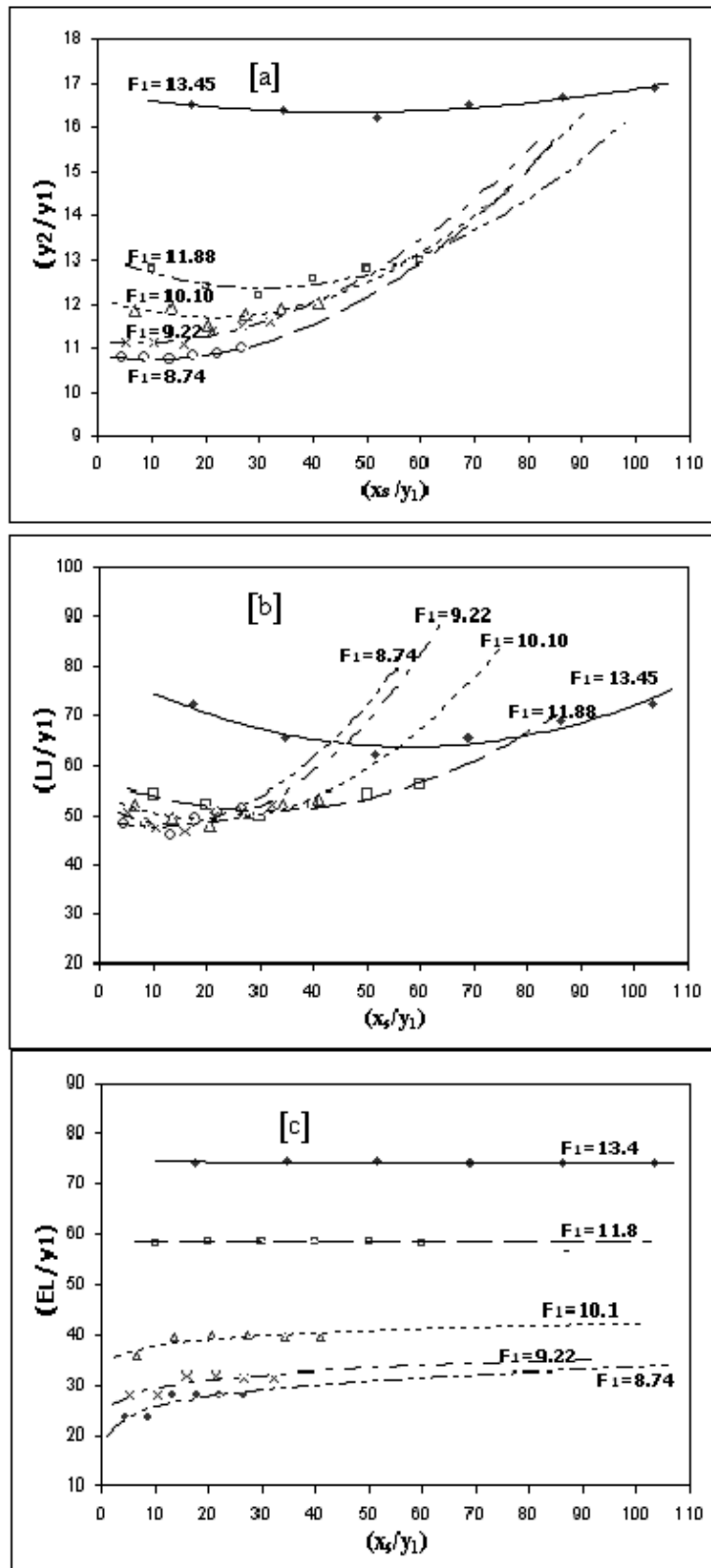
Uzimajući da je najbolji položaj otvora $x_s = 15\text{cm}$, promena x_s/y_1 sa F_1 je prikazana na Slici 5.11. Prema tome, zavisnost x_s/y_1 od F_1 može se napisati kao:

$$x_s/y_1 = 1.4(F_1^2) - 23F_1 + 110 \quad (5.13)$$

Slika 5.11. prikazuje grafički vrednosti iz Tabele 5.12. Slika 5.12-a. ukazuje da promena vrednosti y_2/y_1 postaje značajna za vrednosti $x_s/y_1 > 40$, posebno za male vrednosti F_1 . Sa slike 5.12-b. može se videti da vrednost relativne dužine skoka L_J/y_1 ne zavisi od promene vrednosti x_s/y_1 sve do 30. Za veće vrednosti, primećuje se rast vrednosti L_J/y_1 usled porasta x_s/y_1 , posebno za male vrednosti F_1 . Što se tiče relativnog gubitka energije E_L/y_1 , Slika 5.12-c. ukazuje da povećanje relativnog položaja otvora x_s/y_1 dovodi do povećanja vrednosti E_L/y_1 , posebno za velike vrednosti F_1 .



Slika 5.11. Zavisnost x_s/y_1 od F_1



Slika 5.12. a, b, c. Uticaj promene x_s/y_1 na y_2/y_1 , L_j/y_1 i E_L/y_1

5.3.2. Uticaj pravca suprotnog mlaza (θ)

Da bi se ispitivao uticaj pravca suprotnog mlaza na karakteristike prinudnog skoka, širina otvora (b) i položaj (x_s) su držani konstantnim na 0.15 cm and 15 cm, respektivno. Šest vrednosti ugla nagiba (θ) je testirano: $\theta = 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ, 90^\circ$.

Za svaku vrednost ugla nagiba otvora (θ), pet merenja za pet vrednosti Froude-ovog broja F_1 je izvršeno. Za svako merenje, visina vode (brane) H je podešena na istu vrednost kao za slučaj slobodnog skoka i, kao posledicu, daje istu vrednost protoka preliva Q_w . Vrednosti y_1, y_2, L_J, Q_S, Q_T su merene i prikazane u Tabeli 5.13. Vrednosti $(Q_S/Q_T), (y_2/y_1), (L_J/y_1), (E_L/y_1)$ su izračunate i prikazane u Tabeli 5.14.

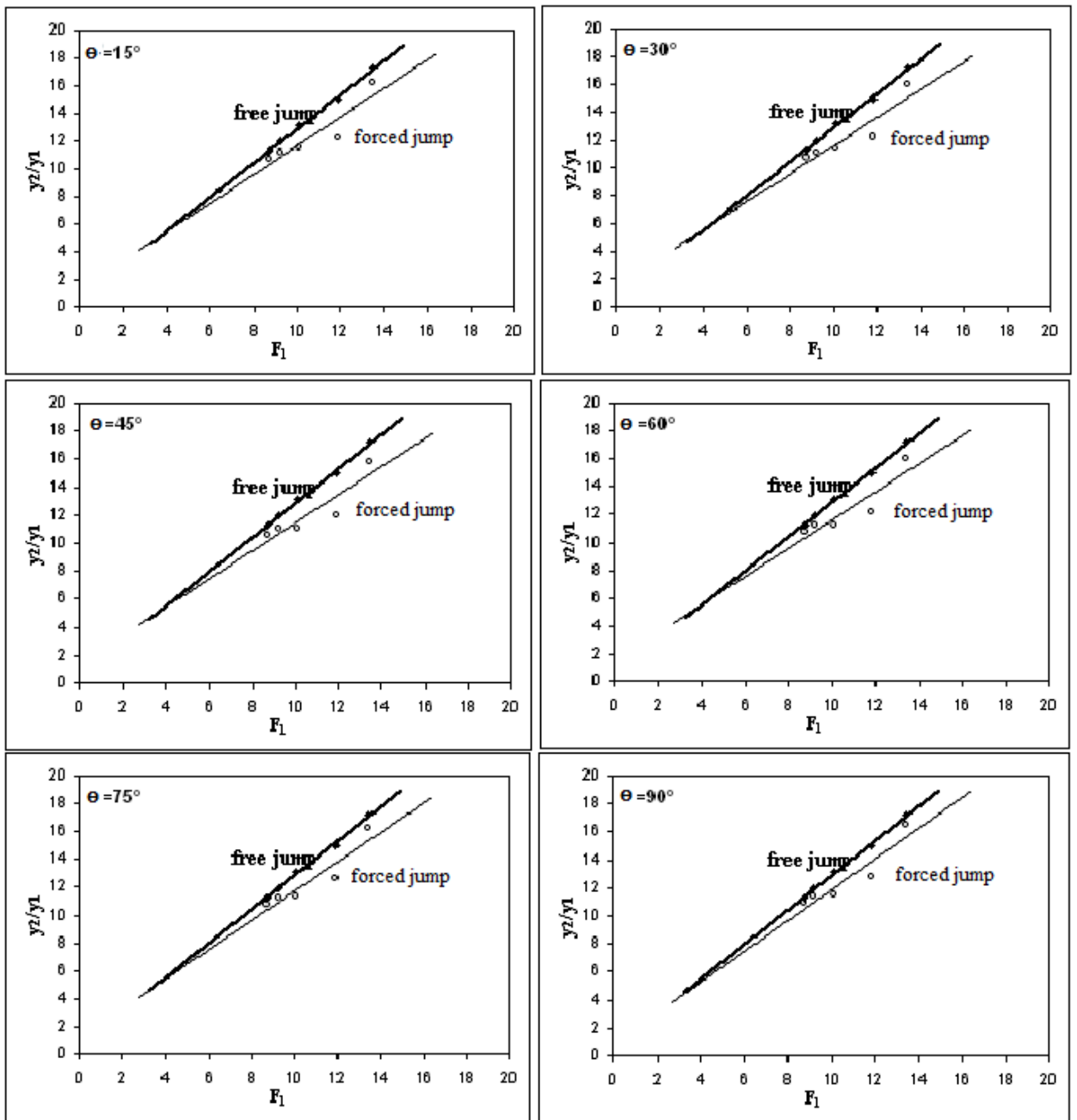
I mereni i izračunati podaci ukazuju na veliki uticaj pravca otvora na karakteristike prinudnog skoka za razliku od slobodnog. Ugao nagiba otvora $\theta = 45^\circ$ pokazuje najveći uticaj, a zatim ugao $\theta = 60^\circ$, kao što je prikazano na Slici 5.13. Primećuje se da se, sa povećanjem ugla (θ), smanjuje vrednost odnosa konjugovanih dubina (y_2/y_1) .

Tabela 5.13. Izmereni podaci za prinudan skok za različite vrednosti ugla nagiba otvora θ za $b = 0.15\text{cm}$ i $x_s = 15\text{cm}$

θ°	H cm	Q_W cm ³ /sec	Q_S cm ³ /sec	Q_T cm ³ /sec	y_1 cm	y_2 cm	L_J cm
15°	45.7	500	155.30	655.30	0.29	4.70	18.00
	46.98	1000	120.30	1109.20	0.50	6.10	25.00
	48.05	1500	109.50	1602.70	0.73	8.40	35.00
	48.98	2000	146.30	2146.30	0.94	10.50	44.00
	49.85	2500	168.40	2668.40	1.13	12.10	52.00
30°	45.7	500	188.20	688.20	0.29	4.70	17.00
	46.98	1000	155.60	1155.60	0.50	6.20	24.00
	48.05	1500	138.40	1638.40	0.73	8.30	34.00
	48.98	2000	179.60	2179.60	0.94	10.60	44.00
	49.85	2500	187.90	2687.90	1.13	12.30	51.00
45°	45.7	500	231.20	731.20	0.29	4.60	16.00
	46.98	1000	189.00	1189.00	0.50	6.00	22.00
	48.05	1500	166.50	1666.50	0.73	8.10	31.00
	48.98	2000	219.80	2219.80	0.94	10.40	41.00
	49.85	2500	235.20	2735.20	1.13	12.00	50.00
60°	45.7	500	211.80	711.80	0.29	4.65	17.00
	46.98	1000	142.10	1142.10	0.50	6.10	24.00
	48.05	1500	111.40	1611.40	0.73	8.20	33.00
	48.98	2000	178.30	2178.30	0.94	10.50	43.00
	49.85	2500	218.90	2718.90	1.13	12.10	52.00
75°	45.7	500	185.30	685.30	0.29	4.70	18.00
	46.98	1000	121.40	1121.40	0.50	6.30	26.00
	48.05	1500	89.70	1589.70	0.73	8.30	35.00
	48.98	2000	119.60	2119.60	0.94	10.60	46.00
	49.85	2500	189.20	2689.20	1.13	12.20	56.00
90°	45.7	500	109.60	609.60	0.29	4.80	22.00
	46.98	1000	93.60	1093.60	0.50	6.40	31.00
	48.05	1500	82.10	1582.10	0.73	8.40	37.00
	48.98	2000	109.30	2109.30	0.94	10.70	48.00
	49.85	2500	121.40	2621.40	1.13	12.30	56.00

Tabela 5.14. Izračunate vrednosti za prinudan skok za različito θ za $b = 0.15\text{cm}$ i $x_s = 15c$

θ°	$\left(\frac{Q_s}{Q_r}\right)$	$\left(\frac{y_2}{y_1}\right)$	$\left(\frac{L_j}{y_1}\right)$	v_1 (cm/sec)	v_2 (cm/sec)	v_s (cm/sec)	F_1	F_2	E_1 cm	E_2 cm	$\left(\frac{E_L}{y_1}\right)$
15°	0.237	16.21	62.07	226.86	18.35	136.23	13.45	0.270	26.52	4.87	74.65
	0.107	12.20	50.00	263.16	23.93	95.79	11.88	0.309	35.80	6.39	58.81
	0.068	11.51	47.95	270.37	25.10	90.09	10.10	0.277	37.99	8.72	40.09
	0.068	11.17	46.81	279.96	26.90	128.33	9.22	0.265	40.89	10.87	31.93
	0.063	10.71	46.02	291.10	29.02	147.72	8.74	0.266	44.32	12.53	28.13
30°	0.273	16.03	58.62	226.86	19.47	165.09	13.45	0.288	26.52	4.84	74.75
	0.135	12.20	48.00	263.16	24.93	136.49	11.88	0.322	35.80	6.42	58.76
	0.084	11.37	46.58	270.37	25.97	121.40	10.10	0.288	37.99	8.64	40.20
	0.082	11.06	46.81	279.96	27.58	157.54	9.22	0.273	40.89	10.79	32.02
	0.070	10.71	45.13	291.10	29.23	164.82	8.74	0.268	44.32	12.54	28.13
45°	0.316	15.86	55.17	226.86	20.92	202.81	13.45	0.312	26.52	4.82	74.82
	0.159	12.00	44.00	263.16	26.07	165.79	11.88	0.340	35.80	6.35	58.90
	0.100	11.10	42.47	270.37	27.07	146.05	10.10	0.304	37.99	8.47	40.43
	0.099	11.06	43.62	279.96	28.08	192.81	9.22	0.278	40.89	10.80	32.00
	0.086	10.62	44.25	291.10	29.99	206.32	8.74	0.277	44.32	12.46	28.20
60°	0.298	16.03	58.62	226.86	20.14	185.79	13.45	0.298	26.52	4.86	74.70
	0.124	12.20	48.00	263.16	24.64	124.65	11.88	0.319	35.80	6.41	58.77
	0.069	11.23	45.21	270.37	25.86	97.72	10.10	0.288	37.99	8.54	40.34
	0.082	11.17	45.74	279.96	27.30	156.40	9.22	0.269	40.89	10.88	31.92
	0.081	10.71	46.02	291.10	29.57	192.02	8.74	0.272	44.32	12.55	28.12
75°	0.270	16.21	62.07	226.86	19.19	162.54	13.45	0.283	26.52	4.89	74.60
	0.108	12.60	52.00	263.16	23.42	106.49	11.88	0.298	35.80	6.58	58.43
	0.056	11.37	47.95	270.37	25.20	78.68	10.10	0.279	37.99	8.62	40.22
	0.056	11.28	48.94	279.96	26.31	104.91	9.22	0.258	40.89	10.95	31.84
	0.070	10.80	49.56	291.10	29.00	165.96	8.74	0.265	44.32	12.63	28.05
90°	0.180	16.55	75.86	226.86	16.71	96.14	13.45	0.244	26.52	4.94	74.41
	0.086	12.80	62.00	263.16	22.48	82.11	11.88	0.284	35.80	6.66	58.28
	0.052	11.51	50.68	270.37	24.78	72.02	10.10	0.273	37.99	8.71	40.10
	0.052	11.38	51.06	279.96	25.94	95.88	9.22	0.253	40.89	11.04	31.75
	0.046	10.88	52.21	291.10	28.04	106.49	8.74	0.255	44.32	12.70	27.98



Slika 5.13. Zavisnost konjugovane dubine (y_2/y_1) od Froude-ovog broja F_1 za različite vrednosti ugla nagiba otvora θ

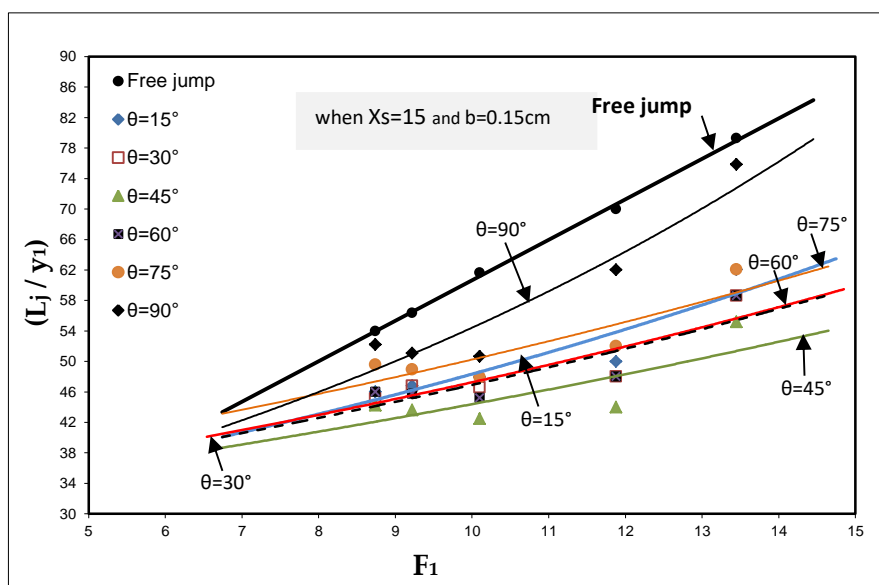
Ako se za ugao nagiba otvora uzme vrednost $\theta = 45^\circ$, procentualno smanjenje $\Delta(y_2/y_1)$ vrednosti (y_2/y_1) u poređenju sa slučajem slobodnog skoka prikazano je u

Tabeli 5.15. Primećuje se značajno smanjenje vrednosti (y_2/y_1) usled efekta suprotnog toka.

Tabela 5.15. Procentualno smanjenje vrednosti (y_2/y_1) za ugao nagiba otvora $\theta = 45^\circ$

F_1	$(y_2/y_1)_0$	(y_2/y_1)	$\Delta(y_2/y_1)\%$
13.45	17.24	15.86	8.00
11.88	15.00	12.0	20.00
10.10	13.15	11.10	15.60
9.22	11.97	11.06	7.60
8.74	11.28	10.62	5.90

Relativna dužina prinudnog skoka (L_J/y_1) u velikoj meri zavisi od ugla nagiba otvora θ . Može se videti (Slika 5.14.), da vrednosti (L_J/y_1) rastu sa porastom ugla θ , osim za vrednost $\theta = 15^\circ$, koja odskakače od te zavisnosti. Suprotno, vrednost ugla nagiba $\theta = 45^\circ$ daje minimum vrednosti (L_J/y_1) u odnosu na druge vrednosti ugla θ .



Slika 5.14. Zavisnost relativne dužine skoka (L_J/y_1) od Froude-ovog broja F_1 sa promenom ugla nagiba otvora θ

Procentualno smanjenje $\Delta(L_J/y_1)$ vrednosti (L_J/y_1) , u poređenju sa slučajem slobodnog skoka za $\theta = 45^\circ$, prikazano je u Tabeli 5.16. Iz tabele se jasno vidi da smanjenje u dužini prinudnog skoka dostiže 37% u poređenju sa dužinom slobodnog skoka.

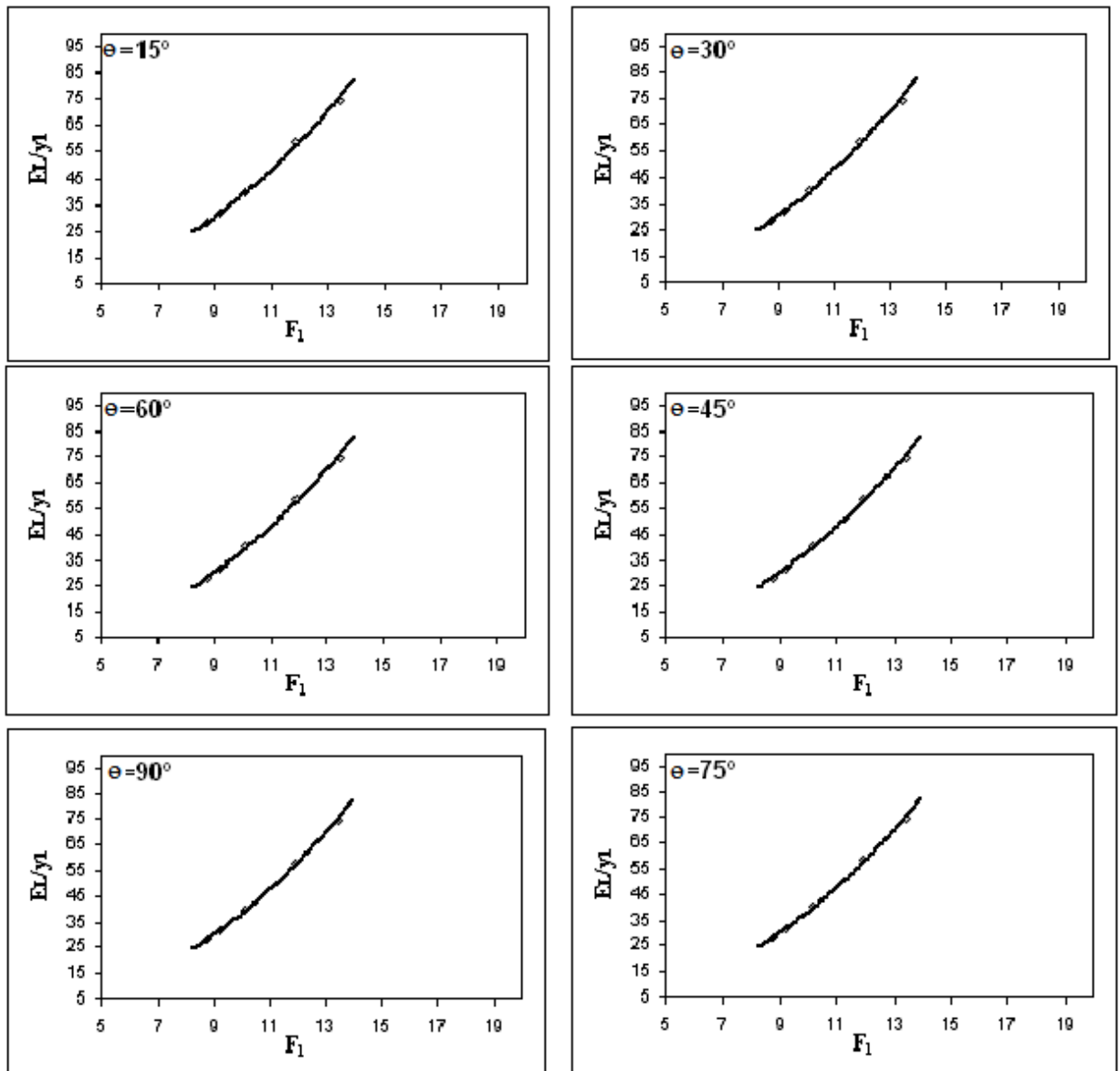
Tabela 5.16. Procentualno smanjenje dužine prinudnog skoka za nagibni ugao otvora $\theta = 45^\circ$

F_1	$(L_J/y_1)_0$	(L_J/y_1)	$\Delta(L_J/y_1)\%$
13.45	79.31	55.17	30.44
11.88	70.00	44.00	37.14
10.10	61.64	42.47	31.10
9.22	56.38	43.62	22.63
8.74	53.98	44.25	18.03

Što se tiče gubitka energije (E_L) duž prinudnog skoka, iz Tabela 5.14. i Slike 5.15. vidi se veoma slab uticaj promene ugla nagiba otvora na relativan gubitak energije (E_L/y_1). Jedino u slučaju vrednosti ugla $\theta = 45^\circ$, primećuje se slab porast vrednosti (E_L/y_1). Za tu vrednost, procentualan rast (ΔE_L) vrednosti (E_L), u poređenju sa slobodnim skokom, dat je u Tabeli 5.17. Maksimalan rast ove vrednosti je oko 5%.

Tabela 5.17. Procentualni porast vrednosti gubitka energije za ugao $\theta = 45^\circ$

F_1	E_{L_0} , cm	E_L , cm	$\Delta E_L\%$
13.45	21.43	21.70	1.30
11.88	28.14	29.45	4.70
10.10	28.17	29.52	4.80
9.22	29.36	30.09	2.50
8.74	31.23	31.86	2.00



Slika 5.15. Zavisnost relativnog gubitka energije (E_L/y_1) od Froude-ovog broja F_1 kod prinudnog skoka sa promenom ugla nagiba otvora θ

Držeći položaj otvora x_s i širinu otvora b na konstantnim vrednostima 15 cm i 0.15 cm, respektivno, jednačine (4.4), (4.5) i (4.6) postaju:

$$y_2/y_1 = f_1(F_1, \theta) \quad (5.14)$$

$$L_J/y_1 = f_2(F_1, \theta) \quad (5.15)$$

$$E_L/y_1 = f_3(F_1, \theta) \quad (5.16)$$

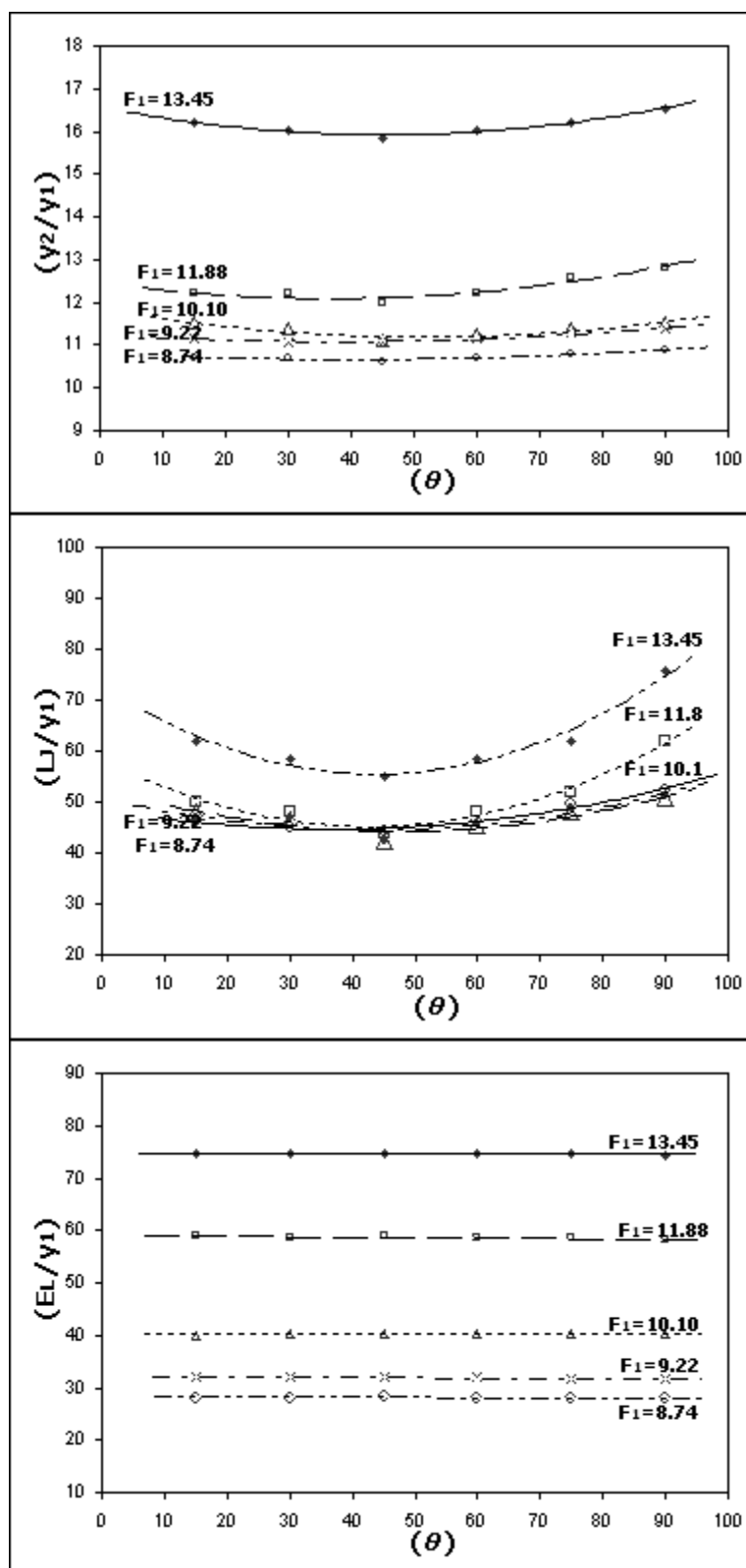
Vrednosti (y_2/y_1) , (L_J/y_1) i (E_L/y_1) su date u Tabeli 5.18. za različite vrednosti ugla nagiba otvora θ . Slika 5.16. pokazuje grafik zavisnosti ovih vrednosti.

Tabela 5.18. Vrednosti (y_2/y_1) , (L_J/y_1) i (E_L/y_1) u funkciji ugla θ

F_1	θ	y_2/y_1	L_J/y_1	E_L/y_1
13.45	15	16.21	62.07	74.65
	30	16.03	58.62	74.75
	45	15.86	55.17	74.82
	60	16.03	58.62	74.70
	75	16.21	62.07	74.60
	90	16.55	75.86	74.41
11.88	15	12.20	50.00	58.81
	30	12.20	48.00	58.76
	45	12.00	44.00	58.90
	60	12.20	48.00	58.77
	75	12.60	52.00	58.43
	90	12.80	62.00	58.28
10.10	15	11.51	47.95	40.09
	30	11.37	46.58	40.20
	45	11.10	42.47	40.43
	60	11.23	45.21	40.34
	75	11.37	47.95	40.22
	90	11.51	50.68	40.10
9.22	15	11.17	46.81	31.93
	30	11.06	46.81	32.02
	45	11.06	42.47	32.00
	60	11.17	45.74	31.92
	75	11.28	48.94	31.84
	90	11.38	51.06	31.75
8.74	15	10.71	46.02	28.13
	30	10.71	45.13	28.13
	45	10.62	44.25	28.20
	60	10.71	46.02	28.12
	75	10.80	49.56	28.05
	90	10.88	52.21	27.98

Na Slici 5.16-a., vrednosti (y_2/y_1) opadaju lagano sa povećanjem vrednosti θ do $\theta = 45^\circ$. Za veće vrednosti, ponovo rastu, posebno za velike vrednosti F_1 . Slika 5.16-b. pokazuje brz pad vrednosti (L_J/y_1) usled povećanja θ do $\theta = 45^\circ$, nakon čega vrednosti (L_J/y_1) značajno rastu sa porastom θ , posebno za velike vrednosti F_1 .

Analiza zavisnosti vrednosti (E_L/y_1) sa promenom ugla θ , Slika 5.16-c., pokazuje da promena ugla θ gotovo da nema uticaja na vrednost (E_L/y_1) . Iz prethodne analize može se zaključiti da vrednost nagibnog ugla otvora od $\theta = 45^\circ$ daje minimalnu vrednost konjugovane dubine (y_2/y_1) i relativne dužine skoka (L_J/y_1) kao i maksimalnu vrednost relativnog gubitka energije (E_L/y_1) . Treba spomenuti da, prema studiji (Gobran, 1982), ova vrednost ugla iznosi $\theta = 60^\circ$.



Slika 5.16. Uticaj promene ugla otvora θ na vrednosti (y_2/y_1) , (L_r/y_1) i (E_L/y_1)

5.3.3. Uticaj širine otvora (b)

Za proučavanje uticaja širine suprotnog toka b na karakteristike prinudnog skoka, položaj otvora x_s i ugao nagiba θ su držani konstantnim na 15 cm i 45° , respektivno. Ispitivane su četiri vrednosti širine otvora b , $b = 0.15, 0.20, 0.25$ i 0.30 cm. Za svaku vrednost širine otvora b , visina vode je podešena tako da se dobiju iste vrednosti kao u slučaju slobodnog skoka, i iste vrednosti protoka preliva Q_w kao i kontrakovane dubine y_1 .

Za svako merenje, vrednosti y_1, y_2, L_J, Q_S i Q_T su merene i zapisane kao što je dato u Tabeli 5.19. Vrednosti $(Q_S/Q_T), (y_2/y_1), (L_J/y_1)$ i (E_L/y_1) su izračunate kao što je prikazano u Tabeli 5.20. Obe grupe, i mereni i izračunati podaci, pokazuju značajan uticaj promene širine otvora b na karakteristike prinudnog skoka. S obzirom da su oba mlaza, i glavni i suprotni, na istoj visini, svako povećanje širine otvora dovodi do povećanja impulsa toka.

Što se tiče uticaja promene širine otvora b na vrednost konjugovane dubine (y_2/y_1) , nađeno je da vrednost (y_2/y_1) vrlo malo opada sa porastom širine mlaza za iste vrednosti Froude-ovog broja F_1 (Slika 5.17.). Ovakav rezultat moguće je objasniti na dva načina:

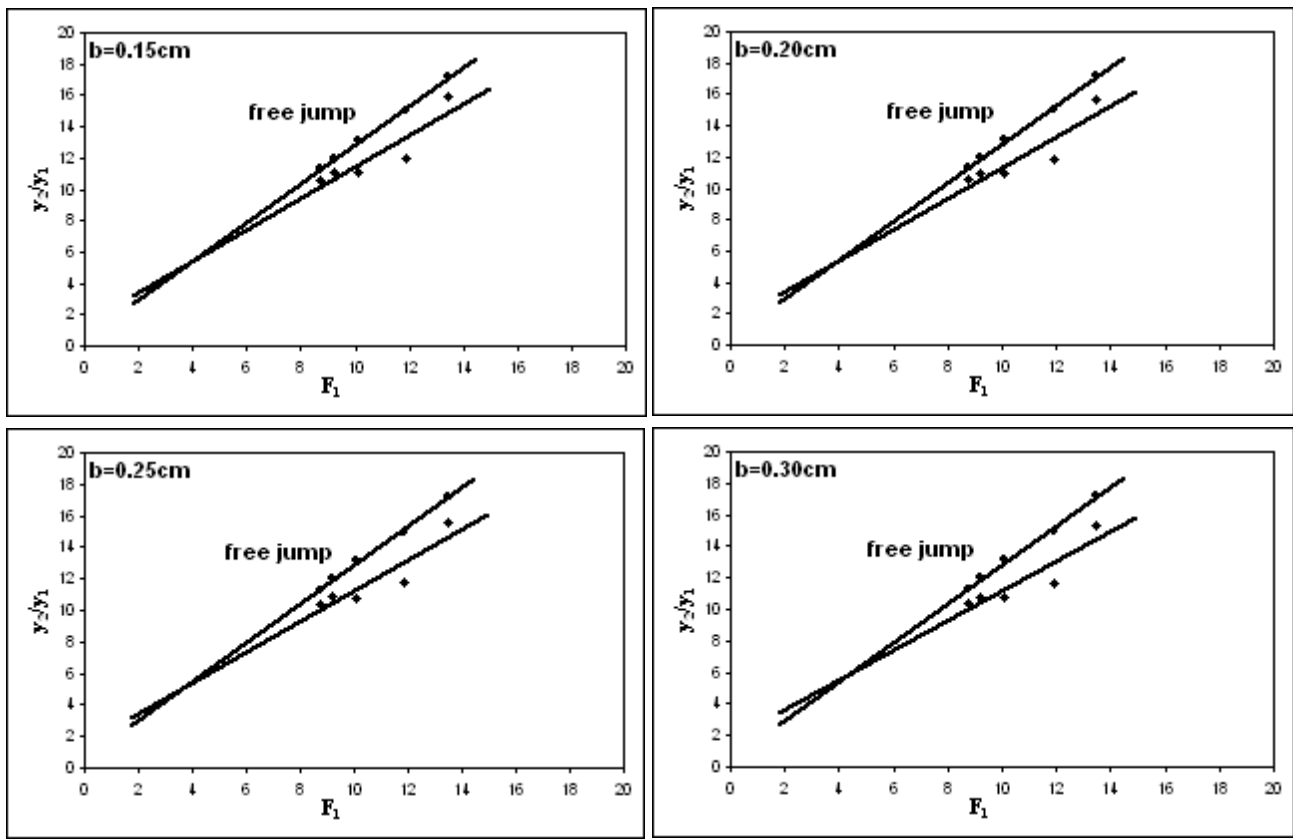
- (a) Pad vrednosti (y_2/y_1) znači manju vrednost y_2 , dok vrednost y_1 ostaje ista. Ovaj efekat rezultira u mnogo stabilnijem skoku.
- (b) Pad vrednosti (y_2/y_1) znači veću vrednost y_1 , dok vrednost y_2 ostaje ista. Ovaj rezultat je veoma važan sa ekonomskog stanovišta s obzirom da smanjuje rastojanje između prednjeg kraja skoka i dna preliva.

Tabela 5.19. Izmerene vrednosti prinudnog skoka za različite vrednosti širine otvora b uzimajući $x_s = 15$ i $\theta = 45^\circ$

b , cm	H (cm)	Q_w (cm ³ /sec)	Q_s (cm ³ /sec)	Q_T (cm ³ /sec)	y_1 (cm)	y_2 (cm)	L_j (cm)
0.15	45.7	500	231.20	731.20	0.29	4.60	16.00
	46.98	1000	189.00	1189.00	0.50	6.00	22.00
	48.05	1500	166.50	1666.50	0.73	8.10	31.00
	48.98	2000	219.80	2219.80	0.94	10.40	41.00
	49.85	2500	235.20	2735.20	1.13	12.00	50.00
0.20	45.7	500	306.30	806.30	0.29	4.55	15.00
	46.98	1000	289.90	1289.90	0.50	5.95	21.00
	48.05	1500	271.20	1771.20	0.73	8.00	30.00
	48.98	2000	301.40	2301.40	0.94	10.30	39.00
	49.85	2500	336.10	2836.10	1.13	11.90	48.00
0.25	45.7	500	366.20	866.20	0.29	4.50	14.00
	46.98	1000	302.70	1302.70	0.50	5.90	20.00
	48.05	1500	289.60	1789.60	0.73	7.90	29.00
	48.98	2000	328.30	2328.30	0.94	10.20	39.00
	49.85	2500	385.70	2885.70	1.13	11.80	48.00
0.30	45.7	500	391.20	891.20	0.29	4.45	13.00
	46.98	1000	348.10	1348.20	0.50	5.80	20.00
	48.05	1500	319.20	1819.20	0.73	7.85	28.00
	48.98	2000	378.20	2378.20	0.94	10.10	39.00
	49.85	2500	412.40	2912.40	1.13	11.75	47.00

Tabela 5.20. Izračunate vrednosti za prinudan skok za različite vrednosti širine otvora b uzimajući $x_s = 15$ cm i $\theta = 45^\circ$

b , cm	$\left(\frac{Q_s}{Q_T}\right)$	$\left(\frac{y_2}{y_1}\right)$	$\left(\frac{L_j}{y_1}\right)$	v_1 (cm/sec)	v_2 (cm/sec)	v_s (cm/sec)	F_1	F_2	E_1 cm	E_2 cm	$\left(\frac{E_L}{y_1}\right)$
0.15	0.316	15.86	55.17	226.86	20.92	202.81	13.45	0.312	26.52	4.82	74.82
	0.159	12.00	44.00	263.16	26.07	165.79	11.88	0.340	35.80	6.35	58.90
	0.100	11.10	42.47	270.37	27.07	146.05	10.10	0.304	37.99	8.47	40.43
	0.099	11.06	43.62	279.96	28.08	192.81	9.22	0.278	40.89	10.80	32.00
	0.086	10.62	44.25	291.10	29.99	206.32	8.74	0.277	44.32	12.46	28.20
0.20	0.380	15.69	51.72	226.86	23.32	268.68	13.45	0.349	26.52	4.83	74.81
	0.225	11.90	42.00	263.16	28.52	254.30	11.88	0.374	35.80	6.36	58.86
	0.153	10.96	41.10	270.37	29.13	237.89	10.10	0.329	37.99	8.43	40.49
	0.131	10.96	41.49	279.96	29.40	264.39	9.22	0.293	40.89	10.74	32.07
	0.119	10.53	42.48	291.10	31.36	294.82	8.74	0.290	44.32	12.40	28.25
0.25	0.423	15.52	48.28	226.86	25.33	321.23	13.45	0.381	26.52	4.83	74.81
	0.232	11.80	40.00	263.16	29.05	265.53	11.88	0.382	35.80	6.33	58.93
	0.162	10.82	39.73	270.37	29.81	254.04	10.10	0.339	37.99	8.35	40.60
	0.141	10.85	41.49	279.96	30.03	287.98	9.22	0.300	40.89	10.66	32.16
	0.134	10.44	42.48	291.10	32.18	338.33	8.74	0.299	44.32	12.33	28.31
0.30	0.439	15.34	44.83	226.86	26.35	343.16	13.45	0.399	26.52	4.80	74.89
	0.258	11.60	40.00	263.16	30.58	305.35	11.88	0.406	35.80	6.28	59.04
	0.175	10.75	38.36	270.37	30.49	280.00	10.10	0.348	37.99	8.32	40.63
	0.159	10.74	41.49	279.96	30.98	331.75	9.22	0.311	40.89	10.59	32.23
	0.142	10.40	41.59	291.10	32.61	361.75	8.74	0.304	44.32	12.29	28.34



Slika 5.17. Zavisnost konjugovane dubine (y_2/y_1) od Froude-ovog broja F_1 za različite vrednosti širine otvora b

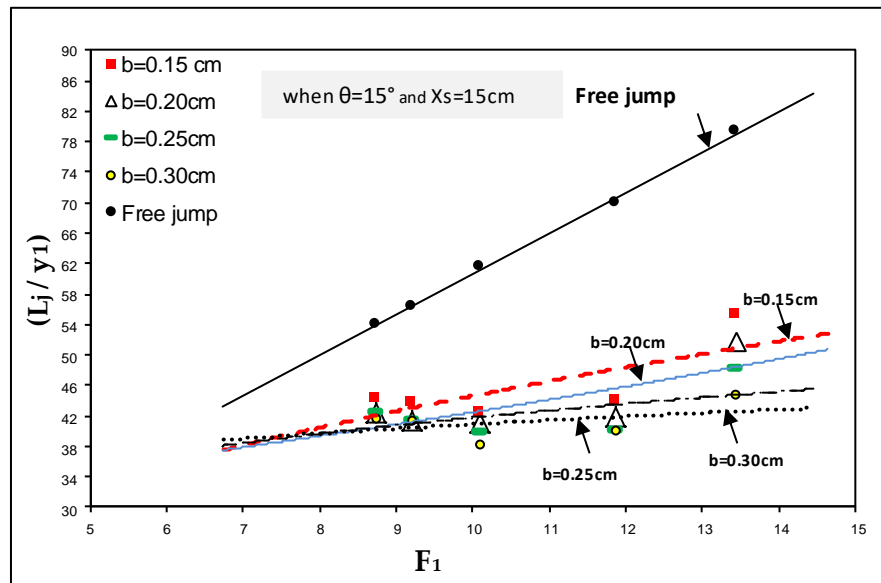
Procentualno smanjenje $\Delta(y_2/y_1)$ vrednosti (y_2/y_1) usled promene širine otvora b u poređenju sa slučajem slobodnog skoka prikazano je u Tabeli 5.21.

Iz Tabele 5.21. jasno se vidi da procentualno smanjenje $\Delta(y_2/y_1)$ raste sa povećanjem širine otvora b . Maksimalna vrednost $\Delta(y_2/y_1)$ iznosi 22.70% kada je $b = 0.30$ cm i $F_1 = 11.88$. Nađeno je da je razlika između vrednosti $\Delta(y_2/y_1)$ koja se dobija kada je $b = 0.15$ cm i maksimalne vrednosti kada je $b = 0.30$ cm samo oko 2.70%, dok je respektivno povećanje širine otvora 100%. Ovo ukazuje da je brzina smanjenja vrednosti (y_2/y_1) vrlo mala u poređenju sa velikim povećanjem širine otvora b .

Tabela 5.21. Procentualno smanjenje vrednosti (y_2/y_1) u poređenju sa slobodnim skokom

b, cm	F_1	$(y_2/y_1)_0$	(y_2/y_1)	$\Delta(y_2/y_1)\%$
0.15	13.45	17.24	15.86	8.00
	11.88	15.00	12.00	20.00
	10.10	13.15	11.10	15.60
	9.22	11.97	11.06	7.60
	8.74	11.28	10.62	5.85
0.20	13.45	17.24	15.69	9.00
	11.88	15.00	11.90	20.70
	10.10	13.15	10.96	16.65
	9.22	11.97	10.96	8.44
	8.74	11.28	10.53	6.65
0.25	13.45	17.24	15.52	9.98
	11.88	15.00	11.80	21.33
	10.10	13.15	10.82	17.72
	9.22	11.97	10.85	9.36
	8.74	11.28	10.44	7.45
0.30	13.45	17.24	15.34	11.02
	11.88	15.00	11.60	22.70
	10.10	13.15	10.75	18.25
	9.22	11.97	10.74	10.28
	8.74	11.28	10.40	7.80

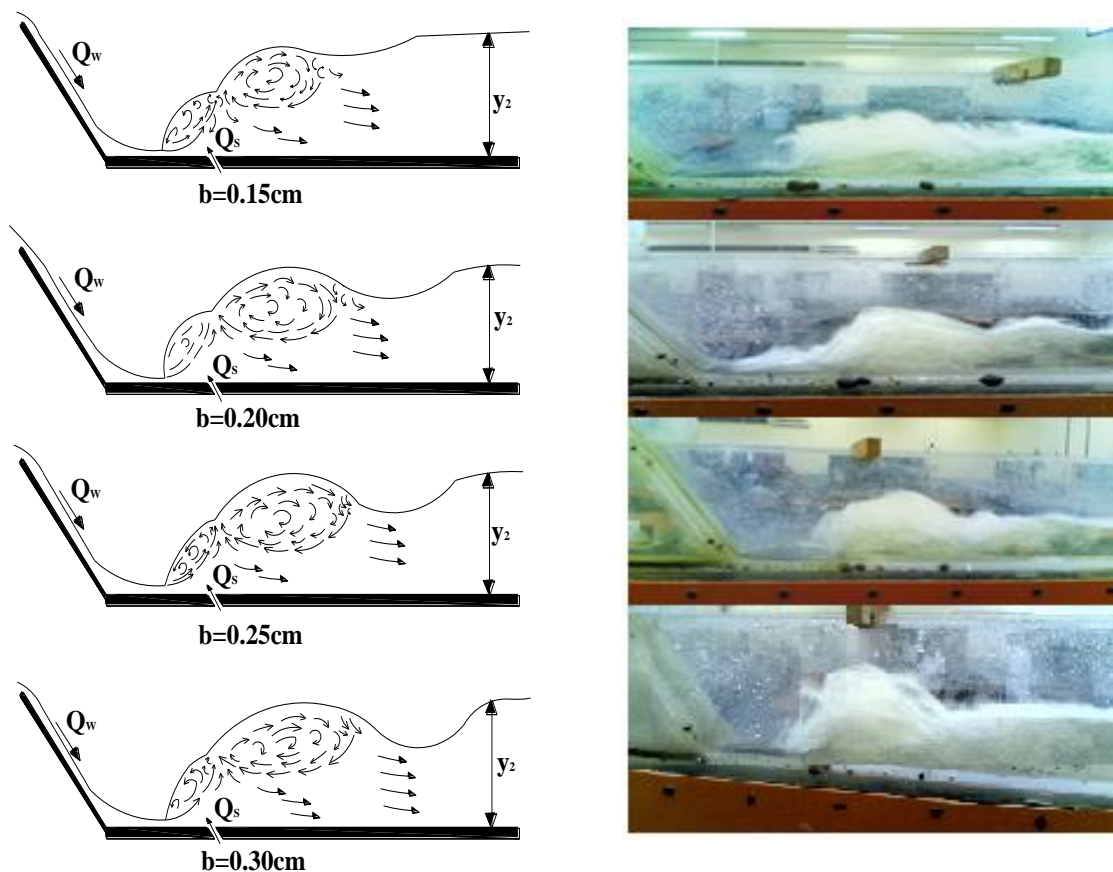
Kada je u pitanju uticaj promene širine otvora b na relativnu dužinu skoka (L_j/y_1) , vidi se značajan pad vrednosti (L_j/y_1) sa povećanjem širine otvora b , kao što je prikazano u Tabeli 5.20. i na Slici 5.18.



Slika 5.18. Zavisnost relativne dužine skoka (L_j/y_1) od Froude-ovog broja F_1 sa promenom širine otvora b

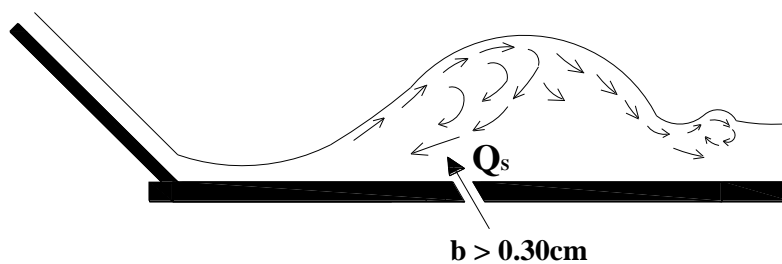
Procentualno smanjenje $\Delta(L_j/y_1)$ vrednosti (L_j/y_1) sa povećanjem širine otvora b , u poređenju sa vrednostima za slučaj slobodnog skoka, prikazano je u Tabeli 5.22. Iz Tabele 5.22. se vidi da je maksimalna vrednost $\Delta(L_j/y_1)$ oko 43.50%. Takođe, nalazi se da povećanje širine otvora b za dva puta dovodi do povećanja maksimalne vrednosti $\Delta(L_j/y_1)$ za oko 6%.

Analiza oblika formiranog skoka izvršena je u eksperimentima za četiri različite vrednosti širine otvora b , $b=0.15\text{ cm}$, 0.20 , 0.25 i 0.30 cm . Ostali parametri su držani konstantnim: $x_s=15\text{ cm}$, $\theta=45^\circ$ i $F_1=10.10$. Slika 5.19. pokazuje deo formiranog skoka sa povećanjem širine otvora b . Sa slike je jasno da dužina skoka opada sa povećanjem širine otvora, za razliku od slučaja slobodnog skoka. Ovo je razlog zbog čega se povećanje maksimalnih vrednosti $\Delta(y_2/y_1)$ i $\Delta(L_j/y_1)$ ne poklapa sa povećanjem širine otvora b (Alghwail et al., 2018).



Slika 5.19. Uticaj povećanja širine otvora na oblik formiranog skoka

Iz merenja se može primetiti da, kada je širina otvora veća od raspona koji se posmatra u ovoj studiji, veliki skok se javlja i pada sa dužinom koja je mnogo veća od dužine slobodnog skoka (Slika 5.20.). U ovom slučaju, mlaz iz otvora je dovoljno jak da gurne skok na veliku visinu, koji zatim pada na rastojanje od suženog preseka obično veće od dužine slobodnog skoka. Na ovaj način, stvaraju se veoma velike brzine vodenog toka u blizini korita što predstavlja opasnost za stabilnost konstrukcije.

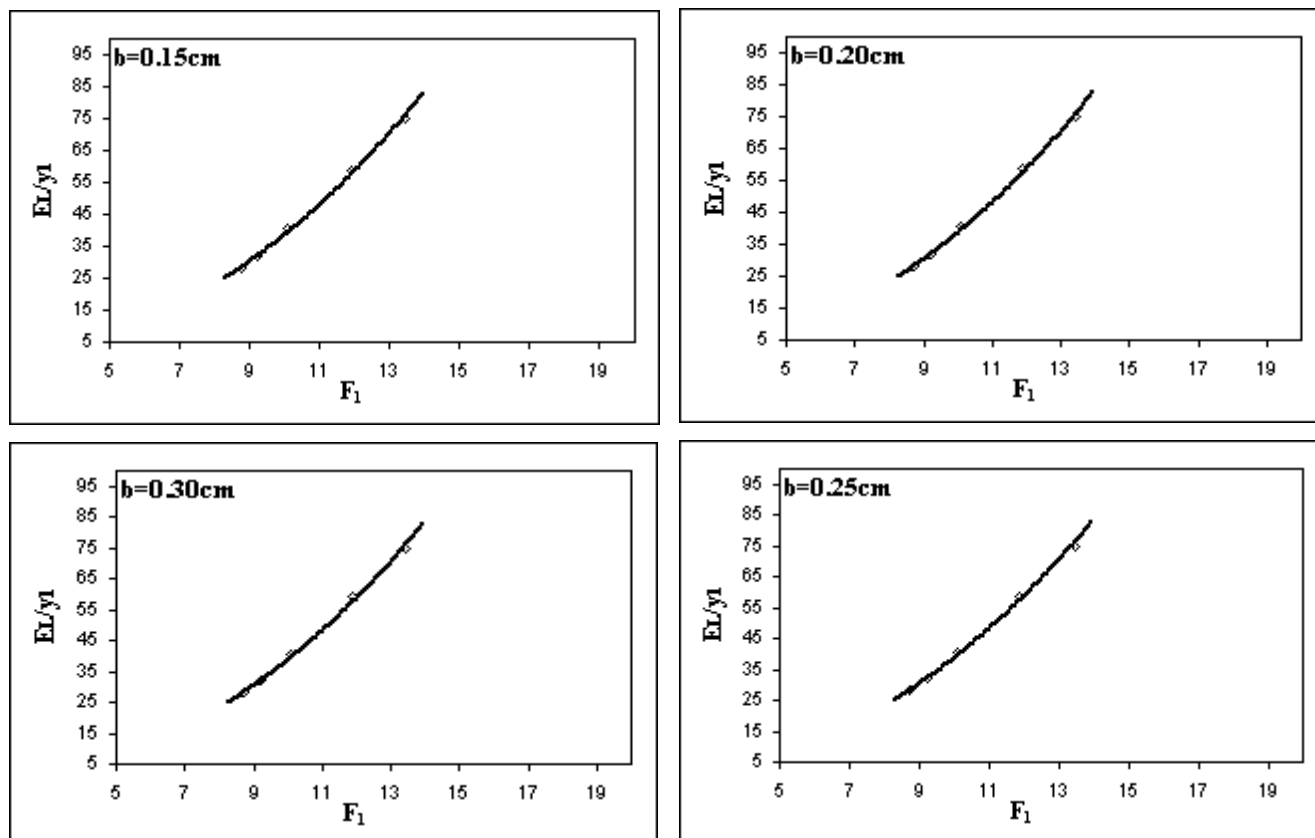


Slika 5.20. Oblik velikog skoka u slučaju povećanja širine otvora

Tabela 5.22. Procentualno smanjenje vrednosti (L_J/y_1) u poređenju sa slobodnim skokom

b, cm	F_1	$(L_J/y_1)_0$	(L_J/y_1)	$(\Delta L_J/y_1)\%$
0.15	13.45	79.31	55.17	30.44
	11.88	70.00	44.00	37.14
	10.10	61.64	42.47	31.10
	9.22	56.38	43.62	22.63
	8.74	53.98	44.25	18.03
0.20	13.45	79.31	51.72	34.79
	11.88	70.00	42.00	40.00
	10.10	61.64	41.10	33.32
	9.22	56.38	41.49	26.41
	8.74	53.98	42.48	21.30
0.25	13.45	79.31	48.28	39.12
	11.88	70.00	40.00	42.86
	10.10	61.64	39.73	35.55
	9.22	56.38	41.49	26.41
	8.74	53.98	42.48	21.30
0.30	13.45	79.31	44.83	43.47
	11.88	70.00	40.00	42.86
	10.10	61.64	38.36	37.77
	9.22	56.38	41.49	26.41
	8.74	53.98	41.59	22.95

Što se tiče uticaja promene širine otvora b na gubitak energije E_L , iz Tabele 5.20. jasno je da je taj efekat veoma mali. Malo povećanje u vrednosti (E_L/y_1) javlja se u slučaju kada je $b = 0.30$ cm. Slika 5.21. pokazuje zavisnost relativnog gubitka energije (E_L/y_1) od Froude-ovog F_1 broja za testirane vrednosti širine otvora.



Slika 5.21. Zavisnost relativnog gubitka energije (E_L/y_1) od Froude-ovog broja F_1 za različite vrednosti širine otvora b

Uzimajući da je širina otvora $b = 0.30$ cm, procentualni rast ΔE_L vrednosti E_L u poređenju sa slučajem slobodnog skoka prikazan je u Tabeli 5.23. Podaci u tabeli pokazuju da je maksimalna vrednost ΔE_L oko 5%.

Tabela 5.23. Procentualni porast E_L u poređenju sa slobodnim skokom

F_1	E_{L_0}	E_L	$\Delta E_L \%$
13.45	21.43	21.72	1.35
11.88	28.14	29.52	4.90
10.10	28.17	29.67	5.32
9.22	29.36	30.30	3.20
8.74	31.23	32.03	2.56

Sledeći korak je proučavanje uticaja relativne širine otvora (b/y_1) na osobine prinudnog skoka, pri čemu su položaj otvora x_s i ugao nagiba θ držani konstantnim. Prema jednačinama (4.4), (4.5) i (4.6) može se napisati:

$$y_2/y_1 = f_1(F_1, b/y_1) \quad (5.17)$$

$$L_J/y_1 = f_2(F_1, b/y_1) \quad (5.18)$$

$$E_L/y_1 = f_3(F_1, b/y_1) \quad (5.19)$$

Tabela 5.24. daje vrednosti (y_2/y_1) , (L_J/y_1) i (E_L/y_1) koje odgovaraju vrednostima (b/y_1) i F_1 .

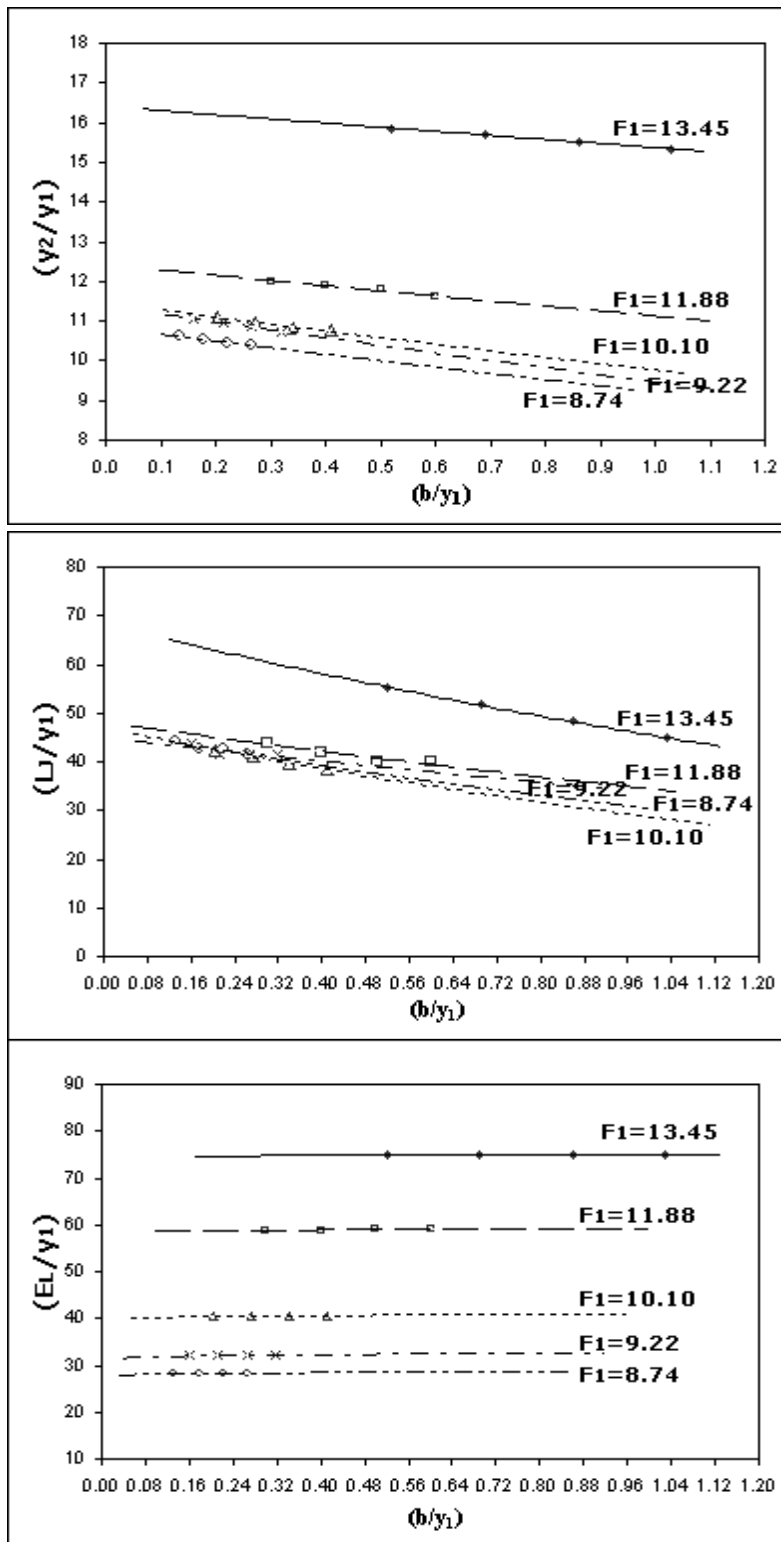
Slika 5.22. daje grafički prikaz gore pomenutih veličina. Konjugovana dubina (y_2/y_1) opada sa porastom (b/y_1) , kao što je prikazano na Slici 5.22-a. Takođe, relativna dužina skoka (L_J/y_1) malo opada sa porastom (b/y_1) , što je prikazano na Slici 5.22-b. Međutim, srednja vrednost relativne dužine skoka (L_J/y_1) , isključujući onu koje se odnose na $F_1 = 13.45$, iznosi 42, kao što je prikazano u Tabeli 5.24. Zavisnost (L_J/y_1) od F_1 je predstavljena grafički na Slici 5.23. i može se izraziti kao:

$$L_J/y_1 = 1.12(F_1^2) - 23.44F_1 + 162.6 \quad (5.20)$$

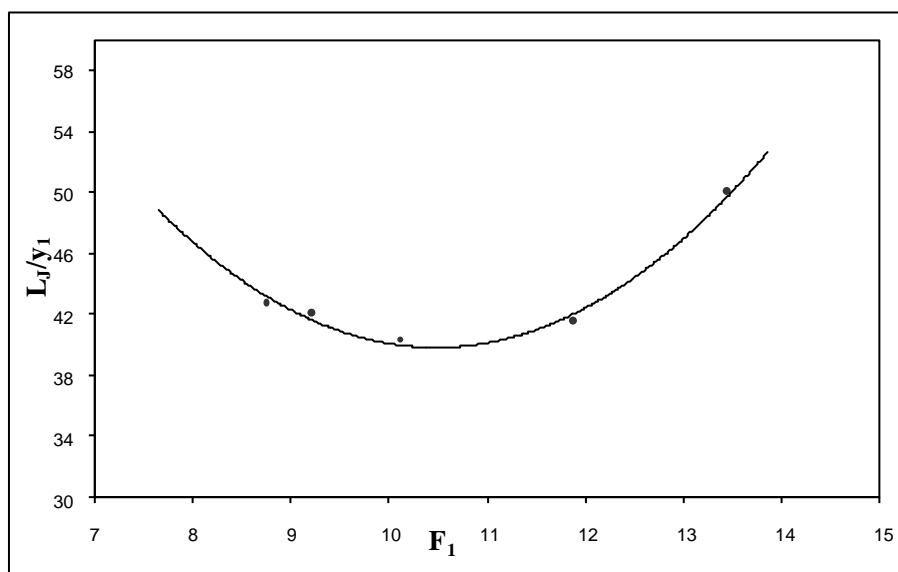
Sa slike 5.22-c. vidi se da je uticaj promene (b/y_1) na gubitak energije (E_L/y_1) minimalan.

Tabela 5.24. Vrednosti (y_2/y_1) , (L_J/y_1) i (E_L/y_1) u funkciji vrednosti F_1 i (b/y_1)

F_1	b/y_1	y_2/y_1	L_J/y_1	E_L/y_1
13.45	0.52	15.86	55.17	74.82
	0.69	15.69	51.72	74.81
	0.86	15.52	48.28	74.81
	1.03	15.34	44.83	74.89
11.88	0.30	12.00	44.00	58.90
	0.40	11.90	42.00	58.86
	0.50	11.80	40.00	58.93
	0.60	11.60	40.00	59.04
10.10	0.21	11.10	42.47	40.43
	0.27	10.96	41.10	40.49
	0.34	10.82	39.73	40.60
	0.41	10.75	38.36	40.63
9.22	0.16	11.06	43.62	32.00
	0.21	10.96	41.49	32.07
	0.27	10.85	41.49	32.16
	0.32	10.74	41.49	32.23
8.74	0.13	10.62	44.25	28.20
	0.18	10.53	42.48	28.25
	0.22	10.44	42.48	28.31
	0.27	10.40	41.59	28.34



Slika 5.22. Efekat relativne širine otvora (b/y_1) na vrednosti (y_2/y_1) , (L_j/y_1) i (E_L/y_1)

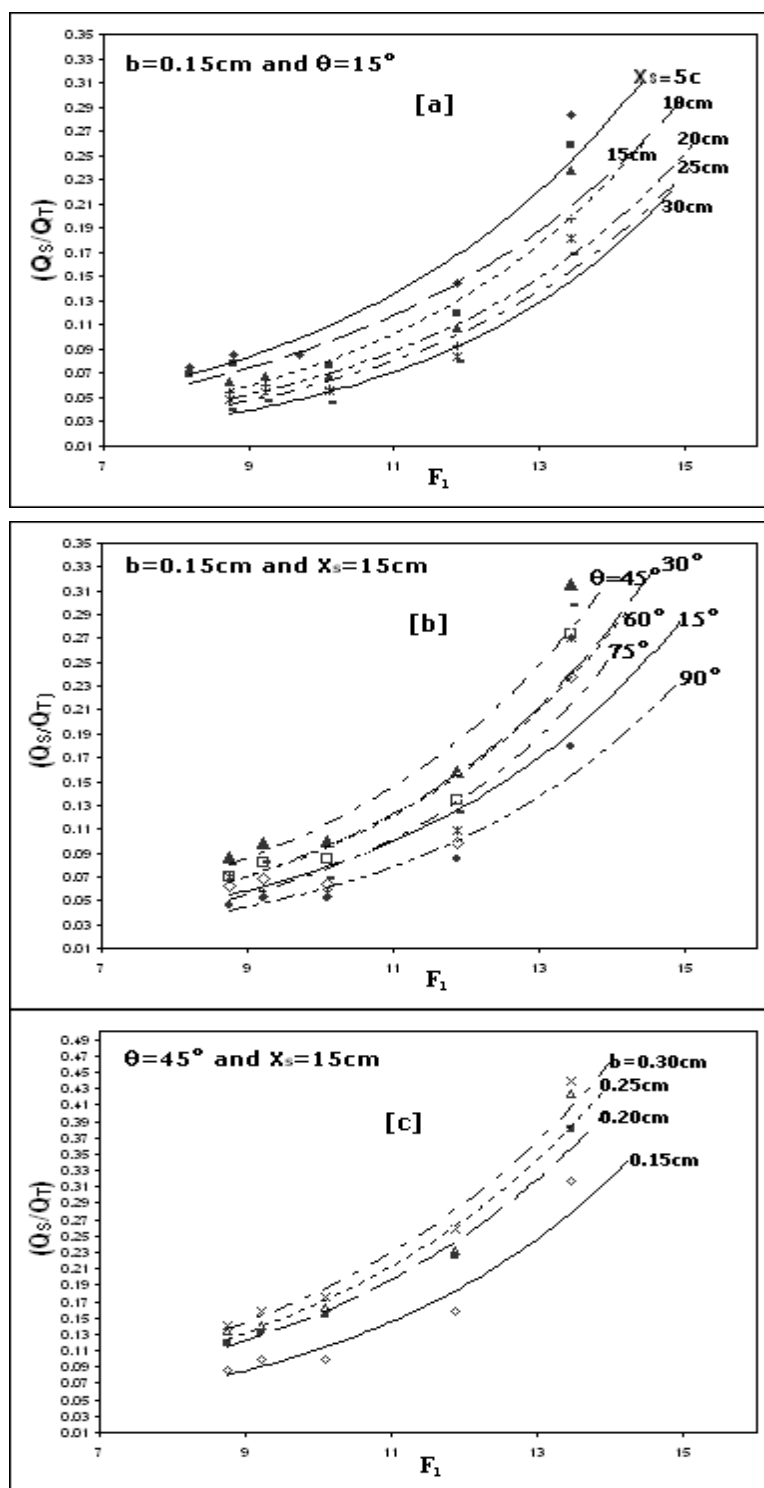


Slika 5.23. Promena relativne dužine skoka (L_j/y_1) sa Froude-ovim brojem F_1

5.4. Uticaj posmatranih parametara na karakteristike protoka kroz otvor

Eksperimentalni podaci, prikazani u Tabelama 5.8, 5.14 i 5.20, ukazuju da karakteristike otvora: položaj x_s , pravac θ i širina b , kao i Froude-ov broj F_1 imaju veliki uticaj na protok kroz otvor Q_s .

Kao što je prikazano na Slici 5.24., relativan protok Q_s/Q_T generalno raste sa povećanjem Froude-ovog broja F_1 . Sa slike 5.24-a. može se videti da sa povećanjem rastojanja x_s , vrednost Q_s/Q_T opada. Ovaj rezultat je logičan s obzirom da visina otvora h_s opada sa povećanjem x_s i kao rezultat protok kroz otvor opada, prema jednačini (3.25) i Slici 3.2.



Slika 5.24. Uticaj posmatranih parametara na relativan protok kroz otvor Q_s/Q_T : (a) položaj otvora, (b) pravac otvora i (c) širina otvora

Ugao nagiba otvora $\theta = 45^\circ$ daje maksimalnu vrednost relativnog protoka Q_S/Q_T , dok $\theta = 90^\circ$ daje najmanju vrednost, kao što je prikazano na Slici 5.24-b.

Povećanje širine otvora b rezultira u povećanju vrednosti relativnog protoka Q_S/Q_T , kao što je prikazano na Slici 5.24-c. Procentualno, to povećanje iznosi od 40% do 65%, pri povećanju širine otvora dva puta, od 0.15 do 0.30 cm, u skladu sa posmatranim rasponom Froude-ovog broja F_1 .

Vrednosti relativnog protoka otvora Q_S/Q_T i odgovarajuće vrednosti koeficijenta protoka C_{ds} su date u Tabeli 5.25. u funkciji relativnih vrednosti položaja otvora x_s/y_1 , širine otvora b/y_1 i njegovog pravca θ . Ovi podaci su nacrtani na Slici 5.25. Slika 5.25-a. pokazuje da relativan protok Q_S/Q_T opada sa povećanjem relativnog položaja otvora x_s/y_1 . Ugao nagiba $\theta = 45^\circ$ daje maksimalnu vrednost Q_S/Q_T (Slika 5.25-b). Povećanje relativne širine otvora b/y_1 dovodi do povećanja relativnog protoka Q_S/Q_T , kao što se vidi sa Slike 5.25-c.

Iz eksperimentalnih rezultata može se izračunati i koeficijent protoka otvora C_{ds} koji se nalazi iz jednačine (3.28):

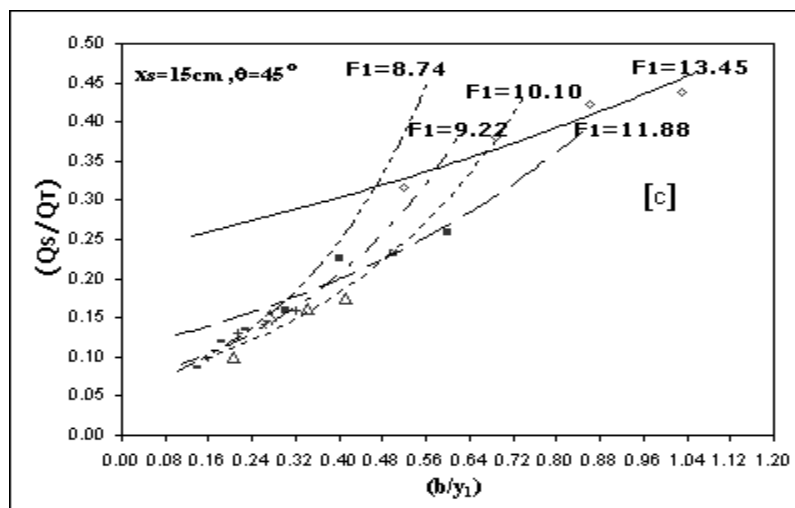
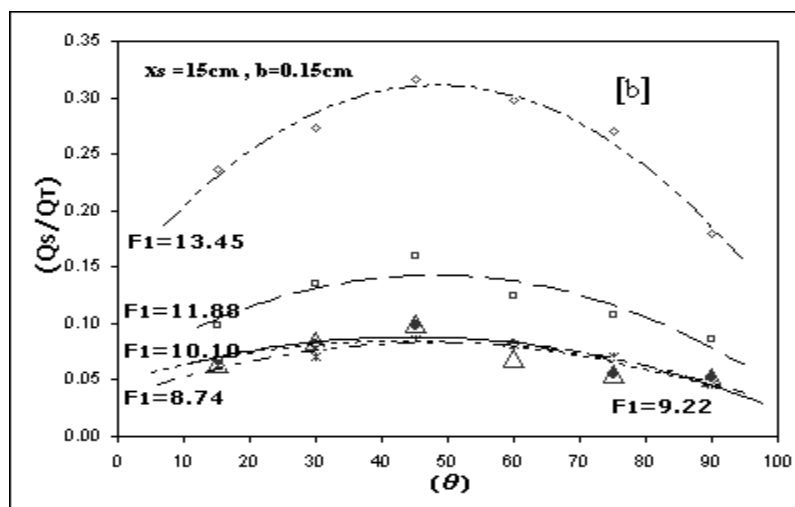
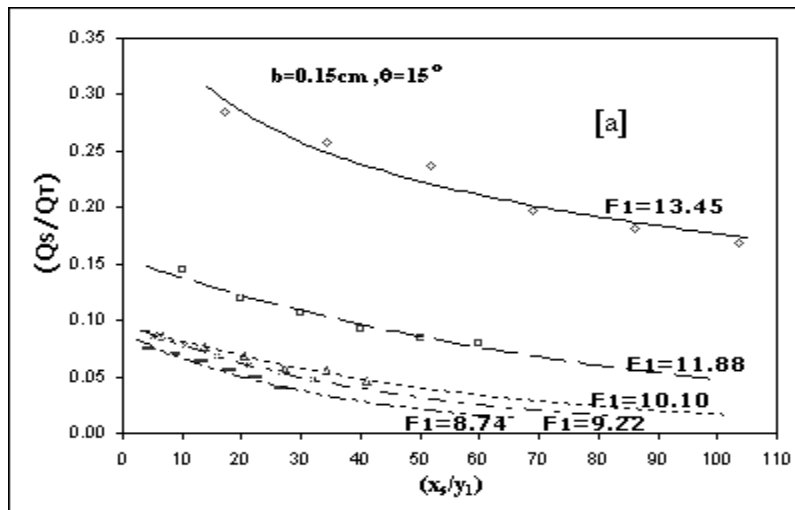
$$Q_S = C_{ds} B b \sqrt{2gh_s} \quad (5.21)$$

gde je: $h_s = H - y_s$, $y_s = y_1 + x \tan \alpha$, $x = x_s - x_c$ i $\tan \alpha = (y_2 - y_1)/L_j$.

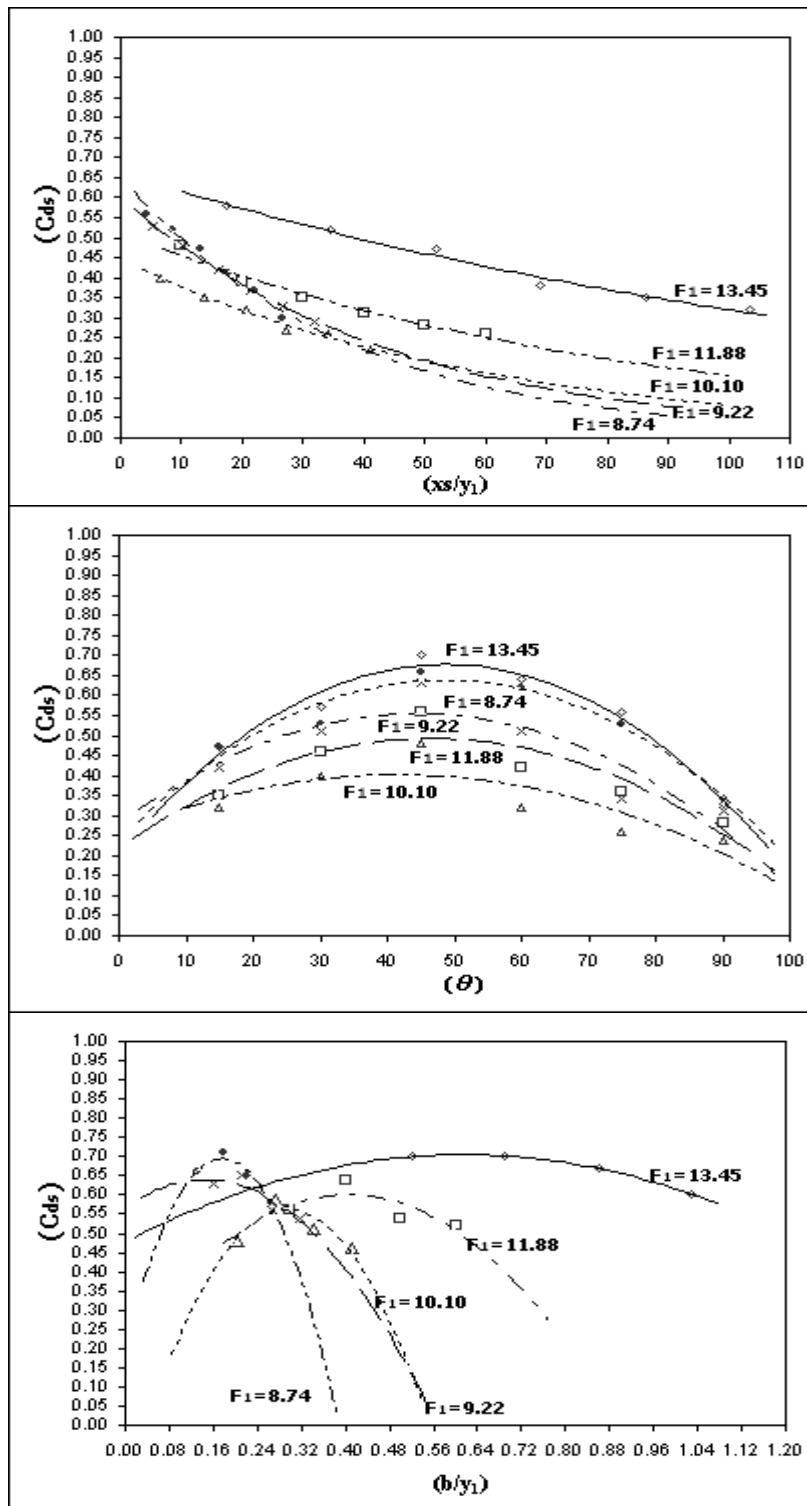
Tabela 5.25. daje prikaz vrednosti C_{ds} računatih prema formuli (5.21), u zavisnosti od relativnih vrednosti x_s/y_1 , θ i b/y_1 . Ovi podaci su predstavljeni na Slici 5.26. Može se videti da vrednosti C_{ds} opadaju sa porastom vrednosti x_s/y_1 za sve vrednosti F_1 , kao što je prikazano na Slici 5.26-a.

Tabela 5.25. Vrednosti Q_s/Q_T i C_{d_s} koje odgovaraju relativnim vrednostima x_s/y_1 , θ i b/y_1

F_1	$b = 0.15\text{cm}, \theta = 15^\circ$			$b = 0.15\text{cm}, x_s = 15\text{cm}$			$x_s = 15\text{cm}, \theta = 15^\circ$		
	x_s/y_1	Q_s/Q_T	C_{d_s}	θ	Q_s/Q_T	C_{d_s}	b/y_1	Q_s/Q_T	C_{d_s}
13.45	17.24	0.284	0.58	15	0.237	0.47	0.52	0.316	0.70
	34.48	0.258	0.52	30	0.273	0.57	0.69	0.380	0.70
	51.72	0.237	0.47	45	0.316	0.7	0.86	0.423	0.67
	68.97	0.198	0.38	60	0.298	0.64	1.03	0.439	0.6
	86.20	0.182	0.35	75	0.270	0.56			
	103.45	0.168	0.32	90	0.180	0.33			
11.88	10.00	0.144	0.48	15	0.098	0.35	0.30	0.159	0.56
	20.00	0.119	0.39	30	0.135	0.46	0.40	0.225	0.64
	30.00	0.107	0.35	45	0.159	0.56	0.50	0.232	0.64
	40.00	0.093	0.31	60	0.124	0.42	0.60	0.258	0.52
	50.00	0.085	0.28	75	0.108	0.36			
	60.00	0.079	0.26	90	0.086	0.28			
10.10	6.67	0.086	0.40	15	0.064	0.32	0.205	0.100	0.48
	13.70	0.076	0.35	30	0.084	0.4	0.274	0.153	0.59
	20.55	0.068	0.32	45	0.100	0.48	0.342	0.162	0.51
	27.40	0.058	0.27	60	0.069	0.32	0.411	0.175	0.46
	34.25	0.056	0.26	75	0.056	0.26			
	41.10	0.046	0.22	90	0.052	0.24			
9.22	5.15	0.086	0.53	15	0.068	0.42	0.160	0.099	0.63
	10.31	0.078	0.48	30	0.082	0.51	0.213	0.131	0.65
	15.96	0.068	0.42	45	0.099	0.63	0.266	0.141	0.56
	21.28	0.061	0.37	60	0.082	0.51	0.319	0.159	0.54
	26.60	0.054	0.33	75	0.056	0.34			
	31.92	0.047	0.29	90	0.052	0.31			
8.74	4.24	0.075	0.56	15	0.063	0.47	0.133	0.086	0.66
	8.48	0.07	0.52	30	0.070	0.53	0.177	0.119	0.71
	13.27	0.063	0.47	45	0.086	0.66	0.221	0.134	0.65
	17.70	0.055	0.41	60	0.081	0.62	0.265	0.142	0.58
	22.12	0.049	0.37	75	0.070	0.53			
	26.55	0.039	0.30	90	0.046	0.34			



Slika 5.25. Uticaj relative vrednosti parametara na relativan protok kroz otvor Q_s/Q_T



Slika 5.26. Uticaj posmatranih parametara na koeficijent protoka otvora C_{ds}

Na Slici 5.26-b., ugao nagiba otvora $\theta = 45^\circ$ daje maksimalnu vrednost C_{ds} za sve vrednosti F_1 . Međutim, maksimalna vrednost C_{ds} , u funkciji promene b/y_1 , ima različite vrednosti za F_1 , kao što se vidi sa Slike 5.26-c.

5.5. Uticaj suprotnog toka na potopljeni skok

Uticaj suprotnog toka na potopljeni skok ispitivan je za iste vrednosti položaja otvora x_s , ugla nagiba θ i širine otvora b , što je dato u Tabeli 4.1. Kao što je prethodno opisano u poglavlju 4.3. nakon što se formira slobodan savršen skok i pusti se suprotan mlaz dubina zadnjeg kraja vode, y_2 raste i skok biva potopljen.

I dužina potopljenog skoka L_D kao i odnos potopljavanja S_D zavise od promene položaja x_s , ugla nagiba otvora θ i širine otvora b . Ovde, odnos potopljavanja S_D se definiše kao odnos dubine kraja vodenog mlaza za slobodan skok, y_2 i iste dubine potopljenog skoka, y_D ili:

$$S_D = y_2/y_D \quad (5.22)$$

Da bi se naglasio uticaj suprotnog toka, dužina potopljenog skoka L_D se poredi sa dužinom L_f koja je određena zbirom rastojanja kontrakovanog preseka x_c i dužinom slobodnog savršenog skoka L_J ili:

$$L_f = x_c + L_J \quad (5.23)$$

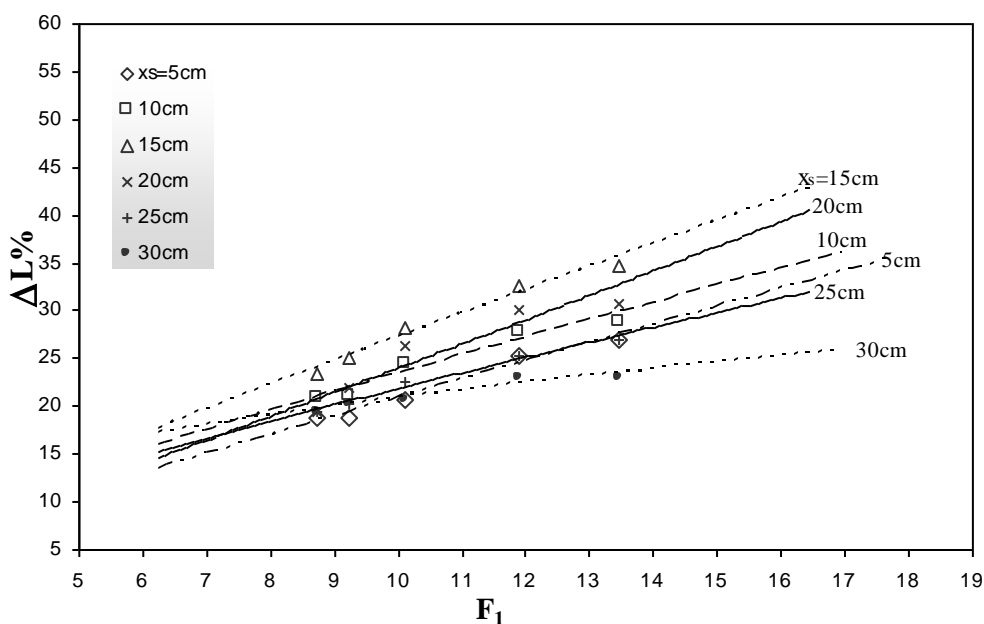
Rezultujuća relativna razlika Δ_L između dužine L_f i L_D izražena u procentima je:

$$\Delta L\% = \frac{L_f - L_D}{L_f} \times 100 \quad (5.24)$$

Uticaj promene položaja otvora x_s , ugla θ i širine b na odnos potopljavanja S_D i procentualno smanjenje $\Delta L\%$ dužine L_f diskutovan je u nastavku.

5.5.1. Uticaj položaja otvora x_s

Da bi se analizirao uticaj položaja otvora, rastojanje x_s se menja za sledeće vrednosti $x_s = 5, 10, 15, 20, 25$ i 30 cm, dok se ugao nagiba otvora θ i širina otvora b drže konstantnim na 15° i 0.15 cm, respektivno. Tabela 5.26. prikazuje uticaj položaja otvora x_s na karakteristike potopljenog skoka, i za merene i za izračunate vrednosti. Slika 5.27. daje zavisnost procentualne razlike (odstupanja) $\Delta L\%$ od Froude-ovog broja za testirane vrednosti položaja otvora x_s . U oba slučaja vidi se da smanjenje dužine slobodnog skoka ΔL dovodi do povećanja F_1 za sve vrednosti x_s . Sa druge strane, maksimalna vrednost ΔL se dobija za $x_s = 15$ cm, dok se minimalna vrednost dobija za $x_s = 5$ cm. Maksimalna vrednost ΔL iznosi 34.62% za $F_1 = 13.45$, dok minimalna vrednost ΔL iznosi 18.75% za $F_1 = 9.22$.



Slika 5.27. Zavisnost procentualne razlike (odstupanja) $\Delta L\%$ od Froude-ovog broja F_1 sa promenom položaja otvora x_s

Tabela 5.26. Uticaj položaja otvora x_s na potopljeni skok za $b = 0.15$ cm i $\theta = 15^\circ$

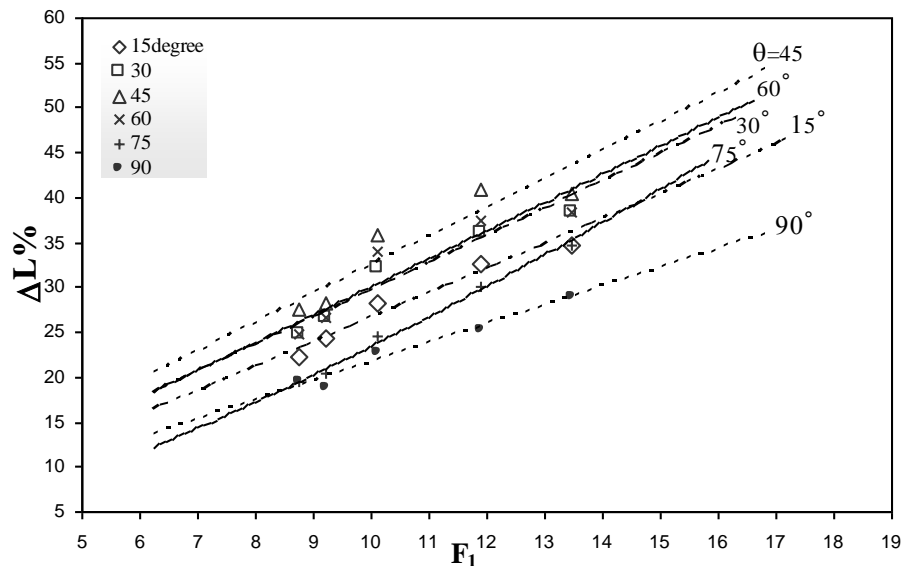
x_s cm	F_1	x_c cm	L_J cm	L_f cm	L_D cm	y_2 cm	y_D cm	$\Delta L\%$	$\Delta y\%$	$S_D = \frac{y_2}{y_D}$
5	13.45	3.00	23.00	26.00	19.00	5.00	8.10	26.92	62.00	1.62
	11.88	6.50	35.00	41.50	31.00	7.50	9.10	25.30	21.33	1.21
	10.10	8.00	45.00	53.00	42.00	9.60	10.30	20.75	7.29	1.07
	9.22	11.00	53.00	64.00	52.00	11.25	11.53	18.75	2.49	1.02
	8.74	13.50	61.00	74.50	60.50	12.75	12.85	18.79	0.78	1.01
10	13.45	3.00	23.00	26.00	18.50	5.00	8.50	28.85	70.00	1.70
	11.88	6.50	35.00	41.50	30.00	7.50	9.50	27.71	26.67	1.27
	10.10	8.00	45.00	53.00	40.00	9.60	10.70	24.53	11.46	1.11
	9.22	11.00	53.00	64.00	50.50	11.25	11.80	21.09	4.89	1.05
	8.74	13.50	61.00	74.50	59.00	12.75	13.20	20.81	3.53	1.04
15	13.45	3.00	23.00	26.00	17.00	5.00	8.70	34.62	74.00	1.74
	11.88	6.50	35.00	41.50	28.00	7.50	9.70	32.53	29.33	1.29
	10.10	8.00	45.00	53.00	38.00	9.60	10.90	28.30	13.54	1.14
	9.22	11.00	53.00	64.00	48.00	11.25	12.10	25.00	7.56	1.08
	8.74	13.50	61.00	74.50	57.00	12.75	13.40	23.49	5.10	1.05
20	13.45	3.00	23.00	26.00	18.00	5.00	8.60	30.77	72.00	1.72
	11.88	6.50	35.00	41.50	29.00	7.50	9.50	30.12	26.67	1.27
	10.10	8.00	45.00	53.00	39.00	9.60	10.70	26.42	11.46	1.11
	9.22	11.00	53.00	64.00	50.00	11.25	11.70	21.88	4.00	1.04
	8.74	13.50	61.00	74.50	60.00	12.75	13.10	19.46	2.75	1.03
25	13.45	3.00	23.00	26.00	19.00	5.00	8.30	26.92	66.00	1.66
	11.88	6.50	35.00	41.50	31.00	7.50	9.30	25.30	24.00	1.24
	10.10	8.00	45.00	53.00	41.00	9.60	10.40	22.64	8.33	1.08
	9.22	11.00	53.00	64.00	51.00	11.25	11.50	20.31	2.22	1.02
	8.74	13.50	61.00	74.50	60.00	12.75	12.90	19.46	1.18	1.01
30	13.45	3.00	23.00	26.00	20.00	5.00	8.20	23.08	64.00	1.64
	11.88	6.50	35.00	41.50	32.00	7.50	9.10	22.89	21.33	1.21
	10.10	8.00	45.00	53.00	42.00	9.60	10.30	20.75	7.29	1.07
	9.22	11.00	53.00	64.00	51.00	11.25	11.40	20.31	1.33	1.01
	8.74	13.50	61.00	74.50	60.00	12.75	12.90	19.46	1.18	1.01

Može se videti, iz Tabele 5.26., da odnos potopljanja S_D raste sa porastom F_1 i ima maksimalnu vrednost kada je $x_s = 15$ cm. Generalno, odnos potopljanja S_D varira od 1.01 do 1.74.

5.5.2. Uticaj ugla nagiba otvora θ

Da bi se analizirao uticaj ugla nagiba otvora θ na potopljeni skok, položaj otvora x_s i širina otvora b su držani konstantnim na 15 cm and 0.15 cm, respektivno. U isto vreme, ugao nagiba θ je menjan kao $\theta = 15, 30, 45, 60, 75, 90^\circ$. Tabela 5.27 i Slika 5.28 pokazuju rezultujući efekat na potopljeni skok usled promene ugla θ . Nađeno je da, procentualna razlika $\Delta L\%$ raste sa povećanjem Froude-ovog broja F_1 . Maksimalna vrednost $\Delta L\%$, jednaka je 40.38%, a dobija se kada je $\theta = 45^\circ$ i $F_1 = 13.45$.

Što se tiče odnosa potopljanja S_D , pokazuje isto ponašanje kao $\Delta L\%$, tj. raste kada F_1 raste, i ima maksimalnu vrednost 1.88 za $F_1 = 13.45$ i $\theta = 45^\circ$.



Slika 5.28. Zavisnost procentualne razlike $\Delta L\%$ od Froude-ovog broja F_1 sa promenom ugla nagiba otvora θ

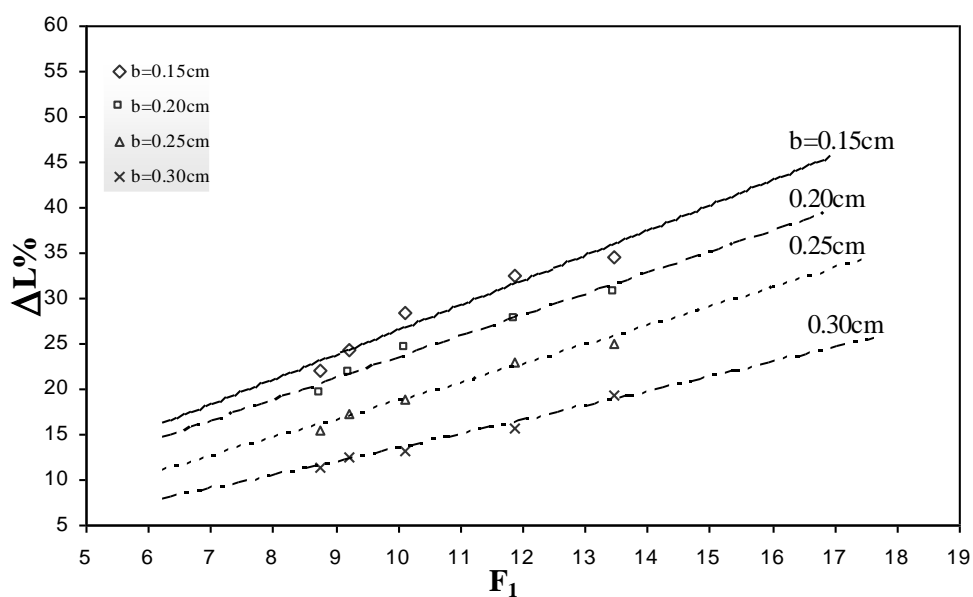
Tabela 5.27. Izmerene i izračunate vrednosti za potopljeni skok sa promenom θ

θ °	F_1	x_c cm	L_J cm	L_f cm	L_D cm	y_2 cm	y_D cm	$\Delta L\%$	$\Delta y\%$	$S_D = \frac{y_2}{y_D}$
15°	13.45	3.00	23.00	26.00	17.00	5.00	8.70	34.62	74.00	1.74
	11.88	6.50	35.00	41.50	28.00	7.50	9.70	32.53	29.33	1.29
	10.10	8.00	45.00	53.00	38.00	9.60	10.90	28.30	13.54	1.14
	9.22	11.00	53.00	64.00	48.50	11.25	12.10	24.22	7.56	1.08
	8.74	13.50	61.00	74.50	58.00	12.75	13.40	22.15	5.10	1.05
30°	13.45	3.00	23.00	26.00	16.00	5.00	8.90	38.46	78.00	1.78
	11.88	6.50	35.00	41.50	26.50	7.50	9.90	36.14	32.00	1.32
	10.10	8.00	45.00	53.00	36.00	9.60	11.20	32.08	16.67	1.17
	9.22	11.00	53.00	64.00	47.00	11.25	12.30	26.56	9.33	1.09
	8.74	13.50	61.00	74.50	56.00	12.75	13.50	24.83	5.88	1.06
45°	13.45	3.00	23.00	26.00	15.50	5.00	9.40	40.38	88.00	1.88
	11.88	6.50	35.00	41.50	24.50	7.50	10.60	40.96	41.33	1.41
	10.10	8.00	45.00	53.00	34.00	9.60	11.60	35.85	20.83	1.21
	9.22	11.00	53.00	64.00	46.00	11.25	12.70	28.13	12.89	1.13
	8.74	13.50	61.00	74.50	54.00	12.75	13.90	27.52	9.02	1.09
60°	13.45	3.00	23.00	26.00	16.00	5.00	9.10	38.46	82.00	1.82
	11.88	6.50	35.00	41.50	26.00	7.50	10.40	37.35	38.67	1.39
	10.10	8.00	45.00	53.00	35.00	9.60	11.30	33.96	17.71	1.18
	9.22	11.00	53.00	64.00	47.00	11.25	12.50	26.56	11.11	1.11
	8.74	13.50	61.00	74.50	56.00	12.75	13.60	24.83	6.67	1.07
75°	13.45	3.00	23.00	26.00	17.00	5.00	8.90	34.62	78.00	1.78
	11.88	6.50	35.00	41.50	29.00	7.50	10.30	30.12	37.33	1.37
	10.10	8.00	45.00	53.00	40.00	9.60	11.20	24.53	16.67	1.17
	9.22	11.00	53.00	64.00	51.00	11.25	12.20	20.31	8.44	1.08
	8.74	13.50	61.00	74.50	60.00	12.75	13.30	19.46	4.31	1.04
90°	13.45	3.00	23.00	26.00	18.50	5.00	8.40	28.85	68.00	1.68
	11.88	6.50	35.00	41.50	31.00	7.50	9.70	25.30	29.33	1.29
	10.10	8.00	45.00	53.00	41.00	9.60	10.70	22.64	11.46	1.11
	9.22	11.00	53.00	64.00	52.00	11.25	11.70	18.75	4.00	1.04
	8.74	13.50	61.00	74.50	60.00	12.75	12.90	19.46	1.18	1.01

5.5.3. Uticaj širine otvora b

U ovom slučaju, položaj otvora x_s i ugao nagiba otvora θ drže se konstantnim na 15 cm i 15° , respektivno, dok se širina otvora b menja kao $b=0.15, 0.20, 0.25$ i 0.30 cm. Tabela 5.28 i Slika 5.29. prikazuju podatke rezultujućeg efekta na procentualnu razliku $\Delta L\%$ i odnos potopljanja S_D usled promene širine otvora b .

Iz Tabele 5.28 i Slike 5.29. vidi se da $\Delta L\%$ i S_D rastu sa povećanjem F_1 i maksimalne vrednosti za $\Delta L\%$ i S_D se dobijaju za $b=0.15$ cm. Ovo se odnosi za slučaj da širina otvora raste, javlja se veliki skok koji pada nizvodno od otvora i povećava dužinu potopljenog skoka L_D . Prema tome, širina otvora $b=0.15$ cm daje minimalnu vrednost L_D u odnosu na ostale vrednosti širine.



Slika 5.29. Zavisnost procentualne razlike $\Delta L\%$ od Froude-ovog broja F_1 sa promenom širine otvora b

Tabela 5.28. Uticaj promene širine otvora b na potopljeni skok za $x_s = 15$ cm i $\theta = 15^\circ$

b cm	F_1	x_c cm	L_J cm	L_f cm	L_D cm	y_2 cm	y_D cm	$\Delta L\%$	$\Delta y\%$	$S_D = \frac{y_2}{y_D}$
0.15	13.45	3.00	23.00	26.00	17.00	5.00	8.70	34.62	74.00	1.74
	11.88	6.50	35.00	41.50	28.00	7.50	9.70	32.53	29.33	1.29
	10.10	8.00	45.00	53.00	38.00	9.60	10.90	28.30	13.54	1.14
	9.22	11.00	53.00	64.00	48.50	11.25	12.10	24.22	7.56	1.08
	8.74	13.50	61.00	74.50	58.00	12.75	13.40	22.15	5.10	1.05
0.20	13.45	3.00	23.00	26.00	18.00	5.00	8.60	30.77	72.00	1.72
	11.88	6.50	35.00	41.50	30.00	7.50	9.50	27.71	26.67	1.27
	10.10	8.00	45.00	53.00	40.00	9.60	10.70	24.53	11.46	1.11
	9.22	11.00	53.00	64.00	50.00	11.25	12.00	21.88	6.67	1.07
	8.74	13.50	61.00	74.50	60.00	12.75	13.30	19.46	4.31	1.04
0.25	13.45	3.00	23.00	26.00	19.50	5.00	8.40	25.00	68.00	1.68
	11.88	6.50	35.00	41.50	32.00	7.50	9.30	22.89	24.00	1.24
	10.10	8.00	45.00	53.00	43.00	9.60	10.40	18.87	8.33	1.08
	9.22	11.00	53.00	64.00	53.00	11.25	11.90	17.19	5.78	1.06
	8.74	13.50	61.00	74.50	63.00	12.75	13.10	15.44	2.75	1.03
0.30	13.45	3.00	23.00	26.00	21.00	5.00	8.20	19.23	64.00	1.64
	11.88	6.50	35.00	41.50	35.00	7.50	9.50	15.66	26.67	1.27
	10.10	8.00	45.00	53.00	46.00	9.60	10.20	13.21	6.25	1.06
	9.22	11.00	53.00	64.00	56.00	11.25	11.90	12.50	5.78	1.06
	8.74	13.50	61.00	74.50	66.00	12.75	12.90	11.41	1.18	1.01

5.6. Poređenje eksperimentalnih i teorijskih rezultata

5.6.1. Odnos konjugovanih dubina y_1/y_2

Izmerene vrednosti odnosa konjugovanih dubina $\psi = (y_1/y_2)$ su upoređene sa teorijskim, računatim preko jednačine (3.46), za grupu eksperimenata u kojoj je $x_s = 15$ cm, $b = 0.15$ cm i $\theta = 45^\circ$. Tabela 5.29. ilustruje ovo poređenje. Iz tabele je jasno da su obe vrednosti veoma slične sa maksimalnom devijacijom od oko 8%.

Tabela 5.29. Eksperimentalne i teorijske vrednosti ψ za $x_s = 15$ cm, $b = 0.15$ cm i $\theta = 45^\circ$

F_1	VREDNOSTI ψ		%DEV.
	Eksperiment	Teorija	
13.45	15.86	14.66	+7.50
11.88	12.00	12.75	-6.30
10.10	11.10	11.92	-7.40
9.22	11.06	11.96	-8.13
8.74	10.62	11.37	-7.00

5.6.2. Gubitak energije E_L

Jednačina (3.53), koja opisuje gubitak energije E_L , je proverena preko eksperimentalnih podataka iz poglavlja 5.6.1, gde je $x_s = 15$ cm, $b = 0.15$ cm i $\theta = 45^\circ$. Tabela 5.30 prikazuje poređenje eksperimentalnih i izračunatih vrednosti E_L/y_1 (preko jednačine (3.53)). Jasno je da su ove dve vrednosti približno jednake.

Tabela 5.30. Poređenje eksperimentalnih i izračunatih vrednosti E_L/y_1

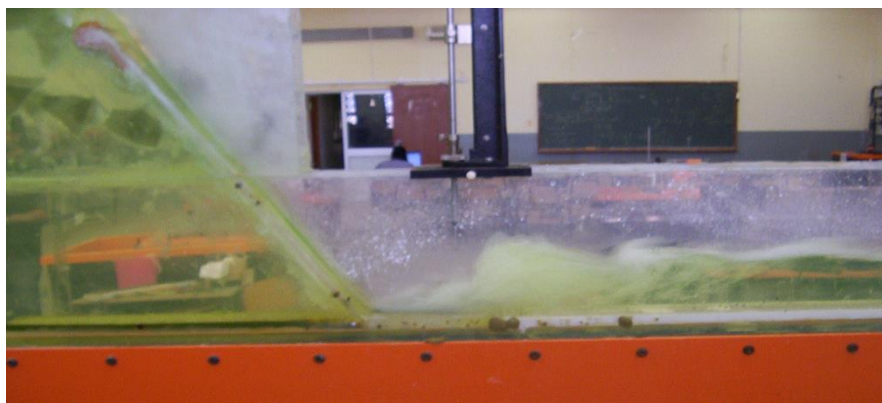
F_1	VREDNOSTI (E_L/y_1)	
	Eksperiment	Teorija
13.45	74.82	74.84
11.88	58.90	58.86
10.10	40.43	40.40
9.22	32.00	32.40
8.74	28.20	28.17

5.7. Diskusija

Iz analize dobijenih rezultata sledi da suprotan tok može da stvori prinudan savršen skok koji počinje na suženom preseku. Efikasnost ukrštenog mlaza je maksimalna kada se mlaz nalazi u okviru dužine skoka, po mogućstvu što bliže suženom preseku. Ovo, sa druge strane, dovodi do povećanja protoka kroz otvor i povećanja horizontalne komponente impulsa ukrštenog mlaza koji udara u glavni tok. Zbog toga, rastojanje otvora x_s treba da dosegne položaj suženog preseka x_c , ali uz malo odstupanje, da bi se izbegao zapljuskujući skok.

Postavljanje suprotnog toka na suženi presek ili malo pre njega dovodi do stvaranja zapljuskujućeg mlaza, kao što je prikazano na Slici 5.30. Sa druge strane, kada je ukršteni mlaz postavljen iza skoka dobija se neznatan uticaj na karakteristike skoka.

Takođe je primećeno da, sa povećanjem širine otvora iznad testiranih vrednosti, dolazi do formiranja velikog skoka, kao što je prikazano na Slici 5.31. Ovo je stoga što povećanje širine otvora dovodi do povećanja protoka toka, a to dovodi do povećanja horizontalne komponente impulsa suprotnog mlaza koja deluje na glavni tok. Ovo dovodi do toga da je rezultanta momenata dva toka usmerena na gore i izaziva pojavu velikog skoka, dužine znatno veće nego u prethodnim slučajevima.



Slika 5.30. Formiranje zapljuskujućeg skoka



Slika 5.31. Formiranje velikog skoka

Iz dobijenih rezultata vidi se da je maksimalna relativna širina suprotnog toka iznad koje se javlja veliki skok, $b/y_1 \approx 1.0$. Zbog toga, širina mlaza b ne bi trebalo da dosegne kontrakovanu dubinu da bi se izbegla pojava ovakvog velikog skoka.

6. Praktična primena

6.1. Uvod

Kao što je naglašeno u prvom poglavlju, osnovni zadatak energetskih disipatora je da smanje dužinu korita i time svedu troškove izgradnje na minimum.

U ovom poglavlju biće dat primer dizajna konstrukcije ukrštenog mlaza (disipatora suprotnog toka), koji izlazi iz otvora na čvrstoj podlozi i rasipa energiju padajućeg mlaza sa sedlastog ogee preliva. Za praktičnu primenu, karakteristike otvora: položaj, širina i ugao nagiba treba da budu podešeni da omogućavaju stvaranje prinudnog savršenog skoka umesto odbijenog. Poglavlje sadrži i numeričku analizu koja treba da omogući bolje razumevanje detalja konstrukcije, kao i odgovarajuće teorijske i empirijske formule.

Treba napomenuti da je predstavljena studija ograničena rasponom posmatranih parametara kao i da se prethodno izračunate vrednosti mogu koristiti u proceduri dizajna, a to su:

1. Froude-ov broj, $F_1 = 8.74 - 13.45$.
2. Relativna širina otvora, $\delta_2 = b/y_1 = 0.20 - 1.0$.
3. Ugao nagiba otvora, $\theta = 45^\circ$.
4. Relativan protok kroz otvor, $Q_s/Q_T = 0.10 - 0.44$.
5. Relativan položaj suženog preseka, x_c/y_1 može se naći iz:

$$x_c/y_1 = 0.044F_c^2 - 1.3F_c + 20 \quad (6.1)$$

6. Relativan položaj otvora, x_s/y_1 može se naći iz:

$$x_s/y_1 = 1.4F_c^2 - 23F_c + 110 \quad (6.2)$$

7. Relativna dužina prinudnog skoka može se naći iz:

$$L_j/y_1 = 1.12F_1^2 - 23.44F_1 + 162.6 \quad (6.3)$$

6.2 Dostupni podaci

U praksi, da bi se kontrolisala hidraulična konstrukcija kao što je ogee preliv, potrebni su sledeći podaci, Slika 6.1.:

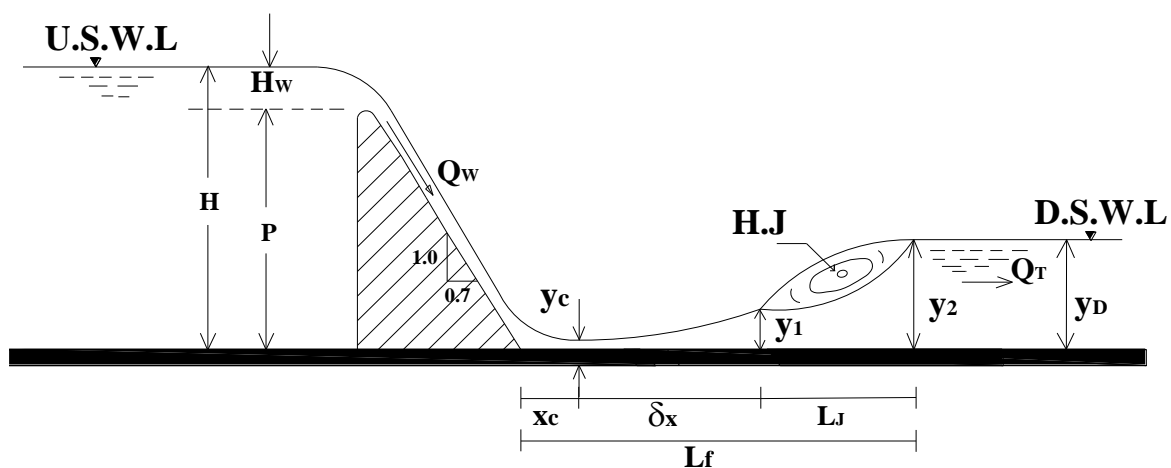


Fig. 6.1. Uslov slobodnog skoka

1. Protok kroz zadnji deo kanala, Q_T .
2. Visina brane, H .
3. Visina zadnjeg dela vode, y_D .
4. Karakteristike preseka preлива B sa bočnim nagibima.
5. Visina vrha preлива, p .

6.3. Postupak konstrukcije

Veoma je važno ispitati vrstu, položaj i dužinu formiranog skoka da bi se mogle ustanoviti odgovarajuće dimenzije energetskeg disipatorskog sistema. Sledeći koraci ovo ilustruju.

1. Posmatrajmo slučaj slobodnog skoka, bez ukrštenog mlaza, tj. $Q_s = 0$. Tada je

$$Q_w = Q_T.$$

2. Odredimo kontrakovanu dubinu y_c koristeći izraz (3.18), tako da je:

$$y_c = \frac{H_0}{3} \left[1 - 2 \cos \left(\frac{\gamma}{3} + \frac{\pi}{3} \right) \right],$$

gde je $\gamma = \cos^{-1} \left[1 - \frac{6.75}{C_v^2} \left(\frac{y_{c_r}}{H} \right)^3 \right]$, $C_v = 1.0 + 0.07 \ln \frac{H_w}{p}$ i

$$y_{c_r} = \sqrt[3]{\left(\frac{Q_w}{B} \right)^2 \left(\frac{1}{g} \right)}.$$

3. Pretpostavljajući $y_2 = y_D$, nađimo y_1 , tako da je: $y_1 = \frac{y_2}{2} \left(\sqrt{1 + 8F_2^2} - 1 \right)$.
4. Ako je $y_1 \leq y_c$, to znači da će formirani skok biti ili potopljen ili savršen. U oba slučaja nisu potrebni dodatni elementi da bi se stabilizovao formirani skok.
5. Ako je $y_1 > y_c$, formirani skok biće odbijeni, i početak skoka biće na određenom rastojanju δx , Slika 6.1. U ovom slučaju, skok se pomera napred ka temelju brane, i samim tim, smanjuje se dužina korita.

Drugi način da se definiše vrste skoka je putem Slike 5.6. na sledeći način:

- (i) Izračunati F_0 iz:

$$F_0 = \frac{Q_T}{\sqrt{BgH^3}} \quad (6.4)$$

(ii) Izračunati vrednost H/y_2 .

(iii) Ako se tačka $(F_0, H/y_2)$ nalazi levo ili na granici krive savršenog skoka, tada će skok biti potopljen ili savršen. Ako se tačka $(F_0, H/y_2)$ nalazi desno ili na granici krive savršenog skoka, tada će skok biti odbijeni.

Sledeći koraci bi bili:

6. Izračunati dužinu formiranog skoka iz: $L_f = 10.3y_1(F_1 - 1)^{0.81}$.

7. Odrediti rastojanje δx između suženog preseka i preseka na kome je dubina jednaka početnoj dubini mlaza y_1 :

$$\delta x = \frac{E_C - E_1}{S_E - S_0} \quad (6.5)$$

$$E_C = y_c + \frac{v_c^2}{2g} \quad (6.6)$$

$$E_1 = y_1 + \frac{v_1^2}{2g} \quad (6.7)$$

gde je S_0 nagib korita i S_E srednji hidraulični gradijent između dva preseka koji se može odrediti iz Manning-ove jednačine:

$$S_E = \frac{n^2 Q_T^2}{2B^2} \left[\frac{1}{(y_c)^{10/3}} + \frac{1}{(y_1)^{10/3}} \right] \quad (6.8)$$

gde je n is Manning-ov koeficijent.

8. Odrediti rastojanje x_c koristeći izraz (6.1).

Sada ukupna dužina L_f može da se nađe iz: $L_f = x_c + \delta x + L_f$. Dužina L_f može se smanjiti upotrebom predloženog disipatora energije.

9. Izabрати relativnu vrednost protoka kroz otvor Q_s/Q_T , a zatim naći Q_w iz:

$$Q_w = Q_T \left(1 - \frac{Q_S}{Q_T} \right) \quad (6.9)$$

10. Naći visinu brane H_w korišćenjem izraza:

$$Q_w = \frac{2}{3} C_d B \sqrt{2g} H_w^{3/2} \quad (6.10)$$

Prvo treba pretpostaviti da je $C_d = 0.72$, zatim koristeći metod sukcesivne aproksimacije naći vrednost C_d koristeći sledeći izraz iz (Sinieger and Hager, 1985):

$$C_d = 0.5775 \left[1 + \frac{4 \left(\frac{H_w}{H_D} \right)}{9 + 5 \left(\frac{H_w}{H_D} \right)} \right] \quad (6.11)$$

gde je H_D modelovana visina, a zatim naći stvarnu visinu brane H_w .

11. Izračunati kontrakovanu dubinu y_c koja se odnosi na Q_w , izračunato iz koraka (9) i izraza (3.18), zatim naći F_1 uzimajući $y_1 = y_c$ i izračunati odnos konjugovanih dubina $\psi = y_2/y_1$, iz izraza (3.48).

12. Izračunati rastojanje x_s preko izraza (6.2).

13. Izračunati stvarnu vrednost odnosa konjugovanih dubina $\bar{\psi}$ na sledeći način:

(i) Pretpostaviti pogodnu vrednost za relativnu širinu otvora $\delta_2 = b/y_1$.

(ii) Naći visinu otvora h_s iz:

$$h_s = H - [y_1 + x \tan \alpha] \quad (6.12)$$

gde je $x = x_s - x_c$, $\tan \alpha = (y_2 - y_1)/L_J$ i iz izraza (6.3) naći L_J :

$$L_J/y_1 = 1.12F_1^2 - 23.44F_1 + 162.6$$

(iii) Naći koeficijent protoka C_{d_s} iz:

$$Q_S = C_{d_s} (b)(B) \sqrt{2gh_s} \quad (6.13)$$

(iv) Naći vrednosti β_2 , a i b a zatim koristeći (3.46), naći $\bar{\psi}$. Ako je $\bar{\psi}$

dovoljno blizu ψ , onda su pretpostavljene vrednosti Q_s/Q_T i b/y_1 odgovarajuće. Ako to nije slučaj, pretpostaviti druge vrednosti i ponoviti sve dok nije $\bar{\psi} \approx \psi$.

14. Izračunati dužinu \bar{L}_f , u slučaju prinudnog skoka, gde je $\bar{L}_f = x_c + L_J$.

15. Naći skraćenje dužine korita ΔL_f za dva slučaja, sa i bez ukrštenog mlaza,

$\Delta L_f = L_f - \bar{L}_f$ pri čemu je procentualno smanjenje ΔL_f % :

$$\Delta L_f = \frac{L_f - \bar{L}_f}{L_f} \times 100 \quad (6.14)$$

6.4. Primer

Dati podaci:

- Ukupan protok, $Q_w = 18.0 m^3/sec$.
- Kanal je pravougaonog preseka sa širinom korita, $B = 3.0m$.
- Visina brane, $H = 17.0m$.
- Dužina vrha preлива, $p = 15.0m$.
- Konstruisana visina vrha preлива, $H_D = 2.50m$.
- Dubina zadnjeg dela vodenog mlaza, $y_D = 3.25m$.

Procedura

1. Ispitivanje vrste skoka

Pretpostavimo da otvor ne postoji tj. $Q_s = 0$, tada je: $Q_w = Q_T = 18.0 m^3/sec$.

$H = 17.0m$, $H_w = 2.0m$ i $p = 15.0m$.

$$C_v = 1 + 0.07 \ln \frac{2}{15} = 0.859.$$

$$y_c = \sqrt[3]{\left(\frac{18}{3}\right)^2 \left(\frac{1}{9.81}\right)} = 1.542m.$$

$$\gamma = \cos^{-1} \left[1 - \frac{6.75}{(0.859)^2} \left(\frac{1.542}{17}\right)^3 \right] = 6.70^\circ.$$

$$y_c = \frac{17.0}{3} \left[1 - 2 \cos \left(\frac{6.70}{3} + \frac{180}{3} \right) \right] = 0.387m.$$

Pretpostaviti da je $y_2 = y_D$, tada je: $F_2 = \frac{18}{3(3.25)\sqrt{(3.25)9.81}} = 0.327$, i:

$$y_1 = \frac{3.25}{2} \left(\sqrt{1 + 8(0.327)^2} - 1 \right) = 0.588m.$$

S obzirom da je $y_1 > y_c$, tada će formirani skok biti odbijeni, Slika 6.2-a., a njegova dužina može biti određena iz izraza (5.5), gde je: $L_j = 10.3y_1(F_1 - 1)^{0.81}$, a

$$F_1 = \frac{18.0}{3(0.588)\sqrt{(0.588) \times 9.81}} = 4.25 \text{ i } L_j = 10.3(0.588)(4.25 - 1)^{0.81} = 15.73m.$$

Ovaj rezultat takođe se može dobiti primenom krive savršenog skoka date na Slici 5.6.:

$$F_0 = \frac{18}{3(17)\sqrt{(17) \times 9.81}} = 0.0273 \text{ i } H/y_2 = 17/3.25 = 5.230.$$

Unošenjem koordinata (0.027, 5.23), dobija se da se nalazi na desnoj strani krive, tj. u zoni odbijenog skoka.

2. Odrediti rastojanje δ_x između suženog preseka i preseka dubine y_1

$$\delta_x = \frac{E_C - E_1}{S_E - S_0} \text{ gde je:}$$

$$E_c = y_c + \frac{v_c^2}{2g} = 0.387 + \left(\frac{18}{3 \times 0.387} \right)^2 \times \frac{1}{2 \times 9.81} = 12.64m,$$

$$E_1 = y_1 + \frac{v_1^2}{2g} = 0.588 + \left(\frac{18}{3 \times 0.588} \right)^2 \times \frac{1}{2 \times 9.81} = 5.89m,$$

$S_0 = 0$, pošto je korito horizontalno i $S_E =$ srednji hidraulični gradijent između dva preseka koji se može odrediti iz Manning-ove jednačine:

$$S_E = \frac{n^2 Q_T^2}{2B^2} \left[\frac{1}{(y_c)^{10/3}} + \frac{1}{(y_1)^{10/3}} \right], \quad n = 0.017 \text{ tj.}$$

$$S_E = \frac{(0.017)^2 (18)^2}{2(3)^2} \left[\frac{1}{(0.387)^{10/3}} + \frac{1}{(0.588)^{10/3}} \right] = 0.154 \text{ odakle je:}$$

$$\delta x = \frac{12.64 - 5.89}{0.154} = 43.83m.$$

3. Odrediti rastojanje x_c od temelja brane do suženog preseka preko izraza (6.1),

Kako je:

$$x_c / y_c = 0.044(F_c^2) - 1.3(F_c) + 20.0,$$

$$F_c = \frac{18}{3(0.387)\sqrt{(0.387) \times 9.81}} = 7.96, \text{ tada je:}$$

$$x_c = 0.387(0.044(7.96)^2 - 1.3(7.96) + 20.0) = 4.81m.$$

Prema tome, minimalna zahtevana dužina L_f je:

$$L_f = x_c + \delta x + L_J = 4.81 + 43.83 + 15.73 = 64.37m.$$

Dužina L_f se može smanjiti upotrebom predloženog disipatora ukrštenog mlaza.

4. Ako je relativna vrednost protoka otvora $Q_s/Q_T = 0.25$ i $\theta = 45^\circ$, tada je:

$$Q_s = 0.25 \times 18 = 4.5 \text{ m}^3/\text{sec} \text{ and } Q_w = 18 - 4.5 = 13.5 \text{ m}^3/\text{sec}.$$

5. Visina brane H_w se može naći iz izraza:

$$Q_w = \frac{2}{3} C_d B \sqrt{2g} H_w^{3/2}.$$

Pretpostaviti da je $C_d = 0.72$, pa je: $13.5 = \frac{2}{3} (0.72)(3) \sqrt{2g} H_w^{3/2}$, odakle je:

$$H_w = 1.65 \text{ m}.$$

Iz izraza (6.11), nalazi se stvarna vrednost C_d :

$$C_d = 0.5775 \left[1 + \frac{4 \left(\frac{H_w}{H_D} \right)}{9 + 5 \left(\frac{H_w}{H_D} \right)} \right], \rightarrow C_d = 0.5775 \left[1 + \frac{4 \left(\frac{1.65}{2.5} \right)}{9 + 5 \left(\frac{1.65}{2.5} \right)} \right] = 0.70.$$

Stvarna vrednost H_w nalazi se preko metode sukcesivne aproksimacije. Tako je:

$$13.5 = \frac{2}{3} (0.7) (3) \sqrt{2g} H_w^{3/2} \therefore H_w = 1.68 \text{ m},$$

$$\therefore C_d = 0.703, H_w = 1.67 \text{ m}, \rightarrow C_d = 0.703 \quad \mathbf{Ok}.$$

$$\therefore \text{Dobijena vrednost } H_w = 1.67 \text{ m}$$

6. Odrediti kontrakovanu dubinu y_c za $Q_w = 13.5 \text{ m}^3/\text{sec}$. Odavde:

$$y_c = \sqrt[3]{\left(\frac{13.5}{3.0} \right)^2 \left(\frac{1}{9.81} \right)} = 1.27 \text{ m},$$

$$C_v = 1 + 0.07 \ln \frac{1.67}{15} = 0.846 \text{ m},$$

$H = 15 + 1.67 = 16.67 \text{ m}$ i koristeći izraz (3.18), kontrakovana dubina je:

$$y_c = 0.296m .$$

Da bi se formirao savršen skok uzeti da je $y_1 = y_c = 0.296m$ i $y_2 = y_D = 3.25m$. Tada je:

$$F_1 = \frac{13.5}{3(0.296)\sqrt{(0.296) \times 9.81}} = 8.93 ,$$

$$x_c = 0.296(0.044(8.93)^2 - 1.3(8.93) + 20) = 3.52m ,$$

$$x_s = 0.296(1.4(8.93)^2 - 23(8.93) + 110) = 4.81m \text{ i}$$

$$\therefore x = x_s - x_c = 4.81 - 3.52 = 1.29m .$$

$$\text{Odnos konjugovanih dubina je } \psi = \frac{y_2}{y_1} = \frac{3.25}{0.296} = 10.98 .$$

7. Naći stvarnu vrednost odnosa konjugovanih dubina $\bar{\psi}$

Prvi pokušaj:

Pretpostaviti da je $b = 0.15m$, a zatim $\delta_2 = \frac{b}{y_1} = \frac{0.15}{0.296} = 0.507$. Koeficijent

protoka kroz otvor C_{d_s} može se naći iz izraza (6.13) gde je:

$$Q_s = C_{d_s}(b)(B)\sqrt{2gh_s}$$

Koristeći $L_J/y_1 = 1.12F_1^2 - 23.44F_1 + 162.6 = 42.60$, tada je:

$$L_J = 42.6(0.296) = 12.61m ,$$

$$\tan \alpha = \frac{y_2 - y_1}{L_J} = \frac{3.25 - 0.296}{12.61} = 0.234 ,$$

$$h_s = H - (y_1 + x \tan \alpha) = 16.67 - (0.296 + 1.29(0.234)) = 16.07m , \text{ tada je:}$$

$$4.50 = C_{d_s} (0.15)(3)\sqrt{2 \times 9.81 \times 16.07}, \rightarrow C_{d_s} = 0.563 .$$

Sada naći stvarnu vrednost odnosa konjugovanih dubina $\bar{\psi}$ koristeći izraz (3.46):

$$\delta_2 = 0.507 \quad , \quad \beta_2 = 0.563 \left[\frac{(8.93)^2}{2(0.846)^2} - \frac{1.29}{12.43} (10.98 - 1) \right]^{0.5} = 4.16 ,$$

$$a = -[1 + 2(8.93)^2 - 4(4.16)^2 (0.507)^2 \cos 45^\circ] = -147.90 ,$$

$$b = 2[(8.93)^2 + 2\sqrt{2}(8.93)(4.16)(0.507) + 2(4.16)^2 (0.507)^2] = 283.83 ,$$

$$N = \cos^{-1} \left[\frac{-283.83}{2\sqrt{(147.9/3)^3}} \right] = 114.20^\circ \quad \text{i}$$

$$\bar{\psi} = 2\sqrt{(147.9/3)} \cos(114.2/3) = 11.06 \approx \psi = 10.98 \quad \mathbf{OK} .$$

Dužina L_f u slučaju ukrštenog mlaza je $L_f = x_c + L_J = 3.52 + 10.22 = 13.74 \text{ m}$.

8. Smanjenje dužine korita = $64.13 - 13.74 = 50.39 \text{ m}$.

Ako se otvor nalazi na rastojanju $x_s = 4.80 \text{ m}$, ugao nagiba je $\theta = 45^\circ$, a $b = 0.15 \text{ m}$.

Procentualno smanjenje dužine korita je:

$$\Delta L_f = \frac{64.37 - 13.74}{64.37} \times 100 = 78.66\% \approx 79\% .$$

A procentualno smanjenje dužine skoka:

$$\Delta L_J = \frac{15.48 - 12.61}{15.48} \times 100 = 18.54\% \approx 19\% .$$

Slika 6.2-b. prikazuje krajnje vrednosti konstrukcije.

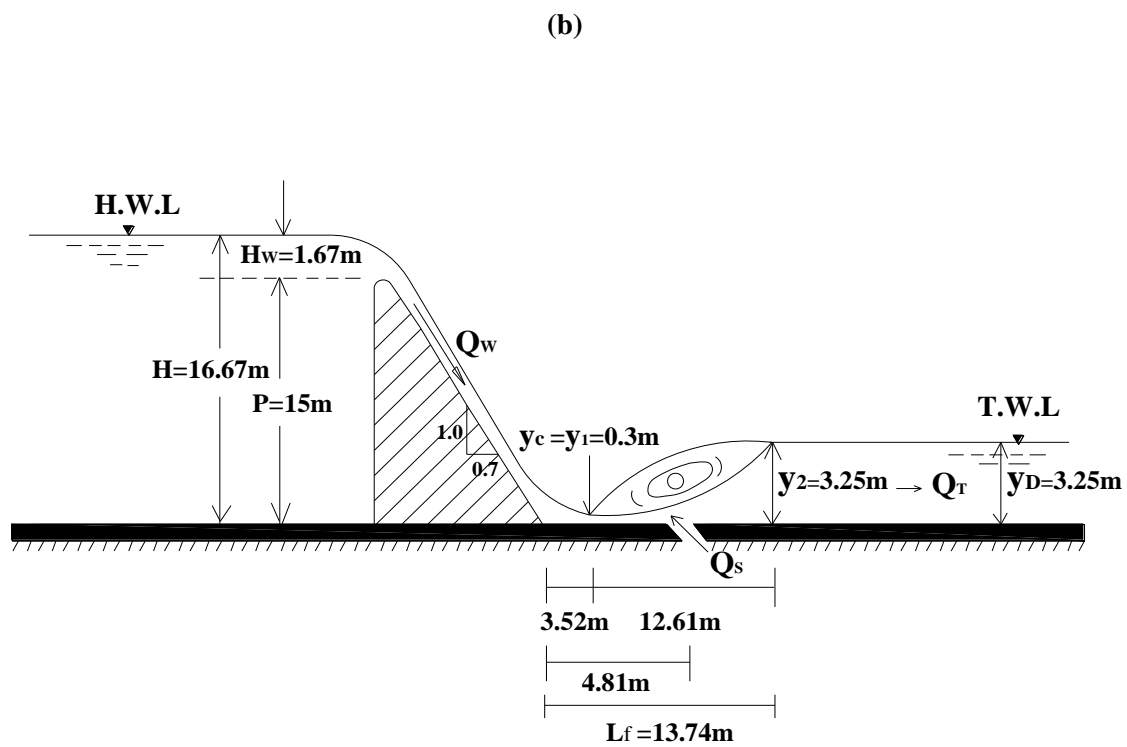
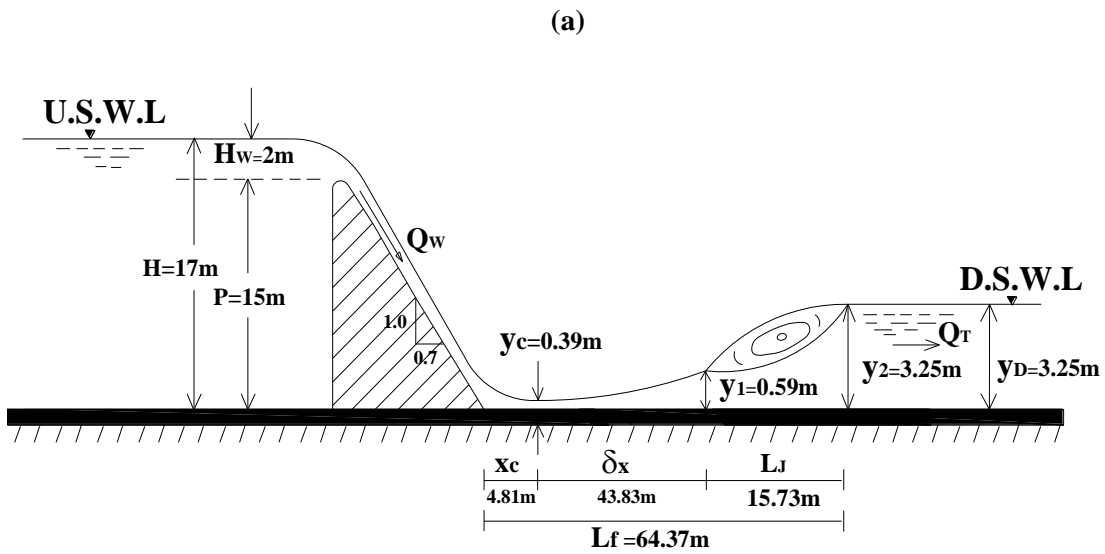


Fig. 6.2. Definicija formiranog skoka (a) odbijeni skok i (b) prisilan skok

7. Zaključak i preporuke za dalja istraživanja

7.1 Uvod

U ovom radu sprovedena je obimna analitička i eksperimentalna studija za ispitivanje suprotnog toka kao metode disipacije energije kod dvostrukog sedlastog preliva. Dobijeni rezultati pokazuju da je pomoću ove vrste disipatora moguća veoma efikasna kontrola hidrauličnog skoka koji se formira nizvodno od preliva. Disipator u formi suprotnog toka može se uspešno koristiti za pretvaranje tzv. odbijenog hidrauličnog skoka ne samo u savršeni skok, već takođe i u potopljeni, čime se značajno smanjuje dužina basena, a samim tim i troškovi izgradnje. U isto vreme, može se značajno smanjiti dubina zadnjeg dela vodenog toka, za oko 77% svoje početne vrednosti, za istu vrednost Froude-ovog broja F_1 i istu početnu dubinu.

Dobijeni rezultati, zajedno sa razvijenim formulama (3.46) i (3.53), mogu su upotrebiti za predviđanje odnosa konjugovanih dubina $\psi = (y_2/y_1)$ i gubitka energije kod hidrauličnog skoka. Dodatno, izraz (3.62) može poslužiti za ispitivanje vrste slobodnog skoka, tj. da li je on potopljeni, savršen ili odbijeni.

Grafički prikazi su dati za slučaj slobodnog savršenog skoka kao i za slučaj prinudnog, bilo savršenog ili potopljenog, za vrednosti Froude-ovog broja od 8.74 do 13.45. Osobine prinudnog skoka su prikazane pomoću četiri bezdimenzione varijable: odnos konjugovanih dubina (y_2/y_1) , relativna dužina skoka (L_j/y_1) , relativan gubitak energije (E_L/y_1) i relativan protok kroz otvor (Q_S/Q_T) . Ove varijable su međusobno nezavisne, povezane sa Froude-ovim brojem vodenog toka kao i sa relativnim dimenzijama suprotnog toka: položajem (x_s/y_1) , širinom (b/y_1) i uglom nagiba (θ) .

7.2 Zaključci

Na osnovu analize i diskusije teorijskih i eksperimentalnih rezultata, dobijenih u ovom radu, mogu se izvesti sledeći zaključci:

- 1- Predloženi disipator može dovesti do formiranja prinudnog skoka sa početkom na suženom preseku.
- 2- Povećanje vrednosti Froude-ovog broja (F_1) dovodi do povećanja: odnosa konjugovanih dubina (y_2/y_1), relativne dužine skoka (L_J/y_1), relativnog gubitka energije (E_L/y_1) i relativnog protoka kroz otvor (Q_S/Q_T). Postavljanjem suprotnog toka u okviru dužine prostiranja prinudnog savršenog skoka, što bliže suženom preseku, daje minimalne vrednosti odnosa konjugovanih dubina i dužine skoka kao i maksimalnu vrednost gubitka energije.
- 3- Suprotan tok pod uglom nagiba $\theta = 45^\circ$ daje minimalne vrednosti odnosa konjugovanih dubina i dužine skoka kao i maksimalnu vrednost gubitka energije.
- 4- Povećanje širine otvora dovodi do smanjenja odnosa konjugovanih dubina i dužine skoka, kao i malog povećanja gubitka energije. Širina otvora ne bi trebalo da dostigne vrednost kontrakovane dubine, u suprotnom dolazi do formiranja velikog skoka.
- 5- Relativan protok kroz otvor se povećava kada je: (i) otvor postavljen neposredno iza kontrakovane dubine, (ii) ugao nagiba otvora $\theta = 45^\circ$, (iii) širina otvora povećava i (iv) vrednosti Froude-ovog broja F_1 su veoma velike.
- 6- Suprotan tok smanjuje dužinu basena potrebnu za odbijeni skok za 79%, dok smanjenje dužine samog skoka iznosi 19%.
- 7- Suprotan tok dovodi do malog povećanja u gubitku energije od oko 5% za $\theta = 45^\circ$.
- 8- Suprotan tok dovodi do smanjenja odnosa konjugovanih dubina do 23%.
- 9- Suprotan tok može smanjiti dužinu basena, formiranjem potopljenog umesto slobodnog savršenog skoka, za oko 65% i sa odnosom potopljavanja od 1.74.

7.3 Preporuke

Na osnovu navedenih zaključaka mogu se ustanoviti sledeće preporuke:

- 1- Disipator suprotnog toka se preporučuje kod vodenih tokova koji padaju preko nagnutih površina zbog svoje velike efikasnosti.
- 2- Preporučuje se da položaj suprotnog toka bude neposredno iza suženog preseka.
- 3- Širina suprotnog toka ne bi trebalo da prelazi vrednost kontrakovane dubine.
- 4- Za ugao nagiba otvora preporučuje se vrednost 45° .
- 5- Izrazi (3.46), (3.53) i (3.62) se preporučuju za određivanje vrednosti odnosa konjugovanih dubina, energetske gubitka i vrste formiranog skoka, respektivno.

7.4 Smernice za buduća istraživanja

S obzirom da je nemoguće razmotriti sve aspekte ovoga problema u okviru jednog rada, preporučuje se proširenje datog razmatranja sledećim stavkama:

- 1- Ispitati uticaj suprotnog toka na raspodelu brzina duž prinudnog skoka i nizvodno od njega.
- 2- Ispitati mogućnost postavljanja dva uzastopna suprotna toka i njihov uticaj na osobine prinudnog hidrauličnog skoka.
- 3- Ispitati uticaj suprotnog toka njegovim postavljanjem na samu nagnutu površinu.
- 4- Ispitati proces disipacije energije u samom suprotnom toku i potencijalne probleme koji se javljaju usled kavitacije.

8. Literatura

1. Abd El Kawi A. M. Khalifa and Jone A. Mc Corquodale (1992), "Simulation of the radial hydraulic jump", *J. Hydraulic research*, 30, No. 2. PP. 149-163.
2. Abd El Salam, et al., (1986), "Roughened bed stilling basin", *Bulletin of the faculty of engineering, Ain Shams University*, No. 19, Vol. 1, Cairo, Egypt. PP. 178-198.
3. Abd El Salam, M. et al., (1985), "Effect of length of roughened bed on rectangular hydraulic jump", *Bulletin of the faculty of engineering, Ain Shams University*, No. 16, Vol. 1, Cairo, Egypt. PP. 263-279.
4. Abd El Salam, M. et al., (1985), "Effect of roughened bed on the design of stilling basins for low head irrigation structures", *Bulletin of the faculty of engineering, Ain Shams University*, No. 17, Vol. 1, Cairo, Egypt. PP. 281-303.
5. Abd El Salam, M. et al., (1987), "Location and length of bed roughness in stilling basins", *Bulletin of the faculty of engineering, Ain Shams University*, No. 21, Vol. 1, Cairo, Egypt. PP. 288-312.
6. Abd El Salam, M. Wafaie, Ali, M. T., Mahmoud Abdellateef, and Khaled S. El Kholy (1988), "Effect of expanding transition on flow characteristics in open channels", *Bulletin of the faculty of engineering, Ain Shams University*, No. 22. Vol. 1, Cairo, Egypt. PP.44 -58.
7. Abd EL-Lateef, M. (1986), "Energy dissipation downstream low head irrigation structure using bed roughness" Ph.D. thesis, Ain Shams University, Cairo, Egypt.
8. Abourohim, M. A. (1991). Characteristics of flow over ungated ogee weir spillway. *Alexandria Eng. Journal*, Vol.30, No. 3, July.
9. Abourohim, M. A. (1997). "Local scour downstream Culvert outlets", *Alex. Eng. Journal*, Vol. 36, No. 1, January.
10. Adam, A. M., Ruff J. F. and Al Qaster, G. (1993), "Characteristics of B-Jump with differential toe locations", *ASCE*, Vol. 119, No. HY 8, PP. 938-948.
11. Alghwail, Amad Deen A., (2016). Alleviation of the scouring problem downstream of dam spillways through a reversed cross-jet flow dissipator. *In*

- The 8th International Conference on Scour and Erosion*. Oxford, UK, 12-15 September 2016. London: CRC Press. 525-534.
12. Alghwail, et al., *Dissipation of mechanical energy over spillway through counter flow*, GRAĐEVINAR, 70 (2018) 5, PP. 377-391.
 13. Alhamid, A. A. (1995), “Effective roughness on horizontal rectangular stilling basin” *Hydraulic engineering software*, Vol. 2, PP. 39-46.
 14. Amador, A. et al. (2009). *Developing Flow Region and Pressure Fluctuations on Steeply Sloping Stepped Spillways*. *J. Hydraul. Eng.*, 135(12): 1092–1100.
 15. Balakin, B., Hoffmann, AC. and Kosinski, P. (2012). *The collision Efficiency in A Shear Flow*. *Chemical engineering science*, 68(1): 305–312.
 16. Barani G. A., Rahnama M. B. and Sohrabipour N. (2005). *Investigation of Flow Energy Dissipation over Different Stepped Spillways*. *American Journal of Applied Sciences* 2 (6): 1101-1105.
 17. Basco, D. (1971-b), “Optimized geometry for baffle blocks in hydraulic jumps”. 14 IAHR congress Paris 2 (B 18) PP.1-8.
 18. Basco, D. and Adams, J. (1971-a),” Drag forces on Baffle blocks in hydraulic jumps” *J. Hydraulic Division ASCE*, Vol.97, No. Hy12.
 19. Baur, T., and Köngeter, J. (1998). *The three-dimensional Character of Cavitation Structures in a Turbulent Shear Layer*. *Proc., 19th IAHR Int. Symp. on Hydraulic Machinery and Cavitation*, Environmental Engineering Society of Singapore, Singapore.
 20. Beichley, G.L. and Peterka, A.J. (1959). “The hydraulic design of slotted spillway buckets”, *ASCE*, Vol. 85, No. Hy10, pp. 2200 (1-36).
 21. Boes, R., and Hager, W. (2003). *Two-phase Flow Characteristics of Stepped Spillways*. *J. Hydraul. Eng.*, 129(9): 661–670.
 22. Bradley, J.N., and Peterka, A.J. (1957), “Hydraulic design of stilling basins”, *J. Hydraulic Division, ASCE*, Vol.83, No. Hy 5, proc paper 1401-1406, pp.1401-1-1406-17.
 23. Bremen, R. and Hager, W. H. (1993),” T jump in abruptly expanding channel ‘*J. Hydraulic Research* 31 (1), PP 61-78.
 24. Bremen, R. and Hager, W.H (1994),” Expanding stilling basin”. *Proc. Institution Civil Engineers Water, Maritime and Energy* 106, pp 215-228.

25. Chafi, C. et al. (2010). Study of Flow and Energy Dissipation in Stepped Spillway. Jordan Journal of Civil Engineering, 4(1): 1-11.
26. Chamani, M. R. and Rajaratnam N. (1999-b), "Onset of skimming flow on stepped spillways". J. Hydraulic Engineering. 125 (9) PP. 969-971.
27. Chamani, M. R. and Rajaratnam N. (1999-a), ' Characteristics of skimming flow over stepped spillways" J. Hydraulic engineering. 125 (4) PP. 361-368.
28. Chamani, M.R. and Rajaratnam, N. (1994), "Jet flow on stepped spillways", J. Hydraulic Engineering, Vol.120, No. 2, pp.254-259.
29. Chanson, C. (2004). The hydraulics of Open Channel Flow: An introduction. Oxford: Elsevier Butterworth-Heinemann.
30. Chanson, H. (1994 a). "Comparison of energy dissipation between nappe and skimming flow regimes on stepped chutes", ASCE, J. Hydraulic Research, Vol.32, No.2, pp.213-218.
31. Charles E. Rice, and Kem C. Kadavy (1996), "Model study of A roller compacted concrete stepped spillway", J. Hydraulic Engineers 122 (6), PP. 292-297.
32. Chow V. T, (1959) "open channel hydraulics" McGraw-Hill book Company, Chapter 15, PP. 414-425.
33. Christodoulou, G. C. (1993), "Energy dissipation of stepped spillways". J. Hydraulic Engineering, 119 (5) PP. 664-650.
34. Crummett, W. and Western, A. (1994). University Physics: Models and Applications. USA: WCB/McGraw-Hill.
35. Diez-Cascon, J. Blanco, J.L. Revilla, J. & Garcia, R (1991), "Studies on the hydraulic behavior of stepped spillways". Water power & dam construction 42 (9) PP. 22-26.
36. EhabWafaie, A. M. (1987) "Use of bed Roughness in energy dissipation downstream irrigation structures", M. Sc. Ain Shams University, Cairo, Egypt.
37. EhabWafaie, A. M. (1990), "Design of roughened bed radial stilling basins applied to Egyptian Practice", PhD, Ain Shams University, Cairo, Egypt.
38. El Azizi, Iman, (1985), "A study of the submerged hydraulic jump in stilling basins for low head irrigation structures", M. Sc. Thesis, Ain Shams university, Cairo, Egypt.

39. El- Saiad. A. A. (1994),” Erosion and Rip-rap Design for Hydraulic Structures’ Protection “, theises submitted to Ph. D degree in civil engineers, Zagazig University, Zagazig. Egypt.
40. Elganainy, M. A. (1984), “Braking of flow over glacis weirs by means of cross jets”, The Bulletin of the Faculty of Engineering, Alexandria University, Vol XXIII.
41. Elniazy, et al., (1988), “Optimum height of bed roughness in stilling basins”, Bulletin of the faculty of engineering, Ain Shams University, No. 22. Vol. 1, Cairo, Egypt. PP.59-73.
42. Felder, S. and Chanson, H. (2011). Energy Dissipation down a Stepped Spillway with Non-Uniform Step Heights. Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, 137(11): 1543-1548.
43. France, P. W. (1981a), “Analysis of the hydraulic jump within a diverging rectangular channel”, proc. Instn civil engineers, part 2, June, 71, PP. 369-378.
44. French, R. H. (1994), “Open channel hydraulics”, McGraw-Hill international Editions PP. 435-439.
45. Frizell, K., Renna, F., and Matos, J. (2013). Cavitation Potential of Flow on Stepped Spillways. J. Hydraul. Eng., 139(6), 630–636.
46. Gamal, M. and Abd El- Aal (1995),” control of hydraulic jump in contracted streams by gradual expansion”, Ph.D thesis, Zagazig University, Zagazig, Egypt.
47. Gamal, M., Abd El-Aal (1999),” Study of hydraulic jump in gradually expanding rectangular channel”, Scientific bulletin, Faculty of engineering, Ain Shams University.
48. Garde, R. J. (1970). “Irrigation of motion in Hydrodynamically Rough Surface-critical velocity approach”, JIP, Vol. 27, No. 3, July.
49. Geoffrey G. S. et al., (1999).” Hydraulics of Skimming flow on modeled stepped spillways”. J. Hydraulic Engineering Vol. 125 (5), PP. 500-510.
50. Gobran, A. A. M. (1982), “Effect of artificially roughened bed on the characteristics of the hydraulic jump in two dimensional flow”, M. Sc. Thesis, Alexandria university. Alexandria, Egypt.

51. Gomasta, S. K., Mittal, M. K., & Pande, P. K. (1977), "Hydrodynamic Forces on baffle blocks in hydraulic jump". 17 IAHR Congress Baden - Baden 4 (C56) PP.453-459.
52. Grace, J. L. (1980). "Erosion control at culvert outlets", presented at the ASCE annual Meeting, Hollywood, Fla, October.
53. Hager, W. (2007). *Scour in Hydraulic Engineering*. Proceedings of the ICE - Water Management, 160(3): 159 –168.
54. Hager, W. H. (1985b), "B-Jump at Abrupt channel drops". J. Hydraulic division 111(5) PP. 861-866.
55. Hager, W. H. (1985a), "Hydraulics jump in non-prismatic channels". J of hydraulic research, Vol. 23, No. 1, PP. 21-35.
56. Hager, W.H and Sinniger, R. (1985), "Flow characteristics of the hydraulic jump in a stilling basin with an abrupt bottom rise", J of hydraulic research, Vol. 23, PP. 101-113.
57. Hager, W.H. & Kawagoshi, N. (1990), "Hydraulic jump at rounded drop", Proc. Institution civil engineers 89, PP. 443-447.
58. Hager, W.H. (1992), "Energy dissipators and hydraulic jump". Kluwer Academic Publishers: Dordrecht.
59. Hager, W.H. and Damei Li (1992), "Sill-controlled energy dissipator", J. of hydraulic research, Vol. 30, No. 2, PP. 165-181.
60. Hans J. L. and Schiller E. J. (1975), "Hydraulic jump in a rough channel", water power.
61. Helal, EY. (2013). Minimizing Scour Downstream of Hydraulic Structures Using Single Line of Floor Water Jets. Ain Shams Engineering Journal, 5(1): 17-28.
62. Heller, V., Hager, W. and Minor, H. (2005). Ski jump hydraulics. J. Hydraul. Eng., 131(5): 347–355.
63. Hoffmans, G. J. and Pilarczyk, K. w. (1995). "Local scour downstream of Hydraulic Structures", J. Hydraulic Engineering, ASCE, Vol.121, No.4.
64. Ismail, A.A (2003), " Dissipation of water energy on inclined surfaces by dispersing the flow". M.Sc. thesis, Alexandrian University, Alexandria, Egypt.

65. Iyer, C. O., and Ceccio, S. L. (2002). *The influence of Developed Cavitation on The flow of a Turbulent Shear Layer*. Phys. Fluids, 14(10), 3413–3431.
66. Juon, R. and Hager, W. (2000). *Flip Bucket without and with Deflectors*. J. Hydraul. Eng., 126(11): 837–845.
67. Kao, T. Y. (1971) “Hydraulic jump assisted by cross jet”, Proc. ASCE, J. Hydraulic division 97(HY 12), PP: 2037-2050.
68. Khatsuria, R. M. (2005). *Hydraulics of Spillways and Energy Dissipators*, Dekker, New York.
69. Koch, K. (1968), “Die gegenseitiges trahlablenkung auf horizontal sohle” Bericht 18, versuchsanstalt fur wasserbau, Technische universitat Munchen, Germany.
70. Lopardo, R. A., Orellano, J. A. & Vernet, G. F. (1977),” (Baffle Piers subjected to flow -induced vibrations” 17 IAHR Congress Baden—Baden 4 (C55) PP. 445-452.
71. Manoochehr, F., et al. (2011). Reduction of Stilling Basin Length with Tall End Sill. Journal of Hydrodynamics, 23(4): 498-502.
72. Marriott, M., Featherstone, R. and Nalluri, C. (2009). *Civil Engineering Hydraulics*. Chichester: Wiley-Blackwell.
73. McPherson, M.B. and Karr, M.H (1957). “A study of bucket-type energy dissipator characteristics”, ASCE, Vol83, No. Hy 3, pp.1266 (1-18).
74. Mohamed Ali, H. S. (1991), “Effect of roughened bed stilling basin on length of rectangular hydraulic jump”, J. Hydraulic engineering, ASCE, Vol. 117, No. HY 1, PP. 83-93.
75. Moore, W. L. and Morgan, C. W. (1959),” Hydraulic jump at an abrupt drop”, Transactions, ASCE, Vol. 124, PP. 507-516.
76. *Theoretische Grundlagen der Fluss- und wildbachverbauung*” Leemann & Cie, Zürich.
77. Nahla, M. A. (1986),” Study of the effect of location and length of roughened beds on flow characteristics in stilling basins”, M. Sc. Thesis, Ain Shams University. Cairo, Egypt.
78. Nani, G. Bhowmik, M. (1975) “Stilling basin design for low Froude number”, Journal of ASCE, Vol. 101, No. HY7, PP. 901-915.

79. Narayana, N. Goel A. and Dudey A. K. (1989), "Journal of Hydraulic Engineering", Vol.115, No.7, paper No. 23624.
80. Nashta, C. F. and Garde, R. J, (1988), "Subcritical flow in rigid-bed open channel expansions", J. Hydraulic research, Vol. 26, No.1, PP. 49-65.
81. Negm, A. M. et al., (1993)," The most efficient pattern for dissipating the energy downstream hydraulic structure". Advances in hydro Science and engineering, Proc. Of the first international conference on hydro science, June 7-11, PP. 943-949.
82. Nettleton, P. C and McCorquodale, J. A. (1989)," Radial flow stilling basins with baffle blocks" Canadian Journal of Civil Engineering 16 (4). PP. 489 -497.
83. Novak, P. and Cabelka, J. (1981). Modes in Hydraulic Engineering: Physical Principles and Design Applications. London: Pitman.
84. Novak, P. et al. (2001 and 2006). Hydraulic Structures. London: Spon Press.
85. O'Hern, T. J. (1987). *Cavitation Inception Scale Effects: I. Nuclei distributions in natural waters. II. Cavitation inception in a turbulent shear flow*. Ph.D. thesis, California Inst. of Technology, Pasadena, CA.
86. Peterka, A.J. (1958), "Hydraulic design of stilling basin and energy dissipators" Engineering monograph 25. US Bureau of Reclamation: Denver, Col. (Appeared also as 7th printing in 1983.
87. Pfister M., Hager W. and Minor H. (2005). *Stepped Chutes: Pre-aeration and spray reduction*. [International Journal of Multiphase Flow](#), 32(2): 269–284.
88. Pfister M., Hager W. and Minor H. (2006). *Bottom Aeration of Stepped Spillways*. J. Hydraul. Eng., 132(8): 850–853.
89. Pillai, N. and Unny, T. E. (1964), "Shapes for Appurtenances in stilling basins", Proc. ASCE, Vol. 90, HY.6, PP.343-347.
90. Rageh O. S. (1999), "Effect of baffle blocks on the performance of radial hydraulic jump", Fourth International water technology conference IWTC99, Alexandria, Egypt. PP. 255-271.
91. Rajan, B. and Shivashankara Rao, K. N. (1980). Design of trajectory buckets. J. Irrig. Power, India, 37(1): 63–76.

92. Rajaratnam, N, Subramanya, K. (1968), “Hydraulic jumps below abrupt symmetrical expansion”, Journal of Hydraulic engineers, ASCE, Vol. 94, HY2, PP. 481-503.
93. Rajaratnam, N. (1990), “Skimming flow in stepped spillways”, J. Hydraulic engineering 116 (4) PP. 587-591; 118 (1) PP. 111-113.
94. Rajaratnam, N. and Chamani, M. R. (1995). “Energy loss at drop”, ASCE, J. Hydraulic Research, Vol.33, No.3, pp.373-384.
95. Ranga Raju, K. G., M. K. Verma, M. S.&Ganeshan, V. R. (1980) “Analysis of flow over baffle blocks and end sill”, J. Hydraulic research 18(3) PP. 227-241.
96. Rice, C. E. and Kern C. Kadavy, (1993), “Protection against scour at SAF stilling basins), J. Hydraulic Engineering, ASCE, Vol. 119, No. Hy. 1, PP. 133-139.
97. Rozanov, N.P and Obidov, B. M. (1987), “Hydrodynamic loads on an apron with cavitating dissipators”. Hydro technical construction 21 (8) pp. 458-460.
98. Rupchand, M. Advani and Pashupati N. Modi, (1971), “Discussion on Hydraulic jump within gradually expanding channel”, J. ASCE, Hy. 10, 1971, PP. 1788.
99. Saad, Hisham (1985), “Study of efficiency of stilling basins downstream of low head irrigation structures”, M. Sc. Thesis, Am Shams University, Cairo, Egypt.
100. Schoklitsch, A. (1930),” Handbuch des wasserbau”. Springer: Wein.
101. Simon, A., Korom, S. (1997) *Hydraulics*. New Jersey: Prentice-Hill, Inc.
102. Sinieger, R and Hage r, W.H. (1985). Flood control by gated spillways. International commission for grand Barrages, Lausanne.
103. Sorensen, R.M. (1985). “skimming flow in stepped spillways.” J. Hydr. Engrg., ASCE, 111(12), 1461-1472.
104. Stephenson, D. (1991),” Energy dissipation down stepped spillways”., Water power & Dam construction 42 (9), PP. 27-30.
105. Tiwari H, Gahlot V. and Goel A. (2010). Stilling Basin Below Outlet Work – An overview. International Journal of Engineering Science and Technology, 2(11): 6380-6385.
106. Tople, S. K. P, Porey, P.D. and Range Raju, K. G. (1986) “Hydraulic jump under the influence of two dimensional cross-jets”, J. Institution Engineers Vol. 66 No.5, PP. 227-283.

107. United State Army corps of engineers (USACE), (1974): Spillway-stilling basin, Hydraulic jump type. Memorandum, by T.E. Murphy. Water way experimentation: Vicksburg, Miss.
108. USBR hydraulic design of stilling basins and energy dissipators, Engineering Monograph, p 92. No.25.
109. Verma, D.V.S. (2000). Stilling Basins for Pipe Outlets Using Wedge-Shaped Splitter Block. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, 126 (3): 179-184.
110. Vischer, D. and Hager, W. (1995). *Energy dissipators*, Balkema, Rotterdam, the Netherlands.
111. Vischer, D. and Hager, W. (1998). *Dam Hydraulics*. Chichester: John Wiley & Sons, Ltd.
112. Vischer, D.L. (1995), "Energy Dissipators" A.A. BALKEMA, Old post Road, Brookfield, USA.
113. Vittal, N. and Al-Garni, A. M. (1992), "Modified type III stilling basin-new method of design", *J. Hydraulic Research*, Vol.30, No.4, pp.485-497.
114. Vittal, N. and Porey, P. D. (1987). "Design of cascade stilling basins for high dam spillways", *ASCE, J. Hydraulic Engineering*, Vol.113, No.2, pp.225-237.
115. Vollmer E. and Abdul Khader, M.H. (1971), "Counter-current energy dissipator for conduit outlets." *Water Power* 23 (7), PP. 260-263.
116. Whittaker J.G. and Jaeggi, M. (1986), "BlockschwellenMitteilog" 91 (D.L. Vischer, editor) *Versuchsanstalt fur wasserbau, Hydrologie und Glaziologie*, ETH: Zurich.
117. Yang, S. L. (1994). "Dispersive-Flow Energy Dissipator", *J. Hydraulic Engineering*, ASCE, Vol.120, No.12, pp.1401-1408.
118. Zare, H.K and Doering, J. C. (2012). Effect of Rounding Edges of Stepped Spillways on The Flow Characteristics. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 39(2): 140–153.