

Univerzitet u Beogradu
Građevinski fakultet

Robert D. Ljubičić

**STRUJANJE U UMIRUJUĆIM BAZENIMA
STEPENASTIH BRZOTOKA**

Doktorska disertacija

Beograd, 2021

University of Belgrade
Faculty of Civil Engineering

Robert D. Ljubičić

**STILLING BASIN FLOW FOR STEPPED
SPILLWAYS**

Doctoral Dissertation

Belgrade, 2021

PODACI O MENTORU I ČLANOVIMA KOMISIJE

Mentor: Prof. dr Ljubodrag Savić, dipl. građ. inž.
Univerzitet u Beogradu, Građevinski fakultet

Komisija: Prof. dr Dušan Prodanović, dipl. građ. inž.
Univerzitet u Beogradu, Građevinski fakultet

Prof. dr Radomir Kapor, dipl. građ. inž.
Univerzitet u Beogradu, Građevinski fakultet

V. prof. dr Đorđe Čantrak, dipl. maš. inž.
Univerzitet u Beogradu, Mašinski fakultet

Doc. dr Budo Zindović, dipl. građ. inž.
Univerzitet u Beogradu, Građevinski fakultet

Doc. dr Damjan Ivetić, mast. inž. građ.
Univerzitet u Beogradu, Građevinski fakultet

Datum odbrane doktorske disertacije: _____

SUPERVISOR AND THE COMMITTEE

Supervisor: Prof. Ljubodrag Savić, PhD Civ. Eng.
University of Belgrade, Faculty of Civil Engineering

Committee: Prof. Dušan Prodanović, PhD Civ. Eng.
University of Belgrade, Faculty of Civil Engineering

Prof. Radomir Kapor, PhD Civ. Eng.
University of Belgrade, Faculty of Civil Engineering

Assoc. Prof. Đorđe Čantrak, PhD Mech. Eng.
University of Belgrade, Faculty of Mechanical Engineering

Assist. Prof. Budo Zindović, PhD Civ. Eng.
University of Belgrade, Faculty of Civil Engineering

Assist. Prof. Damjan Ivetić, PhD Civ. Eng.
University of Belgrade, Faculty of Civil Engineering

Dissertation defense date: _____

Zahvalnica

Srdačnu zahvalnost dugujem najpre svom mentoru, profesoru dr Ljubodragu Saviću, za veliku pomoć i značajan podsticaj za uspešan završetak ove disertacije, ali i na strpljenju koje je bilo neophodno u toku rada sa mnom. Svim članovima komisije zahvalan sam na brojnim konstruktivnim sugestijama i komentarima koji su učinili da moj rad postane kvalitetniji. Posebno sam zahvalan kolegi dr Budi Zindoviću koji je na moje istraživanje i moje tekstove potrošio prekomerne sate i brojne savete. Hvala mojim mlađim kolegama – Filipu Đorđeviću, Ivani Vićanović, Milici Kovačević i Dušanu Marjanoviću – sa kojima sam saradivao u raznim fazama svog istraživanja, i koji su mi svojim radom i zalaganjem neizmerno pomogli. Kolegi Ivoru Kokotoviću, koji je neumorno radio na kreiranju naše merne instalacije, dugujem veliku zahvalnost jer bi bez njega moje istraživanje bilo daleko siromašnije. Na kraju bih zahvalio i kolegi Predragu Vojtu na vrednim savetima u vezi merne opreme i svim merenjima koje smo zajedno obavili.

Kolegama sa Katedre i Instituta za hidrotehniku i vodno ekološko inženjerstvo takođe sam neizmerno zahvalan – ne samo na neiscrpoj podršci, već i zato što su utabale stazu kojom sam poslednjih nekoliko godina gazio. Anji Randelović, Budi Zindović, Damjanu Ivetiću i Milošu Milašinoviću dugujem posebnu zahvalnost jer su na sebe preuzeli dodatne obaveze kako bih svoj rad mogao da (konačno) privedem kraju.

Svu preostalu zahvalnost upućujem svojoj porodici – ocu Dominiku, majci Ružici, bratu Borisu i verenici Milici. Svojim roditeljima zahvalan sam zbog načina na koji su me vaspitali i pripremili za ovaj i sve buduće podvige. Hvala vam što ste izgradili ono na čemu ovaj rad počiva – posvećenost i trud.

Milici, koja mi je bila podrška od prve strane ovog doktorata, od srca zahvaljujem na ukazanom strpljenju i razumevanju dok sam sate i dane ulagao u ovo istraživanje. Bez tebe bi sve ovo bilo daleko teže. Hvala i Luni koja mi je pravila društvo za vreme pisanja najvećeg dela ove disertacije.

Dubok naklon upućujem svima koji su u mene verovali čak i kad ja to nisam činio.

STRUJANJE U UMIRUJUĆIM BAZENIMA STEPENASTIH BRZOTOKA

Sažetak

Kod preliva visokih brana, umirujućí bazeni predstavljaju najčešće korišćeno rešenje za disipaciju mehaničke energije vode pre njenog ispuštanja u nizvodno rečno korito. Zbog značaja i visoke efikasnosti, umirujućí bazeni detaljno su izučavani, prvenstveno u sprezi sa glatkim brzotocima. Disipacione sposobnosti umirujućih bazena mogu se poboljšati upotrebom različitih stabilizacionih elemenata, čiji efekti omogućavaju smanjenje dužine hidrauličkog skoka, odnosno gabarita bazena. Slični efekti mogu se postići i promenom podužnog nagiba dna bazena.

Razvoj tehnologije valjanog betona pospešio je primenu stepenastih brzotoka, koje (u odnosu na glatke) odlikuje bolja disipacija mehaničke energije. Međutim, uslovi strujanja koji pritom nastaju – intenzivnije mešanje vode i vazduha, praćeno povećanjem dubine – bitno se razlikuju od onih koji su poslužili pri razvoju preporuka za tipske bazene sa stabilizacionim elementima. Iako tipski bazeni i u slučaju stepenastih brzotoka mogu pojačati disipaciju energije, njihovi efekti su slabiji od očekivanih. Zbog toga je od posebnog značaja procena uticaja gabarita i položaja stabilizacionih elemenata tipskih bazena koji su namenjeni za glatke brzotoke, na disipaciju energije u bazenima stepenastih brzotoka.

Ovo istraživanje posvećeno je ispitivanju uticaja koji stepenasta kontura brzotoka ima na efikasnost disipacije mehaničke energije u umirujućem bazenu. Pri tome, ispitani su bazeni sa horizontalnim dnom i bazeni sa dnom u negativnom podužnom nagibu i to, sa i bez, dodatnih stabilizacionih elemenata. Ocena kvaliteta disipacije mehaničke energije sprovedena je prvenstveno na osnovu rezultata merenja dubina i brzina tečenja, za šta su korišćene savremene metode beskontaktnog merenja, bazirane na tehnikama obrade slika iz video zapisa eksperimenta.

Rezultati ovog istraživanja pokazuju da se kvalitet disipacije energije u umirujućim bazenima stepenastih brzotoka može poboljšati korišćenjem drugačijih gabarita, i/ili položaja - rasporeda stabilizacionih elemenata od preporučenih za glatke brzotoke, kao i upotrebom bazena negativnog nagiba dna. Istraživanje stoga daje procenu glavnih parametara strujanja u bazenima sa stabilizacionim elementima, kao i u bazenima negativnog nagiba dna. Značaj ovog istraživanja ogleda se i kroz primenu postojećih i razvoj novih metoda beskontaktnog merenja: (1) uspešno je primenjena tehnika *Laser Particle Image Velocimetry* (Laser PIV) u cilju merenja brzina nizvodno od valjka hidrauličkog skoka i (2) razvijena je metoda za procenu dubina u hidrauličkom kanalu na osnovu slika iz video zapisa. Konačno, na osnovu analize rezultata istraživanja, date su preporuke za projektovanje umirujućih bazena stepenastih brzotoka.

Ključne reči: umirujući bazen, stepenasti brzotok, hidraulički skok, hidraulički model, beskontaktno merenje

Naučna oblast: Građevinarstvo

Uže naučne oblasti: Mehanika nestišljivih fluida i hidraulika, Hidrotehničke konstrukcije i objekti

STILLING BASIN FLOW FOR STEPPED SPILLWAYS

Abstract

Stilling basins are the most commonly used structures for the large dam spillways energy dissipation. Due to their high efficiency, stilling basins (with the hydraulic jumps) are well investigated, mainly for smooth spillways. Energy dissipating capabilities of the stilling basins can be improved with the use of different types of stabilizing elements, which allow for the reduction of the hydraulic jump length and consequently for the size of the stilling basin. Similar effect can be achieved by changing the basin bed slope.

Development of the roller compacted concrete technology has encouraged the use of the stepped spillways which (relative to the smooth spillways) have higher energy dissipation rate. However, the resulting flow conditions (more intense air–water mixing, coupled with higher flow depths) differ from those for which the standardized basins with stabilizing elements were developed. Consequently, the use of standardized basins can increase energy dissipation, but the effects are lower than expected. Hence, the assessment of the effects of the dimensions and position of the standardized-basins stabilizing elements for smooth chutes, on the efficiency of energy dissipation of stepped-spillway basins, is of special interest.

This research concerns the impact that stepped spillway can produce on the energy dissipation efficiency of the stilling basin. Hence, horizontal and negative slope stilling basins were investigated, with and without the use of the stabilizing elements. Assessment of the energy dissipation efficiency is based mainly on the results of depth and velocity measurements, which were performed using contactless methods, based on image processing approach.

Results of this investigation indicate that the energy dissipation quality of stepped spillway stilling basins can be improved using the stabilizing elements for smooth-chute basins, but with modified dimensions and position, as well as using the negative basin bed slopes. Therefore, the estimation of the main flow parameters for the basins with stabilizing elements, and negative–sloped basins is presented. The significance of the research is also shown through the use and development of state-of-the-art contactless measurement techniques: (1) Laser Particle Image Velocimetry (Laser PIV) technique was successfully applied for the estimation of flow velocities downstream of the hydraulic jump roller, and (2) a novel method for the estimation of the flow depths is presented, based on the image processing approach. Ultimately, the analysis of the obtained data provided design recommendations for the stepped-spillway stilling-basin design.

Keywords: stilling basin, stepped spillway, hydraulic jump, hydraulic model, contactless measurement

Scientific field: Civil Engineering

Scientific subfields: Fluid Mechanics and Hydraulics, Hydraulic Structures

PUBLIKACIJE IZ ISTRAŽIVANJA

Članci u časopisima:

1. **Robert Ljubičić**, Ivana Vićanović, Budo Zindović, Radomir Kapor, Ljubodrag Savić (2020) *Image processing for hydraulic jump free-surface detection: coupled gradient/machine learning model*. Measurement Science and Technology. DOI: 10.1088/1361-6501/ab8b22
2. Dušan Marjanović, Ivana Vićanović, **Robert Ljubičić**, Budo Zindović, Ljubodrag Savić (2019) *Detekcija nivoa u laboratorijskim kanalima primenom tehnike obrade slika*. Vodoprivreda. 51 (300-302), pp. 271-280
3. **Robert Ljubičić**, Budo Zindović, Predrag Vojt, Dragutin Pavlović, Radomir Kapor, Ljubodrag Savić (2018) *Hydraulic Jumps in Adverse-Slope Stilling Basins for Stepped Spillways*. Water. 10 (4), pp.460. DOI: 10.3390/w10040460
4. Dušan Marjanović, Ivana Vićanović, **Robert Ljubičić**, Budo Zindović, Ljubodrag Savić (2019) *Detekcija nivoa u laboratorijskim kanalima primenom tehnike obrade slika*. Vodoprivreda. 51 (300-302), pp. 271-280

Izveštavanje na konferencijama:

1. **Robert Ljubičić**, Ivana Vićanović, Budo Zindović, Radomir Kapor, Ljubodrag Savić (2019) *Image Processing for Hydraulic Jump Free-Surface Detection*.: E-proceedings of the 38th IAHR World Congress
2. **Robert Ljubičić**, Filip Babić, Budo Zindović, Radomir Kapor, Ljubodrag Savić (2017) *Estimation of downstream sequent depth in B-F hydraulic jumps for stilling basins of stepped spillways*. Zbornik radova Građevinskog fakulteta. 33 (30), pp. 635-644. DOI: 10.14415/konferencijagfs2017.068
3. **Robert Ljubičić**, Budo Zindović, Ljubodrag Savić (2018) *Adverse-slope stilling basins: machine learning approach to estimation of hydraulic jump features*. Zbornik radova 18. savetovanja SDHI/SDH

SADRŽAJ

SPISAK I POJAŠNJENJA OZNAKA	3
SPISAK SLIKA	11
SPISAK TABELA.....	21
SPISAK PRILOGA	23
1 UVOD.....	25
2 PREGLED LITERATURE.....	31
2.1 Hidraulički skok u horizontalnim kanalima	33
2.2 Hidraulički skok u nagnutim kanalima	41
2.2.1 Skokovi u kanalima pozitivnog nagiba.....	42
2.2.2 Skokovi u kanalima negativnih nagiba	45
2.3 Merenje veličina u hidrauličkom skoku.....	48
2.3.1 Merenje dubina.....	49
2.3.2 Merenje brzina.....	54
2.4 Efekti razmere	59
2.5 Uočeni nedostaci u literaturi	62
3 FIZIČKI HIDRAULIČKI MODEL	63
3.1 Opis	63
3.2 Merna oprema	67
3.3 Protoci i granični uslovi	68
4 METODOLOGIJA	71
4.1 Zadaci	71
4.2 O metodama merenja hidrauličkih veličina putem obrade slika	73
4.3 Određivanje parametara kamere.....	74
4.3.1 Unutrašnji parametri kamere.....	74
4.3.2 Položaj kamere u prostoru.....	78
4.4 Merenje profila dubina	86

4.4.1	Opis metodologije.....	87
4.4.2	Određivanje potrebne dužine trajanja merenja profila dubina.....	97
4.5	Merenje brzina	100
4.5.1	Opis metodologije.....	100
4.5.2	Pretprocesiranje.....	102
4.5.3	Određivanje optimalne veličine oblasti ispitivanja.....	103
4.5.4	Određivanje potrebne dužine trajanja merenja polja brzina.....	108
4.5.5	Metode za identifikaciju vrtloga u polju brzina.....	114
4.6	Rezime metodologije istraživanja	125
5	REZULTATI I DISKUSIJA.....	127
5.1	Hidraulički skok u bazenima horizontalnog dna	127
5.1.1	Opis ispitivanih varijanti	127
5.1.2	Profili dubina.....	130
5.1.3	Kritični nizvodni granični uslov.....	154
5.1.4	Procena dužine skoka	157
5.1.5	Analiza polja brzina	162
5.1.6	Brzine pri dnu umirujućeg bazena.....	184
5.1.7	Analiza vrtloženja u polju brzina	188
5.1.8	Procena protoka na osnovu PIV rezultata.....	195
5.1.9	Procena količine mehurića u toku na osnovu PIV rezultata	198
5.2	Hidraulički skok u bazenima negativnog nagiba dna	203
5.2.1	Bazeni bez elemenata za umirenje.....	206
5.2.2	Bazeni sa elementima za umirenje.....	217
5.3	Dimenzionisanje bazena sa negativnim nagibom dna	224
5.4	Rezime rezultata istraživanja	227
5.4.1	Bazeni horizontalnog dna	227
5.4.2	Bazeni negativnog nagiba dna.....	229
6	ZAKLJUČCI	231
7	PREDLOZI BUDUĆIH ISTRAŽIVANJA.....	233
7.1	Predlozi u vezi metodologije istraživanja.....	233
7.2	Predlozi u vezi ispitivanja umirujućih bazena	234
7.2.1	Bazeni horizontalnog dna	234
7.2.2	Bazeni negativnog nagiba dna.....	234
8	LITERATURA	235
PRILOZI.....		249

Spisak i pojašnjenja oznaka

Skalarne veličine obeležene su *italic* simbolima, npr. h .

Vektorske veličine označene su **bold italic** simbolima, npr. \mathbf{h} .

Matrice su označene uspravnim **bold** simbolima, npr. \mathbf{K}_y .

U [uglastim] zagradama naznačene su jedinice (u osnovnim dimenzijama), ili opseg mogućih vrednosti.

Latinični simboli:

a	1. Amplituda oscilovanja dubine/nivoa vode u umirujućem bazenu [m] 2. Koeficijent u izrazu (4.53)
a, b	1. Koeficijenti osetljivost u konvolucionoj matrici <i>Sobel-Felman</i> operatora \mathbf{K}_y [-] 2. Parametri linearne regresije
a_{ij}	Element matrice \mathbf{A}
a_{max}	Dominantna amplituda oscilovanja dubine/nivoa vode u umirujućem bazenu [m]
A	Površina proticajnog preseka toka [m ²]
$A..B$	Skup vrednosti od A do B sa celobrojnim korakom
A_Ω	Površina oblasti Ω [m ²]
$\ \mathbf{A}\ _F$	Frobenius norma matrice \mathbf{A}
B	= 46 cm, širina prelivne ivice, brzotoka i kanala/umirujućeg bazena [m]
c	Položaj optičkog centra kamere [px]
c_i, c_j	Koordinate centra vrtloga [px ili m]
C	1. Koncentracija vazduha u mešavini [-] 2. $\cos \theta / \cos \varphi$ [-]
\mathbf{C}	Vektor-kolona matrice \mathbf{G}_y ili matrice \mathbf{F} [px]
C_p	Koeficijent vremenske neravnomernosti profila brzina po dubini [-]

C_u	Koncentracija vazduha u mešavini pri jednolikom tečenju u brzotoku [-]
d	Prečnik čestice [m]
d_i	Dužina izmerena na slici [px]
d_r	Dužina izmerena u ravni ispitivanja u hidrauličkom kanalu [m]
D	$= h_2/h_{w1}$ ili $= h_B/h_1$, odnos spregnutih dubina u hidrauličkom skoku [-]
D_1	Konsultovati izraz (5.14) [-]
D_2	Konsultovati izraz (5.14) [-]
D_L	Konsultovati izraz (5.14) [-]
D_2^*	Konsultovati izraz (5.14) [-]
E	Energetska kota [m]
f	1. Fokalno rastojanje kamere [px] 2. Frekvencija oscilovanja dubina/nivoa [m]
$f(X)$	Funkcija nezavisne promenljive X
F	Fokalno rastojanje kamere [m]
\mathbf{F}	„Fuziona“ matrica, proizvod elemenata matrica \mathbf{G}_y i \mathbf{HED} [-]
F_d	Kriterijumska funkcija za procenu položaja kontrolnih tačaka na levom zidu umirujućeg bazena [m ²]
Fr	$= v/\sqrt{gh}$, Frudov broj preseka u horizontalnom kanalu [-]
Fr_φ	$= v/\sqrt{gh \cos\varphi}$, Frudov broj preseka u kanalu pod uglom φ [-]
Fr_{cr}	$= 1$, vrednost Frudovog broja pri kritičnoj dubini [-]
F_T	Kriterijumska funkcija za procenu elemenata matrice homografskog preslikavanja \mathbf{M}
g	$= 9.81 \text{ m/s}^2$, gravitaciono ubrzanje
I_d	$= \tan \theta$, nagib dna kanala [-]
\mathbf{G}_y	Matrica vertikalnih gradijenata slike [-]
h	Dubina vode/mešavine vode i vazduha [m]
\mathbf{h}	Vektor vremenski uprosečenih dubina [m]
h_1	Uzvodna spregnuta dubina u hidrauličkom skoku [m]
h_2	Nizvodna spregnuta dubina u hidrauličkom skoku [m]
$h_{2@xx}$	Spregnuta dubina klasičnog skoka prema izrazu Bélanger-a pri protoku od $xx \text{ L/s}$ [m]
$h_{90,1}$	Dubina mešavine vode i vazduha na nizvodnom kraju brzotoka [m]
$h_{90,u}$	Dubina mešavine vode i vazduha pri jednolikom tečenju [m]
h_a	Dubina ovazdušenog (aerisanog) toka vode [m]

h_B	Nizvodna spregnuta dubina u hidrauličkom skoku na osnovu izraza Bélanger-a [m]
h_C	Kritična dubina [m]
h_{CV}	Vrednost dubine procenjena tehnikama obrade slika [m]
h_e	Visina naličja elementa za umirenje [m]
h_m	Izmerena vrednost dubine [m]
h_w	Dubina neovazdušenog toka vode – „čiste“ vode [m]
$h_{w,1}$	Dubina „čiste“ vode na nizvodnom kraju brzotoka [m]
$h_{w,u}$	Dubina „čiste“ vode pri jednolikom tečenju [m]
h_{xx}	Dubina vode na kojoj koncentracija vazduha iznosi xx% [m]
\bar{h}_j	Vremenski uprosečena dubina na položaju j duž profila dubina [m]
HED	Matrica rezultata segmentacije slike primenom HED metode [0..1]
$H_{dam,u}$	Potrebna visina brane (preliva i brzotoka) da bi se u brzotoku ostvarilo jednoliko tečenje [m]
i, j, k	Indeksi za veličine
I_d	Nagib dna kanala [-]
\mathbf{k}	Vektor koeficijenata radialne distorzije kamere [-]
k_y	Koeficijent u konvolucionoj matrici <i>Sobel-Felman</i> operatora \mathbf{K}_y [-]
\mathbf{K}_y	Konvoluciona matrica <i>Sobel-Felman</i> operatora za vertikalni pravac [-]
L	Ukupna dužina hidrauličkog skoka [m]
L_1	Položaj hidrauličkog skoka na brzotoku prema slici 133 [m]
L_2	Dužina dela hidrauličkog skoka iznad dna umirujućeg bazena prema slici 133 [m]
L_{e1}, L_{e2}, L_{e3}	Dimenzije elementa za umirenje prema slici 10 [m]
L_r	Dužina valjka hidrauličkog skoka [m]
L_T	Konsultovati sliku 133 [m]
m	Nagib nizvodnog lica elementa za umirenje [-]
M	Ukupan broj tačaka unutar oblasti A prilikom određivanja Γ_2 [-]
\mathbf{M}	Matrica unutrašnjih parametara kamere [px]
\mathbf{M}^*	Bezdimenzioni oblik matrice unutrašnjih parametara kamere [-]
Mo	Morton broj [-]
n	Redni broj slike u video zapisu [-]
n_1, n_2, n_3	Indeksi prelamanja svetlosti za različite medijume [-]
n_x, n_y	1. Širina i visina konvolucione matrice <i>Sobel-Felman</i> operatora \mathbf{K}_y [-] 2. Broj vektora brzina u horizontalnom i vertikalnom pravcu polja brzina
N	Ukupan broj slika u video zapisu [-]

N_I	Broj trasera u oblasti ispitivanja kod PIV metode [-]
N_j	1. Broj registrovanih dubina duž zida kanala [-] 2. Broj vektora brzina u vertikalnom profilu polja brzina [-]
N_s	Broj segmenata video zapisa trajanja t_{seg} [-]
N_t	Ukupan broj slika u segmentu video zapisa trajanja t_{seg} [-]
N_V	Broj vektora brzina u polju brzina [-]
p	Percentil [%]
\mathbf{p}	Vektor koeficijenata tangencijalne distorzije kamere [-]
q	Jedinični protok u kanalu [$\text{m}^3/\text{s}/\text{m}$]
Q	Kriterijum detekcije vrtloga prema Hunt, Wray i Moin (1988) [$1/\text{s}^2$]
Q_c	Izračunata vrednost protoka na osnovu rezultata PIV analize [m^3/s]
r	Rastojanje posmatrane tačke od centra vrtloga $\{c_i, c_j\}$ [px ili m]
R	Prečnik vrtloga [- ili m]
R^2	Koeficijent određenosti [-]
R_a	Sila usled pritisaka duž dna nagnutog bazena [N]
Re	Rejnoldsov broj [-]
$RND(\bar{X}, \sigma_X)$	Nasumično generisana vrednost iz normalne raspodele sa srednjom vrednošću \bar{X} i standardnom devijacijom σ_X
R_u	Sila usled pritisaka duž dna stepenastog brzotoka [N]
S	Zatvorena kontura integracije prilikom određivanja cirkulacije γ
\mathbf{S}	Asimetrični deo tenzora gradijenta brzine, brzina rotacije
S_{ku}, S_{kv}	Koeficijent asimetrije skupa horizontalnih i vertikalnih komponenti vektora brzine [-]
SNR	Odnos intenziteta signala i šuma [- ili dB]
Stk	Stoksov broj [-]
t_{seg}	Dužina trajanja segmenta video zapisa [s]
T	Prag intenziteta piksela [0..255]
\mathbf{T}	Matrica homografskog preslikavanja
$\mathbf{Tr}_+, \mathbf{Tr}_-$	Matrice za prebrojavanje trasera u oblasti ispitivanja kod PIV metode
u, v	Komponente brzine u pravcima x, y, z [m/s]
u_{max}	Po apsolutnoj vrednosti najveći intenzitet horizontalne komponente u polju brzina [m/s]
\mathbf{u}_s	Vektor intenziteta vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina [m/s]
u_t	Tangencijalna komponenta vektora brzine u odnosu na centar vrtloga [m/s]
$u_{w,1}$	Brzina tečenja vode na nizvodnom kraju brzotoka [m/s]

\bar{u}_{all}	Prosečna vrednost horizontalnih komponenti vektora brzina u toku eksperimenta [m/s]
\bar{u}_{field}	Prosečan intenzitet horizontalne komponente brzine u polju [m/s]
\bar{u}_j	Intenzitet vremenski osrednjene horizontalne komponente brzine na poziciji j u vertikalnom profilu [m/s]
\bar{v}_{all}	Prosečna vrednost vertikalnih komponenti vektora brzina u toku eksperimenta [m/s]
\bar{v}_{field}	Prosečan intenzitet vertikalne komponente brzine u polju [m/s]
\mathbf{v}_s	Vektor intenziteta vremenski osrednjenih vertikalnih komponenti brzina [m/s]
\bar{v}_j	Intenzitet vremenski osrednjene vertikalne komponente brzine u poziciji j u vertikalnom profilu [m/s]
$V, \mathbf{V} $	Intenzitet vektora brzine \mathbf{V} [m/s]
V_1, V_2	Intenziteti brzine tečenja koje odgovaraju dubinama h_{w1} i h_2 [m/s]
V_{50}	Medijana intenziteta vektora brzine [m/s]
V_p	Vrednost intenziteta vektora brzine percentila $p\%$ [m/s]
V_s	Brzina taloženja čestice u vodi [m/s]
\mathbf{V}	$= \{u, v\}$, vektor brzine [m/s]
\mathbf{V}_Ω	Prosečan vektor brzine u oblasti Ω prilikom određivanja Γ_2 [m/s]
w	Intenzitet vektora vrtložnosti \mathbf{w} [1/s]
\mathbf{w}	Vektor vrtložnosti [1/s]
w_e	Širina naličja elementa za umirenje [m]
w_{min}	Prag intenziteta vrtložnosti za identifikaciju vrtloga u polju brzina [1/s]
w_s, h_s	Širina i visina senzora kamere [m]
W, H	Širina i visina slike [px]
\mathbf{W}_G	Vektor nivoa vode u bazenu dobijenih iz matrica \mathbf{G}_y [px]
\mathbf{W}_F	Vektor nivoa vode u bazenu dobijenih iz matrica \mathbf{F} [px]
We	Veberov broj [-]
x	1. Vrednost apscise 2. Stacionaža u odnosu na uzvodni kraj umirujućeg bazena [m]
x_1	Položaj uzvodnog kraja skoka u odnosu na uzvodni kraj umirujućeg bazena [m]
x_i, y_i	Koordinate tačke u sistemu slike [px]
x_r, y_r	Koordinate tačke u sistemu zida kanala [m]
\mathbf{x}_c	Položajni vektor tačke u odnosu na centar vrtloga $\{c_i, c_j\}$ [px ili m]
\hat{x}, \hat{y}	Normalizovani položaji tačaka na rektifikovanoj slici [px]
$\hat{x}_{dist}, \hat{y}_{dist}$	Normalizovani položaji tačaka na distordovanoj slici [px]

y	Ordinata
Y	Intenzitet piksela ili matrica intenziteta piksela u jednokanalnom prikazu slike [0..255]
z	Kota nivoa [m]
z_{1b}	Kota dna (ili pseudo-dna) u preseku na uzvodnom kraju valjka skoka [m]
z_2	Kota nivoa vode u preseku koji odgovara nizvodnom kraju valjka hidrauličkog skoka, konsultovati sliku 133 [m]
z_{2b}	Kota dna u preseku na nizvodnom kraju valjka skoka [m]
z_2^*	Konsultovati sliku 133 i izraz (5.10) [m]
z_T	Kota tačke T, konsultovati sliku 133 [m]
z_{ust}	Otvorenost ustave definisana kotom u odnosu na proizvoljnu ravan [m]

Grčki simboli:

α	Koeficijent prostorne neravnomernosti brzine u jednačini održanja energije [-]
β	Koeficijent neravnomernosti brzina u jednačini održanja količine kretanja [-]
γ	Cirkulacija u polju brzina [m ² /s]
Γ_2	Kriterijum detekcije vrtloga prema Graftieaux, Michard i Nathalie (2001) [-]
Δl	Rastojanje između vektora u polju brzina [m]
Δx	Horizontalno rastojanje elementa u konvolucionoj matrici <i>Sobel-Felman</i> operatora \mathbf{K}_y od središnje kolone matrice [-]
Δy	a) Stvarna dimenzija objekta prikazanog na slici [m] b) Vertikalno rastojanje elementa u konvolucionoj matrici <i>Sobel-Felman</i> operatora \mathbf{K}_y od središnjeg reda matrice [-]
$\Delta y'$	Prividna dimenzija objekta na slici usled efekta prelamanja svetlosti [m]
ε	Relativna greška ili relativna razlika [%]
η	Koeficijent disipacije mehaničke energije u hidrauličkom skoku [-]
θ	Ugao dna umirujućeg bazena u odnosu na horizontalu [°]
θ_1, θ_2	Upadni ugao i ugao prelamanja svetlosti [°]
ν	Kinematička viskoznost [m ² /s]
ρ	= 1000 kg/m ³ , gustina vode
σ	Intenzitet površinskog napona vode [N/m]
σ_X	Standardna devijacija promenljive X

φ	Ugao dna brzotoka u odnosu na horizontalu [°]
ω	$= h_1/b$ [-]
Ω	Oblast integracije prilikom određivanja Γ_2
$\mathbf{\Omega}$	Simetrični deo tenzora gradijenta brzine, brzina deformacije

Matematički operatori:

*	Operator konvolucije
\odot	<i>Hadamard</i> operator
∇	Gradijent operator

Spisak slika

Slika 1. Šematski prikaz različitih tipova hidrauličkih skokova u okviru glatkih brzotoka i umirujućih bazena.	32
Slika 2. Bezdimenzioni profil hidrauličkog skoka (Rajaratnam i Subramanya, 1968).	36
Slika 3. Bazen tipa USBR II sa preporučenim dimenzijama, preuzeto iz Peterka (1958)...	39
Slika 4. Bazen tipa USBR III sa preporučenim dimenzijama, preuzeto iz Peterka (1958). ...	39
Slika 5. Šema hidrauličke instalacije.....	63
Slika 6. Levo: preliv (varijanta 1); Desno: brzotok (varijanta 1).	64
Slika 7. Skica umirujućeg bazena sa rampom za podešavanje nagiba dna. Rampa podesivog nagiba bila je korišćena samo kod preliva i brzotoka varijante 1. Stepenci na brzotoku nisu prikazani u tačnom broju i razmeri.....	64
Slika 8. Levo: preliv i brzotok (varijanta 2); Desno: umirujući bazen (varijanta 2).....	65
Slika 9. Preliv sa mostovskim stubom (varijanta 2).	65
Slika 10. Skica elementa za umirenje, sa različitim tipovima elemenata korišćenim u istraživanju. Sa leva na desno prikazani su tipovi A, B, C, D i E.....	66
Slika 11. Primeri efekata radijalne distorzije na slikama: (levo) negativna ili jastučasta, (sredina) bez distorzije, i (desno) pozitivna ili bačvasta (Duane, 1971).....	76
Slika 12. Primer uslova za nastanak tangencijalne distorzije: (levo) bez distorzije, (desno) neparalelnost ravni senzora i objektiva, nastanak tangencijalne distorzije.....	77
Slika 13. Primeri položaja kamere u odnosu na hidraulički kanal (Ljubičić i ostali, 2020). ...	78
Slika 14. Različiti tipovi homografskog preslikavanja (Ljubičić i ostali, bez datuma). Tačke označavaju neophodan broj poznatih preslikavanja za procenu matrice homografskog preslikavanja.	79
Slika 15. Gore: originalna slika iz video zapisa za merenje dubina u kanalu; Dole: ortorektifikovani prikaz originalne slike.	81
Slika 16. Skica prelamanja svetlosti prilikom snimanja objekata u kanalu. Crvenom bojom označena je stvarna putanja svetlosnog snopa od granice objekta do kamere, dok je tačkastom linijom označena putanja do prividne veličine objekta u vodi.	83

Slika 17. Kalibraciona ravan u kanalu za $l_3 = 15.5$ cm. Rastojanja kontrolnih tačaka u horizontalnom i vertikalnom pravcu iznose 5 cm.	85
Slika 18. Zavisnost odnosa dužina na slici i dužina u ravni ispitivanja od udaljenosti ravni ispitivanja od desnog zida kanala.	86
Slika 19. Tok metode za detekciju nivoa slobodne površine u hidrauličkom kanalu (Ljubičić i ostali, 2020).	88
Slika 20. Poređenje različitih jednokanalnih prikaza u okolini granice vode i zida kanala. Na slikama je sa desne strane uočljiva i kontrolna tačka na zidu kanala.	89
Slika 21. Prikaz intenziteta piksela odabranog vertikalnog preseka sa slike 20.	90
Slika 22. Šematski primer primene Sobel-Feldman operatora sa dimenzijama konvolucione matrice 3×3 (Ljubičić i ostali, 2020).	91
Slika 23. Primer detekcije nivoa vode primenom Sobel-Feldman operatora (Ljubičić i ostali, 2019).	92
Slika 24. Primer rezultata detekcije ivica: (levo) originalan segment slike, (desno) rezultat analize putem HED metode (Ljubičić i ostali, 2020).	93
Slika 25. Primer rezultata detekcije nivoa vode (Ljubičić i ostali, 2020). Gore: primer hidrauličkog skoka pri protoku od 15.4 L/s sa promenljivom aeracijom skoka u podužnom pravcu; Dole: primer hidrauličkog skoka pri protoku od 34.9 L/s sa ravnomernijom aeracijom toka.	94
Slika 26. Poređenje rezultata detekcije putem gradijent modela i spregnutog modela sa vizuelno osmotrenim vrednostima nivoa vode (Ljubičić i ostali, 2020).	96
Slika 27. Box dijagram apsolutnih vrednosti relativnih razlika srednjih vrednosti dubina iz referentnog snimka i segmenata različite dužine trajanja.	99
Slika 28. Box dijagram apsolutnih vrednosti relativnih razlika standardnih devijacija dubina iz referentnog snimka i segmenata različite dužine trajanja.	100
Slika 29. Levo: princip merenja brzina putem laserske PIV metode (Thielicke i Stamhuis, 2014), desno: primer laserom naglašanih trasera u ravni ispitivanja.	101
Slika 30. Primer rezultata naglašavanja trasera u toku primene PIV metode. Levo: originalna slika; Sredina: CLAHE; Desno: CLAHE + HPF	102
Slika 31. Zavisnost ukupnog broja trasera od praga intenziteta piksela za detekciju trasera.	105
Slika 32. Zavisnost prosečne površine trasera od praga intenziteta piksela za njihovu detekciju.	106
Slika 33. Primer razdvajanja slike na konstantan i varijabilni deo: (A) originalna slika (jednokanalni prikaz), (B) konstantan deo slike/medijana skupa, (C) varijabilni deo slike, (D) detektovani traseri na izvornoj slici A, (E) detektovani traseri na varijabilnom delu slike C.	106
Slika 34. Prostorna raspodela broja trasera za različite veličine oblasti ispitivanja.	107

Slika 35. Prostorna raspodela prosečne veličine trasera u različite veličine oblasti ispitivanja.	107
Slika 36. Histogram učestalosti broja trasera za različite veličine oblasti ispitivanja.....	108
Slika 37. Histogram učestalosti prosečne veličine trasera za različite veličine oblasti ispitivanja.	108
Slika 38. Box dijagram apsolutnih vrednosti relativnih razlika srednjih vrednosti horizontalnih komponenti vektora brzine iz referentnog snimka i segmenata različite dužine trajanja.....	110
Slika 39. Box dijagram apsolutnih vrednosti relativnih razlika srednjih vrednosti vertikalnih komponenti vektora brzine iz referentnog snimka i segmenata različite dužine trajanja.	111
Slika 40. Box dijagram apsolutnih vrednosti relativnih razlika standardnih devijacija horizontalnih komponenti vektora brzine iz referentnog snimka i segmenata različite dužine trajanja.....	111
Slika 41. Box dijagram apsolutnih vrednosti relativnih razlika standardnih devijacija vertikalnih komponenti vektora brzine iz referentnog snimka i segmenata različite dužine trajanja.....	112
Slika 42. Spektrogram horizontalne komponente vektora brzine u tački $z = 0.25h$	113
Slika 43. Spektrogram horizontalne komponente vektora u tački $z = 0.50h$	114
Slika 44. Spektrogram horizontalne komponente vektora u tački $z = 0.75h$	114
Slika 45. Numeričke šeme za diskretizaciju izraza (4.39) za procenu vrtložnosti w , (Luff i ostali, 1999): (a) metod centralnih razlika, (b) metod 8 tačaka, (c) metod centralnih razlika II reda.	116
Slika 46. Skica veličina u vezi sa kriterijumom I^2	118
Slika 47. Levo: primer sintetičkog polja trasera; Desno: polje brzina Rankine-ovog vrtloga.	120
Slika 48. Prikaz polja brzina nestacionarnog Rankine-ovog vrtloga. Levo: u_{ij}^* i v_{ij}^* prema izrazu (4.53); Desno: u_{ij}^* i v_{ij}^* prema izrazu (4.54).	121
Slika 49. Prikaz rezultata detekcije stacionarnog vrtloga: (a) kriterijum vrtložnosti w , (b) kriterijum Q , (c) kriterijum cirkulacije γ za $R = 6$ i (d) kriterijum I^2 za $R = 6$	121
Slika 50. Prikaz polja vrtložnosti w_x, y, u, v za slučaj pokretnog koordinatnog sistema. Levo: u_{ij}^* i v_{ij}^* prema (4.53); Desno: u_{ij}^* i v_{ij}^* prema (4.54).	123
Slika 51. Prikaz polja $Q(x, y, u, v)$ za slučaj pokretnog koordinatnog sistema. Levo: u_{ij}^* i v_{ij}^* prema (4.53); Desno: u_{ij}^* i v_{ij}^* prema (4.54).	123
Slika 52. Prikaz polja cirkulacije $\gamma(x, y, u, v)$ za slučaj pokretnog koordinatnog sistema prema (4.53). Levo: $R = 3$; Desno: $R = 6$	123
Slika 53. Prikaz polja cirkulacije $\gamma(x, y, u, v)$ za slučaj pokretnog koordinatnog sistema prema (4.54). Levo: $R = 3$; Desno: $R = 6$	124

Slika 54. Prikaz polja $\Gamma^2(x, y, u, v)$ za slučaj pokretnog koordinatnog sistema prema (4.53). Levo: $R = 3$; Desno: $R = 6$	124
Slika 55. Prikaz polja $\Gamma^2(x, y, u, v)$ za slučaj pokretnog koordinatnog sistema prema (4.54). Levo: $R = 3$; Desno: $R = 6$	124
Slika 56. Rasporedi elemenata za umirenje, konfiguracije sa elementima tipa A, D i E. ..	128
Slika 57. Rasporedi elemenata za umirenje, validaciona merenja, konfiguracije sa elementima tipa B i C.	128
Slika 58. Profili vremenski osrednjenih dubina za klasičan skok u horizontalnom bazenu, konfiguracija 0/0.	131
Slika 59. Izgled i raspored elemenata kod konfiguracija grupe 7A.	132
Slika 60. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 40 L/s, grupa 7A.	134
Slika 61. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka za konfiguracije 0/7A-3 i 0/7A-4 pri protoku od 40 L/s.	134
Slika 62. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka za konfiguracije 0/7A-3 i 0/7A-4 pri protoku od 40 L/s – uveličani prikaz nizvodne oblasti.	135
Slika 63. Izgled i raspored elemenata kod konfiguracija grupe 7E.	137
Slika 64. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 40 L/s, grupa 7E.	138
Slika 65. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka: poređenje konfiguracija 0/7E-3 i 0/7A-3 pri protoku od 40 L/s.	139
Slika 66. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka: poređenje konfiguracija 0/7E-3 i 0/7A-3 pri protoku od 40 L/s – uveličani prikaz nizvodne oblasti.	139
Slika 67. Izgled i raspored elemenata kod konfiguracija grupe 7A-6E.	140
Slika 68. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 40 L/s, konfiguracije 0/7A-6E-1 do 0/7A-6E-5.	144
Slika 69. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 40 L/s, konfiguracije 0/7A-6E-6 i 0/7A-6E-7.	144
Slika 70. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka: poređenje konfiguracija 0/7E-3 i 0/7A-6E-5 pri protoku od 40 L/s.	145
Slika 71. Izgled i raspored elemenata kod konfiguracija grupe 4-3. Levo: 0/4A-3E-1; Desno: 0/4E-3A.	146
Slika 72. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 40 L/s, konfiguracije grupe 4-3.	148
Slika 73. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka: poređenje konfiguracija 0/7A-1 i 0/4A-3E pri protoku od 40 L/s.	148
Slika 74. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka: poređenje konfiguracija 0/7A-3 i 0/3E-4A pri protoku od 40 L/s.	149
Slika 75. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka: poređenje konfiguracija 0/7E-3 i 0/3E-4A pri protoku od 40 L/s.	149

Slika 76. Izgled i raspored elemenata kod konfiguracija grupe V. Levo: 0/5B; Sredina: 0/5C; Desno: 0/5B-4C.	150
Slika 77. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije grupe V pri protoku od 59.3 L/s.	152
Slika 78. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka: poređenje konfiguracija 0/5B i 0/5C pri protoku od 59.3 L/s.	152
Slika 79. Skica profila nivoa u kanalu kod konfiguracije sa u osnovi zarotiranim elementima tipa A.	153
Slika 80. Levo: 0/4A-3E-4E; Desno: 0/4D-3E-6A.	154
Slika 81. Faze razvoja hidrauličkog skoka pri sniženju nizvodnog graničnog uslova: (a) potpuno stabilan hidraulički skok, (b) početak skoka „nalepljen“ uz elemente za umirenje i pojava podužnih stojećih talasa, (c) hidraulički skok formiran izvan umirujućeg bazena.	156
Slika 82. FFT spektrogrami za četiri tačke duž profila dubina hidrauličkog skoka tipa A pri protoku od 34.9 L/s (Ljubičić i ostali, 2020). Dužina valjka skoka Lr određena je neposrednim merenjem.	160
Slika 83. Promena amplituda dominantnih frekvencija duž profila hidrauličkog skoka tipa A pri protoku 40 L/s.	160
Slika 84. Promena amplituda dominantnih frekvencija duž profila hidrauličkog skoka tipa A u opsegu protoka od 20 do 50 L/s.	161
Slika 85. Poređenje rezultata procene dužine valjka skoka putem dve metode.	161
Slika 86. Skica položaja kamere i mernih ravni u odnosu na desni zid kanala.	163
Slika 87. Primer rezultata procene vektora brzina u mernoj ravni u softveru PIVlab. Isprekidana linija predstavlja minimalni nivo vode u toku video zapisa, dok je donja ivica slike poravnata sa kotom dna u mernoj ravni.	164
Slika 88. Šema definicije koeficijenta vremenske neravnomernosti profila brzina po dubini.	166
Slika 89. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije grupe 7A: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 22.0$ cm, protok 40 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.	167
Slika 90. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije grupe 7A: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 12.0$ cm, protok 40 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.	168
Slika 91. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije grupe 7A: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 5.5$ cm, protok 40 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.	168
Slika 92. Gustine raspodela koeficijenata prostorne neravnomernosti α za konfiguracije grupe 7A: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 22.0$ cm, protok 40 L/s.	169

Slika 93. Gustine raspodela koeficijenata prostorne neravnomernosti α za konfiguracije grupe 7A: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 12.0$ cm, protok 40 L/s.	169
Slika 94. Gustine raspodela koeficijenata prostorne neravnomernosti α za konfiguracije grupe 7A: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 5.5$ cm, protok 40 L/s.	169
Slika 95. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije grupe 7E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 22.0$ cm, protok 40 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.	172
Slika 96. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije grupe 7E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 12.0$ cm, protok 40 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.	172
Slika 97. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije grupe 7E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 5.5$ cm, protok 40 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.	173
Slika 98. Gustine raspodela koeficijenata prostorne neravnomernosti α za konfiguracije grupe 7E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 22.0$ cm, protok 40 L/s.	173
Slika 99. Gustine raspodela koeficijenata prostorne neravnomernosti α za konfiguracije grupe 7E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 12.0$ cm, protok 40 L/s.	174
Slika 100. Gustine raspodela koeficijenata prostorne neravnomernosti α za konfiguracije grupe 7E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 5.5$ cm, protok 40 L/s.	174
Slika 101. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije grupe 7A-6E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 22.0$ cm, protok 40 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.	177
Slika 102. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije grupe 7A-6E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 12.0$ cm, protok 40 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.	177
Slika 103. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije grupe 7A-6E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 5.5$ cm, protok 40 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.	178
Slika 104. Gustine raspodela koeficijenata prostorne neravnomernosti α za konfiguracije grupe 7A-6E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 22.0$ cm, protok 40 L/s.	178
Slika 105. Gustine raspodela koeficijenata prostorne neravnomernosti α za konfiguracije grupe 7A-6E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 12.0$ cm, protok 40 L/s.	179
Slika 106. Gustine raspodela koeficijenata prostorne neravnomernosti α za konfiguracije grupe 7A-6E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 5.5$ cm, protok 40 L/s.	179
Slika 107. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 22.0$ cm, protok 30 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.	181

Slika 108. Gustine raspodela koeficijena prostorne neravnomernosti α za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 22.0$ cm, protok 30 L/s.	181
Slika 109. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 22.0$ cm, protok 40 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.	182
Slika 110. Gustine raspodela koeficijena prostorne neravnomernosti α za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4: profil na stacionaži $x \approx 5.5h2@40, l3 = 22.0$ cm, protok 40 L/s.	182
Slika 111. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4: profil na stacionaži $x \approx 7.0h2@50, l3 = 2.0$ cm, protok 50 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.	183
Slika 112. Gustine raspodela koeficijena prostorne neravnomernosti α za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4: profil na stacionaži $x \approx 7.0h2@50, l3 = 2.0$ cm, protok 50 L/s.	183
Slika 113. Intenziteti brzina duž dna umirujućeg bazena za $l3 = 22$ cm i za odabrane konfiguracije umirujućeg bazena pri protoku od 40 L/s. Tačke označavaju vremenski osrednjene brzine, osenčeni opsezi raspone između percentila 25% i 75%.	186
Slika 114. Intenziteti brzina duž dna umirujućeg bazena za $l3 = 22$ cm i za odabrane konfiguracije umirujućeg bazena pri protoku od 40 L/s. Tačke označavaju vremenski osrednjene brzine, osenčeni opsezi raspone između percentila 5% i 95%.	187
Slika 115. Intenziteti brzina duž dna umirujućeg bazena za $l3 = 22$ cm i za odabrane konfiguracije umirujućeg bazena – verifikaciona merenja pri protoku od 59.3 L/s. Tačke označavaju vremenski osrednjene brzine, osenčeni opsezi raspone između percentila 25% i 75%.	187
Slika 116. Intenziteti brzina duž dna umirujućeg bazena za $l3 = 22$ cm i za odabrane konfiguracije umirujućeg bazena – verifikaciona merenja pri protoku od 59.3 L/s. Tačke označavaju vremenski osrednjene brzine, osenčeni opsezi raspone između percentila 5% i 95%.	188
Slika 117. Gustine raspodela maksimalnih vrednosti Q u polju brzina za konfiguracije grupe 7A, za mernu ravan $l3 = 22$ cm, i pri protoku od 40 L/s.	190
Slika 118. Gustine raspodela maksimalnih vrednosti Q u polju brzina za konfiguracije grupe 7E, za mernu ravan $l3 = 22$ cm, i pri protoku od 40 L/s.	191
Slika 119. Gustine raspodela maksimalnih vrednosti Q u polju brzina za konfiguracije grupe 7A-6E, za mernu ravan $l3 = 22$ cm, i pri protoku od 40 L/s.	191
Slika 120. Gustine raspodela maksimalnih vrednosti Q u polju brzina za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4, za mernu ravan $l3 = 22$ cm, i pri protoku od 40 L/s.	192

Slika 121. Gustine raspodela prosečnih vrednosti $\Gamma_{2avR} = 4$ u polju brzina za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4, za mernu ravan $l_3 = 22$ cm, i pri protoku od 40 L/s.	193
Slika 122. Gustine raspodela maksimalnih vrednosti $\Gamma_{2maxR} = 4$ u polju brzina za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4, za mernu ravan $l_3 = 22$ cm, i pri protoku od 40 L/s.	194
Slika 123. Gustine raspodela prosečnih vrednosti $\Gamma_{2avR} = 6$ u polju brzina za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4, za mernu ravan $l_3 = 22$ cm, i pri protoku od 40 L/s.	194
Slika 124. Gustine raspodela maksimalnih vrednosti $\Gamma_{2maxR} = 6$ u polju brzina za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4, za mernu ravan $l_3 = 22$ cm, i pri protoku od 40 L/s.	195
Slika 125. Poređenje izmerenih protoka i protoka izračunatih na osnovu rezultata PIV analiza.	197
Slika 126. Boxplot prikaz odstupanja računskih od izmerenih protoka u funkciji vrednosti izmerenog protoka.	198
Slika 127. Šematski prikaz karakterističnih izgleda glavnog skupa komponenti vektora brzina u mernoj ravni u zavisnosti od količine mehurića vazduha: (a) bez mehurića, (b) mehurići prisutni u celom polju, (c) mehurići prisutni u gornjoj zoni polja.	198
Slika 128. Primeri različitih intenziteta aeracije u mernoj ravni: (a) 0/5B, $x = 173$ cm, $l_3 = 2$ cm; (b) 0/5C, $x = 138$ cm, $l_3 = 22$ cm; (c) 0/5B-4C, $x = 138$ cm, $l_3 = 12$ cm.	200
Slika 129. Komponente vektora brzine za konfiguraciju bazena 0/5B i za poziciju merne ravni $x = 173$ cm i $l_3 = 2$ cm.	201
Slika 130. Komponente vektora brzine za konfiguraciju bazena 0/5C i za poziciju merne ravni $x = 138$ cm i $l_3 = 22$ cm.	201
Slika 131. Komponente vektora brzine za konfiguraciju bazena 0/5B-4C i za poziciju merne ravni $x = 138$ cm i $l_3 = 12$ cm.	201
Slika 132. Poređenje skoka u bazenu horizontalnog dna (a) i u bazenu negativnog nagiba dna (b).	205
Slika 133. Skica pretpostavljenih rasporeda pritisaka u podužnom preseku hidrauličkog skoka tipa F i B-F (Ljubičić i ostali, 2018).	207
Slika 134. Poređenje tačnosti rezultata različitih metodologija za procenu apsolutnih dužina valjka skokova tipa B, F i B-F (Ljubičić i ostali, 2018).	210
Slika 135. Poređenje izmerenih i računskih vrednosti nizvodne spregnute dubine h_2 za skokove tipa B-F prema različitim metodologijama (Ljubičić i ostali, 2018).	212
Slika 136. Poređenje izmerenih i računskih vrednosti nizvodne spregnute dubine h_2 za skokove tipa F prema različitim metodologijama (Ljubičić i ostali, 2018).	212
Slika 137. Poređenje izmerenih i računskih vrednosti nizvodne spregnute dubine h_2 za skokove tipa B prema različitim metodologijama procene (Ljubičić i ostali, 2018).	213

Slika 138. Poređenje izmerenih vrednosti koeficijenata disipacije energije u hidrauličkom skoku sa vrednostima procenjenim putem izraza (5.20) (Ljubičić i ostali, 2018).	214
Slika 139. Odnos nizvodne spregnute dubine skokova tipa F i B-F i nizvodne dubine skoka prema izrazu Bélanger-a (Ljubičić i ostali, 2018).....	215
Slika 140. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 5.0/7A-1..4 pri protoku od 40 L/s.	220
Slika 141. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 5.0/7D-1, 5.0/4D-1 i 5.0/2D-1 pri protoku od 40 L/s.....	220
Slika 142. Vremenski uprosečeni vektori u polju brzina, konfiguracija 5.0/7D-2, $x = 4.9h_2@40$, $l_3 = 5.5$ cm, pri protoku od 40 L/s.....	221
Slika 143. Vremenski uprosečeni vektori u polju brzina, konfiguracija 5.0/7D-2, $x = 4.9h_2@40$, $l_3 = 22$ cm, pri protoku od 40 L/s.....	221
Slika 144. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za različite konfiguracije u bazenu nagiba dna $\theta = -2.5^\circ$ pri protoku od 40 L/s.....	222
Slika 145. Zavisnost vrednosti leve strane izraza (5.15) od ugla nagiba dna bazena θ	226

Spisak tabela

Tabela 1. Dimenzije elemenata za umirenje, prema oznakama sa slike 10.	67
Tabela 2. Rezultati proračuna hidrauličkih veličina na stepenastom brzotoku prema Boes-u i Hager-u (2003a, 2003b).	70
Tabela 3. Indeksi prelamanja svetlosti za različite sredine/materijale u laboratorijskoj instalaciji, izmerenih za svetlost talasne dužine 589 nm.	82
Tabela 4. Odnosi osmotrenih dužina na slici i izmerenih dužina u ravni ispitivanja.	85
Tabela 5. Poređenje rezultata procene dubina u kanalu putem gradijent i spregnutog modela sa izmerenim dubinama (Ljubičić i ostali, 2020).....	96
Tabela 6. Parametri metode merenja dubina tehnikama obrade slika, detalji u vezi parametara dostupni kod Ljubičić i ostali (2020).	97
Tabela 7. Parametri kamere korišćeni prilikom akvizicije video zapisa za potrebe PIV analiza	101
Tabela 8. Podaci o ispitivanim konfiguracijama u umirujućem bazenu horizontalnog dna.	129
Tabela 9. Podaci o ispitivanim konfiguracijama grupe 7A.	131
Tabela 10. Maksimalne vrednosti dubina za različite učestalosti pojave kod konfiguracija grupe 7A, protok 40 L/s. Vrednosti istaknute podvlačenjem su minimalne vrednosti u pripadajućoj koloni.	133
Tabela 11. Podaci o ispitivanim konfiguracijama grupe 7E.	135
Tabela 12. Maksimalne vrednosti dubina za različite učestalosti pojave kod konfiguracija grupe 7E, protok 40 L/s. Vrednosti u zgradama su relativne razlike u odnosu na konfiguracije grupe 7A na istim pozicijama. Vrednosti istaknute podvlačenjem su minimalne vrednosti u pripadajućoj koloni.	138
Tabela 13. Podaci o ispitivanim konfiguracijama grupe 7A-6E.	140
Tabela 14. Maksimalne vrednosti dubina za različite učestalosti pojave kod konfiguracija grupe 7A-6E, protok 40 L/s. Vrednosti istaknute podvlačenjem su minimalne vrednosti u pripadajućoj koloni.	142
Tabela 15. Podaci o ispitivanim konfiguracijama grupe 4-3.	145

Tabela 16. Maksimalne vrednosti dubina za različite učestalosti pojave kod konfiguracija grupe 4-3, protok 40 L/s. Vrednosti istaknute podvlačenjem su minimalne vrednosti u pripadajućoj koloni.	147
Tabela 17. Podaci o ispitivanim konfiguracijama grupe V, pri protoku od 59.3 L/s.	150
Tabela 18. Maksimalne vrednosti dubina za različite učestalosti pojave kod konfiguracija grupe V, protok 59.3 L/s. Vrednosti istaknute podvlačenjem su minimalne vrednosti u pripadajućoj koloni.	151
Tabela 19. Podaci o konfiguracijama koje nisu detaljno analizirane u istraživanju.	153
Tabela 20. Rezultati analize stabilnosti hidrauličkog skoka odabranih konfiguracija umirujućih bazena pri smanjenju vrednosti nizvodnog graničnog uslova.	156
Tabela 21. Poređenje rezultata procene dužine valjka skoka: istraživač #1 = neposredno merenje metodom površinskih trasera, istraživač #2 = analiza FFT spektrograma profila dubina dobijenih obradom slika iz video zapisa.	159
Tabela 22. Vrednosti koeficijenta vremenske neravnomernosti brzina C_p za različite položaje mernih ravni l_3 kod konfiguracije grupe 7A pri protoku od 40 L/s.	170
Tabela 23. Vrednosti koeficijenta vremenske neravnomernosti brzina C_p za različite položaje mernih ravni l_3 kod konfiguracije grupe 7E pri protoku od 40 L/s.	175
Tabela 24. Vrednosti koeficijenta vremenske neravnomernosti brzina C_p za različite položaje mernih ravni l_3 kod konfiguracije grupe 7A-6E pri protoku od 40 L/s.	180
Tabela 25. Vrednosti koeficijenta vremenske neravnomernosti brzina C_p konfiguracija 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4 pri različitim protocima preko preliva.	184
Tabela 26. Statistički pokazatelji analize vrtložnosti putem kriterijuma Q za različite konfiguracije umirujućih bazena pri protoku od 40 L/s.	190
Tabela 27. Statistički pokazatelji analize vrtložnosti putem kriterijuma T_2 za različite konfiguracije umirujućih bazena i poluprečnike oblasti ispitivanja R pri protoku od 40 L/s.	195
Tabela 28. Analiza komponenti vektora brzina za verifikaciona merenja.	202
Tabela 29. Podaci o ispitivanim konfiguracijama u bazenu ugla nagiba dna $\theta = -5.0^\circ$	219
Tabela 30. Granice stabilnosti ispitivanih konfiguracija bazena ugla nagiba dna $\theta = -5.0^\circ$	219
Tabela 31. Podaci o ispitivanim konfiguracijama u bazenu ugla nagiba dna $\theta = -2.5^\circ$	223
Tabela 32. Granice stabilnosti ispitivanih konfiguracija bazena ugla nagiba dna $\theta = -2.5^\circ$	224
Tabela 33. Proračun parametara tečenja u bazenu za različite vrednosti ugla nagiba dna.	227

Spisak priloga

Prilog 1. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 30 L/s, grupa 7A.....	249
Prilog 2. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 50 L/s, grupa 7A.....	249
Prilog 3. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 30 L/s, grupa 7E.....	250
Prilog 4. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 50 L/s, grupa 7E.....	250
Prilog 5. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 0/7A-3 i 0/7E-3 pri protoku od 40 L/s.....	251
Prilog 6. Opsezi dubina između 1% i 99% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 0/7A-3 i 0/7E-3 pri protoku od 40 L/s.....	251
Prilog 7. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 30 L/s, konfiguracije 0/7A-6E-1 do 0/7A-6E-4.	252
Prilog 8. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 50 L/s, konfiguracije 0/7A-6E-1 do 0/7A-6E-4.	252
Prilog 9. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka: poređenje konfiguracija 0/7A-6E-1 i 0/7A-6E-5 pri protoku od 40 L/s.....	253
Prilog 10. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 0/7A-6E-4 i 0/7A-6E-6 pri protoku od 40 L/s.....	253
Prilog 11. Opsezi dubina između 1% i 99% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 0/7A-6E-4 i 0/7A-6E-6 pri protoku od 40 L/s.....	254
Prilog 12. Opsezi dubina između 1% i 99% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 0/7A-6E-1 i 0/7A-6E-7 pri protoku od 40 L/s.....	254
Prilog 13. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 0/7A-6E-5 i 0/7E-3 pri protoku od 40 L/s.	255
Prilog 14. Opsezi dubina između 1% i 99% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 0/7A-6E-5 i 0/7E-3 pri protoku od 40 L/s.	255
Prilog 15. Poređenje izmerenih i izračunatih relativnih dužina valjka skoka Lr/hw_1 prema izrazu (5.16) za skokove tipa B, F i B-F (Ljubičić i ostali, 2018). Radi poređenja predstavljene i relativne dužine prema metodologiji koju predlažu Bateni i Yazdandoost (2009).	256

Prilog 16. Poređenje izmerenih i izračunatih relativnih dužina valjka skoka Lr/h_2 prema izrazu (5.17) za skokove tipa B, F i B-F (Ljubičić i ostali, 2018).....	256
Prilog 17. Poređenje tačnosti izraza (5.16) i (5.17) za procenu apsolutnih dužina valjka skoka tipa B, F i B-F (Ljubičić i ostali, 2018).....	257
Prilog 18. Poređenje izmerenih i računskih odnosa spregnutih dubina prema izrazu (5.15) za skokove tipa B, F i B-F (Ljubičić i ostali, 2018). Dužine valjka skoka procenjene izrazom (5.16).....	257
Prilog 19. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 5.0/7D-1..3 pri protoku od 40 L/s.	258
Prilog 20. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 5.0/4D-1..4 pri protoku od 40 L/s.	258
Prilog 21. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 5.0/2D-1..3 pri protoku od 40 L/s.	259
Prilog 22. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: konfiguracija 5.0/7D-2 pri protocima od 40 L/s i 58 L/s.	259

1 Uvod

Efikasna disipacija mehaničke energije pri evakuaciji velikih voda predstavlja bitan uslov za funkcionisanje visokih brana. Struktura sistema koji obezbeđuje ispunjenje ovog uslova zavisi od nekoliko činilaca: (1) tipa brane, (2) visine brane, (3) topografskih i geoloških uslova (Savić, 2009). Pod lupom ovog doktorata naći će se visoke gravitacione betonske brane (sa visinom preko 15 m), sa specifičnim sklopom evakuacionog organa – preliv praktičnog profila (Krigerov/Kriger-Oficerov preliv), nizvodno praćen stepenastim brzotokom i okončan umirujućim bazenom u kom se formira hidraulički skok.

Ovakav evakuacioni sistem predstavlja relativno moderan pristup u oblasti hidraulike visokih brana, podstaknut razvojem tehnologije valjanog betona (engl. *roller-compacted concrete*, *rollcrete*, RCC) u toku poslednjih pola veka (Chanson, 1995, 2002b). Tehnologija valjanog betona – upotreba betona sa nižim udelom cementa u odnosu na klasičan beton i brža ugradnja upotrebom mehanizacije za nasute brane – posebno pogoduje izgradnji stepenastih kontura. Investiciona ulaganja za branu od valjanog betona mogu biti značajno manja od brane istog gabarita od klasičnog betona. Dok je hidraulika samih preliva relativno dobro obuhvaćena teorijskim i eksperimentalnim istraživanjima, intenzivna ispitivanja hidraulike tečenja u stepenastim brzotocima započeta su tek krajem XX veka (Sorensen, 1985; Rajaratnam, 1990; Chanson, 1993, 1994, 2002b; Christodoulou, 1993; Chamani i Rajaratnam, 1999; Boes i Hager, 2003b, 2003a). Konsenzus zaključaka istraživanja je da, u odnosu na klasične/glatke brzotoke, stepenasta struktura značajno pojačava intenzitet disipacije mehaničke energije duž brzotoka uz povećanje intenziteta ovazdušenja (aeracije) mlaza i, posledično, njegove dubine.

Čak i kod stepenastih brzotoka, preostala mehanička energija u mlazu je isuviše velika da bi voda mogla bezbedno da se ispusti u nizvodno rečno korito (Boes i Hager, 2003a, 2003b). Najnizvodnija karika u lancu evakuacije velikih voda kod visokih brana je najčešće umirujući bazen (Khatsuria, 2005) koji obezbeđuje disipaciju energije posredstvom hidrauličkog skoka koji se u njemu formira. Efikasnost disipacije energije može se povećati upotrebom naročito projektovanih elemenata za disipaciju energije, što može doprineti i značajnom smanjenju

potrebnih gabarita umirujućeg bazena (Peterka, 1958), a samim tim i investicionih ulaganja. Osnovne karakteristike umirujućeg bazena – na prvom mestu njegova dubina u dužina – zavise prvenstveno od dimenzija samog hidrauličkog skoka koji se u njemu javlja. Ispitivanja na umirujućim bazenima klasičnih (glatkih) brzotoka sistematizovana su po prvi put sredinom XX veka u monografiji u izdanju US Bureau of Reclamation – USBR (Peterka, 1958), u kojoj su date preporuke za deset tipova objekata za disipaciju energije od kojih je čak sedam na bazi umirujućih bazena. Uticaj ove monografije proteže se do današnjice i standardizovani USBR umirujućí bazeni su polazna tačka velikog broja novih poduhvata. Međutim, rezultati primene USBR umirujućih bazena nizvodno od stepenastih brzotoka nisu uvek pružali očekivane rezultate u pogledu efikasnosti disipacije energije (Cardoso, Meireles i Matos, 2007; Frizell, Kubitschek i Matos, 2009; Bung *i ostali*, 2012; Frizell, Svoboda i Matos, 2016), za šta se glavnim uzročnikom smatra izmenjen vertikalni raspored brzina u samom bazenu i povećana aeracija u odnosu na bazene klasičnih brzotoka (Frizell, Kubitschek i Matos, 2009).

U cilju daljih smanjenja potrebnih gabarita umirujućih bazena, kao i povećanja njihove disipacione efikasnosti, ispitivana su i rešenja sa bazenima čije je dno u pozitivnom (pad dna u nizvodnom smeru) ili negativnom nagibu (pad dna u uzvodnom smeru). Od posebnog značaja su bazeni sa negativnim nagibom dna koji pružaju priliku za angažovanje sile težine vode u hidrauličkom skoku u cilju stabilizacije skoka (Beirami i Chamani, 2006, 2010; Defina, Susin i Viero, 2008; Bateni i Yazdandoost, 2009). Međutim, ispitivanja ovakvog tipa bazena do sada su bila sporadična, na šta ukazuje i nedovoljna količina opštih preporuka za projektovanje. Usled dodatne prostorne dimenzije – pošto dno više nije horizontalno javljaju se i vertikalne komponente u jednačinama održanja količine kretanja – računaska složenost ovakvih modela je veća nego kod bazena sa horizontalnim dnom (Beirami i Chamani, 2006, 2010; Bateni i Yazdandoost, 2009; Ljubičić *i ostali*, 2018).

Na osnovu preliminarnih teorijskih i eksperimentalnih istraživanja, postavlja se teza ovog doktorata: *odgovarajućom konfiguracijom umirujućeg bazena može se uvećati intenzitet disipacije mehaničke energije u njemu i obezbediti povoljniji uslovi strujanja u nizvodnom rečnom koritu, nego korišćenjem klasičnih umirujućih bazena.*

U skladu sa ovako definisanom hipotezom, cilj predstojećeg istraživanja je višestruk:

1. Sistematizacija postojećih saznanja o umirujućim bazenima stepenastih brzotoka i identifikacija nedostajućih znanja u oblasti hidraulike umirujućih bazena, kako sa horizontalnim dnom, tako i sa dnom u negativnom nagibu;
2. Merenje i utvrđivanje osnovnih zakonitosti u vezi sa najvažnijim parametrima tečenja u umirujućim bazenima (dubinama i brzinama tečenja) i poređenje istih za bazene:
 - a. sa i bez dodatnih elemenata za disipaciju energije, i

b. sa horizontalnim i negativnim nagibom dna.

U nastavku teksta, jednostavnosti radi, koristiće se pojam *konfiguracije umirujućeg bazena* koji će podrazumevati konkretan nagib dna bazena, ali i broj, gabarit i raspored dodanih konstrukcijskih elemenata za poboljšanje disipacionih osobina bazena („umirenje“) koji se u njemu nalaze;

3. Utvrđivanje granica stabilnosti hidrauličkog skoka u umirujućim bazenima različite konfiguracije, u pogledu promene nivoa vode u nizvodnom koritu;
4. Definisane preporuke za dimenzionisanje umirujućih bazena stepenastih brzotoka.

Za proveru hipoteze pripremljen je fizički model u hidrauličkoj laboratoriji Instituta za hidrotehniku i vodno ekološko inženjerstvo na Građevinskom fakultetu Univerziteta u Beogradu. Model je obuhvatio: (1) prilaznu deonicu jednog prelivnog polja gravitacione betonske brane, (2) preliv praktičnog profila, (3) stepenasti brzotok u nagibu, (4) umirujući bazen sa mogućnošću promene nagiba dna (horizontalno ili sa negativnim nagibom) i (5) deo nizvodnog rečnog korita sa ustavom za upravljanje nizvodnim graničnim uslovom (NGU, dubinom u nizvodnom koritu). Model je opremljen i svom neophodnom mehaničko-električnom opremom za upravljanje graničnim uslovima.

Za razliku od prethodnih istraživanja, merenje relevantnih hidrauličkih veličina u ovom istraživanju zasnovano je na savremenim beskontaktnim mernim metodama. Merenje dubina obavljeno je upotrebom digitalnih kamera i omogućiće detekciju čitavog podužnog profila dubina od početka hidrauličkog skoka do nizvodnog rečnog korita (Ljubičić *i ostali*, 2019). Detekcija profila dubina obavljena je trenutno u čitavom opisanom domenu sa konstantnom frekvencijom uzorkovanja, čime je omogućena analiza kako u vremenskom tako i u frekventnom domenu duž čitavog skoka i u delu nizvodnog korita. Predložena metodologija za merenje dubina omogućila je prikupljanje znatno većeg broja mernih podataka u odnosu na klasične metode (merne igle, ultrazvučni senzori udaljenosti, kapacitivni senzori, senzori elektroprovodnosti, i dr.), što je stvorilo prostor za analizu većeg broja konfiguracija bazena nego u prethodnim istraživanjima.

Na sličan način omogućena su i merenja polja brzina. Naročitim tehnikama zasnovanim na upotrebi digitalnih kamera – Laser PIV – prikupljena je znatna količina podataka o polju brzina za relativno kratko vreme. Naročito postavljenim laserom sa ravanskim poljem osvetljavanja, omogućeno je da se merenja brzina obave za proizvoljnu ravan u podužnom preseku umirujućeg bazena i nizvodnog korita. Merenje polja brzina predloženom metodologijom je trenutno i sa konstantnom frekvencijom uzorkovanja, što je omogućilo obavljanje i naprednijih analiza hidrauličkih uslova u mernom kanalu (u odnosu na merenja klasičnim mernim tehnikama): procenu osrednjenih, fluktuacionih i drugih statističkih parametara na čitavom polju brzina, procenu intenziteta vrtloga nizvodno od valjka

hidrauličkog skoka, pouzdanu procenu preostale mehaničke energije nizvodno od skoka, i dr. Dobijeni parametri omogućili su brzu i efikasnu kvantifikaciju efikasnosti disipacije mehaničke energije pri različitim konfiguracijama umirujućih bazena.

U poglavlju 2 su, na osnovu pregleda dostupne literature, predstavljena dosadašnja saznanja o hidrauličkom skoku uopšte, istraživanja iz oblasti hidraulike umirujućih bazena, kao i za ovu temu relevantna saznanja o hidraulici stepenastih brzotoka. Posebna pažnja posvećena je upravo efektima stepenaste konture brzotoka na uslove strujanja u umirujućem bazenu, kao i relevantnim istraživanjima o uticaju nagiba dna kanala na ponašanje hidrauličkog skoka. Nakon toga, predstavljene su relevantne metode za merenje glavnih hidrauličkih parametara u vezi sa hidrauličkim skokom – dubina i brzina – sa posebnim osvrtom na beskontaktnu metodu merenja.

Poglavljje 3 predstavlja bitna razmatranja vezana za fizički model i mernu opremu: (1) opis fizičkog modela, (2) opis korišćene merne opreme i (3) izbor protoka koji su korišćeni za analize u ovom istraživanju i proračun parametara tečenja na brzotoku za svaki odabrani protok.

U poglavlju 4 je predstavljena metodologija za neinvazivno merenje dubina¹ u laboratorijskim kanalima zasnovana na tehnikama obrade i analize slika. Predložena metodologija upotrebljena je za kontinualno praćenje podužnog profila dubina u čitavom umirujućem bazenu i delu nizvodnog korita. Metodologija objedinjava dva pristupa: (1) analizu polja lokalnih gradijenata na slici i (2) detekciju kontura putem posebne duboke konvolucijske neuronske mreže.

Poglavljje 4 predstavlja i metodologiju za neinvazivnu procenu polja brzina, takođe zasnovanu na obradi slika iz video zapisa. U ovu svrhu korišćena je metoda *particle image velocimetry* (PIV). Korišćena metoda omogućava procenu ravanskog polja brzina na osnovu pomeraja traserskih čestica između dve uzastopne slike. Kako bi se omogućila procena polja brzina u bilo kojoj vertikalnoj podužnoj ravni laboratorijskog kanala, primenjena je i tehnika naglašavanja traserskih čestica pomoću ravnanskog laserskog snopa.

Poglavljje 5 je posvećeno predstavljanju rezultata istraživanja. Opisi svih planiranih hidrauličko-geometrijskih konfiguracija predstavljeni su pre konkretnih eksperimentalnih rezultata. Gde je to bilo moguće, adekvatna analitička diskusija pratila je predstavljanje rezultata modelskih ispitivanja. Na samom kraju poglavlja 5 izvršena je kratka sinteza glavnih rezultata istraživanja.

¹ Izrazi „merenje dubina“ i „određivanje položaja slobodne površine“ u ovom istraživanju ukazuju na isti postupak i cilj.

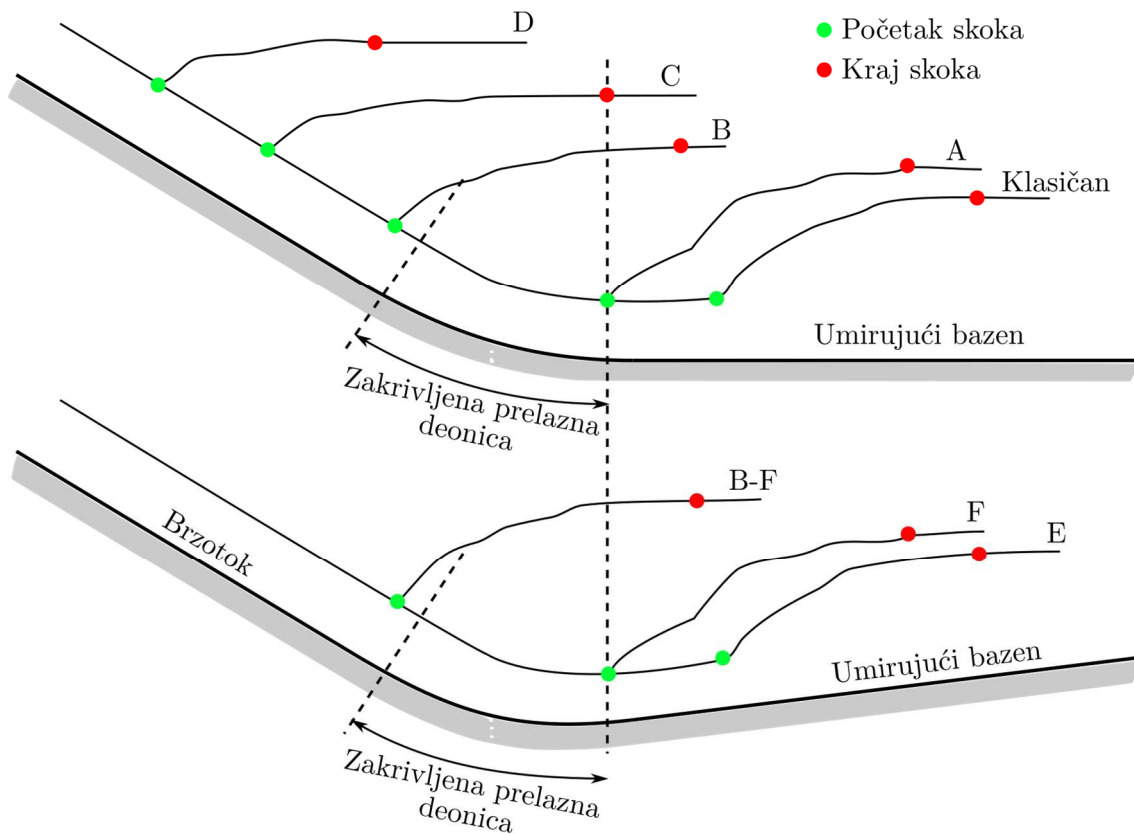
U poglavlju 6 su predstavljeni glavni zaključci istraživanja i data je ocena ispunjenosti ciljeva istraživanja predstavljenih u Uvodu. Na osnovu predstavljenih zaključaka definisani su i potencijalni pravci daljih istraživanja.

2 Pregled literature

U ovom poglavlju biće predstavljen pregled dostupne literature u vezi sa umirujućim bazenima i hidrauličkim skokom u načelu. Literatura u vezi sa stepenastim brzotocima biće predstavljena u onoj meri u kojoj je to neophodno kako bi se adekvatno predstavila problematika predmeta ovog istraživanja. Na kraju poglavlja će se ukratko predstaviti i pregled literature u vezi sa metodologijom prikupljanja eksperimentalnih podataka na hidrauličkom modelu pomoću različitih neinvazivnih metoda.

Iako je najveći broj radova posvećen upravo ponašanju klasičnog hidrauličkog skoka u horizontalnom kanalu, za potrebe ispitivanja združenog efekta brzotoka i umirujućih bazena kod brana, jednako su važna i ispitivanja skokova u kanalima sa nagnutim dnom. Hidraulički skokovi razvrstani su prema nagibu kanala i položaju samog skoka sredinom XX veka (Kindsvater, 1944; Rajaratnam, 1966). Prema tim klasifikacijama, hidraulički skokovi u okviru glatkih brzotoka i umirujućih bazena mogu se razvrstati u sledeće tipove (slika 1):

1. Klasičan hidraulički skok, koji započinje i završava se u potpunosti u horizontalnom kanalu;
2. Skok tipa A, koji započinje na prelazu iz uzvodnog kanala pozitivnog podužnog nagiba u nizvodni horizontalni kanal i u potpunosti se razvija u horizontalnom kanalu;
3. Skok tipa B, koji započinje u uzvodnom kanalu pozitivnog nagiba, a završava u nizvodnom horizontalnom kanalu;
4. Skok tipa C, koji započinje u uzvodnom kanalu pozitivnog nagiba, a završava se na prelazu u nizvodni horizontalni kanal;
5. Skok tipa D, koji započinje i završava se u kanalu pozitivnog podužnog nagiba;
6. Skok tipa E, koji započinje i završava se u kanalu negativnog podužnog nagiba;
7. Skok tipa F, koji započinje na prelazu dva kanala, od kojih je uzvodni pozitivnog podužnog nagiba, a nizvodni negativnog;
8. Skok tipa B-F, koji započinje u uzvodnom kanalu pozitivnog nagiba, a završava se u nizvodnom kanalu negativnog nagiba.



Slika 1. Šematski prikaz različitih tipova hidrauličkih skokova u okviru glatkih brzotoka i umirujućih bazena.

Predstavljena klasifikacija primenjivaće se i u ovom istraživanju. Pri tome, iz razmatranja će se izostaviti takozvani „slabi“ skokovi (engl. *undular jumps*) koji se javljaju pri vrednostima Frudovog broja dolaznog mlaza (neposredno uzvodno od skoka) bliskim kritičnoj vrednosti $Fr_{1,cr} = 1$. Razlog tome je što su, po pravilu, skokovi u umirujućim bazenima visokih brana izrazito snažni i turbulentni, sa vrednostima Frudovog broja preko 10.

Prema metodologiji, istraživanja hidrauličkih skokova mogu se podeliti na:

1. Teorijsko-analitička i empirijska;
2. Integralna i lokalna ispitivanja;
3. Fizičko-modelska i numeričko-simulaciona, i dr.

Način istraživanja u velikoj meri je uslovljen sa dva faktora: (1) cilj ispitivanja i (2) dostupnost i razvijenost metodologije. Prva tačka unapred definiše oblik rezultata istraživanja – analitičke jednačine, empirijske regresije, nomogrami, i dr. Ako se ima u vidu praktična uloga hidrauličkih skokova, razumljivo je što je veliki broj istraživanja posvećen proceni njihovih glavnih, makroskopskih osobina, i što su rezultati najčešće predstavljeni u obliku koji omogućava njihovu efikasnu primenu u inženjerskoj praksi.

2.1 Hidraulički skok u horizontalnim kanalima

Hidraulički skok spada među najizučavanije pojave u celokupnoj hidraulici otvorenih tokova. Razmatranja Bélanger-a na primeru klasičnog skoka u horizontalnom pravougaonom kanalu (1828) ubrajaju se među prva analitička razmatranja skoka i mogu se sumirati čuvenom Bélanger-ovom jednačinom za hidrauličke skokove u pravougaonim kanalima (Bélanger, 1828; Chanson, 2009a):

$$D = \frac{h_B}{h_1} = \frac{1}{2} \left(-1 + \sqrt{1 + 8Fr_1^2} \right), \quad (2.1)$$

gde su h_1 i h_B , redom, dubine u poprečnim presecima kanala neposredno pre i nakon hidrauličkog skoka, a $Fr_1 = V_1/\sqrt{gh_1}$ Frudov broj dolaznog mlaza², pri čemu je V_1 srednja profilska brzina dolaznog mlaza, a $g = 9.81 \text{ m/s}^2$ gravitaciono ubrzanje. Dubine h_1 i h_B , redom, odgovaraju strujanju u burnom i mirnom režimu.

Ova jednačina do danas ostala je polazna tačka mnogih istraživanja, prvenstveno zbog svoje jednostavnosti (model zavisi samo od Fr_1). Međutim, njena jednostavnost ujedno je i glavni izvor potencijalne nepouzdanosti: proračunski model na osnovu kog je dobijena je jednodimenzionalan, ne razmatra se uticaj turbulencije, ovazdušenja (aeracije) mlaza, viskoznosti, trenja po dnu i zidovima, oblika kanala u poprečnom preseku, nagiba dna kanala, i dr. Savladavanje navedenih ograničenja podstaklo je na stotine naučno-istraživačkih poduhvata, sve u cilju što detaljnijeg, tačnijeg i opštijeg opisa jednog od najvažnijih hidrauličkih fenomena.

Jedan od glavnih problema u vezi sa jednačinom Bélanger-a vezan je za njegovu pretpostavku jednodimenzionalnosti hidrauličkog skoka i zanemarenje sile trenja između dva preseka unutar kojih se on razvija. Kod praktičnih problema, pretpostavka jednodimenzionalnosti nije uvek opravdana – u pravougaonim kanalima efekat trenja na njegovim zidovima nije uvek zanemarljiv – usled čega izmereni odnos h_B/h_1 postaje manji od procenjenog, pri čemu se ovaj efekat pojačava sa porastom Fr_1 usled porasta sile trenja na zidovima i dnu kanala (Harleman, 1959). Efekte trenja u graničnom sloju uz nepokretnu konturu ispitivao je (Rajaratnam, 1965) i predložio je prigodnu modifikaciju izraza (2.1).

Monografija USBR-a (Peterka, 1958) sadrži jednu je od najvažnijih potvrda ispravnosti jednačine Bélanger-a za klasične hidrauličke skokove glatkih brzotoka. Pored toga, u monografiji je posebna pažnja posvećena i proceni relativne dužine skoka L , i to na dva načina: (1) u odnosu na dubinu dolaznog mlaza h_1 i (2) u odnosu na nizvodnu spregnutu dubinu h_2 . Iako je pokazano da prvi način procene, L/h_1 obezbeđuje veću korelaciju sa

² Alternativni oblik izraza za Frudov broj je $Fr_1 = V_1^2/(gh_1)$. U ovom radu korišćen je anglo-saksonski oblik izraza za Frudov broj koji je uobičajeniji u hidrauličkoj literaturi.

Frudovim brojem Fr_1 , alternativni način, putem odnosa L/h_2 , postao je uobičajeniji u inženjerskoj praksi, prvenstveno zbog činjenice da je merenje dubine h_2 u mirnom režimu strujanja sa manjom mernom neizvesnosti od merenja dubine h_1 u burnom režimu. Prikazani rezultati modelskih ispitivanja dokazali su da se efikasnost disipacije mehaničke energije povećava sa povećanjem Fr_1 . Međutim, metod procene dužine skoka korišćen u ovom radu neadekvatno je opisan, te se rezultati ne mogu lako reprodukovati. Dužina samog skoka L po definiciji je nešto veća od dužine valjka skoka L_r , pri čemu je drugu veličinu jednostavnije izmeriti. Bez obzira na to, zaključak koji pruža Peterka (1958) – da se relativna dužina skoka L/h_2 za klasične hidrauličke skokove može naći u opsegu 3.8–6.5 – predstavlja jedan od ključnih parametara kod projektovanja umirujućih bazena.

McCorquodale i Khalifa (1983), na bazi analitičkog modela omogućili su nešto detaljniji uvid u činioce koji definišu makroskopske osobine klasičnog skoka – odnos spregnutih dubina, dužinu valjka skoka, raspored brzina u skoku, oblik slobodne površine u podužnom preseku i koeficijent disipacije mehaničke energije. Model zasebno razmatra delove hidrauličkog skoka u blizini zidova i u sredini kanala, kao i efekte trenja po dnu kanala. Međutim, predložena procedura relativno je komplikovana i ne može se direktno primeniti na druge tipove skokova.

Opsežnu sistematizaciju znanja o klasičnom hidrauličkom skoku započeli su Hager i Bretz (1986). Njihova istraživanja obuhvatila su i uticaje pozitivnih stepenika (izdignuti u odnosu na dno bazena) i negativnih stepenika različitih visina na nizvodnom kraju bazena na ponašanje hidrauličkog skoka. Interesantan je zaključak ispitivanja da oblikovanje stepenika nema značajan uticaj na ponašanje skoka, kao i da bazen sa negativnim nizvodnim stepenikom može da obezbedi stabilnost skoka pri čak šest puta većim promenama nizvodnog graničnog uslova od pozitivnog stepenika, premda je skok u ovakvom bazenu duži nego u konfiguraciji sa pozitivnim stepenikom.

Hager i Bremen (1989) ukazali su na to da uticaj sile trenja u deonici kanala u kojoj se formira hidraulički skok može dovesti do odstupanja od odnosa spregnutih dubina koji predviđa jednačina Bélanger-a (kao i kod Rajaratnam (1965)). Analizirajući uticaj zidova pravougaonog kanala na odnos spregnutih dubina kod klasičnog skoka, izneli su zaključak da na taj odnos, osim Frudovog broja dolaznog mlaza, Fr_1 , utiče i Rejnoldsov broj, Re_1 , kao i odnos dubine dolaznog mlaza i širine kanala $\omega = h_1/b$. U slučaju tečenja sa slobodnom površinom, Rejnoldsov broj definiše se najčešće kao $Re = hV/\nu$, gde su h i V dubina tečenja i njoj odgovarajuća srednja profilska brzina, a ν je kinematička viskoznost koja za vodu na temperaturi od 20°C iznosi 10^{-6} m²/s. Na osnovu rezultata predstavljenih u ovom radu, predložen je i numerički kriterijum za procenu značaja efekata razmere hidrauličkog skoka, u funkciji Frudovog i Rejnoldsovog broja. O ovim efektima detaljno je diskutovano u poglavlju 2.4.

Uticaoj sile trenja po dnu kanala na karakteristike hidrauličkog skoka analizirali su Hughes i Flack (1984), i to na veštački ohrapavljenom („korugovanom“) i prirodnom šljunčanom dnu. Rezultati njihovih opsežnih ispitivanja ukazuju na smanjenje odnosa spregnutih dubina i dužine skoka usled dodatnog uticaja sile trenja po ohrapavljenom dnu, ali da je smanjenje odnosa spregnutih dubina značajno tek za $Fr_1 > 3.5$, dok se dužina skoka smanjuje i pri manjim vrednostima Fr_1 .

Na sličan način, Ead i Rajaratnam (2002) ispitivali su ponašanja hidrauličkih skokova u kanalima sa korugovanim dnom. Na osnovu dimenzionalne analize, utvrđeno je da odnos spregnutih dubina zavisi od Frudovog i Rejnoldsovog broja, kao i od relativne hrapavosti korugovanog dna. Relativno smanjenje potrebne nizvodne spregnute dubine za formiranje skoka bilo je oko 25% manje u odnosu na odgovarajuće klasične skokove na glatkom dnu (Peterka, 1958). Međutim, daleko značajnije promene primećene su u vezi sa dužinama valjka skoka, gde je uočeno smanjenje od čak 50%. Poslednji zaključak bitan je za projektovanje umirujućih bazena jer omogućava smanjenje njegovih dimenzija u odnosu na klasične bazene sa glatkim dnom.

Detaljnije ispitivanje skokova u horizontalnim kanalima sa ohrapavljenim dnom predstavili su Carollo, Ferro i Pampalone (2007). Za razliku od istraživanja Ead i Rajaratnam (2002), obuhvaćen je veći opseg relativne hrapavosti dna kanala primenom šljunka različitih granulacija. Međutim, konačni zaključci slični su kao kod Ead i Rajaratnam (2002) – sa povećanjem relativne hrapavosti dna smanjuju se odnosi spregnutih dubina i dužina skoka. Za procenu obe veličine predstavljeni su odgovarajući izrazi u funkciji relativne hrapavosti dna.

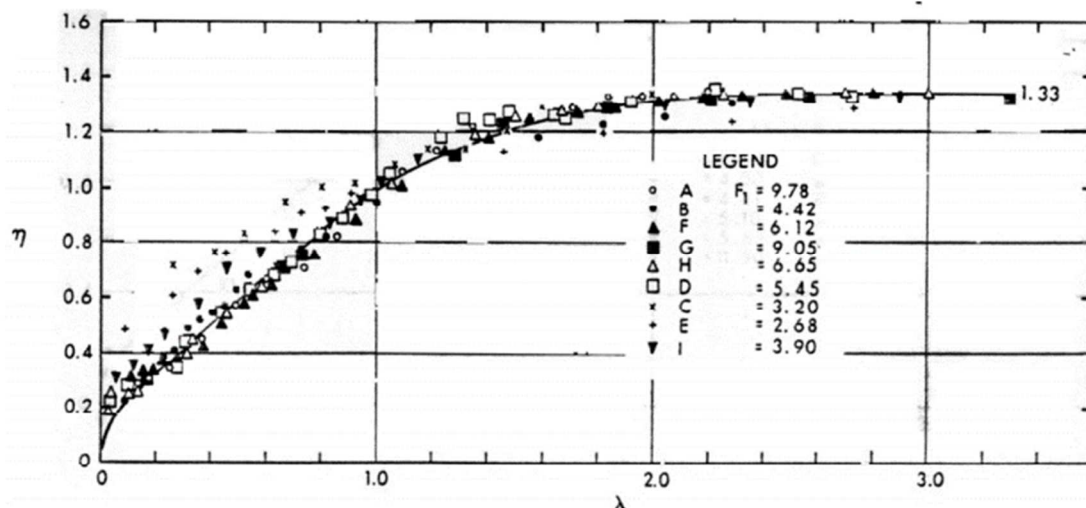
Konačno, Carollo, Ferro i Pampalone (2009) zaokružili su svoja prethodna istraživanja predlaganjem jedinstvenog izraza za procenu odnosa spregnutih dubina, koji važi i u bazenima glatkog i ohrapavljenog dna. Ispravnost predloženog izraza potvrđena je poređenjem sa dostupnim eksperimentalnim rezultatima, a prvenstveno sa Hughes i Flack (1984).

Pagliara i Palermo (2015) predstavili su polu–empirijski izraz za procenu odnosa spregnutih dubina i dužine skoka, ne samo za skokove u horizontalnim bazenima, već i u bazenima sa negativnim nagibom dna $I_d = \{-0.05, -0.10\}$. Ispravnost predloženih izraza proverena je poređenjem sa eksperimentalnim rezultati u dostupnoj literaturi. Na osnovu izmerenih geometrijskih karakteristika, utvrđeno je da se odnos spregnutih dubina smanjuje ne samo sa povećanjem hrapavosti dna kanala već i sa povećanjem nagiba dna, što se može pripisati dejstvu sile težine u suprotnom smeru od smera tečenja vode. Merenjem i vertikalnih profila koncentracije vazduha u mešavini, utvrđeno je i da se sa povećanjem hrapavosti dna uvećava i efekat „uvlačenja“ vazduha u valjak hidrauličkog skoka.

Na osnovu dosadašnjih razmatranja, može se izvesti zaključak da uticaji trenja i nagiba dna kanala mogu smanjiti odnos spregnutih dubina, ali i dužinu (valjka) hidrauličkog skoka, u odnosu na vrednosti koje predviđa izraz (2.1). Osim toga, za potrebe ovog istraživanja važni su i predstavljeni zaključci o tome da povećanje uticaja trenja, odnosno hrapavosti, povoljno utiče na stabilnost hidrauličkog skoka.



Osim odnosa spregnutih dubina, drugi bitan makroskopski parametar hidrauličkog skoka je njegova podužna dimenzija – dužina. Za razliku od vertikalnih dimenzija skoka, dužina se ne može proceniti primenom zakona održanja količine kretanja, niti zakona održanja energije. Stoga su gotovo sva dostupna razmatranja bazirana isključivo na rezultatima modelskih ispitivanja. Neki od prvih pokušaja procene dužine skoka dovela su tu veličinu u vezu samo sa Frudovim brojem Fr_1 (Safranez, 1929; Pietrowski, 1932). Nekoliko godina kasnije, Bakhmeteff i Matzke (1936) pokazali su da se relativna dužina valjka skoka, L_r/h_2 , kreće u rasponu od 4.3 do 5.1 dok se sama relativna dužina smanjuje sa porastom Fr_1 . Poslednji zaključak potvrđen je nešto kasnije u opsežnim ispitivanjima koje je predstavio Peterka (1958). Na osnovu dostupnih eksperimentalnih rezultata Rajaratnam i Subramanya (1968) formirali su bezdimenzioni podužni profil klasičnog hidrauličkog skoka na osnovu kog se može predvideti evolucija dubina u skoku ako su poznate njegove spregnute dubine i dužina (slika 2). Na slici 2 ordinata η predstavlja dubinu vode izraženu u odnosu na vrednost $0.75 \times (h_2 - h_1)$, dok apscisa λ predstavlja bezdimenzione podužne koordinate profila skoka, u odnosu na dužinu koja je potreba za dostizanje dubine $0.75 \times (h_2 - h_1)$ mereno od uzvodnog kraja skoka.



Slika 2. Bezdimenzioni profil hidrauličkog skoka (Rajaratnam i Subramanya, 1968).

Hager, Bremen i Kawagoshi (1990) nadovezali su se na svoje prethodno istraživanje u vezi sa klasičnim hidrauličkim skokom (Hager i Bremen, 1989), ovaj put sa ciljem procene dužine

skoka. Na osnovu sistematizacije dostupne literature, diskutovane su tri dužine karakteristične za skok:

1. Dužina skoka L koja se meri do tačke pojave najveće dubine u podužnom profilu skoka;
2. Dužina L_e koja se meri do tačke gde više ne nastupa erozija dna;
3. Dužina valjka skoka L_r koja se meri do pojave tačke stagnacije na površini skoka, gde dolazi od razdvajanja tečenja u uzvodnom i nizvodnom smeru.

Bitan zaključak je da jedino definicija dužine valjka skoka L_r omogućava relativno dobru ponovljivost merenja. Kao i u istraživanju koje mu je prethodilo (Hager i Bremen, 1989), relativna dužina skoka L_r/h_1 dovedena je u vezu sa Frudovim brojem Fr_1 i odnosom dubine dolaznog mlaza i širine kanala $\omega = h_1/b$, za sve vrednosti $Fr_1 < 8$. Za veće vrednosti Frudovog broja, naglašava se značajan uticaj Rejnoldsovog broja Re_1 na relativnu dužinu skoka, pri čemu konkretan odnos nije definisan u ovom radu.

Na osnovu dostupnih eksperimentalnih rezultata sa rasponom Frudovih brojeva od 2 do 10, Hager (1993) je predložio jednostavan izraz za procenu vremenski osrednjenog podužnog profila klasičnog hidrauličkog skoka. Međutim, u dostupnoj literaturi ne postoje snažni dokazi da predloženi „univerzalni“ profil važi i za druge tipove skokova. Naprotiv, pojedini eksperimentalni rezultati ukazuju na mogućnosti pojave značajnih odstupanja od predložene glatke krive (Nóbrega, Schulz i Zhu, 2014).

Konačno, Castro-Orgaz i Hager (2009) predstavili su ravanski analitičko-empirijski model za procenu osnovnih karakteristika klasičnog hidrauličkog skoka.

U literaturi postoji očita neusaglašenost definicija u vezi sa ukupnom dužinom hidrauličkog skoka, što je prvenstveno posledica nepostojanja jasne granice između oblasti hidrauličkog skoka i uslova tečenja nizvodno od njega. Ovakva granica relativno je jasna isključivo za valjak hidrauličkog skoka, te će se u ovom istraživanju sva razmatranja vezivati upravo za njegovu dužinu L_r , a ne za ukupnu dužinu hidrauličkog skoka L .



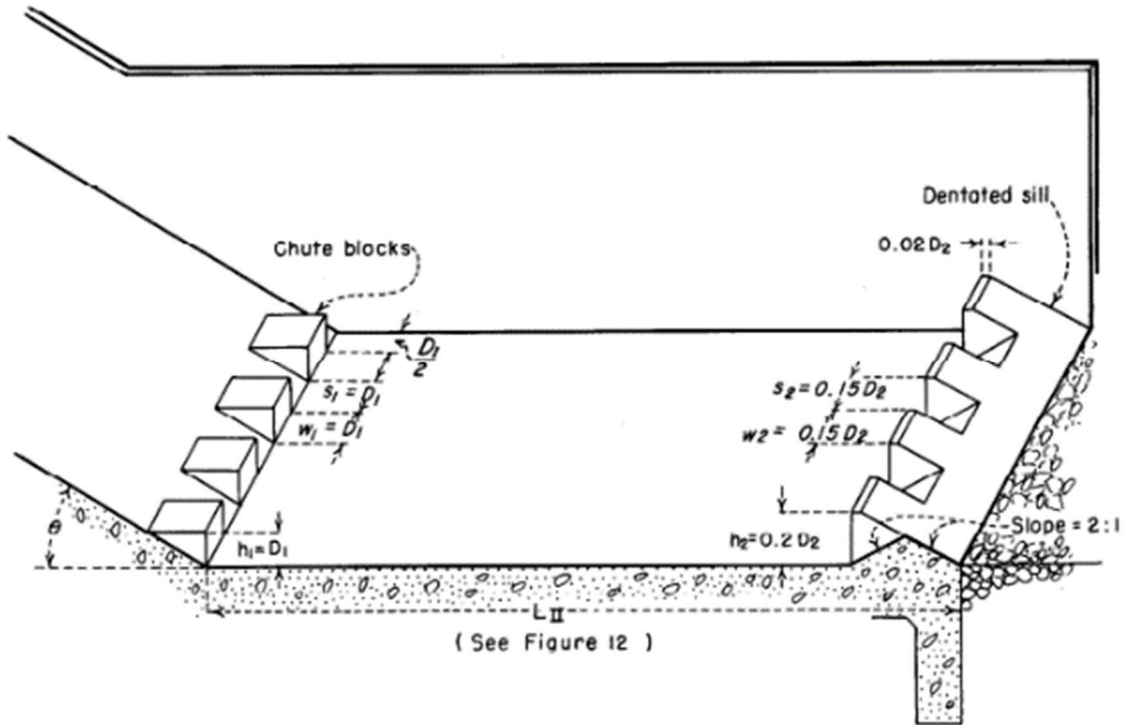
Izmenjen vertikalni raspored brzina, intenzivniji proces ovazdušenja (aeracije) mlaza i veće dubine na uzvodnom kraju bazena, nesumnjivo utiču i na strujanje u samom bazenu i na mehanizme disipacije energije (Frizell, Kubitschek i Matos, 2009). Postojeće preporuke za dimenzionisanje umirujućih bazena (Peterka, 1958) bazirane su na vrednosti Frudovog broja Fr_1 odnosno dubine „čiste“ vode (neovazdušen mlaz) na uzvodnom kraju bazena h_{w1} . Razlike između dubine čiste vode h_{w1} i dubine aerisanog mlaza h_{a1} , po pravilu su naglašenije kod stepenastih brzotoka nego kod glatkih za koje su preporuke prvobitno izvedene. Prema tome, kod stepenastih brzotoka se očekuje da su stabilizujuće sile, koje proizvode stabilizacioni

elementi u umirujućem bazenu, verovatno manje nego kod glatkih brzotoka (Frizell, Kubitschek i Matos, 2009); prilog „verovatno“ ukazuje na manjak istraživanja koja bi pokazala tačan učinak ovih elemenata. Primećeno je i da su takvi efekti naglašeniji kod brzotoka nagiba manjih od 1:1 (Cardoso, Meireles i Matos, 2007). Ovaj efekat može se pripisati intenzitetu promene ugla mlaza pri prelasku iz brzotoka u bazen. Naime, kod brzotoka „blažih“ nagiba ne dolazi do tako intenzivne promene pravca tečenja kao kod strmijih brzotoka, te je promena profila brzina po dubini pri prelasku mlaza iz brzotoka u bazen manje izražena. Smanjen uticaj elemenata za „umirenje“ energije, na primer središnjih blokova („zuba“) kod USBR bazena tipa III (slika 4), može u sumi dovesti do povećanja potrebne dužine bazena u odnosu na preporuke kako bi se nizvodno rečno korito zaštitilo od erozije i obezbedila dugoročna stabilnost brane (Peterka, 1958; Cardoso, Meireles i Matos, 2007; Frizell, Kubitschek i Matos, 2009). Ovo potvrđuju i novija eksperimentalna ispitivanja (Stojnić *i ostali*, 2019), gde je na osnovu merenja hidrodinamičkih pritisaka na dno horizontalnog umirujućeg bazena stepenastog brzotoka nagiba 30° primećeno prostiranje uticaja hidrauličkog skoka na dužini od oko $7 \times h_2$ od tačke njegovog početka, što je oko 17% veće rastojanje nego kod odgovarajućeg skoka glatkog brzotoka kod Peterka–e (1958).

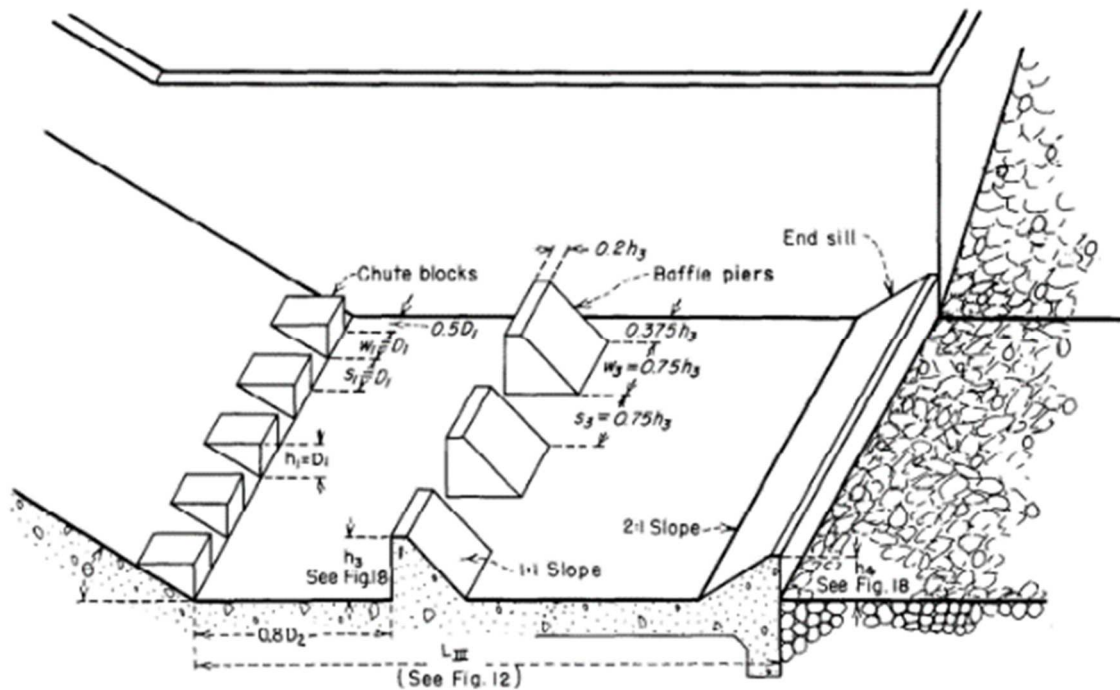
Međutim, određen broj radova (nekad i od istih autora u različitim trenucima) ukazuje i na suprotne zaključke – veća turbulencija prisutna u dolaznom mlazu sa stepenastih brzotoka omogućava bolju disipaciju energije u samom bazenu. Brojni autori ukazuju na to da su preporuke iz monografije USBR-a (Peterka, 1958) adekvatne za obezbeđivanje stabilnog hidrauličkog skoka ako se za procenu odnosa spregnutih dubina koristi dubina „čiste“ vode h_w i druge veličine koje odgovaraju ovoj dubini (Boes i Hager, 2003b; Meireles, Matos i Silva-Afonso, 2010; Bung *i ostali*, 2012; Frizell i Svoboda, 2012; Frizell, Svoboda i Matos, 2016; Stojnić *i ostali*, 2019). Meireles, Matos i Silva-Afonso (2010) ukazuju na pojavu većih pritisaka na uzvodnom kraju bazena stepenastih brzotoka u odnosu na bazene glatkih, za šta se uzrok može potražiti u drugačijim načinima oblikovanja prelazne deonice između brzotoka i bazena – kod glatkih brzotoka se po pravilu oblikuje glatka, zakrivljena prelazna deonica koja omogućava postepenu promenu pravca tečenja mlaza i smanjuje dinamičke pritiske na uzvodni kraj bazena. Poredeći USBR bazene tipa I i III za stepenaste brzotoke, Meireles, Matos i Silva-Afonso (2010) zaključili su da, iako je odnos spregnutih dubina gotovo identičan, dubine u bazenu tipa USBR III ranije dostižu svoj maksimum, što može da ukaže na kraći valjak hidrauličkog skoka. Nažalost, u ovom istraživanju nisu merene dužine valjka.

U pogledu efikasnosti uzvodnih elemenata kod USBR bazena tipa II (slika 3) i III, iskustva u literaturi jednoglasno ukazuju na njihov zanemarljiv uticaj na disipaciju energije u bazenu stepenastih brzotoka. Na primer, Bung *i ostali* (2012) predstavili su rezultate ispitivanja na fizičkom modelu stepenastog brzotoka nagiba 0.75:1 sa standardnim USBR bazenom tipa III, sa akcentom na analizi pritisaka na dno bazena. Njihovi podaci ukazuju na to da, u

skladu sa preporukama za dimenzionisanje USBR bazena tipa III (Peterka, 1958), uzvodni elementi za disipaciju energije (uzvodni „zubi“) imaju mali ili čak zanemarljiv uticaj na polje pritisaka na dnu bazena, odnosno da intenzitet pritisaka zavisi prvenstveno od protoka (odnosno Frudovog broja Fr_1). Iz istih razloga, i u drugim ispitivanjima ovi elementi su izostavljani prilikom modeliranja (Meireles, Matos i Silva-Afonso, 2010; Frizell i Svoboda, 2012; Frizell, Svoboda i Matos, 2016).



Slika 3. Bazen tipa USBR II sa preporučenim dimenzijama, preuzeto iz Peterka (1958).



Slika 4. Bazen tipa USBR III sa preporučenim dimenzijama, preuzeto iz Peterka (1958).



Numerička ispitivanja strujanja u umirujućim bazenima i stepenastim brzotocima ređe se susreću od eksperimentalnih. Razlozi tome su uglavnom čisto tehničke prirode – ograničen broj numeričkih modela koji daju adekvatne rezultate u burnom, dvofaznom režimu strujanja, kao i neophodnost kalibracije/validacije rezultata numeričkih modela sa izmerenim vrednostima na fizičkom modelu ili prototipu (Valero *i ostali*, 2016; Valero, Viti i Gualtieri, 2018; Viti, Valero i Gualtieri, 2018). Zbog vrtloga koji se javljaju u hidrauličkom skoku, od izuzetne važnosti u numeričkom modelu je adekvatan model turbulencije. Ako se umesto klasičnog umirujućeg bazena analiziraju neki od tipova sa dodatnim elementima za disipaciju energije, poprečna varijabilnost strujnog polja koje se tad javlja zahteva upotrebu prostornih (3D) numeričkih šema, što eksponencijalno uvećava složenost i trajanje simulacije. Konačno, za razliku od numeričkih simulacija tečenja u brzotoku, gde je uzvodni granični uslov (UGU) relativno jednostavan (uglavnom zadata dubina sa odgovarajućim teorijskim rasporedom brzina), za potrebe analize strujanja u bazenima predstavljanje uzvodnog graničnog uslova – dvofazne strujne slike na nizvodnom kraju brzotoka – neuporedivo je složenije. Stoga, analiza strujanja u bazenu često zahteva uporednu simulaciju strujanja na brzotoku (Valero *i ostali*, 2016). U nastavku će se predstaviti samo nekoliko karakterističnih numeričkih ispitivanja u vezi sa strujanjem u umirujućim bazenima, nizvodno od klasičnih ili stepenastih brzotoka.

De Carvalho, Lemos i Ramos (2008) predstavili su rezultate numeričke simulacije ponašanja hidrauličkog skoka u varijantama bazena sa i bez dodatnog bloka za disipaciju energije. Problem je razmatran kao jednofazan i ravanski (2D), koristeći RANS (engl. *Reynolds-averaged Navier-Stokes*) model tečenja sa $k - \epsilon$ modelom turbulencije. Rezultati ukazuju na jedan od bitnih problema numeričkog pristupa u umirujućim bazenima – složenost vrtložne strukture u samom skoku zahteva složen matematičko-numerički opis turbulencije, koji bi bio u stanju da obuhvati sve karakteristične razmere vrtloga koji se javljaju u oblasti skoka. Prilikom poređenja sa izmerenim vrednostima, velika odstupanja bila su prisutna u varijanti sa dodatnim blokom u bazenu, čije prisustvo je bitno uticalo na veličinu i broj vrtloga u nizvodnoj deonici.

Valero, García-Bartual i Marco (2014) predstavili su rezultate numeričke simulacije interakcije hidrauličkog skoka i nizvodnih blokova u bazenu USBR II za glatki brzotok, sa ciljem procene njihove optimalne visine. Korišćen je RANS model tečenja sa $k - \epsilon$ modelom turbulencije. Za potrebe procene uzvodnog graničnog uslova za bazen, simulacijom su morali bili obuhvaćeni i brzotok i deo akumulacije iza i iznad preliva. Dobijeni rezultati nisu provereni pomoću izmerenih podataka, već sa podacima iz dostupne literature.

Valero *i ostali* (2016) predstavili su uporednu numeričku simulaciju standardnog USBR bazena tipa III nizvodno od glatkih i stepenastih brzotoka. Fizički model dimenzionisan je prema preporukama USBR-a (Peterka, 1958) za vrednost $Fr_1 = 8$. Tečenje na brzotoku simulirano je samo u njegovom nizvodnom delu. Kao i u prethodno navedenim radovima, upotrebljen je RANS model tečenja sa $k - \varepsilon$ modelom turbulencije. Zanimljivo je da predstavljeni rezultati ukazuju na bolju disipaciju energije u bazenu USBR III kod stepenastih brzotoka nego kod glatkih, što je u kontradikciji sa rezultatima koje daju Frizell, Kubitschek i Matos (2009). Kod varijante sa stepenastim brzotokom primećen je veći gradijent maksimalnih podužnih brzina, posebno u oblasti oko središnjih zuba. Međutim, treba imati na umu da je poređenje za oba tipa brzotoka obavljeno na istoj geometriji bazena, pri čemu u radu nije razmatran efekat samoaeracije mlaza u brzotoku i bazenu, već samo efekat aeracije usled „hrapavosti slobodne površine“. Takođe, u radu nije predstavljeno poređenje sa izmerenim vrednostima na fizičkom modelu.

Detaljan pregled numeričkih metoda za simulaciju hidrauličkih skokova i relevantnih rezultata može se pronaći u radovima novijeg datuma (Valero, Viti i Gualtieri, 2018; Viti, Valero i Gualtieri, 2018).

2.2 Hidraulički skok u nagnutim kanalima

Glavna poteškoća u analizi hidrauličkog skoka u nagnutom kanalu je pojava dodatne nepoznate veličine u jednačini održanja količine kretanja – uticaja nepoznate sile težine vode u pravcu dna kanala usled *a priori* nepoznatog izgleda slobodne površine i mase vode u hidrauličkom skoku (Argyropoulos, 1962; Rajaratnam, 1963). Čak i uz usvajanje određenih aproksimacija u pogledu oblika profila slobodne površine, greška koja može da se javi usled neizvesnosti merenja položaja kraja hidrauličkog skoka (ili samo njegovog valjka) može biti značajna (Mehrotra, 1976). Posledica nedostatka stabilne teorijske osnove za proučavanje hidrauličkih skokova u nagnutim kanalima, usled složenosti prouzrokovane uvođenjem dodatnog stepena slobode – nagiba dna kanala, je to da je veliki broj radova u vezi sa ovom temom postavljen na empirijske ili polu-empirijske temelje. Radovi zasnovani na isključivo teorijskom pristupu (kao na primer u slučaju ispitivanja Bélanger-a) praktično ne postoje. U nastavku poglavlja biće prikazan pregled literature u vezi sa određenim tipovima hidrauličkih skokova koji se delimično ili u potpunosti razvijaju u nagnutim kanalima – prema klasifikaciji Kindsvater-a (1944) i Rajaratnam-a (1966) skokovi tipa B, F i B-F. Ostali tipovi skokova (sa slike 1) nemaju veliki značaj pri projektovanju brzotoka i umirujućih bazena, te u ovom istraživanju nisu razmatrani.

Pre svega, poželjno je odmah uspostaviti jasne definicije stabilnog i nestabilnog hidrauličkog skoka. Na osnovu definicije Baines-a i Whitehead-a (2003), stabilnim hidrauličkim skokom

smatra se onaj koji na sopstveni pomak u podužnom pravcu teži da se vrati u prvobitni (ravnotežni) položaj pomeranjem u suprotnom smeru – pokazujući pritom mehanizam negativne povratne sprege. Nestabilan hidraulički skok, usled podužnog pomaka reaguje dodatnim udaljavanjem od mesta prethodne, privremene ravnoteže – mehanizam pozitivne povratne sprege. Prethodna definicija implicira da nestabilan hidraulički skok može da se privremeno nađe u stanju prividne, nestabilne ravnoteže. Međutim, zbog svoje neustaljene, fluktuirajuće prirode i prirode njegovih graničnih uslova, hidraulički skok nije moguće održati u stanju nestabilne ravnoteže u proizvoljno dugom vremenskom periodu. U većini slučajeva, ovakvo delikatno stanje ne opstaje duže od nekoliko trenutaka, pre nego što neizbežno nastupe efekti pozitivne povratne sprege (Baines i Whitehead, 2003).

2.2.1 Skokovi u kanalima pozitivnog nagiba

Nakon inicijalnih ispitivanja skokova tipa B u prvoj polovinu XX veka, eksperimentalna ispitivanja Hager (1988) inicirala su novi talas interesovanja krajem 80-ih godina XX veka. Preliminarna istraživanja sa glatkim brzotokom nagiba 45° (Hager, 1988) rezultovala su izrazima za procenu odnosa spregnutih dubina i dužine skoka, a posredno i koeficijenta disipacije mehaničke energije. Svi pomenuti parametri dovedeni su u funkcionalnu vezu sa Frudovim brojem dolaznog mlaza Fr_1 i koeficijentom $E = (h_2 - z_1)/h_2$, gde je z_1 kota dna u preseku „nožice“ hidrauličkog skoka. Na osnovu ovakve definicije koeficijenta E , za skokove tipa B važi uslov $0 < E < 1$, pri čemu za skokove tipa A važi $E = 1$. Najvažniji zaključak ovog ispitivanja glasio je da se efikasnost disipacije energije povećava kako se početak skoka približava nožici brzotoka (tački spajanja brzotoka i umirujućeg bazena), odnosno da je ona najveća za klasičan tip skoka. Međutim, rad jasno naglašava potencijalnu nestabilnost klasičnog skoka u slučaju smanjenja nizvodnog graničnog uslova pri kojoj može doći do nekontrolisanog pomeranja skoka u nizvodnom smeru – do „izbacivanja“ skoka iz umirujućeg bazena. Stoga se u radu ističe potreba za proučavanjem skokova tipa B koji se mogu javiti bilo pri visokom nivou nizvodnog graničnog uslova, bilo prilikom upotrebe stabilizacionih elemenata u samom bazenu. Međutim, u samom radu nisu razmatrani nikakvi dodatni elementi za podsticanje disipacije energije i za stabilizaciju skoka.

Ispitivanja koja su sprovedeli Kawagoshi i Hager (1990) poslužila su kao logičan nastavak prethodnih ispitivanja skokova tipa B sa klasičnim brzotocima. Na sličnoj eksperimentalnoj instalaciji kao kod ispitivanja Hager-a (1988), obavljena su ispitivanja sa brzotokom nagiba 30° i umirujućim bazenom bez dodatnih elemenata za disipaciju energije. Glavni rezultat ispitivanja predstavljao je uopštavanje izraza za procenu glavnih fizičkih parametara skokova tipa B – odnosa spregnutih dubina, relativne dužine skoka i koeficijenta disipacije energije – koje je prvobitno predstavio (Hager, 1988) za brzotoke nagiba 45° . Međutim, dodatna

ispitivanja prostornog rasporeda brzina pomoću hidrometrijskog krila pružila su interesantne i neočekivane uvide u ponašanje skokova B tipa. Naime, rezultati su pri dnu bazena pokazali veće intenzitete u oblastima uz zidove od onih u osi bazena (sa nizvodnim smerom tečenja). U blizini slobodne površine je intenzitet brzina veći u oblasti ose kanala nego u blizini zidova (sa uzvodnim smerom tečenja). Ovo ukazuje na pojavu vrtloga sa povratnim tokom u uzvodnom smeru i pri dnu bazena i na površini valjka skoka.

Diskutujući rezultate i izraze koje je predstavio Hager (1988) za skokove tipa B sa brzotocima nagiba 45° , Ohtsu i Yasuda (1990) predložili su opštije izraze za procenu odnosa spregnutih dubina i relativne dužine skoka za nagibe brzotoka $23^\circ \leq \theta \leq 55^\circ$, izvedene na osnovu jednačine održanja količine kretanja i eksperimentalnih podataka.

U nastavku svojih istraživanja Ohtsu i Yasuda (1991) proširili su razmatranja na veći opseg nagiba brzotoka ($0^\circ < \theta \leq 60^\circ$) i Frudovih brojeva dolaznog mlaza ($4 \leq Fr_1 \leq 14$), pri čemu su analizirani i skokovi tipa D u kanalima podužnog nagiba do 19° . Posebna pažnja posvećena je analizi gradijenta intenziteta brzine pri dnu brzotoka i umirujućeg bazena, na osnovu rezultata merenja pomoću Pito-Prandtlove cevi. Važan zaključak predstavljen je za oblast naglog prelaska iz nagnutog kanala – brzotoka – u horizontalni kanal – umirujući bazen. Naime, ako se izostavi zakrivljena prelazna deonica između ova dva kanala, na uzvodnom kraju horizontalnog kanala javlja se oblast „kontrakcije mlaza“ sa smanjenom dubinom i uvećanom brzinom strujanja, dok je trend promene brzina pri dnu kanala nizvodno od ove tačke (očekivano) monotono opadajući. Ovaj zaključak izuzetno je važan za bazene stepenastih brzotoka gde se, po pravilu, izostavlja zakrivljena prelazna deonica te je pojava oblasti kontrakcije mlaza praktično neizbežna (Stojnić *i ostali*, 2019).

Ispitivanja koja su sproveli Adam *i ostali* (1993), na eksperimentalnoj instalaciji sa nagibima brzotoka 1:3, 1:4 i 1:5 u odnosu na horizontalan umirujući bazen, posebnu pažnju posvetila su uticaju položaja nožice skoka na fizičke karakteristike skokova tipa B, u opsegu Frudovih brojeva dolaznog mlaza $2.4 \leq Fr_1 \leq 7.4$. Predstavljene izrazi, zasnovani na modifikaciji onih koje su predstavili Kawagoshi i Hager (1990), bili su kasnije meta nekoliko kritika usled relativno loših slaganja sa vrednostima izmerenim na drugim eksperimentalnim instalacijama (Carollo, Ferro i Pampalone, 2011).

U pokušaju uopštavanja prethodnih rezultata, prvenstveno onih koje predstavljaju Kindsvater (1944) i Rajaratnam (1966), Husain, Alhamid i Negm (1994) predstavili su izraze za procenu spregnutih dubina i dužine skoka u kanalu horizontalnog dna i nagnutog kanala sa pozitivnim ili negativnim stepenikom na nizvodnom kraju, zasnovane na dimenzionalnoj analizi i višestrukoj linearnoj regresiji.

Za procenu karakteristika skokova tipa B, Bateni i Yazdandoost (2007) ponudili su rešenje u vidu relativno sofisticiranog regresionog modela – veštačke neuronske mreže. Ovaj rad

predstavlja jedan od prvih pokušaja primene metoda mašinskog učenja i veštačke inteligencije za procenu hidrauličkih veličina u vezi sa tečenjem u brzotoku i umirujućem bazenu. U radu su ispitana dva modela veštačke neuronske mreže, čiji su ulazni podaci bili: (1) dubina čiste vode u uzvodnom preseku h_{w1} , (2) brzina u istom preseku v_1 , (3) nagib brzotoka $\tan \theta$, i (4) položaj skoka na brzotoku definisan putem kote dna z_{1b} u preseku 1. Kao konačan rezultat, neuronska mreža omogućila je procenu dužine valjka skoka L_r , nizvodne spregnute dubine h_2 i relativnog „gubitka“ energije u skoku $\Delta H/H_1$. Rezultati su pokazali ohrabrujući potencijal tehnika mašinskog učenja u cilju procene karakteristika složenih hidrauličkih fenomena. Kritika koja se može uputiti ovom radu je što su ulazni i izlazni podaci predstavljeni u svom dimenzionalnom obliku (umesto u uobičajenom obliku odgovarajućih bezdimenzionih odnosa) što onemogućava primenu neuronske mreže sa predloženim koeficijentima na drugim hidrauličkim modelima. Međutim, sam postupak dimenzionisanja neuronske mreže i određivanja vrednosti njenih koeficijenata relativno je jednostavan, tako da se lako mogu formirati slični modeli i za druge hidrauličke modele. Za skokove tipa B, F i B-F Ljubičić, Zindović i Savić (2018) predstavili su model višeslojnog perceptrona (engl. *multilayer perceptron*, *MLP*) za procenu bezdimenzionih karakteristika ovih tipova skokova $\{h_2/h_{w1}; L_r/h_{w1}; \eta\}$ (gde je η koeficijent disipacije mehaničke energije u hidrauličkom skoku), na osnovu dostupnih ulaznih bezdimenzionih veličina $\{z_{1b}/h_{w1}; Fr_1; \theta\}$. Rezultati ovog modela upoređeni su sa linearnim regresionim modelom kao i analitičko-regresionim modelom koji predstavljaju Ljubičić *i ostali* (2018). Poređenjem sa izmerenim vrednostima, rezultati modela neuronske mreže pokazali su bolje slaganje od preostala dva modela prilikom procene svih relevantnih veličina, a posebno relativne dužine skoka L_r/h_{w1} . Međutim, u odnosu na analitičke, a čak i jednostavne regresione modele, neuronske mreže ne omogućavaju naknadnu analizu zavisnosti između ulaznih i izlaznih parametara modela. Za takve modele kaže se da funkcionišu kao „crne kutije“ (engl. *black box model*). Stoga, primena ovih modela je opravdana uglavnom samo u slučajevima kad se ne mogu formirati dovoljno pouzdani analitički ili empirijski modeli. Ovi i drugi problemi modela „crne kutije“ diskutovani su u literaturi (Ljubičić *i ostali*, 2018).

Carollo, Ferro i Pampalone (2011) uporedili su dostupne izraze za proračun spregnutih dubina na skup eksperimentalnih rezultata za skokove tipa B, i zaključili da izrazi koje su predstavili Kawagoshi i Hager (1990) i Adam *i ostali* (1993) pokazuju relativno loše slaganje sa osmotrenim vrednostima. Na osnovu dimenzionalne analize u svom radu izveli su empirijske izraze za spregnute dubine kod skokova B tipa, za brzotoke nagiba 8.5, 17.5 i 30° u odnosu na horizontalnu ravan.

2.2.2 Skokovi u kanalima negativnih nagiba

Iako je klasifikacija skokova u nagnutim kanalima nastala tek sredinom 40-ih godina, Rouse (1938) je u svojoj knjizi opisivao ponašanje različitih skokova u kanalima pozitivnog i negativnog podužnog nagiba, i predstavio zaključak o nestabilnosti skokova u kanalima negativnog nagiba, koji su praćeni značajnim fluktuacijama položaja njihovog uzvodnog kraja („nožice“ skoka) i eventualnog „izbacivanja“ (ejekcije) skoka iz prvobitnog položaja. Rajaratnam (1967) je potvrdio da je „gotovo nemoguće“ u potpunosti stabilizovati skok u kanalu negativnog podužnog nagiba, dok su McCorquodale i Mohamed (1994) utvrdili da je stabilizacija takvog skoka „izuzetno teška“ za vrednosti Frudovog broja dolaznog mlaza Fr_1 manje od 9. U cilju stabilizacije skoka tipa F, Pagliara i Peruginelli (2000) koristili su nizvodni prag i izneli zaključak da je za „dobru stabilizaciju“ neophodna minimalna vrednost Fr_1 od 7.5. Baines i Whitehead (2003) zaključili su da je, prepušten samom sebi, skok tipa F nestabilan, i da je stabilnost moguće obezbediti isključivo neprestanim intervencijama u intenzitetu nizvodnog graničnog uslova ili nagiba dna bazena.

Ovaj stav preovladavao je u hidrauličkoj literaturi gotovo do XXI veka, i ispitivanja skokova tipa F i B-F uglavnom su zanemarivana. Defina i Susin (2003) i Defina, Susin i Viero (2008) potvrđuju zaključke koje je izneo Rouse, opisujući da, kad god sila težine vode deluje u smeru suprotnom od smera tečenja, skok ispoljava ponašanje slično takozvanim „slabim“ skokovima (engl. *undular jumps*) koje se karakteriše periodičnim fluktuacijama položaja skoka i stojećim talasima duž slobodne površine skoka. Na primer, u slučaju skokova tipa F pomeranje nožice skoka nizvodno od tačke spajanja brzotoka i umirujućeg bazena izaziva efekat pozitivne povratne sprege u smislu dodatnog pomeranja nožice skoka u nizvodnom smeru, što konačno vodi potpunom (i sa praktičnog stanovišta neprihvatljivom) „izbacivanju“ skoka iz bazena u nizvodno rečno korito. Ovde treba napomenuti da su prethodno pomenuta istraživanja razmatrala isključivo kanale/bazene bez dodatnih konstruktivnih elemenata za disipaciju energije. Nasuprot ovome, ispitivanja su pokazala da su skokovi tipa B-F značajno stabilniji od tipa F, i da mogu imati značajan praktičan potencijal (Beirami i Chamani, 2006, 2010; Bateni i Yazdandoost, 2009).

Beirami i Chamani (2006, 2010) predstavili su seriju od dva rada u vezi sa procenom odnosa spregnutih dubina, relativne dužine skoka i koeficijenta disipacije mehaničke energije, u bazenima horizontalnog i nagnutog dna za glatke brzotoke (nagiba $\tan \theta = \{-0.025, -0.050, -0.075, -0.100\}$), u opsegu $4.5 \leq Fr_1 \leq 12$.

Prvi rad (Beirami i Chamani, 2006) predstavlja seriju izraza za procenu odnosa spregnutih dubina za skokove tipa A, B, D, F i B-F. Svi izrazi bazirani su na primeni zakona održanja količine kretanja koristeći pretpostavljene (i pojednostavljene) dijagrame sila pritisaka, uz zanemarivanje sile trenja u kontrolnoj zapremini hidrauličkog skoka. Iako heuristički po

prirodi, predstavljeni izrazi pokazali su visoku tačnost za sve pomenute tipove skokova. Njihovi zaključci u vezi sa skokovima tipa F, tj. u vezi sa njihovom nestabilnošću, u saglasnosti su sa prethodno dostupnom literaturom. Naglašena je bitna osobina hidrauličkih skokova da se njihova stabilnost u smislu podužnog kretanja značajno povećava ako skok počinje na brzotoku (tipovi B i B-F) umesto u umirujućem bazenu (klasičan skok i tipovi A, F i E), dok je skok tipa D nepraktičan jer ne dolazi do „aktivacije“ umirujućeg bazena u procesu disipacije energije (ceo skok se odvija u brzotoku). Međutim, u kontekstu procene disipacije energije u bazenima stepenastih brzotoka, ovaj rad ima bitno ograničenje. Naime, prelaz između glatkog brzotoka i umirujućeg bazena u ovom istraživanju izveden je uz pomoć zakrivljene prelazne deonice. Kod stepenastih brzotoka, ovakva prelazna deonica se po pravilu izostavlja (Savić, 2009), što može bitno da naruši intenzitete relevantnih sila u jednačini održanja količine kretanja – na prvom mestu intenzitet sile pritiska na dnu bazena. Ljubičić *i ostali* (2018) pokazali su da izrazi koje predlažu (Beirami i Chamani, 2006) ne pružaju dobre rezultate ako se primene na nagnute bazene stepenastih brzotoka sa skokovima tipa F i B-F.

Drugi rad u ovoj seriji pružio je izraze za procenu dužine valjka skoka i koeficijenta disipacije energije (Beirami i Chamani, 2010). Svi predloženi izrazi poluempirijskog su oblika. Važan je zaključak istraživanja da je u odnosu na odgovarajući klasičan skok apsolutna dužina skoka tipa B veća, a tipa F manja. Skok tipa B-F pokazao je manje dužine valjka od odgovarajućih skokova tipa B, što uvećava njihov praktični značaj. Zaključci ukazuju na bitnu prednost skokova u bazenima nagnutog dna – manje dimenzije skoka koje mogu omogućiti i smanjenje dimenzija samog bazena. Međutim, za bazene stepenastih brzotoka, predloženi izrazi pokazali su relativno loša slaganja sa izmerenim dužinama valjka skoka (Ljubičić *i ostali*, 2018), sa relativnim greškama i preko 100%. Jedan od glavnih problema u vezi sa procenom dužine skoka je izbor bezdimenzione relativne dužine za njenu procenu. Na osnovu diskusije kod Peterka-e (1958), ova bezdimenziona veličina može biti L_r/h_1 i L_r/h_2 . Međutim, korelacija između L_r/h_1 i drugih bezdimenzionih veličina (poput Fr_1) uglavnom je bolja nego korelacija veličina sa L_r/h_2 . S druge strane, upitna je i tačnost merenja dubine h_1 u burnom režimu tečenja na modelu u navedenom istraživanju – u nizvodnim delovima brzotoka i uzvodnim delovima bazena, dubina h_1 je nedefinisana usled efekata aeracije mlaza, te se u literaturi iz tog razloga razlikuju dubina „čiste“ vode h_{w1} i aerisana dubina mešavine h_{a1} . Izbor metodologije za merenje dubina h_{w1} i h_{a1} veoma je ograničen. Beirami i Chamani (2006, 2010) u svojim radovima koristili su mernu iglu sa deklarisanom tačnošću očitavanja od ± 1 mm za procenu dubine čiste vode h_{w1} . Međutim, brze i intenzivne fluktuacije nivoa vode kod izrazito burnog tečenja ne omogućavaju trenutno i direktno merenje nivoa već se vizuelnim putem može samo proceniti vremenski osrednjena vrednost nivoa. Apsolutna greška čak i od samo 1 mm može biti značajna relativna greška kada su dubine vode na

modelu brzotoka reda veličine 10 mm. Na osnovu toga, procena dubine h_{w1} , osim prisustvom slučajnih grešaka merenja, može lako postati „opterećena“ i postojanjem nepoznate sistematske greške operatera, čime je i ponovljivost postupka merenja umanjena. Kod stepenastih brzotoka, gde su efekti aeracije mlaza još izraženiji nego kod glatkih, opravdano se uvećava nepoverenje ka merenju h_{w1} ili h_{a1} . S druge strane, odnos L_r/h_2 , iako u slabijoj korelaciji sa Fr_1 , pouzdanija je veličina usled (po pravilu) odsustva značajnijeg intenziteta površinske aeracije nizvodno od valjka skoka i manje relativne greške merenja zbog veće vrednosti vremenski osrednjene dubine h_2 . Detaljnija diskusija metoda za merenje relevantnih veličina na hidrauličkom modelu biće predstavljena u poglavlju 2.3.

Bateni i Yazdandoost (2009) predstavili su istraživanje slično prethodnim (Beirami i Chamani, 2006, 2010) za procenu karakteristika skokova tipa F i B-F za bazene glatkih brzotoka. Međutim, predloženi izrazi su znatno jednostavnijeg oblika nego u istraživanju Beirami i Chamani (2006, 2010). U radu su predstavljena dva modela za procenu karakteristika skoka – analitički i empirijski/regresioni. Analitički model izveden je iz analize zakona održanja količine kretanja primenjene na kontrolnu zapreminu skoka. Linearni regresioni model za odnos spregnutih dubina dat je u obliku $h_2/h_{w1} = f(Fr_1, z_{1b}/h_{w1}, \tan \varphi; \tan \theta)$, gde je z_{1b} kota dna u preseku 1 na uzvodnom kraju valjka skoka, a φ ugao brzotoka u odnosu na horizontalnu ravan. Za procenu relativne dužine valjka skoka L_r/h_{w1} , predložena je eksponencijalna regresija u funkciji istih veličina.



Na osnovu predstavljenih rezultata i zaključaka u dostupnoj literaturi, najveći potencijal za unapređenje efikasnosti disipacije energije u umirujućim bazenima stepenastih brzotoka omogućavaju skokovi tipa F i B-F. Međutim, ističu se bitna ograničenja u primeni F i B-F skokova, koja se mogu sumirati na sledeći način:

1. Očekuje se da bi F skokovi u bazenima stepenastih brzotoka bili nestabilni bez primene dodatnih konstruktivnih elemenata za disipaciju i stabilizaciju, kao što je slučaj kod glatkih brzotoka. Ispitivanja ovog tipa skokova u bazenima stepenastih brzotoka, nisu do sad adekvatno i sistematično sprovedena. Ljubičić *i ostali* (2018) uspeli su da za potrebe svog ispitivanja stabilizuju F tip skoka u bazenu stepenastog brzotoka, ali kako cilj tog rada nije uključivao detaljnu analizu stabilnosti, ovaj zaključak se ne može uopštiti;
2. Skokovi tipa B-F značajno su stabilniji od skokova tipa F. Ljubičić *i ostali* (2018) ukazuju na to da čak i minimalno pomeranje skoka uzvodno od nožice brzotoka obezbeđuje zadovoljavajuću stabilnost skoka;

3. Skok tipa F je efikasniji u pogledu disipacije energije i zahteva manju nizvodnu spregnutu dubinu u odnosu na skok tipa B-F. Ovaj zaključak je analogan poređenju klasičnog skoka sa skokom tipa A ili B;
4. U ispitivanjima standardnih USBR bazena sa stepenastim brzotocima prisutne su određene kontradiktornosti. Glavna neslaganja odnose se na ulogu središnjih blokova u bazenima USBR III i na dužinu valjka skoka, odnosno potrebnu dužinu umirujućeg bazena. Ova neslaganja nalažu detaljna ispitivanja uloge elemenata za disipaciju kod skokova tipa F i B-F;
5. Trenutno ne postoji sistematično istraživanje skokova tipa F i B-F sa upotrebom dodatnih elemenata za disipaciju energije („umirenje“). Ovakav tip umirujućeg bazena može potencijalno obezbediti adekvatnu stabilnost čak i skokova tipa F pri dovoljno širokom opsegu nizvodnih spregnutih dubina;
6. U dostupnoj literaturi, malo pažnje posvećeno je hidrauličkim uslovima koji se javljaju nizvodno od samog umirujućeg bazena. Domen većine istraživanja ograničen je sa nizvodne strane presekom u kom se završava skok (ili još češće valjka skoka). Međutim, vremenski osrednjena nizvodna spregnuta dubina ne mora nužno biti dovoljan uslov za procenu efikasnosti disipacije energije u skoku. Fluktuacije dubine (odnosno slobodne površine) u ovom preseku mogu ukazati na odvajanje vrtloga (engl. *eddy detachment*) iz tela skoka i njihov transport nizvodno od samog bazena. Takva pojava ukazala bi na potencijalno nedovoljan stepen disipacije energije u samom bazenu. Ispitivanje strujanja i u presecima nizvodno od hidrauličkog skoka mogu pružiti vredne uvide u efikasnost različitih konfiguracija umirujućih bazena.

2.3 Merenje veličina u hidrauličkom skoku

Za potrebe adekvatnog ispitivanja hidrauličkog skoka na fizičkom modelu, neophodno je razmotriti relevantne veličine i metode za njihovo merenje. Veličine od najvećeg značaja za ispitivanja skoka su: (1) dubine duž skoka, (2) brzine i (3) koncentracija vazduha u mešavini. U optimalnom slučaju, sva tri podatka bila bi dostupna u svakoj tački u telu skoka. Međutim, ograničenja u pogledu neophodnih resursa za akviziciju i skladištenje podataka prikupljenih u ovom istraživanju nisu omogućila merenje sva tri tipa podataka, te će merenje koncentracija vazduha u mešavini biti izostavljeno iz daljih razmatranja.

U nastavku poglavlja biće predstavljene neke od metoda iz dostupne literature koje se mogu koristiti za merenje dubina i brzina u hidrauličkom skoku. Na osnovu analize prednosti i mana pojedinih metoda biće usvojene metode koje će se koristiti u ovom istraživanju.

2.3.1 Merenje dubina

Merenje dubina u hidrauličkom skoku veoma je problematično iz dva razloga: (1) aeracija mlaza remeti percepciju „slobodne površine“ na osnovu koje se meri dubina i (2) turbulentno strujanje u skoku izaziva brze i intenzivne fluktuacije površine/dubine. Slobodna površina aerisanog mlaza lošije je definisana od površine neaerisanog mlaza, što otežava procenu njenog položaja. Pri tome, većina dostupnih metoda ne omogućava procenu položaja slobodne površine u svakom trenutku već samo procenu vremenski osrednjenog položaja slobodne površine (Ljubičić *i ostali*, 2020). Metode na koje se odnosi prethodna tvrdnja nisu u mogućnosti da procene oscilatorne karakteristike slobodne površine (frekvenciju i amplitudu oscilacija), koje su značajne za adekvatan opis hidrauličkog skoka. Ovo je od posebnog značaja prilikom merenja dubina u burnom režimu uzvodno od valjka skoka, gde je frekvencija oscilacija znatno veća nego u samom profilu skoka i gde je merna neizvesnost merenja znatno viša. U nastavku poglavlja biće prikazan kratak pregled dostupnih metoda za merenje dubina, odnosno za procenu položaja slobodne površine.

Igla sa nonijusom

Merenje pomoću igle sa nonijusom (engl. *point gauge*, *point gage*) jedna je od najčešće korišćenih metoda za procenu položaja slobodne površine. Ovaj jednostavan metod može da obezbedi procenu isključivo vremenski osrednjenih dubina, s tim da je relativna greška izmerene vrednosti nepoznata, posebno prilikom merenja dubina u burnom režimu tečenja (Hager i Bremen, 1989). Zbog svoje jednostavnosti i ograničene invazivnosti često se koristi prilikom merenja dubina duž profila hidrauličkog skoka (Peterka, 1958; Hughes i Flack, 1984; Hager i Bretz, 1986; Ohtsu i Yasuda, 1987; Hager, 1988; Hager i Bremen, 1989; Kawagoshi i Hager, 1990; Quraishi i Al-Brahim, 1992; McCorquodale i Mohamed, 1994; Ead i Rajaratnam, 2002; Beirami i Chamani, 2006; Murzyn i Chanson, 2008, 2009; Bateni i Yazdandoost, 2009; Carollo, Ferro i Pampalone, 2009; Felder i Chanson, 2009; Chachereau i Chanson, 2011; Kumar i Lodhi, 2016; Wiest *i ostali*, 2020; Zhou *i ostali*, 2020), ali i brzotoka (Zindović *i ostali*, 2016). Međutim, u navedenim radovima deklarirana tačnost merenja često se odnosi zapravo na rezoluciju lenjira sa nonijusom, i često nikakva uporedna merenja nisu obezbeđena radi određivanja merne neizvesnosti. Takođe, zbog načina funkcionisanja samog mernog uređaja, registrovani vremenski osrednjeni položaj slobodne površine izuzetno je podložan uticaju subjektivne percepcije operatera. Neki istraživači savetuju da se kao reprezentativna usvaja osrednjena vrednost dobijena na osnovu nekoliko nezavisnih merenja različitih operatera (Quraishi i Al-Brahim, 1992). U mirnom režimu tečenja nizvodno od valjka skoka intenzitet površinske aeracije je znatno niži nego u samom valjku i fluktuacije slobodne površine manje su naglašene, te su i merenja dubina pomoću merne igle pouzdanija.

Elektrokapacitivni senzori

Elektrokapacitivni (često samo kapacitivni) senzori (Mouazé, Murzyn i Chaplin, 2005; Murzyn, Mouazé i Chaplin, 2007; Viriyakijja i Chinnarasri, 2015; Wang i Murzyn, 2017; Wang i Chanson, 2019) mogu se koristiti za praćenje trenutne pozicije slobodne površine u unapred definisanim pozicijama duž skoka. Ako se kapacitivni senzori (u formi tankih žica) montiraju na zid kanala, merenje je gotovo potpuno neinvazivno. Najvažnije ograničenje ovakvog pristupa je broj preseka u kojima se paralelno može pratiti nivo. Takođe, većina kapacitivnih sonde kalibriše se u uslovima bez aeracije; može se smatrati da u aerisanim uslovima ove sonde obezbeđuju samo grubu procenu dubine „čiste“ vode.

Ultrazvučni senzori

Razvoj niskobudžetnih mikrokontrolera i pratećih senzora sa početkom XXI veka pogurao je i tehnologiju merenja u novom pravcu. U vezi sa hidraulikom otvorenih tokova, najveći uticaj zasigurno je imala tehnologija merenja pomoću ultrazvučnih (UZ) senzora. Ultrazvučni uređaji pronašli su svoje mesto u brojnim primenama od kojih su najvažniji merenje dubina i merenje brzina (protoka). Merenje dubina pomoću UZ senzora zasniva se na principima brzine putovanja zvuka kroz fluidni medijum (vazduh), te se ovaj metod često naziva i akustično merenje udaljenosti (engl. *acoustic distance metering, ADM*) (Defina, Susin i Viero, 2008; Kucukali i Chanson, 2008; Murzyn i Chanson, 2009; Chachereau i Chanson, 2011; Frizell i Svoboda, 2012; Bung, 2013; Nóbrega, Schulz i Zhu, 2014; Wang i Chanson, 2015; Frizell, Svoboda i Matos, 2016; Hassanpour *i ostali*, 2017; Mousavi *i ostali*, 2020). Merenja brzina pomoću UZ senzora zasnovana su na detekciji faznog pomaka između poslatog i primljenog signala (Doplerov efekat/pomak).

Iako predstavlja perspektivan pristup, neophodno je sagledati sva praktična ograničenja pristupa UZ merenja udaljenosti u laboratorijskim kanalima, posebno u oblasti hidrauličkog skoka. Najpre, oblik reflektujuće površine – slobodne površine vode ili mešavine – definiše pravac odbijanja akustičnog zraka. Sam zrak se iz UZ uređaja emituje konično, tako da tačka refleksije zraka nije nužno u osi prijemnika. Kod ispitivanja hidrauličkog skoka senzori se gotovo uvek postavljaju tako da osa predajnika i prijemnika signala budu sa vertikalnom osom, kako bi obrada rezultata bila što jednostavnija. Pošto je pojava strmog čela hidrauličkog skoka neminovna, ovakav efekat može dovesti do registrovanja većih dubina upravo u oblasti čela skoka (Ljubičić *i ostali*, 2020).

Ponašanje ultrazvučnog signala nepredvidivo je i u uslovima intenzivne aeracije površinskog dela toka. Dok se kod „čiste“ vode akustični signal reflektuje o slobodnu površinu vode, kod aerisanog mlaza signal prodire u ovazdušenu mešavinu i reflektuje se o neku površ ispod vizuelno detektovane slobodne površine. Većina istraživača slaže se da se u tom slučaju površ

reflektovanja nalazi na nekoj od dubina mešavine između h_{20} i h_{50} , gde je h_{xx} dubina na kojoj koncentracija vazduha u mešavini iznosi $xx\%$ (Kucukali i Chanson, 2008; Murzyn i Chanson, 2009; Chachereau i Chanson, 2011; Bung, 2013; Zhang *i ostali*, 2018). Konačno, da bi se izbegla interferencija signala iz dva ultrazvučna predajnika prilikom istovremenog merenja, senzore je potrebno postaviti na dovoljnom međusobnom rastojanju. Trenutno, „najgušći“ raspored UZ senzora primenjen je kod (Chachereau i Chanson, 2011), gde je rastojanje između dva susedna senzora iznosilo do 15 cm. U realnim laboratorijskim uslovima se gušća prostorna mreža može postići isključivo neistovremenim merenjima, što višestruko uvećava potrebno vreme za merenje i onemogućava procenu trenutnog oblika slobodne površine.

LIDAR metode

Razvoj tehnologije merenja rastojanja primenom svetlosnog snopa omogućio je primenu novih neinvazivnih tehnika u hidrauličkim ispitivanjima. Tehnologija LIDAR-a (engl. *light detection and ranging, LIDAR*) ističe se kao metoda koja omogućava jednostavnu detekciju trenutnog položaja slobodne površine u hidrauličkom skoku (Li, Montano i Felder, 2017). Ispitivanja novijeg datuma dokazala su potencijal ove metode za procenu dubina i brzina čak i u burnom režimu u brzotoku (Kramer, Chanson i Felder, 2019). Kad su u pitanju ispitivanja u hidrauličkom skoku, LIDAR metode iskazuju nekoliko karakterističnih nedostataka:

1. Cena neophodne opreme je relativno visoka. U zavisnosti od konkretnog modela LIDAR uređaja, potrebne investicije u opremu često su veće od 10 hiljada evra;
2. Za razliku od UZ senzora čija se tačnosti smanjuje sa povećanjem površinske aeracije, snop LIDAR uređaja lako prodire u vodeni stub u uslovima niske površinske aeracije (Li, Montano i Felder, 2017; Montano i Felder, 2018; Montano, Li i Felder, 2018; Kramer, Chanson i Felder, 2019; Li *i ostali*, 2019). Kako se prilikom modeliranja hidrauličkih skokova neminovno javljaju oblasti niskog i visokog intenziteta površinske aeracije, merna neizvesnost procene položaja slobodne površine pomoću LIDAR uređaja varira duž profila skoka;
3. Pošto funkcioniše prema principu predajnik-prijemnik (kao i UZ metoda) položaj slobodne površine u odnosu na LIDAR uređaj može bitno uticati na mernu neizvesnost dobijenih rezultata (Li *i ostali*, 2019). Osim toga, oštar upadni ugao LIDAR snopa uzrokuje pojavu efekata prelamanja zraka što dovodi do dodatnog uvećanja merne neizvesnosti;
4. Čak i u oblastima visoke površinske aeracije, poput površine valjka skoka, snop LIDAR uređaja prodire u telo mešavine u proseku do dubine $\sim h_{50}$, te su registrovane dubine

manje od onih koje bi se mogle vizuelno identifikovati (Kramer, Chanson i Felder, 2019).

Međutim, znatno uži snop LIDAR uređaja u odnosu na UZ uređaj omogućava formiranje gušće prostorne mreže, a samim tim otvara se i potencijal za ispitivanje gotovo čitave površi valjka hidrauličkog skoka. Trenutno, najveća prostorna rezolucija prilikom snimanja površine hidrauličkog skoka LIDAR uređajem iznosila je oko 0.8 cm (Montano, Li i Felder, 2018). Međutim, na umu treba imati neadekvatnost opisanog pristupa u mešovitim uslovima aeracije toka i u uslovima neaerisanog toka (Ljubičić *i ostali*, 2020).

Fotogrametrijske/videogrametrijske metode

Potencijal neinvazivnih metoda za procenu karakteristika otvorenih tokova ubrzan je i napretkom digitalne fotografske i videografske tehnike, naročito u protekle dve decenije. Pristup digitalnim, rasterskim vizuelnim podacima omogućava primenu algoritama za njihovu analizu u cilju procene vrednosti različitih parametara, kao što su:

1. Položaj slobodne površine (Erikson i Hanson, 2005; Hong, Yu i Hahn, 2010; Hies *i ostali*, 2012; Bung, 2013; Nóbrega, Schulz i Zhu, 2014; Viriyakijja i Chinnarasri, 2015; Hasan *i ostali*, 2016; Kröhnert i Meichsner, 2017; Lin, Lin i Han, 2018; Ljubičić *i ostali*, 2019, 2020);
2. Vertikalni profil koncentracije vazduha u mešavini (Mossa i Tolve, 1998; Leandro *i ostali*, 2012);
3. Polja brzina (Amador i Puertas, 2004; Lennon i Hill, 2006; Misra *i ostali*, 2006; de Carvalho i Amador, 2009; Abas *i ostali*, 2017).

U vezi sa ispitivanjima hidrauličkog skoka, od značaja su radovi Ljubičić *i ostali* (2019, 2020). Oba rada posvećena su primeni komercijalno dostupnih digitalnih kamera u cilju određivanja položaja slobodne površine u podužnom profilu hidrauličkog skoka. Ljubičić *i ostali* (2019) predstavili su primer upotrebe metode analize polja vertikalnih gradijenata (Sobel, 2015) u nizu digitalnih fotografija iz snimka hidrauličkog skoka, za praćenje prostornog i vremenskog rasporeda dubina duž skoka. U odnosu na prethodno dostupne metode (Bung, 2013; Nóbrega, Schulz i Zhu, 2014; Viriyakijja i Chinnarasri, 2015), dokazana je veća robusnost u realnim laboratorijskim uslovima sa visokim intenzitetom pozadinskog šuma, varijabilnim intenzitetom osvetljenja i drugim vizuelnim smetnjama. Međutim, identifikovana je neujednačena merna neizvesnost u uslovima niskog i visokog intenziteta površinske aeracije. Naredno istraživanje (Ljubičić *i ostali*, 2020) bilo je usmereno ka prevazilaženju primećenih nedostataka predložene metodologije. Formiran je „kombinovani“ model koji osim analize polja vertikalnih gradijenata koristi rezultate automatske segmentacije fotografija pomoću naročite tehnike „dubokog“ mašinskog učenja – HED (engl. *holistically-nested edge detection*,

HED) (Xie i Tu, 2017). Sprega rezultata determinističkog pristupa (analiza polja gradijenata) i heurističkog (HED) omogućila je smanjenje merne neizvesnosti, posebno u uslovima promenjive površinske aeracije. Osim toga, Ljubičić *i ostali* (2020) predstavljaju i detaljne opise postupaka u fazi pripreme podataka, fazi pretprocesiranja i postprocesiranja (filtriranja), u cilju smanjenja broja „lažnih“ detekcija i merne neizvesnosti uopšte. Međutim, kao i kod prethodno opisanih metoda, na umu treba imati i nedostatke:

1. Definicija „slobodne površine“ u radovima Ljubičić *i ostali* (2019, 2020) odnosi se na vizuelno određenu trenutnu granicu između mešavine vode i vazduha i oblasti gde nema prisustva vode. U smislu koncentracija vazduha, ova definicija odgovara najvišoj tački u profilu u kojoj važi uslov $C(h) \neq 1$. Ova definicija dovodi do registrovanja većih dubina nego prilikom upotrebe pojedinih drugih metoda (merna igla, UZ, LIDAR, elektrokapacitivni senzori). Ovakva definicija je na strani sigurnosti u pogledu procene dimenzija zidova umirujućeg bazena;
2. Predložena metodologija omogućava procenu položaja slobodne površine samo u oblasti zida umirujućeg bazena. Kod prizmatičnih brzotoka i bazena, ovo ograničenje nije suviše značajno usled male poprečne varijabilnosti dubina. Međutim, nije preporučena primena predložene metode kod neprizmatičnih kanala.

Senzori elektroprovodnosti

Jedina metoda koja je u stanju da obezbedi istovremenu procenu dubine, brzine i koncentracije vazduha u ovazdušenoj oblasti hidrauličkog skoka je merenje elektroprovodnosti sondom sa više elektroda (engl. *multitip electroconductivity probe*, *multitip phase-detection probe*). Ovakvi uređaji funkcionišu po principu detekcije elektroprovodnosti fluida sa kojim su u direktnom kontaktu. Usled različite elektroprovodnosti vode i vazduha, moguće je proceniti udeo obe faze (tečne i gasovite) u mešavini, zbog čega se ovaj način merenja često naziva princip detekcije faza (engl. *phase-detection*). Na osnovu principa rada ovih uređaja, jasno je da je ovaj metod primenljiv samo u slučaju dvofaznih fluidnih struja.

Ako se umesto jedne elektrode koriste dve ili njih više, principom unakrsne korelacije odgovarajućih signala moguće je proceniti brzinu strujanja u mešavini (1D, 2D, pa čak i 3D) u okolini mernog uređaja. Konačno, merenjem vertikalnog profila koncentracije vazduha u mešavini, moguće je proceniti vremenski osrednjenu dubinu, odnosno položaj slobodne površine mešavine. Veliki broj istraživača koji koristi ovu metodu procenjuje položaj slobodne površine kao mesto gde koncentracija vazduha iznosi 90-95% (Murzyn i Chanson, 2009; Chachereau i Chanson, 2011). Međutim, ističe se i nekoliko bitnih nedostataka:

1. Merenje je moguće isključivo u oblasti dvofaznog strujanja;

2. Jasno je da od veličine sonde elektroprovodnosti zavisi i stepen njegove invazivnosti u fluidnoj struji, te postoji težnja da gabariti ovakvog uređaja budu što manji. Međutim, sa smanjenjem dimenzija sonde raste verovatnoća pojave indukovanog oscilatornog pomeranja (vibracija) sonde pri velikim brzinama fluidne struje, kakve su često prisutne u struji hidrauličkog skoka. Vibracije sonde mogu dovesti do smanjenja odnosa signala i šuma u serijama prikupljenih podataka i do povećanja ukupne merne neizvesnosti;
3. Merenje sondom elektroprovodnosti adekvatno predstavlja stanje samo u neposrednoj okolini merne tačke. Opisivanje čitavog strujnog polja hidrauličkog skoka (ili makar njegovog većeg dela) zahtevalo bi merenje u značajnom broju tačaka što produžava vreme merenja;
4. Vreme uzorkovanja sonde treba da bude barem dva puta kraće od vremena kontakta mehurića vazduha i senzora (odnosno frekvencija uzorkovanja mora biti barem dvaput veće od *Nyquist* frekvencije) kako bi dobijeni rezultati bili reprezentativni za datu fluidnu struju (Nyquist, 1928). Ovo znači da frekvencija uzorkovanja u opštem slučaju zavisi od brzine fluidne struje i veličine mehurića vazduha, i često iznosi preko 10 kHz. Količina podataka koja nastaje prilikom ovakvih merenja zahteva značajan prostor za njihovo skladištenje.

Osim vremenski osrednjene koncentracije vazduha u mešavini, obradom signala moguće je proceniti i druge fizičke parametre aerisanog toka, na prvom mestu broj i dimenzije mehurića vazduha u mešavini (Chanson i Chachereau, 2013).

2.3.2 Merenje brzina

Spoljne (geometrijske) karakteristike skoka – dubine i dužina – mogu se (makar u grubim crtama) proceniti nizom neinvazivnih metoda. Međutim, procesi koji se odvijaju unutar zapremine skoka upravo su oni koji definišu intenzitet disipacije mehaničke energije. Za razumevanje takvih procesa, neophodno je određivanje polja brzina u telu skoka.

U ovom poglavlju razmotriće se principi rada, prednosti i mane niza metoda za procenu intenziteta, pravca i smera vektora brzine.

Pito-Prantlova cev i hidrometrijska krila

Za potrebe merenja brzina u strujnom polju dostupne su različite metode, koje se mogu razvrstati u invazivne i neinvazivne. Prvoj kategoriji pripadaju neke od najstarijih metoda kao što su Pito-Prandtllova cev, koja funkcioniše na principu korelacije između intenziteta dinamičnog pritiska i trenutne brzine (Rajaratnam, 1965; Ohtsu i Yasuda, 1990; Wu i

Rajaratnam, 1996), i mikro–hidrometrijsko krilo koje koreliše brzinu sa brojem obrtaja propelera u određenom intervalu vremena (Hager, 1988). Obe pomenute metode danas se relativno retko sreću u laboratorijskom ispitivanjima zbog gabarita uređaja koji neminovno dovode do značajnog narušavanja strujnog polja, ograničene mogućnosti procene fluktuacionih karakteristika brzina, i dr.

Senzori elektroprovodnosti i fotoprovodnosti

Potencijal upotrebe senzora elektroprovodnosti (engl. *electroconductivity*, *EC*) sonde za potrebe merenja položaja slobodne površine ukratko je predstavljen u poglavlju 2.3.1. Detaljniji opisi principa procene vrednosti i drugih relevantnih veličina – brzine, koncentracije vazduha u mešavini, veličine i broja mehurića, i dr. – mogu se pronaći kod Chanson-a (2002a, 2016) i Wang-a (2014). U vezi sa hidrauličkim skokom, jedno od prvih istraživanja sprovedli su Chanson i Brattberg (2000), gde je EC sonda korišćena za analizu različitih procesa u skoku, posebno u oblasti između recirkulacionog valjka i „jezgra“ hidrauličkog skoka pri dnu kanala (engl. *air-water shear layer*). Ovo je ujedno i oblast najvećih intenziteta smičućih napona u skoku gde se odvija proces intenzivnog „unosa“ vazduha u mešavinu posredstvom udara uzvodnog burnog toka u telo hidrauličkog skoka (engl. *impingement region*)³. Slična istraživanja usledila su u narednoj deceniji (Chanson, 2007; Kucukali i Chanson, 2008). Detaljna ispitivanja čitave ovazdušene oblasti hidrauličkog skoka uz pomoć EC sonde predstavio je Wang (2014) u svojoj doktorskoj tezi. Jedan od nedostataka EC pristupa vezan je za pozicioniranje samih senzora u fluidnoj struji, od čega može zavisiti i merna neizvesnost dobijenih rezultata. Optimalan položaj ose EC senzora je u pravcu brzina fluida, čime se efekat invazivnosti sonde značajno smanjuje. Veliki broj radova dostupan je u vezi sa primenom EC pristupa na strujanje u brzotoku, gde je pravac brzine toka unapred poznat (Zindović i ostali, 2016; Felder i Pfister, 2017; Kramer, Chanson i Felder, 2019).

Elektroprovodnost je samo jedna od brojnih fizičkih karakteristika između dve faze u hidrauličkom skoku. Alternativan pristup merenju veličina u dvofaznom toku je putem sonde sa optičkim vlaknima (engl. *fiber-optical probe*, *FO*) (Miller i Mitchie, 1970). Sonda sa optičkim vlaknom konstruiše se sa naročitim konusnim vrhom od prozirnog kristala (npr. safir), dok se kroz samo vlakno periodično emituje infracrvena svetlost, često sa frekvencijom od preko 1 MHz (Cartellier i Barrau, 1998). Usled različitog koeficijenta prelamanja svetlosti za vodu i vazduh, intenzitet reflektovane svetlosti veći je za gasovitu fazu (Abuaf, Jones i Zimmer, 1978). Na osnovu ovih karakteristika, sve analize u vezi sa EC sondama moguće je

³ Drugi vid „unosa“ vazduha u telo skoka je posredstvom površinske aeracije.

sprovesti i uz pomoć sonde sa optičkim vlaknima. Glavna prednost navedenog pristupa je manji gabarit senzora – prečnik vrha senzora meri se u stotim delovima milimetra, dok je kod EC senzora ova vrednost barem četiri puta veća (Felder i Pfister, 2017). Prema tome, optički senzori mogu detektovati mehuriće vazduha manjih dimenzija. U pogledu merenja brzina i koncentracije vazduha, nisu primećene značajnije razlike između ova dva pristupa (Felder i Pfister, 2017). Ispitivanja pomoću sonde sa optičkim vlaknom pokazuju rezultate uporedive sa onima dobijenim pomoću EC sonde u hidrauličkim skokovima (Murzyn, Mouazé i Chaplin, 2005; Zhang *i ostali*, 2014; Stojnić *i ostali*, 2019), kao i stepenastim brzotocima (Boes i Hager, 2003a, 2003b; Pfister, Hager i Minor, 2006; Pfister i Hager, 2011).

Oba navedena pristupa dele praktično ista ograničenja – merenje je moguće samo u oblastima dvofaznog strujanja, pritom je rezultat reprezentativan isključivo u okolini merne tačke.

Laser Dopler metode

Laser Dopler anemometrija/velosimetrija (LDA/LDV) predstavlja metodu za merenje brzina u tački, odnosno u izuzetno malim kontrolnim zapreminama. Ovaj princip zasniva se na merenju Doplerovog faznog pomaka unutar kontrolne zapremine u preseku dva koherentna monohromatska laserska zraka. Međutim, primena LDV pristupa u oblasti eksperimentalne hidraulike otvorenih tokova izuzetno je ograničena usled cene neophodne opreme u odnosu na konkurentske metode. Zbog malih dimenzija kontrolne zapremine – nekoliko redova veličine manje od prosečne zapremine mehurića vazduha – izuzetno je otežana primena ove metode u oblasti dvofaznih fluidnih struja – na primer u hidrauličkom skoku. Stoga, primena LDV metode je ograničena prvenstveno na neaerisane i slaboaerisane skokove pri niskom vrednostima Fr_1 (Svendsen *i ostali*, 2000), u potopljenim skokovima (Long, Steffler i Rajaratnam, 1990), ili u oblastima nizvodno od valjka skoka gde je koncentracija vazduha niska (Waniewski, Hunter i Brennen, 2001).

Sličan princip rada primenjuje se i kod akustične Dopler velosimetrije (engl. *acoustic Doppler velocimetry*, ADV). Umesto laserskog signala, ADV sonda emituje akustični signal i registruje intenzitet Doplerovog faznog pomaka u povratnom signalu. Međutim, slična ograničenja važe kao i kod LDV pristupa – rezultati procene brzina u dvofaznoj fluidnoj struji nepouzdati su zbog visokog intenziteta šuma, pri čemu su dimenzije kontrolne zapremine izuzetno male (Frizell, 2000; Liu, Rajaratnam i Zhu, 2004). Međutim, naročitim postupcima filtriranja rezultata moguće je poboljšati odnos signala i šuma u registrovanom signalu (Goring i Nikora, 2002; Castillo, 2010). U dostupnoj literaturi mogu se pronaći primeri upotrebe ADV pristupa kod potopljenih skokova sa relativno malim intenzitetom aeracije (Zare i Baddour, 2007) i pri malim vrednostima Frudovih brojeva (Romagnoli, García i Lopardo, 2012).

LIDAR metode

Potencijal primene LIDAR uređaja u merenju hidrauličkih veličina proširili su (Kramer, Chanson i Felder, 2019) omogućivši procenu brzine strujanja u ovazdušenom toku u brzotoku. Putem auto- i kroskorelacionih postupaka, podaci dobijeni putem LIDAR metode mogu proceniti brzinu kretanja površinskih slojeva u brzotoku. Na osnovu intenziteta površinskih brzina, moguće je proceniti vertikalni raspored brzina u plitkom toku, a posredno i protok (Akbarpour, Fathi-Moghadam i Schneider, 2020). Uporedna merenja sa sensorima elektroprovodljivosti posvedočila su o relativno dobroj korelaciji između brzine kretanja površinskih slojeva i osrednjene brzine toka. Međutim, za razliku od strujanja u brzotoku gde je pravac strujanja unapred jasno definisan, u hidrauličkom skoku površinske brzine ne oslikavaju strujno polje u celini, te se pristup merenja brzina LIDAR uređajem ne može adekvatno primeniti.

Fotogrametrijske/videogrametrijske metode

Fotogrametrijske (ili videogrametrijske) metode merenja brzina primenjuju se u oblasti mehanike fluida još od 70-ih godina XX veka. Osnovno načelo ovih metoda je da se procena određenih fizičkih veličina može obezbediti iz slika i video zapisa. Zbog svoje neinvazivne prirode i mogućnosti istovremene procene veličina u velikom broju tačaka, ova grupa metoda primenjuje se u brojnim eksperimentalnim oblastima. Prvobitne fotogrametrijske metode merenja brzina oslanjale su se na ograničene sposobnosti analogne fotografske opreme. Jedan od prvih registrovanih pokušaja ručne obrade serije fotografija u cilju procene pomeraja datiraju sa početka 30-ih godina XX veka (Fage i Townend, 1932). Ennos (1978) opisuje postupak laserske „čestične“ interferometrije u oblasti mehanike čvrstih tela (engl. *laser speckle interferometry, LSI; laser speckle photography, LSP*), u kojoj se procena pomeranja određenih tačaka u ravni procenjuje putem duge ekspozicije fotografskog filma, čime se mogu zabeležiti trajektorije pojedinačnih čestica. Nije prošlo mnogo vremena dok sličan postupak nije primenjen i u oblasti merenja hidrauličkih veličina (Meynart, 1983). Upotrebom ravanskog lasera bilo je omogućeno fokusiranje na pojedinačne ravni iz fluidne struje u kojima je vršena procena polja brzina. Za razliku od Ennos-a (1978), kod Meynart-a (1983) je broj čestica u fokusiranoj ravni bio daleko manji a postupak određivanja brzina u polju zasniva se na Furijeovoj analizi. Stoga, nova metoda dobila je i sopstveno ime – „čestična“ velosimetrija (engl. *particle image velocimetry, PIV*).

U opštem slučaju, fotogrametrijske metode za merenje brzina mogu se podeliti na nekoliko načina, mada je najznačajnija podela prema načinu opisivanja kretanja čestica u strujnom polju, u kom smislu se one mogu podeliti na Ojlerovske i Lagranžovske. U prvu kategoriju spadaju metode sa rigidnom mrežom tačaka u kojima se računaju brzine – prvenstveno

particle image velocimetry (PIV) i *bubble image velocimetry* (BIV) metode. Lagranžovske metode kao što su *particle tracking velocimetry* (PTV) i metode iz klase *optical flow* (OF), prate pomeranje određenog broja trasera u polju, pri čemu se beleže položaji tih trasera u određenim vremenskim trenucima. Zbog toga, Lagranžovske metode ne zahtevaju definisanje računске mreže. Međutim, u oblasti eksperimentalne hidraulike izbor metode uglavnom ne diktira složenost postupka ili njegova tačnost, već gustina trasera u posmatranom polju. Jednostavnije Ojlerovske metode pogodne su u slučajevima sa visokom gustinom trasera. Ovakvi uslovi nepovoljni su za primenu Lagranžovskih metoda usled velike verovatnoće pojave sudara (kolizija) trasera koji remete identifikaciju trasera, ali i grupisanja („klasterovanja“) čestica (engl. *particle clustering*). Savremene Lagranžovske metode, poput raznih tipova OF algoritama, dosta su „otpornije“ na pomenute efekte od klasičnog PTV pristupa, ali odluka o izboru konkretne metode i dalje zavisi prvenstveno od gustine, veličine i oblika čestica, ali i načina kretanja čestica u polju.

Primeri primene PIV metoda mogu se pronaći i u oblasti ispitivanja hidrauličkih skokova (Hornung, Willert i Turner, 1995; Lennon i Hill, 2006; Misra *i ostali*, 2006; Lin *i ostali*, 2012a). Glavni nedostatak tradicionalnog PIV pristupa je visoka merna neizvesnost u oblastima visoke aeracije. Promene oblika mehurića vazduha, kolizija uz objedinjavanje mehurića dovodi do pojave brojnih grešaka. Modifikaciju PIV metode za primenu u uslovima visoke aeracije predložili su Ryu, Chang i Lim (2005), zasnovanu upravo na principu praćenja polja mehurića vazduha. Zbog veličine mehurića vazduha u mešavini, upotreba lasera nije preporučljiva, već se koristi naročito pozadinsko osvetljenje. Predložena metodologija nazvana je *bubble image velocimetry* (BIV). Glavna mana pristupa je izuzetno ograničena mogućnost izbora ravni detekcije, imajući u vidu da je jedini adekvatan položaj kamere sa usmerenjem kroz zid laboratorijskog kanala. Usled toga, dobijeni rezultati reprezentativni su isključivo za oblast neposredno uz zidove brzotoka ili umirujućeg bazena (Ryu, Chang i Lim, 2005; Bung, 2011; Lin *i ostali*, 2012b; Leandro, Bung i Carvalho, 2014; Bung i Valero, 2015). Izbor ravni fokusiranja ograničen je na modifikovanje uskog fokalnog polja kamere (Ryu, Chang i Lim, 2005). Međutim, treba imati na umu još jednu bitnu razliku između PIV i BIV pristupa – merenje brzina fluidnih delića u strujnom polju je posredno i funkcioniše pod pretpostavkom da se detektovani traseri kreću približno istom brzinom kao fluidna struja. Međutim, ovo nije uvek slučaj, pogotovo u BIV pristupu gde su traseri mehurići vazduha zarobljeni u toku. Kako mehurići vazduha imaju znatnu zapreminu, a praktično nemaju masu, uticaj sile uzgona na njih je nezanemarljiv. U opštem slučaju, traserska sposobnost mehurića vazduha povećava se kako se intenzitet brzine strujanje povećava, ali dejstvo sile uzgona nezaobilazno utiče na intenzitet vertikalne komponente trasera. Sitni traseri čvrste faze koji mogu biti iskorišćeni u PIV pristupu imaju veću trasersku sposobnost, te je sistematska greška znatno manja. Procenu traserske sposobnosti čestica određene gustine i

dimenzija može pružiti Stoksov broj $Stk = V_s V / (dg)$, gde su V_s i V (redom) brzina taloženja čestice i brzina fluidnog toka u odnosu na česticu, a d prečnik čestice.

Primeri primene Lagranžovskog pristupa pomoću PTV metode malobrojni su, kako za strujanje u brzotocima, tako i u ispitivanju hidrauličkih skokova. Uporednim merenjima sa sondom elektroprovodljivosti (Kramer i Chanson, 2018) pokazali su da PTV pristup uz korišćenje kamere sa visokom frekvencijom snimanja može obezbediti odličnu procenu rasporeda brzina u brzotoku, za razliku od PIV metode koja u uslovima visoke aeracije iskazuje tendenciju potcenjivanja intenziteta brzina. Većina primera primene PTV metode u laboratorijskim kanalima odnosi se na neaerisane ili slabo aerisane fluidne struje (Fujita, 2002). Međutim, praćenje površinskih trasera relativno je pogodno za primenu PTV pristupa, čak i u uslovima znatne aeracije toka (Orendorff, Rennie i Nistor, 2011; de Dios i ostali, 2017).

Savremene metode detektovanja i praćenja karakterističnih oblasti u nizu fotografija (engl. *feature detection and tracking*) mogu biti znatno sofisticiranije od tradicionalnih PIV i PTV metoda. U literaturi se ova grupa savremenih metoda najčešće naziva klasom metoda optičkog praćenja (engl. *optical flow, OF*). Ova grupa metoda zasniva se na nekom od složenijih matematičkih modela za identifikaciju pomeraja karakterističnih tačaka/oblasti slike – Horn-Schunck metod (Horn i Schunck, 1981) koji je primenjen na modelima rušenja brane i stepenastog brzotoka (Bung i Valero, 2016a, 2016b), Lukas-Kanade metod (Lucas i Kanade, 1981) koji je uspešno ispitan na primeru stepenastih brzotoka (Zhang i Chanson, 2018, 2019), Farnebaeck metod (Farneback, 2003) koji je takođe uspešno ispitan na primeru stepenastih brzotoka (Zhang i Chanson, 2018; Kramer i Chanson, 2019), i dr. Bung i Valero (2016a) utvrdili su da su rezultati dobijeni putem BIV i OF pristupa uporedivi za strujanje u brzotoku, s tim da je OF metod omogućava veću rezoluciju rezultata na račun veće proračunske složenosti (odnosno dužeg trajanja proračuna). Svi navedeni primeri primene OF metoda realizovani su uz primenu kamere sa visokom frekvencijom snimanja od oko 5000 slika u sekundi. Primeri primene metoda iz klase OF na ispitivanje hidrauličkih skokova ne postoje u dostupnoj literaturi.

Sagledavanjem mogućnosti i kompleksnosti dostupnih metoda, kao i potreba ovog istraživanja, metoda PIV nameće se kao najadekvatnija i biće upotrebljena za procenu brzina nizvodno od valjka hidrauličkog skoka.

2.4 Efekti razmere

Prilikom fizičko-modelskih ispitivanja hidrauličkih skokova potrebno je voditi računa i o efektima razmere modela. Zbog prirode strujanja u brzotoku i umirujućem bazenu,

dominiraju inercijalni i gravitacioni uticaji. Modeli koji ispituju ovu vrstu tečenja po pravilu se konstruišu prema pravilima Frudove razmere – pod pretpostavkom da će Frudov broj na modelu i na objektu biti isti, sve relevantne fizičke veličine skaliraju se poštujući ovo načelo. Podrazumeva se da je za potrebe modeliranja objekata visokih brana model uvek višestruko manji od prototipa.

Osim inercijalnih i gravitacionih uticaja čiji odnos opisuje Frudov broj, dodatni efekti koji karakterišu kretanje vode u otvorenim tokovima (prvenstveno interakciju između vode i vazduha) su viskoznost i površinski napon vode, pri čemu se prilikom fizičkog hidrauličkog modeliranja neizbežno javlja problem razmere ovih efekata. Vrednosti Rejnoldsovog broja Re (odnos inercijalnih i viskoznih efekata) i Veberovog broja We (odnos inercijalnih efekata i efekata površinskog napona) biće uvek višestruko manji na hidrauličkom modelu nego na prototipu (Chanson, 2009b), ako se za modeliranje primenjuje Frudova sličnost. Prilikom svakog ispitivanja, potrebno je uzeti u obzir koliko se odnos ovih efekata razlikuje na modelu i prototipu, kao i da li je ta razlika značajna za konkretno ispitivanje – u kojoj meri će uticati na tačnost procene veličina na prototipu na osnovu veličina određenih na modelu. Brojna istraživanja posvećena su identifikaciji uslova pod kojima će uticaji pomenutih efekata (viskoznosti i površinskog napona) biti u dovoljnoj meri slični onima koji bi se javili na prototipu, kako bi se modeliranjem obezbedila adekvatna sličnost aeracionih procesa na modelu i prototipu. Na osnovu istraživanja Pfister-a i Chanson-a (2014), adekvatno modeliranje mešanja vode i vazduha u brzotocima i umirujućim bazenima može se obezbediti na dva načina:

1. Obezbeđivanjem minimalnih vrednosti Rejnoldsovog Re i Veberovog broja We , tako da efekti viskoznosti i površinskog napona budu zanemarljivi u odnosu na inercijalne i gravitacione uticaje na modelu;
2. Ograničavanjem razmere modela – najčešće do 1:10 (Chanson, 1996).

Ako se ima u vidu da objekti visokih brana po svojim dimenzijama mogu prevazilaziti visine/dužine i od 100 metara, jasno je da drugi uslov ne može biti uvek ispunjen usled fizičkih (prostor i neophodan protok) i investicionih ograničenja. Prvi uslov istraživačima pruža više slobode. Konkretno granične vrednosti Re i We dobijene su na osnovu ispitivanja efekata mešanja vazduha i vode. Na primer, Chanson, Yasuda i Ohtsu (2002) utvrdili su da je za potrebe adekvatnog modeliranja aeracije mlaza i njenih efekata na silu trenja u stepenastim brzotocima neophodno obezbediti da visina stepenika bude veća od 2 cm, a vrednost Rejnoldsovog broja veća od 10^5 . Na osnovu opsežnih ispitivanjima na stepenastim brzotocima, istu graničnu vrednost Re predložili su i (Boes i Hager, 2003b). Više autora predlaže minimalne vrednosti u opsegu od 10^5 do 3×10^5 (Chanson, 2004, 2009b; Chanson i Gonzalez, 2005; Murzyn i Chanson, 2008; Felder i Chanson, 2009; Pfister i Chanson, 2014), za ispitivanja širokog opsega hidrauličkih fenomena.

Iako je navedeni uslov ustanovljen prvobitno za brzotoke, naknadna istraživanja tečenja u umirujućim bazenima dovela su do prepoznavanja sličnih ograničenja u pogledu Reynoldsovog broja. Na osnovu merenja profila koncentracije vazduha u mešavini pri različitim vrednostima Reynoldsovog broja dolaznog mlaza Re_1 , (Murzyn i Chanson, 2008) ukazuju na postojanje razlika između zapremine uvučenog vazduha i broja mehurića vazduha u mešavini pri vrednostima $Re_1 < 10^5$. U ovom istraživanju nisu zabeležene bitne razlike između skokova sa različitim vrednostima Frudovog broja Fr_1 (5.0 i 8.5).

Za hidrauličke skokove sa relativno malim Frudovim brojem dolaznog mlaza ($Fr_1 \leq 5$) Chanson i Chachereau (2013) ukazuju na to da je za potrebe modeliranja samo koncentracije vazduha u mešavini hidrauličkog skoka (zapremine uvučenog vazduha), dovoljan uslov $Re_1 > 4 \times 10^4$, a da se adekvatno detaljnije opisivanje interakcija vazduha i vode – broja mehurića u mešavini, intenziteta turbulencije i dr. – ne može obezbediti modelom ni u jednoj razmeri. Ista studija preporučuje uslov $Re_1 > 3 \times 10^4$ za modeliranje vremenski osrednjene brzine tečenja dvofazne mešavine vode i vazduha.

Nekoliko studija (Pfister i Chanson, 2014; Pfister i Hager, 2014) predložilo je da se efekti razmere na modeliranje aeracionih karakteristika brzotoka i hidrauličkih skokova baziraju na graničnim vrednostima Morton broja Mo (Rose W. Morton, 1925–1999). Ovaj broj uveden je u cilju opisivanja oblika mehurića ili kapljica koje se kreću kroz neku neprekidnu fazu (na primer mehurića vazduha u vodi), i može se predstaviti kombinacijom Frudovog, Reynoldsovog i Veberovog broja kao $Mo = We^3 / Fr^2 Re^4$. Međutim, u literaturi nisu pronađeni konkretni preporuke graničnih vrednosti za različite tipove hidrauličkih ispitivanja.

Osim viskoznosti, na interakciju između vode i vazduha u velikoj meri utiče i efekat površinskog napona. Odnos inercijalnih efekata i efekata površinskog napona opisuje Veberov broj $We = \rho V^2 h / \sigma$, gde je ρ gustina vode, V brzina tečenja, h odgovarajuća dubina a σ intenzitet površinskog napona u N/m (za vodu ~ 0.072 N/m na 20°C). Kao i za slučaj Reynoldsovog broja, kod hidrauličkih modela u Frudovoj sličnosti, uslov istovetnosti Veberovog broja na modelu i prototipu ne može biti zadovoljen, pri čemu je Veberov broj We na modelu uvek višestruko manji nego na prototipu.

Međutim, za modeliranje strujanja u hidrauličkom skoku, značaj Veberovog broja manji je nego kod tečenja u brzotoku, i manji je od značaja Reynoldsovog broja. Dok kod brzotoka We opisuje „otpor“ površine vode prema mešanju sa vazduhom i može da utiče na mesto pojave aeracije na brzotoku, kod strujanja u hidrauličkom skoku turbulentni smičući naponi na slobodnoj površini daleko su veći od intenziteta površinskog napona vode (Chanson, 2016). Prema tome, uticaji viskoznosti daleko su važniji prilikom interakcije vode i vazduha u skoku (Chanson, 1996; Chanson i Chachereau, 2013), te se uticaj Veberovog broja We

uglavnom može zanemariti u odnosu na uticaj Reynoldsovog broja Re . O tome svedoči i nedostatak uslova minimalnog We za ovaj tip strujanja u dostupnoj literaturi (Pfister i Chanson, 2014).

2.5 Uočeni nedostaci u literaturi

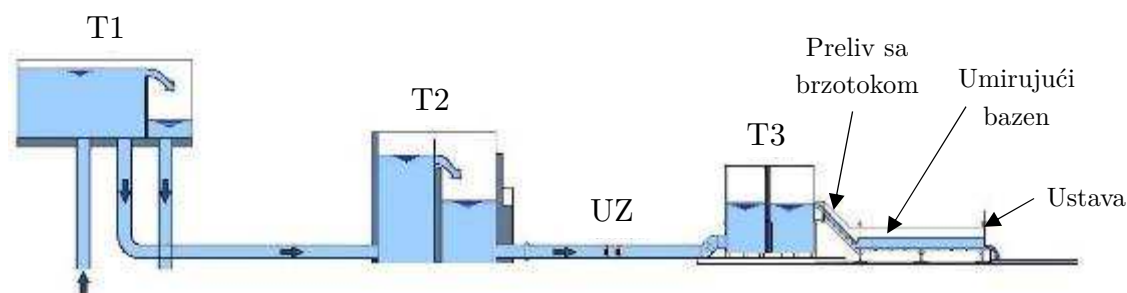
U prethodnim poglavljima izvršen je detaljan pregled literature, kako u vezi sa umirujućim bazenima, tako i u vezi sa metodologijama merenja hidrauličkih veličina u njima. Međutim, u vezi sa ciljevima ovog istraživanja ističu se određeni nedostaci:

1. Strujanje u umirujućim bazenima stepenastih brzotoka nije u dovoljnoj meri ispitano i u inženjerskoj praksi se koriste preporuke u vezi sa bazenima klasičnih glatkih brzotoka. Imajući u vidu popularnost stepenastih brzotoka, potrebna je detaljnija provera parametara za dimenzionisanje ovakvih bazena;
2. Dostupni radovi ranijih istraživača bili su usmereni gotovo isključivo ka bazenima bez elemenata za umirenje. Potencijal korišćenja dodatnih elemenata za umirenje u bazenima stepenastih brzotoka nije u dovoljnoj meri istražen;
3. Istraživanja određenog broja autora bilo je usmereno u većoj meri ka uzvodnim regijama hidrauličkog skoka – gde se odvijaju najintenzivniji turbulentni procesi. Međutim, sa stanovišta bezbednosti brane i nizvodne rečne deonice, najvažniji parametri tiču se tečenja nizvodno od valjka skoka – oblasti koja je u literaturi posvećena nešto manja pažnja;
4. Potencijal bazena sa negativnim nagibom dna istaknut je u literaturi za glatke brzotoke. Svega nekolicina radova razmatrala je ovakve bazene za stepenaste brzotoke, a konkretne preporuke u vezi dimenzionisanja ovakvih bazena su malobrojne;
5. Značajna ograničenja istraživanja u umirujućim bazenima vezana su za tehnike merenja relevantnih veličina. Potencijal foto- i videogrametrijskih metoda u ovoj oblasti nedovoljno je ispitan, posebno za potrebe procene položaja slobodne površine.

3 Fizički hidraulički model

3.1 Opis

Fizički model korišćen za istraživanje u ovoj disertaciji izgrađen je u Hidrauličkoj laboratoriji Instituta za hidrotehniku Građevinskog fakulteta Univerziteta u Beogradu. Hidraulička instalacija koja je korišćena za istraživanja u ovom doktoratu sastoji se iz sledećih delova (slika 5):



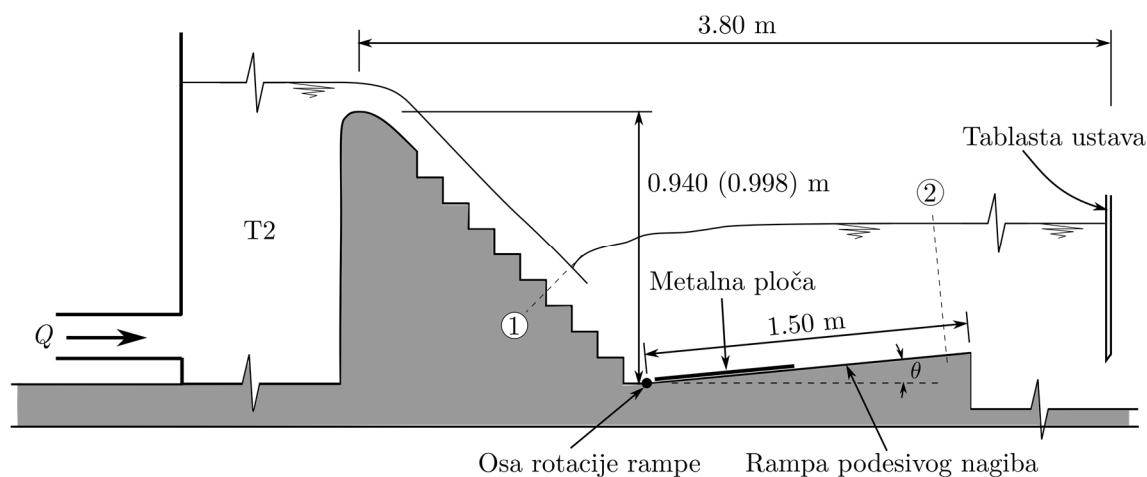
Slika 5. Šema hidrauličke instalacije.

1. **Bazen za stabilizaciju pritiska (T1):** konstruisan od čelika, sa lavirint prelivom. Napaja se vodom iz glavnog rezervoara Laboratorije pomoću jedne centrifugalne pumpe;
2. **Bazen za merenje protoka (T2):** konstruisan od betona i sadrži dva oštroična Thomson-ova preliva postavljena jedan do drugog. Protok kroz čitav sistem omogućen je kontrolom položaja zatvarača koji se nalazi između rezervoara T1 i T2;
3. **Bazen za umirenje toka vode uzvodno od preliva (T3):** konstruisan od čelika i sadrži mrežu vertikalno orijentisanih drvenih letvica, sa ciljem smanjenja neravnomernosti brzina vode neposredno uzvodno od prelivne ivice. Kako bi se obezbedilo upravno nastrojavanje vode ka prelivnoj ivici, obezbeđena je i prelazna deonica u vidu hidraulički oblikovanih krilnih zidova;
4. **Preliv sa stepenastim brzotokom:** prizmatičan i sa vertikalnim zidovima, širine prelivne ivice i brzotoka od $B = 46$ cm, dno i zidovi konstruisani od drveta (zaštićenog epoksidnim platnom) i poliakril-metakrilata (PMMA);

5. **Umirujući bazen i nizvodni kanal:** širine $b = 46$ cm i dužine ~ 280 cm, dno i vertikalni zidovi konstruisani od poliakril-metakrilata (PMMA) i konstruktivno učvršćeni čeličnim profilima;
6. **Tablaste ustave** za zadavanje i održavanje nizvodnog graničnog uslova (NGU).



Slika 6. Levo: preliv (varijanta 1); Desno: brzotok (varijanta 1).



Slika 7. Skica umirujućeg bazena sa rampom za podešavanje nagiba dna. Rampa podesivog nagiba bila je korišćena samo kod preliva i brzotoka varijante 1. Stepenici na brzotoku nisu prikazani u tačnom broju i razmeri.

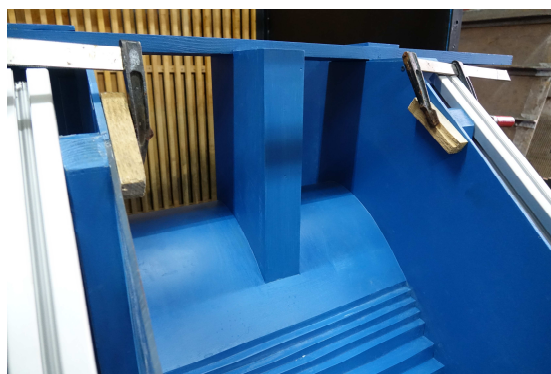
U okviru istraživanja korišćene su dve varijante preliva sa stepenastim brzotocima:

1. Preliv bez mostovskog stuba sa brzotokom nagiba (V:H) 1:1 odnosno ugla u odnosu na horizontalu $\varphi = 45^\circ$, širine prelivne ivice 46 cm, ukupne visine 94 cm (mereno od kote krune preliva do dna najnižvodnijeg stepenika), sa ukupno 17 stepenika visine 4.5 cm (slika 6);

2. Preliv sa mostovskim stubom i brzotokom nagiba (V:H) 9:8 odnosno ugla u odnosu na horizontalu $\varphi = 48.4^\circ$, širine prelivne ivice 40 cm, ukupne visine 99.8 cm, sa 3 stepenika dimenzija 1.4×1.2 cm i 30 stepenika dimenzija 2.7×2.4 cm (slike 9 i 8). Ovaj model sagrađen je za potrebe fizičkog hidrauličkog modeliranja strujanja u brzotoku i umirujućem bazenu brane *Sidi Naceur*, čija izgradnja je planirana u Alžiru.



Slika 8. Levo: preliv i brzotok (varijanta 2); Desno: umirujući bazen (varijanta 2).



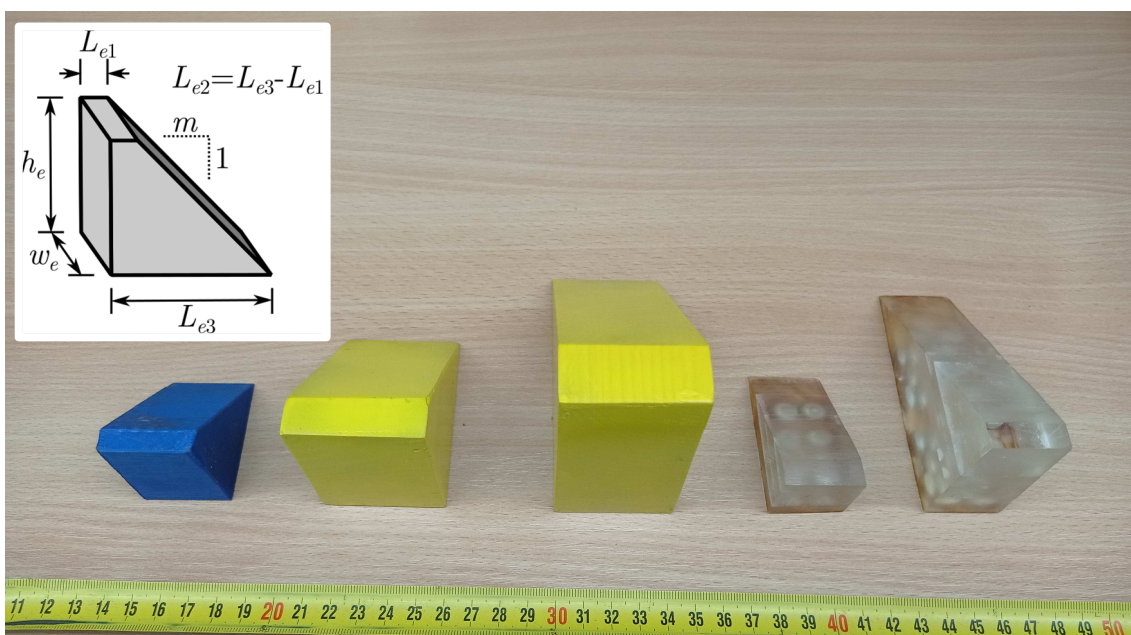
Slika 9. Preliv sa mostovskim stubom (varijanta 2).

Varijanta 1 korišćena je za najveći deo ispitivanja u ovom doktoratu. Varijanta 2 korišćena je u svrhu validacije pojedinih rezultata i zaključaka izvedenih na osnovu merenja u varijanti 1. Obe konfiguracije omogućavaju ispitivanja pri protocima do ~ 60 L/s.

Ispitivanje različitih nagiba dna umirujućeg bazena omogućeno je uz pomoć naročito konstruisane „rampe“ za ispitivanja preлива i brzotoka varijante 1 (slika 7) – prilikom ispitivanja varijante 2 dužina valjka skoka je bila veća od dužine rampe te je ista uklonjena iz kanala. Rampa dužine ~ 150 cm konstruisana je od PMMA i pričvršćena je za nizvodni kraj brzotoka tako da se omogući rotacija oko njene najuzvodnije podužne ose, ali ne i horizontalno/vertikalno pomeranje. Kako bi se sprečila pojava vibracija tokom merenja usled pulzacija pritisaka duž njene gornje ili donje površine, rampa je pričvršćena za dno uz pomoć

klinastih elemenata konstruisanih od PMMA. Klinasti elementi izrađeni su tako da obezbede pričvršćivanje rampe prema unapred definisanim uglovima od $\theta = \{-2.5, -5.0, -7.5\}^\circ$.

Kako bi se omogućilo ispitivanje različitih konfiguracija umirujućih bazena sa elementima za umirenje, dno najuzvodnijeg dela umirujućeg bazena prekriveno je tankom metalnom pločom (debljine 2 mm) u dužini od ~ 70 cm. Metalna ploča omogućava pozicioniranje i pričvršćivanje elemenata za umirenje za dno bazena upotrebom naročitih magneta, i to u proizvoljnom broju i prostornom rasporedu. Imajući u vidu da je tečenje vode u ovom delu bazena izrazito turbulentno i sa značajnim udelom vazduha, uticaj trenja duž metalnog dela rampe može se smatrati zanemarljivim u odnosu na sile pritiska i težine, ali i u odnosu na promenu količine kretanja.



Slika 10. Skica elementa za umirenje, sa različitim tipovima elemenata korišćenim u istraživanju. Sa leva na desno prikazani su tipovi A, B, C, D i E.

Sami elementi za umirenje („zubi“) izrađeni su od različitih materijala: PMMA, drveta ili su štampani na 3D štampaču upotrebom poliaktičke kiseline (poznata i kao poliaktilik plastika, engl. *polyactic acid*, *PLA*). Duž dna „zuba“ unapred su formirani otvori u koje su kasnije utisnuti neodijumski magneti kako bi se omogućilo pozicioniranje i pričvršćivanje „zuba“ na površini metalne ploče slapišta. Razmatrani su elementi za umirenje sledećih dimenzija (tabela 1, slika 10):

- **Tip A:** Naličje 4.4×3.3 cm, nagib nizvodne kosine (V:H) 1:1, izrađeni od PLA plastike tehnikom 3D štampe. Odnosi dimenzija u potpunosti odgovaraju onima koje predlaže USBR za odabrani merodavni protok preko preliva varijante 1 (poglavlje 3.3, tabela 2);
- **Tip B:** Naličje 6.4×4.8 cm, nagiba nizvodne kosine (V:H) 1:1, izrađeni od PLA plastike tehnikom 3D štampe. Odnosi dimenzija u potpunosti odgovaraju onima koje

predlaže USBR za odabrani protok preko preliva varijante 2 (tabela 2). Ovi elementi korišćeni su za validaciju rezultata dobijenih ispitivanjem na prelivu varijante 2;

- **Tip C:** Naličje 9.6×4.8 cm, nagiba nizvodne kosine (V:H) 1:1, izrađeni od PLA plastike tehnikom 3D štampe. Visina elemenata uvećana je u odnosu na USBR preporuke za 50%, dok širina odgovara širini elemenata tipa B za odabrani protok preko preliva varijante 2 (poglavlje 3.3, tabela 2). Ovi elementi korišćeni su za validaciju rezultata dobijenih ispitivanjem na prelivu varijante 2;
- **Tip D:** Naličje 3.0×3.0 cm, nagib nizvodne kosine 1:2, izrađeni od materijala PMMA. Visina ovih elemenata manja je od preporuka USBR-a. Iako je cilj bio da se u istraživanju upotrebe elementi čija visina odgovara dubini čiste vode za odabrani merodavni protok (poglavlje 3.3, tabela 2), visina elemenata tipa D uvećana je za ~20% kako bi se omogućilo postavljanje dovoljnog broja magneta duž njihovog dna za osiguravanje njihovog položaja u bazenu;
- **Tip E:** Naličje 6.0×3.0 cm, nagib nizvodne kosine 1:2, izrađeni od materijala PMMA. Visina ovih elemenata je ~40% veća od vrednosti koje preporučuje USBR za merodavni protok preko preliva varijante 1 (poglavlje 3.3, tabela 2).

Elementi tipa A, D i E korišćeni su u bazenu preliva varijante 1, dok su elementi tipa B i C korišćeni u bazenu preliva varijante 2. Izmerene ili izračunate veličine u ovom istraživanju neće biti skalirane na dimenzije prototipa i odnosiće se isključivo na fizički hidraulički model na kom su izmerene ili izračunate.

Tabela 1. Dimenzije elemenata za umirenje, prema oznakama sa slike 10.

Tip	h_e	w_e	L_{e1}	L_{e2}	L_{e3}	m
	[cm]					[-]
A	4.4	3.3	0.9	4.4	5.3	1
B	6.4	4.8	1.3	6.4	7.7	1
C	9.6	4.8	1.9	9.6	11.5	1
D	3.0	3.0	0.6	6.0	6.6	2
E	6.0	3.0	1.2	12.0	13.2	2

3.2 Merna oprema

U cilju dobijanja podataka o hidrauličkim veličinama, na modelu su obezbeđena neposredna merenja sledećih veličina:

1. Merenje protoka vode kroz model;
2. Merenje dubina vode u umirujućem bazenu i nizvodno od njega;
3. Merenje podužnih veličina na modelu (poput dužine valjka skoka i njegovog položaja);
4. Merenje brzina vode u umirujućem bazenu i nizvodno od njega.

Merenje protoka vode na modelu omogućeno je merenjem visine prelivnog mlaza *Thomson*-ovih preliva u rezervoaru T2 pomoću merne igle sa lenjirom i nonijusom (rezolucije očitavanja 1 mm). Kontrola merenja protoka omogućena je pomoću *Dynasonics Transit Time DTFXL2-XN1-NN* ultrazvučnog merača protoka koji je postavljen na cevi prečnika Ø300 mm između rezervoara T2 i T3 (označen sa UZ na slici 5). Neizvesnost merenja protoka u sistemu procenjena je na $\pm 1\%$. Kako bi se u toku ispitivanja obezbedili uslovi ustaljenog protoka, između svakog manevra regulacije protoka (pomoću zatvarača između rezervoara T1 i T2) i merenja proteklo je najmanje 10 minuta, odnosno 15 minuta ako je regulacioni zatvarač prethodno bio potpuno zatvoren.

Merenja podužnih veličina u umirujućem bazenu – dužine skoka, položaja nožice skoka, podužnog položaja kamere, i dr. – obavljena su pomoću trakastog lenjira.

Za potrebe procene dubina u umirujućem bazenu korišćena je komercijalna digitalna kamera *Sony DSC-RX10 M2*. Snimanje kamerom za potrebe procene dubina obavljeno je sa tronožnog stativa postavljenog iznad desnog zida bazena. Položaj kamere određen je putem mreže kontrolnih tačaka na unutrašnjoj strani levog zida bazena. Detaljniji opis konfiguracije za neinvazivno merenje dubina prikazan je zajedno sa opisom merne metode u poglavlju 4. Karakteristike kamere detaljno su ispitane u okviru poglavlja 4.3, dok su korišćeni parametri kamere definisani za različite vrste ispitivanja u okviru poglavlja 5.

Kako bi se za potrebe ovog istraživanja omogućilo neinvazivno merenje brzina uz upotrebu digitalnih kamera, neophodna je upotreba lasera za izbor ravni ispitivanja, odnosno identifikaciju i naglašavanje sitnih suspendovanih čestica u vodi koje bi poslužile kao traseri. U ove svrhe korišćen je laser talasne dužine 520 nm, čiji se linearni svetlosni snop uz upotrebu naročitih sočiva transformisao u vertikalni ravanski snop širine 2 mm pri dnu bazena. Izborom položaja ravni lasera određuje se i ravan ispitivanja. U te svrhe konstruisan je mehanički pozicioner lasera ispod umirujućeg bazena, kojim se upravlja pomoću dva step motora, čime se omogućava proizvoljno pozicioniranje lasera u podužnom i poprečnom pravcu u odnosu na koordinatni sistem bazena. Sa odabranom rotacionom rezolucijom motora od 800 koraka/360° i linearnim korakom navojnih vretena od 5 mm/360°, teorijska rezolucija pomeraja lasera iznosi 6×10^{-3} mm/korak. Iako tačnost pozicioniranja lasera zavisi i od drugih (elektro i mehaničkih) faktora, za potrebe ispitivanja u ovom doktoratu smatra se da su postignute zadovoljavajuća tačnost i ponovljivost.

3.3 Protoci i granični uslovi

Za potrebe ispitivanja na prelivu varijante 1 odabrana su tri protoka od 30, 40 i 50 L/s. Pri protocima većim od 50 L/s intenzitet aeracije u hidrauličkom skoku otežava primenu metoda

za ispitivanje polja brzina, te su navedeni protoci odabrani tako da obezbede raznolike uslove aeracije na stepenastom brzotoku i u hidrauličkom skoku, ali i pogodne uslove za merenje brzina. Imajući u vidu vremensku složenost pri ispitivanju velikog broja konfiguracija umirujućih bazena, neprimereno bi bilo da se elementi za umirenje u bazenima dimenzionišu zasebno za svaki od odabranih protoka. Stoga je protok od 40 L/s usvojen kao merodavan („osnovni“) protok za dimenzionisanje elemenata za umirenje, dok su preostala dva protoka (30 i 50 L/s) poslužila za proveru ispravnosti rada umirujućeg bazena pri protocima manjim ili većim od merodavnog.

Na prelivu varijante 2 ispitivan je isključivo protok od 59.3 L/s, na koji je dimenzionisana i sama prelivna ivica. U varijanti preлива 2 svi elementi za umirenje dimenzionisani su na osnovu ovog protoka.

U cilju utvrđivanja uzvodnih graničnih uslovih – dubine i brzine „čiste“ vode i mešavine – sproveden je proračun prema postupku Boes-a i Hager-a (2003a, 2003b) koji neće biti detaljno opisan u ovom tekstu. Eksperimentalna istraživanja na modelu sa prelivom varijante 1 pokazala su da navedeni postupak pruža zadovoljavajuću tačnost u opsegu protoka koji su ispitivani u ovom doktoratu, sa relativnim greškama ispod 5% u pogledu procene dubine „čiste“ vode (Ljubičić *i ostali*, 2018). Prema Boes-u i Hager-u (2003a, 2003b), elemente za umirenje kod stepenastih brzotoka bi trebalo dimenzionisati upravo na osnovu dubina „čiste“ vode. U tabeli 2 prikazani su rezultati proračuna prema postupku Boes-a i Hager-a (2003a, 2003b) za sve protoke preko preлива varijante 1 i odabrani protok preko preлива varijante 2. Iz prikazanih rezultata se može zaključiti da visina modela nije dovoljna za formiranje jednolikog tečenja u brzotoku ni pri jednom od ispitivanih protoka, odnosno da se radi o delimično razvijenim uslovima tečenja na nizvodnom kraju brzotoka/uzvodnom kraju umirujućeg bazena (engl. *partially developed inflow conditions*, (Hager i Bremen, 1989)). Treba imati na umu da ovakvi uslovi mogu imati uticaj na koncentraciju vazduha u samom hidrauličkom skoku – broj, veličinu i prostorni raspored mehurića, što može uticati i na karakter samog skoka (Leutheusser i Alemu, 1979; Hager i Bremen, 1989; Takahashi i Ohtsu, 2017). Međutim, ograničenja laboratorijskog prostora i kapaciteta hidrauličkog sistema u trenutku istraživanja nisu omogućila ispitivanja pri potpuno razvijenim uslovima tečenja na uzvodnom kraju bazena (engl. *fully developed inflow conditions*).

Izračunate dubine „čiste“ vode h_{w1} na nizvodnom kraju brzotoka predstavljaju osnovni parametar za dimenzionisanje elemenata za umirenje u nastavku istraživanja.

Iz rezultata prikazanih u tabeli 2 može se uočiti i da su prema Chanson-u i Chachereau-u (2013) vrednosti Rejnoldsovog broja pri svim ispitivanim protocima dovoljne za adekvatnu procenu vremenski osrednjenih brzina u hidrauličkom skoku, ali i interakcije između vazduha i vode u mešavini, dok je prema Murzyn-u i Chanson-u (2008) interakcija vazduha i vode u

mešavini adekvatna tek pri protocima ≥ 50 L/s. Vrednosti Rejnoldsovog broja pri protocima većim od 50 L/s zadovoljavaju i pojedine uslove za adekvatno opisivanje aeracionih procesa i na brzotoku (Chanson, Yasuda i Ohtsu, 2002; Boes i Hager, 2003b), mada određeni autori preporučuju i višestruko veće vrednosti Re (Pfister i Chanson, 2014).

Tabela 2. Rezultati proračuna hidrauličkih veličina na stepenastom brzotoku prema Boes-u i Hager-u (2003a, 2003b).

Veličina	Var. 1			Var. 2
	30 L/s	40 L/s	50 L/s	59.3 L/s
Kritična dubina, h_C [cm]	7.57	9.17	10.64	12.00
Dubina „čiste“ vode pri jednolikom tečenju, $h_{w,u}$ [cm]	1.83	2.21	2.57	2.84
Dubina mešavine vode i vazduha pri jednolikom tečenju, $h_{90,u}$ [cm]	3.99	4.74	5.42	5.82
Koncentracija vazduha u mešavini pri jednolikom tečenju, C_u [-]	0.542	0.533	0.526	0.511
Neophodna visina brane za pojavu jednolikog tečenja, $H_{dam,u}$ [cm]	144.2	174.7	202.7	237.3
Dubina „čiste“ vode na nizvodnom kraju brzotoka, h_{w1} [cm]	1.97	2.48	2.99	3.33
Brzina „čiste“ vode na nizvodnom kraju brzotoka, osrednjena po dubini, V_1 [m/s]	3.31	3.50	3.63	3.91
Dubina mešavine na nizvodnom kraju brzotoka, $h_{90,1}$ [cm]	3.63	4.66	5.69	6.81
Frudov broj mlaza na nizvodnom kraju brzotoka, Fr_1 [-]	7.54	7.10	6.71	6.84
Nizvodna spregnuta dubina na osnovu izraza Belangér-a, h_B [cm]	20.04	23.69	26.92	30.61
Rejnoldsov broj Re na osnovu h_{w1} i V_1 [-]	65 200	86 800	108 540	130 200

4 Metodologija

4.1 Zadaci

U narednim poglavljima biće prikazane metodologije određivanja veličina neophodnih za ostvarivanje ciljeva iz Uvoda. Imajući u vidu da će različite merne metode rasvetljavati drugačije hidrauličke aspekte strujanja u umirujućim bazenima, definisaće se najpre kriterijumi za poređenje različitih konfiguracija umirujućih bazena stepenastih brzotoka.

Kao kriterijumi u vezi sa nivoima/dubinama vode korišćene su:

1. **Vremenski osrednjene dubine vode u umirujućem bazenu i na deonici neposredno nizvodno od bazena.** Manje prosečne dubine vode u samom bazenu omogućavaju stabilizaciju skoka pri manjim vrednostima dubina u nizvodnom rečnom koritu. Takođe, manje dubine omogućavaju smanjenje potrebnih investicionih troškova za izgradnju bazena. U poglavlju 4.4.2 utvrđene su potrebne minimalne dužine vremenskih intervala u toku kojih će se vršiti osrednjavanje dubina, kako bi dobijene vrednosti bile reprezentativne;
2. **Manje fluktuacije dubina oko vremenski osrednjenih vrednosti u bazenu i na nizvodnoj deonici.** Oscilacije nivoa oko vremenski osrednjenih vrednosti bi trebalo da budu što manje, kako ne bi došlo do privremenih/periodičnih nestabilnosti hidrauličkog skoka pri određenoj vrednosti nizvodnog graničnog uslova. U ove svrhe bi trebalo analizirati vrednosti standardnih devijacija nivoa/dubina oko vremenski osrednjenih vrednosti, odnosno vrednosti percentila dubina 1%, 5%, 25%, 50% (medijana), 75%, 95% i 99%;
3. **Ekstremne vrednosti dubina.** Vrednosti najvećih dubina koje će se javiti u umirujućem bazenu ili na deonici nizvodno od njega važne su (prvenstveno) za dimenzionisanje razdelnih zidova bazena. Kao gornja ekstremna vrednost dubine u ovom istraživanju koristiće se vrednost percentila 99%, zbog (kako će u narednim poglavljima biti pokazano) potencijalne slučajne detekcije kapljica vode koje su „izbačene“ („ejektirane“) iz mešavine;

4. **Minimalna vrednost dubine u nizvodnom koritu (nizvodnog graničnog uslova) koja obezbeđuje stabilnost skoka u umirujućem bazenu.** Postepenim smanjenjem vrednosti nizvodnog graničnog uslova manipulacijom položaja ustave, trebalo bi utvrditi minimalnu vrednost dubine nizvodno od skoka koja obezbeđuje da on bude dugoročno stabilan, odnosno da nožica i valjak skoka ostanu unutar bazena.

U pogledu brzina nizvodno od valjka skoka, koristiće se sledeći skup kriterijuma:

1. **Ravnomernost vremenski osrednjenih brzina po dubini.** Imajući u vidu da će sve konfiguracije bazena biti ispitane pri istim protocima i pri istim vrednostima nizvodnog graničnog uslova, ne očekuje se da će varijacije vremenski osrednjenih dubina među različitim konfiguracijama biti veoma izražene. Međutim, ukupna kinetička energija toka zavisice ne samo od brzine osrednjene po prostoru i vremenu, već i od rasporeda brzina po dubini i širini kanala. Stoga je neophodno putem tzv. *koeficijenta neravnomernosti brzine* omogućiti detaljnije poređenje različitih konfiguracija umirujućih bazena;
2. **Fluktuacije intenziteta brzina oko vremenski osrednjenih vrednosti.** Kao i u slučaju dubina u kanalu, varijacija brzina oko vremenski osrednjenih vrednosti trebalo bi da bude što manja. Analizom fluktuacionih komponenti brzina kroz vrednosti percentila 1%, 5%, 25%, 50%, 75%, 95% i 99% bi trebalo omogućiti uvid u stabilnost polja brzina nizvodno od valjka skoka. Očekuje se da ovaj podatak bude u dobroj korelaciji sa podatkom o intenzitetu vrtloga koji se javljaju nizvodno od valjka skoka (tačka 4 dole);
3. **Vrednosti brzina pri dnu kanala nizvodno od skoka.** Jedan od glavnih ciljeva umirujućeg bazena je sprečavanje pojave (ili smanjenje intenziteta) erozije rečnog korita, prvenstveno u oblasti neposredno nizvodno od samog bazena (iz razloga sigurnosti brane kao objekta). Jedan od glavnih uslova za procenu potrebne dužine umirujućeg bazena je obezbeđivanje prostora za nastanak takvih brzina pri dnu prirodnog rečnog korita koje neće izazvati eroziju koja može ugroziti branu ili rečno korito (Savić, 2009), te će se u ovom istraživanju analizirati i evolucija brzina duž dna umirujućeg bazena. Treba napomenuti da mogu postojati određena neslaganja između ovog uslova i prethodna dva: razumno je očekivati da ravnomerniji raspored brzina po dubini dovodi do nešto većih brzina pri dnu kanala nego kod slučaja kod kog postoji izražen gradijent brzina po dubini, te je malo verovatno da postoji konfiguracija koja uspešno zadovoljava sva tri navedena uslova;
4. **Intenzitet i frekvencija pojave vrtloga.** Na osnovu rezultata procene polja brzina putem PIV metode (poglavlje 5.1.5), biće procenjeni intenziteti vrtloga u polju brzina. Statističkom obradom rezultata trebalo bi omogućiti poređenje sposobnosti različitih konfiguracija umirujućih bazena da smanje intenzitete sekundarnih vrtloga.

4.2 O metodama merenja hidrauličkih veličina putem obrade slika

Dominantan pristup proceni hidrauličkih parametara u ovom istraživanju zasniva se na obradi podataka dobijenih korišćenjem kamere. Ovakav pristup neinvazivan je u odnosu na veličinu koja se meri jer ne dolazi do neposrednog fizičkog kontakta između mernog uređaja i fenomena koji se posmatra, te nudi određene prednosti u odnosu na tradicionalne metode merenja u hidraulici, koje su opisane u poglavlju 2.3. Okosnicu analiza u ovom istraživanju sačinjavaju dve vrste podataka: (1) podaci o dubinama duž vertikalnog podužnog profila hidrauličkog skoka i u delu kanala nizvodno od skoka i (2) podaci o brzinama u vertikalnim podužnim ravnima nizvodno od hidrauličkog skoka. U cilju smanjenja merne neizvesnosti dobijenih podataka, usvojen je sledeći postupak merenja:

1. **Pozicioniranje kamere:** u zavisnosti od svrhe konkretnog snimka (procena dubina ili brzina) kamera se postavlja u odgovarajući položaj;
2. **Izbor parametara kamere:** u zavisnosti od svrhe snimanja koristiće se različiti parametri kamere koji će biti predstavljeni u narednim poglavljima;
3. **Snimanje:** u odgovarajućoj dužini trajanja za potrebe određivanja željenih hidrauličkih veličina;
4. **Uklanjanje distorzije:** korišćenjem tzv. „unutrašnjih“ parametara kamere uklanjaju se artefakti koji nastaju usled nesavršenosti procesa izrade samog kamernog aparata. Detaljno objašnjenje ovog postupka dato je u poglavlju 4.3.1;
5. **Određivanje položaja kamere u prostoru:** poznavanje položaja kamere u odnosu na ciljnu ravan snimanja omogućava da se na osnovu veličina objekata na slici (na primer dužine trajektorija čestica u pikselima) procene odgovarajuće veličine na samom modelu (pređeni put čestice u cm). Položaj kamere biće određen ili pomoću mreže referentnih tačaka na zidu hidrauličkog kanala (za potrebe merenja dubina) ili na osnovu udaljenosti merne ravni od zida hidrauličkog kanala (za potrebe merenja polja brzina). Detaljno objašnjenje ovih postupaka dato je u poglavlju 4.3.2;
6. **Primena postupaka za procenu hidrauličkih veličina:** analizom podataka iz nizova slika iz video zapisa proceniće se tražene hidrauličke veličine. Metod procene dubina u hidrauličkom kanalu opisan je u poglavlju 4.4. Metod procene brzina tečenja vode zasnovan je na metodi PIV korišćenjem softverskog dodatka *PIVlab* u softveru Matlab®, i opisan je u poglavlju 4.5;
7. **Filtriranje i validacija podataka:** u zavisnosti od konkretnih uslova i cilja merenja primeniće se različite metode u cilju poboljšanja kvaliteta dobijenih skupova sirovih podataka;
8. **Analiza podataka:** na osnovu validiranih podataka formiraće se kriterijumi za ocenjivanje „kvaliteta“ različitih konfiguracija umirujućih bazena, odnosno pružanje

odgovora na pitanje – da li određene konfiguracije umirujućih bazena mogu obezbediti povoljnije hidrauličke uslove nizvodno od stepenastih brzotoka od konfiguracija dobijenih na osnovu USBR preporuka, a sve u cilju poboljšanja bezbednosti brane i nizvodnog rečnog korita i/ili smanjenja potrebnih investicionih ulaganja u izgradnju jednog takvog objekta.

4.3 Određivanje parametara kamere

Položaj kamere u odnosu na predmet snimanja i fizičke karakteristike same kamere, direktno utiču na mernu neizvesnost primenjenih metoda. Pošto njen položaj u odnosu na izabrani predmet snimanja zavisi od vrste ispitivanja i konkretnih hidrauličkih uslova, često se naziva *spoljnim* parametrom kamere i razmatraće se u narednim poglavljima upravo u zavisnosti od vrste ispitivanja. S druge strane, izrada same kamere nesavršen je proces u kom čak i male varijacije u geometriji sočiva objektiva ili poravnanja senzora i optičkih delova mogu dovesti do pojave različitih tipova deformacija na registrovanim slikama. Poznavanje prirode i intenziteta takvih nesavršenosti omogućava njihovo ublažavanje ili uklanjanje nakon što su same slike registrovane, a pre određivanja bilo kakvih hidrauličkih parametara. Svi parametri koji se tiču (ne)savršenosti izrade aparata kamere kolektivno se nazivaju *unutrašnjim* parametrima kamere. Unutrašnji parametri kamere se uglavnom ne menjaju (značajno) u toku vremena te ih je često neophodno odrediti samo jednom u toku čitavog istraživanja u postupku koji se zove *kalibracija kamere*.⁴

U okviru ovog poglavlja biće procenjeni svi relevantni unutrašnji parametri korišćene kamere, i prikazaće se principi određivanja položaja kamere u odnosu na predmet snimanja za potrebe procene dubina u umirujućem bazenu. U ovom istraživanju korišćen je tzv. Brown–Conrady matematički opis modela kamere (Duane, 1971).

4.3.1 Unutrašnji parametri kamere

Pod unutrašnjim parametrima kamere u ovom radu podrazumevaće se sledeći skup: (1) fokalno rastojanje f , (2) položaj optičkog centra c , (3) koeficijenti radijalne deformacije \mathbf{k} i (4) koeficijenti tangencijalne deformacije \mathbf{p} . Prva dva parametra sačinjavaju matricu unutrašnjih parametara:

⁴ Od interesa može biti i primena Scheimpflug principa, u okviru kog se obezbeđuje da se ravan senzora, ravan sočiva i ravan merenja seku duž jedne prave. Na ovaj način se obezbeđuje ravnomeran fokus na ravan merenja bez obzira na njen položaj u odnosu na kameru, što je korisno ukoliko se snimanje obavlja pri izrazito neortogonalnom položaju. U ovom istraživanju, nažalost, nije bilo tehničkih mogućnosti za primenu ovog principa.

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} f_x & 0 & c_x \\ 0 & f_y & c_y \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (4.1)$$

pri čemu su i fokalno rastojanje i položaj optičkog centra definisani u funkciji horizontalne (x) i vertikalne (y) komponente. Za sliku dimenzija $W \times H$ (u pikselima, širina \times dužina), snimljenu na senzoru kamere dimenzija $w_s \times h_s$, sve veličine u matrici \mathbf{M} imaće dimenziju u pikselima. Položaj optičkog centra (c_x, c_y) u idealnom slučaju bi trebalo da iznosi polovinu odgovarajuće dimenzije slike, odnosno $(W/2, H/2)$. Iz svega navedenog sledi da parametri u matrici \mathbf{M} zavise od rezolucije snimanja – parametri u matrici \mathbf{M} odnose se isključivo na rezoluciju slike na osnovu koje su i određeni. Takođe, pošto je fokalno rastojanje parametar kamere koji je moguće menjati (manipulacijom objektiva), treba voditi računa o tome da bi uslovi prilikom određivanja parametara kamere i u toku prikupljanja podataka morali da budu identični. Idealno, objektiv bi trebalo da bude u jednom od dva krajnja položaja – sa minimalnim ili maksimalnim fokalnim rastojanjem, odnosno (redom) u potpuno uvučenom ili potpuno izvučenom položaju.

Dodatan problem predstavlja i činjenica da se ne koristi uvek cela površina senzora kamere za registrovanje slika. Za senzor kod kog je odnos stranica $w_s/h_s = 3:2 = 1.5$, prilikom snimanja slika u rezoluciji 1920×1080 px odnos dimenzija stranica slike je drugačiji i iznosi $W/H = 16:9 = 1.778$, što ukazuje na to da se za snimanje koristi cela širina senzora ali ne i cela visina. Za takav senzor i takvu rezoluciju snimanja, moguće je proceniti parametre matrice \mathbf{M} pri bilo kojoj rezoluciji kod koje važi $W/H \geq 1.5$, korišćenjem bezdimenzionog oblika matrice unutrašnjih parametara:

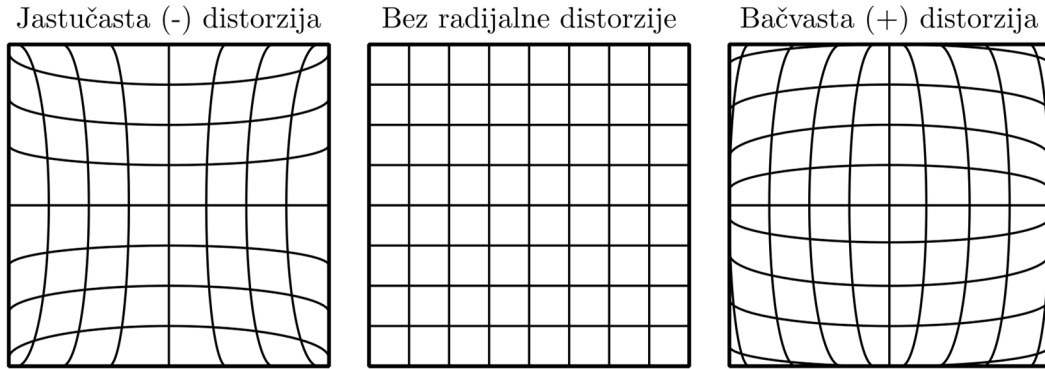
$$\mathbf{M}^* = \begin{bmatrix} f_x^* & 0 & c_x^* \\ 0 & f_y^* & c_y^* \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f_x/W & 0 & c_x/W \\ 0 & f_y/W & c_y/W \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (4.2)$$

U ovom obliku, idealne vrednosti položaja optičkog centra (c_x^*, c_y^*) iznose $(0.5, 0.5)$. Prilikom korišćenja rezolucije drugačije od one koja je korišćena za procenu parametara, elemente matrice treba pomnožiti sa novom širinom slike. Stvarna fokalna razdaljina (u mm) može se izračunati kao:

$$F = f_x^* w_x = \frac{f_x w_x}{W}. \quad (4.3)$$

Matrica \mathbf{M} predstavljena izrazom (4.1) ne predstavlja ništa drugo nego instrukcije za prevođenje podataka sa senzora kamere na odgovarajuće veličine u realnom svetu putem operacija translacije (poznavanjem položaja optičkog centra) i skaliranja (poznavanjem fokalnog rastojanja):

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & c_x \\ 0 & 1 & c_y \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} f_x & 0 & 0 \\ 0 & f_y & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (4.4)$$

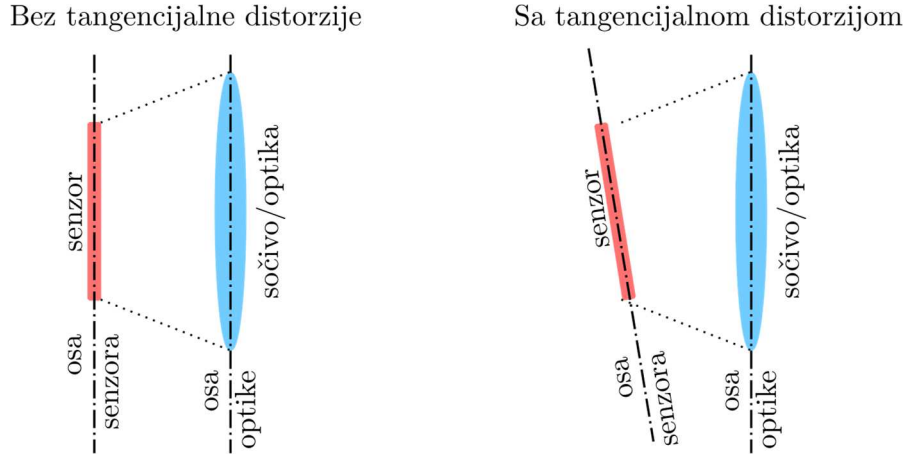


Slika 11. Primeri efekata radijalne distorzije na slikama: (levo) negativna ili jastučasta, (sredina) bez distorzije, i (desno) pozitivna ili bačvasta (Duane, 1971).

Radijalna distorzija slike nastaje usled drugačijeg prelamanja svetlosti kroz sistem sočiva kamere u oblasti centra slike i u perifernim oblastima, i opisuje se vektorom koeficijenata radijalne distorzije \mathbf{k} . Konkretno, postojanje radijalne distorzije onemogućava adekvatno preslikavanje skupa kolinearnih tačaka iz spoljnog sveta u skup kolinearnih tačaka na registrovanim slikama – prave linije iz spoljnog sveta na slikama postaju zakrivljene. Primeri efekata ovakve distorzije dati su na slici 11. Broj koeficijenata u vektoru \mathbf{k} zavisi od složenosti i intenziteta same distorzije, pri čemu se komercijalne kamere uglavnom mogu dobro opisati sa dva ili tri koeficijenta. Usvojiće se najpre da x i y predstavljaju rastojanja tačaka na slici od optičkog centra slike koji je definisan globalnim koordinatama c_x i c_y , a da normalizovane koordinate (\hat{x}, \hat{y}) predstavljaju odnose (x, y) i fokalnog rastojanja f_x , za slučaj kad je $W/H \geq w_s/h_s$. Za slučaj kad je $W/H < w_s/h_s$ normalizovane koordinate dobijaju se deljenjem sa f_y . Kod modela sa dva koeficijenta radijalne distorzije odnos između normalizovanih položaja tačaka na originalnoj (distordovanoj) slici $(\hat{x}_{dist}, \hat{y}_{dist}) = (x_{dist}/f_x, y_{dist}/f_x)$ i odgovarajućih normalizovanih rektifikovanih položaja $(\hat{x}, \hat{y}) = (x/f_x, y/f_x)$ definisan je izrazom:

$$\begin{aligned} \hat{x} &= \hat{x}_{dist}(1 + k_1 r^2 + k_2 r^4), \\ \hat{y} &= \hat{y}_{dist}(1 + k_1 r^2 + k_2 r^4), \end{aligned} \quad (4.5)$$

pri čemu je $r = \sqrt{\hat{x}_{dist}^2 + \hat{y}_{dist}^2}$.



Slika 12. Primer uslova za nastanak tangencijalne distorzije: (levo) bez distorzije, (desno) neparalelnost ravni senzora i objektivna, nastanak tangencijalne distorzije.

Tangencijalna distorzija je efekat koji nastaje usled neparalelnosti ravni senzora i ravni objektivna kamere, kao u uslovima prikazanim na slici 12 desno, i korektno se opisuje sa dva parametra u vektoru koeficijenata tangencijalne distorzije \mathbf{p} . Odnos između normalizovanih položaja tačaka na distordovanoj slici i odgovarajućih normalizovanih rektifikovanih položaja kod dvoparametarskog modela dat je izrazima:

$$\begin{aligned}\hat{x} &= \hat{x}_{dist} + [2p_1\hat{x}_{dist}\hat{y}_{dist} + p_2(r^2 + 2\hat{x}_{dist}^2)], \\ \hat{y} &= \hat{y}_{dist} + [2p_2\hat{x}_{dist}\hat{y}_{dist} + p_1(r^2 + 2\hat{y}_{dist}^2)].\end{aligned}\quad (4.6)$$

U ovom radu korišćen je postupak određivanja parametara kamere opisan kod MathWorks (2019a, 2019b), dok je postupak kalibracije obavljen korišćenjem softvera *Matlab*[®] i njegovog *Camera Calibration* paketa. Senzor kamere *Sony DSC-RX10 M2* dimenzija je $(w_s, h_s) = (13.2, 8.8)$ mm, odnosno ima odnos dužina stranica 3:2. U toku kalibracije kamere, kao i kasnije prilikom snimanja za potrebe merenja, korišćen je uvek položaj objektivna sa minimalnom fokalnom razdaljinom (potpuno uvučen objektiv kamere). Matrica bezdimenzionih unutrašnjih parametara procenjena je sa vrednostima:

$$\mathbf{M}^* = \begin{bmatrix} 0.68208 & 0 & 0.50280 \\ 0 & 0.68145 & 0.49571 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}.\quad (4.7)$$

Pri rezoluciji od 3840×2160 px, konkretne vrednosti u matrici su:

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} 2619.2 & 0 & 1930.8 \\ 0 & 2616.8 & 1070.7 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix},\quad (4.8)$$

a pri rezoluciji 1920×1080 px:

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} 1309.6 & 0 & 965.4 \\ 0 & 1308.4 & 535.4 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}.\quad (4.9)$$

Na osnovu izraza (4.3) može se proceniti fokalna razdaljina od 9.0035 mm, što je u odličnom slaganju sa deklaracijom proizvođača sa vrednošću od 9 mm. Imajući u vidu da je kamera solidnog kvaliteta izrade, prilikom procene parametara radijalne distorzije korišćena su samo dva parametra:

$$\mathbf{k} = [-2.00 \times 10^{-3}, -1.72 \times 10^{-4}], \quad (4.10)$$

koji ukazuju na nizak intenzitet jastučaste distorzije.

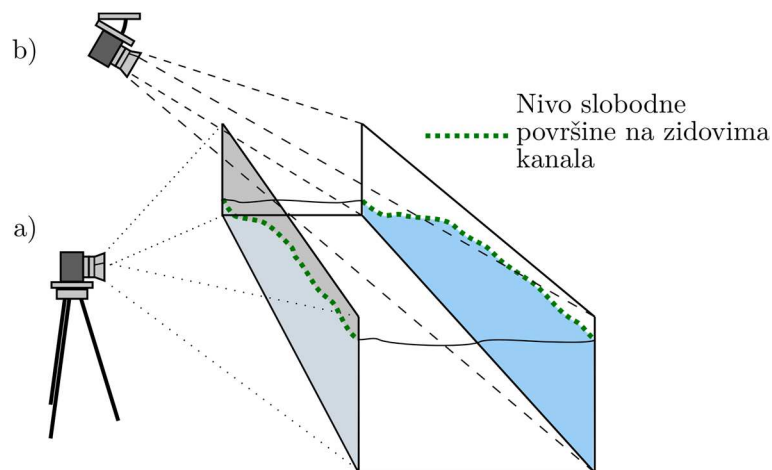
Vrednosti koeficijenta tangencijalne distorziju procenjeni su kao:

$$\mathbf{p} = [7.81 \times 10^{-4}, 1.32 \times 10^{-3}]. \quad (4.11)$$

Pomoću unutrašnjih parametara kamere, navedene vrste distorzije uklonjene su (ili značajno redukovane), pre same procene hidrauličkih parametara što utiče na smanjenje merne neizvesnosti kod korišćenih mernih metoda.

4.3.2 Položaj kamere u prostoru

Kako bi se omogućilo merenje hidrauličkih veličina na osnovu slika iz video zapisa, položaj kamere u odnosu na ravan ispitivanja mora biti poznat. U zavisnosti od predmeta merenja – dubine ili brzine – u ovom istraživanju korišćena su dva načina pozicioniranja kamere (slika 13): (a) osa kamere ortogonalna u odnosu na ravni zidova kanala i (b) osa kamere neortogonalna u odnosu na ravni zidova kanala.



Slika 13. Primeri položaja kamere u odnosu na hidraulički kanal (Ljubičić i ostali, 2020).

Merenje dubina

Za potrebe merenja dubina razmatrana su oba navedena položaja. U položaju (a) uočeno je da, u zavisnosti od trenutnog oblika slobodne površine u hidrauličkom skoku, na slikama može doći do mešanja informacija o dubinama sa desnog i levog zida kanala. Kako bi se

izbegao pomenuti problem, prilikom merenja dubina u kanalu kamera je pozicionirana iznad desnog zida i usmerena ka liniji nivoa slobodne površine na levom zidu kanala – položaj (b) na slici 13. Zbog neortogonalnosti ose kamere i ravni levog zida kanala, potrebno je odrediti funkciju preslikavanja informacija iz koordinatnog sistema kamere na koordinatni sistem levog zida kanala, kako bi se na osnovu osmotrenih podataka mogao pružiti sud o položaju slobodne površine u stvarnosti.

Postupak preslikavanja informacija iz jedne ravni u prostoru na drugu naziva se *homografija* i definisana je kombinacijom operacija translacije, rotacije i skaliranja (slika 14):

$$\begin{bmatrix} x_r \\ y_r \\ 1 \end{bmatrix} = \mathbf{T} \times \begin{bmatrix} x_i \\ y_i \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_1 & a_2 & b_1 \\ a_3 & a_4 & b_2 \\ c_1 & c_2 & 1 \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} x_i \\ y_i \\ 1 \end{bmatrix}, \quad (4.12)$$

gde su:

x_i i y_i koordinate tačke u ravni slike,

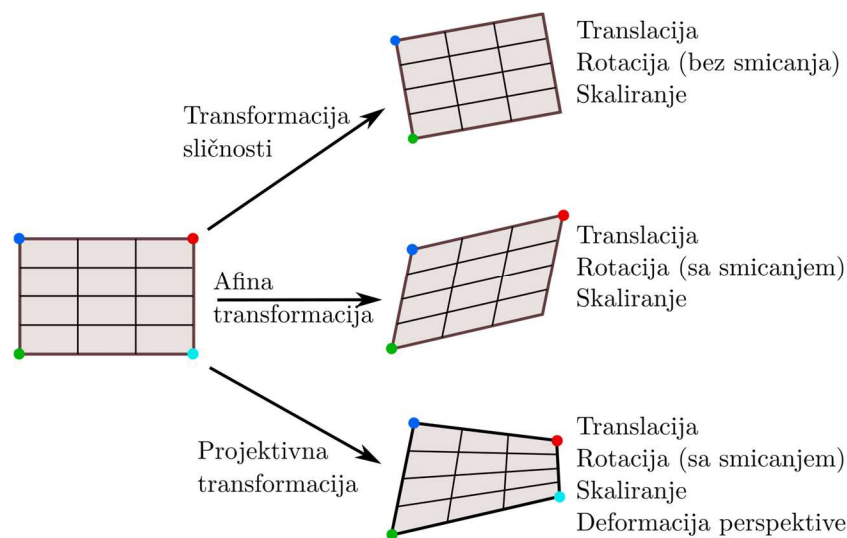
x_r i y_r koordinate tačke u ravni zida kanala,

\mathbf{T} je matrica homografskog preslikavanja,

koeficijenti $a_1 \dots a_4$ opisuju operacije rotacije (sa ili bez smicanja) i skaliranja,

koeficijenti b_1 i b_2 opisuju operaciju translacije, i

koeficijenti c_1 i c_2 opisuju deformaciju perspektive u slučaju projektivne transformacije (slika 14).



Slika 14. Različiti tipovi homografskog preslikavanja (Ljubičić i ostali, bez datuma). Tačke označavaju neophodan broj poznatih preslikavanja za procenu matrice homografskog preslikavanja.

Pošto se homografskim preslikavanjem informacije sa slika „prevode“ na ortogonalni koordinatni sistem zida kanala, tako da se oponaša ortogonalan položaj kamere u odnosu na ravan ispitivanja, ovakav postupak često se naziva *ortorektifikacija*. Na slici 14 prikazani su mogući tipovi homografskog preslikavanja: (1) transformacija sličnosti, (2) afina

transformacija i (3) projektivna transformacija. Na slici je takođe naznačen i neophodan broj tačaka čije je preslikavanje unapred poznato kako bi se procenila matrica \mathbf{T} . Uočava se da su transformacija sličnosti (bez smicanja prilikom rotacije i bez perspektivne deformacije) i afina transformacija (bez perspektivne deformacije) samo specijalni slučajevi projektivne transformacije. Prilikom homografskog preslikavanja zadržavaju se osobine kolinearnosti i incidence tačaka u ravni, dok se kod transformacije sličnosti i afine transformacije zadržavaju i osobine paralelnosti.

Procena matrice \mathbf{T} omogućena je na sledeći način:

1. Na levom zidu hidrauličkog kanala postavljeno je 16 kontrolnih tačaka u relativno ekvidistantan raspored u horizontalnom i vertikalnom pravcu. Kontrolne tačke konstruisane su tako da imaju jasno definisan centar i da budu drugačije boje od ostatka kadra kako bi bile što uočljivije (slika 26);
2. Za dve tačke – najvišu-najuzvodniju i najvišu-najnižvodniju – izmeren je položaj u odnosu na uzvodni kraj umirujućeg bazena (koordinata x_r) i dno umirujućeg bazena (koordinata y_r);
3. Za sve kontrolne tačke na zidu kanala izmerena su rastojanja u odnosu na određen broj okolnih tačaka;
4. Na osnovu položaja odabranih tačaka u koraku 2, kao i međusobnih rastojanja svih tačaka u ravni, određen je položaj svih tačaka u koordinatnom sistemu levog zida kanala;
5. U toku obrade svakog snimka za potrebe merenja dubina, ručno je određen položaj određenog broja tačaka u koordinatnom sistemu slike (ukupno N_k , pri čemu je $N_k \geq 4$);
6. Na osnovu podataka o koordinatama odabranih tačaka na slici i njihovih koordinata na zidu kanala, matrica homografske transformacije može se proceniti metodom najmanjih kvadrata.

Korak 4 zahteva minimiziranje kriterijumske funkcije $F_d \rightarrow \min$ na osnovu izmerenih rastojanja d_{ij} između tačaka $(x_r, y_r)_i$ i $(x_r, y_r)_j$:

$$F_d = \sum_{i,j} [d_{ij}^2 - (x_{r,i} - x_{r,j})^2 - (y_{r,i} - y_{r,j})^2], \forall (i, j) \text{ ako } \exists d_{ij}. \quad (4.13)$$

Minimiziranje kriterijumske funkcije (4.13) izvršeno je primenom iterativne *gradient descent* optimizacione metode za sve tačke osim one kojima je položaj u koordinatnom sistemu zida određen u koraku 2.

Korak 6 zahteva minimiziranje kriterijumske funkcije $F_{\mathbf{T}} \rightarrow \min$ za dostupne parove tačaka $(x_r, y_r)_k$ i $(x_i, y_i)_k$:

$$F_{\mathbf{T}} = \sum_{k=1}^{N_k} \left(x_{r,k} - \frac{a_1 x_{i,k} + a_2 y_{i,k} + b_1}{c_1 x_{i,k} + c_2 y_{i,k} + 1} \right)^2 + \sum_{k=1}^{N_k} \left(y_{r,k} - \frac{a_3 x_{i,k} + a_4 y_{i,k} + b_2}{c_1 x_{i,k} + c_2 y_{i,k} + 1} \right)^2. \quad (4.14)$$

Minimiziranje kriterijumske funkcije (4.14) izvršeno je korišćenjem dostupnih funkcija biblioteke *OpenCV* za programski jezik *Python* (*OpenCV: Camera Calibration and 3D Reconstruction*, 2021). Ukoliko je to neophodno, na osnovu dostupnih podataka mogu se proceniti i položaj i orijentacija kamere u realnom prostoru postupkom *perspective-n-point* (PnP) (Fischler i Bolles, 1981).

Primer rezultata ortorektifikacije dat je na slici 15. Prilikom ortorektifikacije se dobija nova slika koja je u opštem slučaju drugačije rezolucije od polazne. U ovom istraživanju, ortorektifikacijom su dobijene slike na kojima 1 px predstavlja rastojanje od 1 mm na zidu kanala, odnosno ostvarena je prostorna rezolucija od 1 px/mm.



Slika 15. Gore: originalna slika iz video zapisa za merenje dubina u kanalu; Dole: ortorektifikovani prikaz originalne slike.

Merenje brzina

Položaj kamere (a) sa slike 13 pogodan je za merenja brzina gde je usvojena strategija takva da ravan ispitivanja uvek bude vertikalna i paralelna sa zidovima kanala. Prilikom merenja brzina, vodiće se računa o tome da osa kamere bude na približno istoj koti kao i nivo. Oblast merenja brzina bila je relativno mala u odnosu na ukupne dimenzije slike, i uvek se nalazila u središtu slike. Usled toga, može se smatrati da (nakon rektifikacije slika upotrebom unutrašnjih parametara kamere, poglavlje 4.3.1) ne postoji značajna distorzija informacija

pri njihovom preslikavanju iz ravni ispitivanja na ravan slike, a samim tim i da ne dolazi do pojave sistematskih grešaka prilikom registrovanja pomeraja/brzina trasera u centru i na perifernim delovima slike. Međutim, usled različitih koeficijenata prelamanja svetlosti u vazduhu, vodi, ali i kroz zid kanala od PMMA, neophodno je formiranje zavisnosti stvarnih dužina u ravnima ispitivanja na različitim položajima u kanalu i udaljenosti ravni od kamere. Uz poznavanje i vremenskog intervala pri kom se beleže pojedinačne slike u video zapisu (engl. *framerate*), mogu se proceniti brzine u ravni ispitivanja.

Model kretanja svetlosti kroz jednu fazu jednostavan je – u uniformnom gravitacionom polju snop svetla kreće se pravolinijski. Ako se, jednostavnosti radi, razmatra model tačkaste kamere (engl. *pinhole camera model*), Talesova teorema pokazala bi da je odnos udaljenosti predmeta od kamere direktno i linearno proporcionalan njegovoj veličini na slici, pod pretpostavkom da se pri udaljavanju ili približavanju njegova orijentacija u odnosu na kameru ne menja. Međutim, ovde se jednostavnost otprilike i završava.

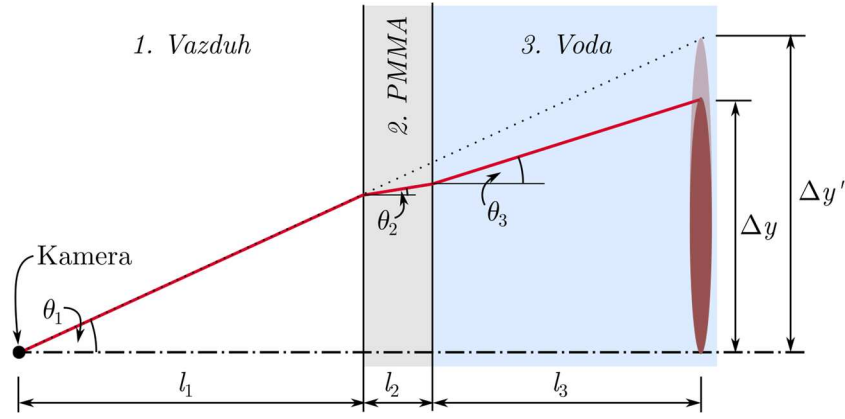
Kako nijedna realna kamera nije tačkastog karaktera – senzor kamere u ovom istraživanju nezanemarljivih je dimenzija – to neizostavno utiče na promenu odnosa veličina na slici i u stvarnosti sa promenom položaja kamere u odnosu na objekat koji se posmatra. Dalje, procena brzina tečenja vode u hidrauličkom kanalu zahteva razmatranje i efekata prelamanja svetlosti – pri prelasku svetlosti iz jedne homogene faze u drugu, pravac svetlosnog snopa menja se u skladu sa upadnih uglom i indeksom prelamanja svetlosti date sredine:

$$\frac{\sin \theta_2}{\sin \theta_1} = \frac{n_1}{n_2}, \quad (4.15)$$

pri čemu su n_1 i n_2 indeksi prelamanja svetlosti za sredine označene sa 1 i 2, a θ_1 i θ_2 redom upadni ugao i ugao prelamanja (*Snell-ov zakon*). Za položaj kamere (a), potrebno je razmotriti tri različite sredine: vazduh, materijal zida kanala – poliakril-metakrilat (PMMA) i konačno vodu. Indeksi prelamanja svetlosti datih sredina priloženi su u tabeli 3 (*List of refractive indices*, 2020). Skica prelamanja svetlosnog snopa prilikom snimanja proizvoljnog objekta u kanalu data je na slici 16.

Tabela 3. Indeksi prelamanja svetlosti za različite sredine/materijale u laboratorijskoj instalaciji, izmerenih za svetlost talasne dužine 589 nm.

s	Materijal/Sredina	n [-]	Dužina puta l_s
1	Vazduh	1.000293	Konstantna
2	PMMA	1.4893	Konstantna
3	Voda	1.3333	Promenljiva



Slika 16. Skica prelamanja svetlosti prilikom snimanja objekata u kanalu. Crvenom bojom označena je stvarna putanja svetlosnog snopa od granice objekta do kamere, dok je tačkastom linijom označena putanja do prividne veličine objekta u vodi.

Na osnovu izraza (4.15), za konfiguraciju sa tri sredine sa različitim indeksima prelamanja svetlosti može se izračunati očekivano odstupanje od linearnog odnosa udaljenosti nekog predmeta u vodi i njegove veličine na slici koju registruje kamera (slika 16). Jednostavnosti radi, problem će se razmatrati kao ravanski. Na osnovu *Snell*-ovog zakona definisanog izrazom (4.15), za posmatrane tri sredine važi:

$$\begin{aligned} \frac{\sin \theta_2}{\sin \theta_1} &= \frac{n_1}{n_2}, \\ \frac{\sin \theta_3}{\sin \theta_2} &= \frac{n_2}{n_3}, \\ \frac{\sin \theta_3}{\sin \theta_1} &= \frac{n_1}{n_3}, \end{aligned} \quad (4.16)$$

gde su indeksima 1-3 označene sredine vazduha, PMMA i vode kao na slici 16. Pod pretpostavkom malih upadnih uglova, sinusi u grupi (4.16) mogu se aproksimirati tangensima istih. Na osnovu slike 16, stvarna veličina predmeta u vodi, Δy , može se izračunati kao:

$$\Delta y = l_1 \tan \theta_1 + l_2 \tan \theta_2 + l_3 \tan \theta_3. \quad (4.17)$$

Međutim, prividna veličina objekta (koju registruje kamera), $\Delta y'$, veća je od stvarne usled većeg indeksa prelamanja svetlosti za vodu u odnosu na vazduh. Na osnovu geometrije sa slike 16 ova veličina se može izračunati kao:

$$\Delta y' = (l_1 + l_2 + l_3) \tan \theta_1. \quad (4.18)$$

Na osnovu (4.16) izraz (4.17) može se dalje urediti:

$$\Delta y = l_1 \tan \theta_1 + l_2 \frac{n_1}{n_2} \tan \theta_1 + l_3 \frac{n_1}{n_3} \tan \theta_1 = \left(l_1 + l_2 \frac{n_1}{n_2} + l_3 \frac{n_1}{n_3} \right) \tan \theta_1, \quad (4.19)$$

na osnovu čega se može izračunati odnos prividne i stvarne veličine predmeta u vodi:

$$\frac{\Delta y'}{\Delta y} = \frac{l_1 + l_2 + l_3}{l_1 + l_2 \frac{n_1}{n_2} + l_3 \frac{n_1}{n_3}}. \quad (4.20)$$

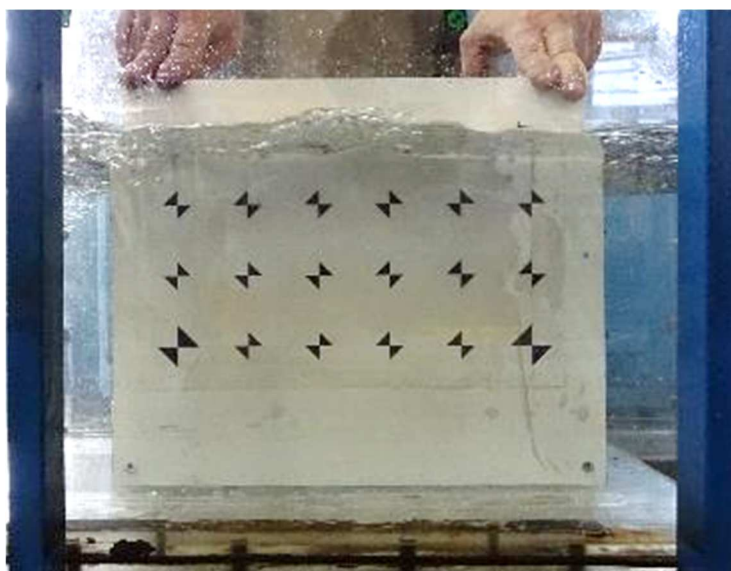
Na osnovu vrednosti indeksa prelamanja svetlosti iz tabele 3, važi da je $n_1/n_2 < 1$ i $n_1/n_3 < 1$, odnosno da je $\Delta y'/\Delta y > 1$ za proizvoljne vrednosti dužina l_1 , l_2 i l_3 . Ako se usvoji da će u toku eksperimenta rastojanje kamere od zida kanala biti nepromenljivo, odnos $\Delta y'/\Delta y$ zavisice samo od rastojanja laserom osvetljene ravni ispitivanja od unutrašnjosti zida kanala l_3 , i može se predstaviti nelinearnim izrazom:

$$\frac{\Delta y'}{\Delta y} = \frac{C_1 + l_3}{C_2 + l_3 C_3}, \quad (4.21)$$

koji predstavlja hiperbolu sa konstantama C_1, C_2 i C_3 . Međutim, za relativno male opsege vrednosti L_3 , ova zavisnost može se aproksimirati kvadratnom parabolom. Zbog usvojene aproksimacije $\tan \theta \approx \sin \theta$, odstupanja kamere od tačkastog modela, nepoznavanja tačne udaljenosti senzora kamere u odnosu na zid kanala, kao i drugih manjih neizvesnosti, u cilju procene stvarne dužine trajektorija trasera u ravni ispitivanja korišćena je unapred pripremljena kalibraciona ravan sa predefinisanim položajima kontrolnih tačaka (slika 17). Na osnovu dužina izmerenih na slikama kalibracione ravni u kanalu sa vodom, odrediće se odnos veličine njenog polja na slici (u pikselima) i stvarne veličine polja u stvarnosti (u centimetrima) za odabrano l_3 . Ponovljenim merenjima formirana je zavisnost između položaja ravni ispitivanja u kanalu l_3 i odnosa broja piksela po centimetru u ravni ispitivanja. Rezultati kalibracije prikazani u tabeli 4 i na slici 18 potvrđuju tvrdnju da se odnosi veličina na slici i stvarnih dužina u ravni ispitivanja mogu dobro aproksimirati kvadratnom parabolom:

$$\frac{d_i}{d_r} = 2.0843 \times 10^{-3} l_3^2 - 0.3169 l_3 + 25.9597, \quad (4.22)$$

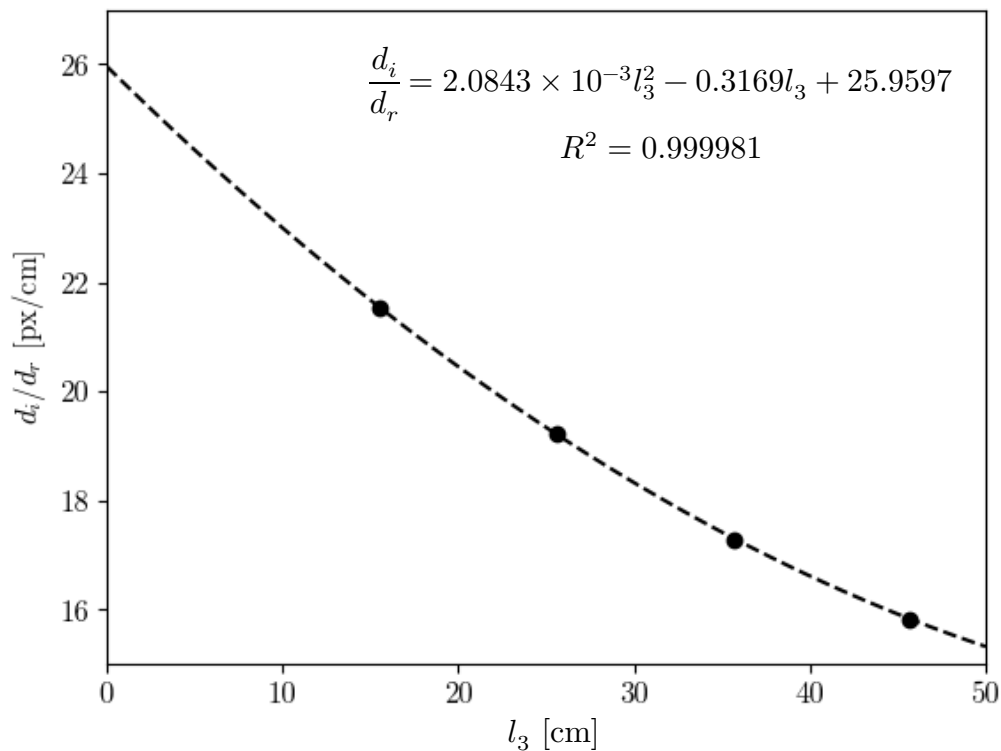
za opseg vrednosti l_3 koje se na modelu mogu javiti, pri čemu je $R^2 = 0.999981$.



Slika 17. Kalibraciona ravan u kanalu za $l_3 = 15.5$ cm. Rastojanja kontrolnih tačaka u horizontalnom i vertikalnom pravcu iznose 5 cm.

Tabela 4. Odnosi osmotrenih dužina na slici i izmerenih dužina u ravni ispitivanja.

l_3 [cm]	Rastojanje		d_i/d_r [px/cm]	
	Sa slike d_i [px]	Mereno d_r [cm]	Pojedinačno	Prosečno (st. dev.)
15.5	215.1	10	21.51	21.54 (0.03)
	538.8	25	21.55	
	215.8	10	21.58	
	538.4	25	21.54	
25.6	192.0	10	19.20	19.22 (0.02)
	480.9	25	19.24	
	192.4	10	19.24	
	480.6	25	19.22	
35.7	172.5	10	17.25	17.29 (0.03)
	432.3	25	17.29	
	173.2	10	17.32	
	432.2	25	17.29	
45.7	158.7	10	15.87	15.83 (0.03)
	395.5	25	15.82	
	158.0	10	15.80	
	396.2	25	15.85	



Slika 18. Zavisnost odnosa dužina na slici i dužina u ravni ispitivanja od udaljenosti ravni ispitivanja od desnog zida kanala.

4.4 Merenje profila dubina

Praćenje kretanja dubina vode, odnosno procena položaja granice između vode i vazduha, čest je deo hidrauličkih analiza tečenja u otvorenom toku. Ovaj zadatak predstavlja daleko veći izazov kod ispitivanja hidrauličkih skokova usled neizostavnog prisustva brzih oscilacija dubina u zoni valjka skoka, ali i usled intenzivnog ovazdušenja mlaza hidrauličkog skoka koje otežava procenu dubina. U poglavlju 2.3.1 u kratkim crtama su opisane neke od relevantnih metoda za procenu dubina u hidrauličkom skoku, kako one tradicionalne i invazivne, tako i savremenije beskontaktno metode. Analiza ograničenja postojećih metoda za primenu u ispitivanju velikog broja konfiguracija umirujućih bazena ukazuje na potrebu za razvojem nove metode koja bi zadovoljila sledeće uslove: (1) neinvazivnost, (2) mogućnost istovremene procene dubina u celom hidrauličkom kanalu, (3) visoka frekvencija uzorkovanja i (4) mogućnost rada u otežanim uslovima koji se često javljaju u toku ispitivanja – brze/nagle promene dubina, promenljiv intenzitet ovazdušenja mlaza u prostoru i vremenu, prskanje vode, zaprljanost hidrauličkog kanala, promene i varijacije osvetljenosti, prisustvo vizuelnog „šuma“. U cilju ispunjenja navedenih uslova, za potrebe ovog istraživanja razvijena je metoda detekcije granice između vode i vazduha koja se zasniva na tehnikama obrade slika iz video zapisa tečenja u hidrauličkom kanalu (Ljubičić i ostali, 2020). Ova metodologija omogućava procenu profila dubina duž jednog zida brzotoka u čitavom hidrauličkom kanalu. U svrhe

procene dubina u ostatku kanala usvojena je bitna pretpostavka – da za slučaj prizmatičnih brzotoka i umirujućih bazena dubine uz zid kanala adekvatno predstavljaju i dubine po čitavoj širina kanala, kako u pogledu vremenski osrednjenih, tako i u pogledu brzine i frekvencije oscilacija nivoa. Navedena pretpostavka trenutno je isključivo zdravorazumska, i nije je moguće proveriti bez dodatnih merenja – npr. putem LIDAR metode – za koja u ovom istraživanju merna oprema nije bila dostupna.

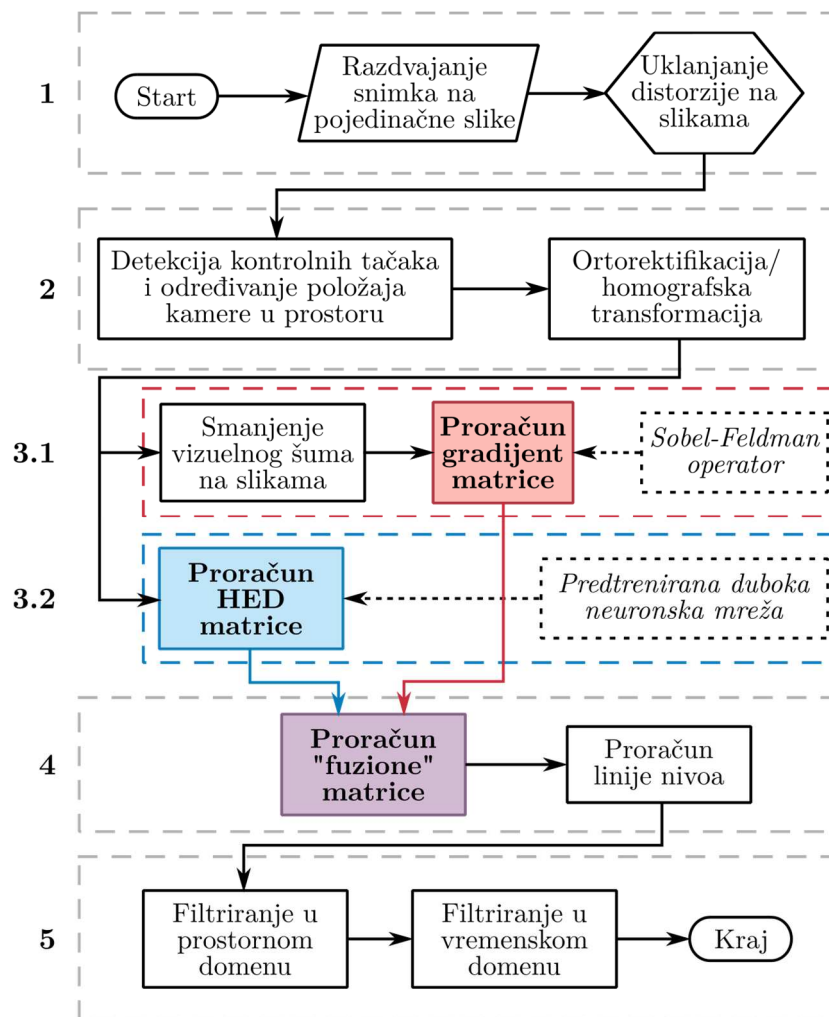
Predložena metodologija zasniva se na objedinjavanju rezultata iz dva pristupa obradi slika: (1) analize mape vertikalnih gradijenata slike (u nastavku teksta „gradijent metod“) i (2) detekcije ivica pomoću posebno pripremljene duboke neuralne mreže u okviru tehnike *holističke detekcije ivica* (engl. *holistically-nested edge detection*, *HED*; u nastavku teksta „HED metod“). Prethodna ispitivanja (Ljubičić *i ostali*, 2019) pokazala su potencijal primene tehnika analize vertikalnih gradijenata na primeru hidrauličkog skoka u laboratorijskim uslovima, ali i osetljivost i ograničenja metode za rad u složenim uslovima brzih promena nivoa vode i promena u intenzitetu površinske aeracije. Uvođenje HED u tok algoritma ima za cilj prvenstveno poboljšanje robusnosti detekcije nivoa, ali i smanjenje ukupne merne neizvesnosti. Detaljan opis predložene metodologije dat je u narednim poglavljima.

4.4.1 Opis metodologije

Algoritam detekcije nivoa vode odvija se u pet faza (Ljubičić *i ostali*, 2020):

1. **Priprema podataka**, video datoteka „raspakuje“ se na pojedinačne slike i uklanja se distorzija korišćenjem prethodno određenih unutrašnjih parametara kamere (poglavlje 4.3.1);
2. **Procena položaja kamere** u odnosu na zid kanala na kom se detektuju nivoi vode putem mreže referentnih tačaka i primena postupka ortorektifikacije (položaj kamere (b), poglavlje 4.3.2);
3. **Procena dubina** putem (1) metode analize vertikalnih gradijenata i (2) primenom metode HED;
4. **Superpozicija („fuzija“) rezultata** dve metode detekcije nivoa;
5. **Filtriranje rezultata** u cilju uklanjanja lažnih detekcija nivoa.

Tok metode sa naznačenim fazama prikazan je na slici 19. U ovom poglavlju dat je kratak pregled predložene metodologije za detekciju položaja slobodne površine (merenje dubina), čiji se detaljan opis može pronaći kod Ljubičić *i ostali* (2019, 2020).



Slika 19. Tok metode za detekciju nivoa slobodne površine u hidrauličkom kanalu (Ljubičić i ostali, 2020).

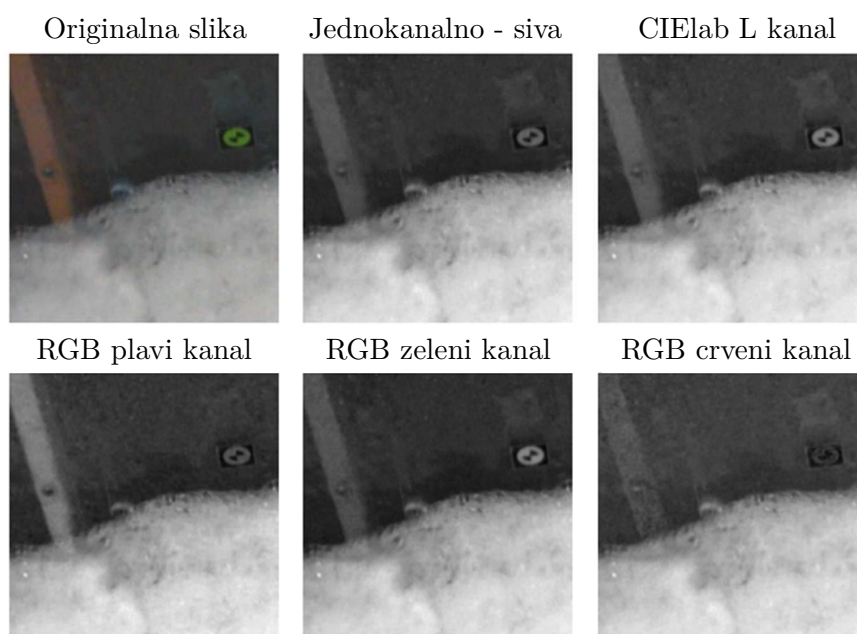
Analiza vertikalnih gradijenata

Kako bi se olakšala detekcija vizuelnih informacija koje ukazuju na položaj slobodne površine, takve informacije je potrebno naglasiti pre same detekcije – na primer filtriranjem (uklanjanjem/ublažavanjem) informacija koje su od manjeg značaja, kao što je visokofrekventan vizuelni sadržaj slike (vizuelni šum). Šum može biti posledica funkcionisanja senzora kamere (npr. visoka osetljivost senzora, ISO), ali je češće izazvan spoljnim činiocima kao što su nečistoće na zidu kanala, kapljice vode, prašina, i drugim problemima koji se neizostavno javljaju u hidrauličkim kanalima. Predložena metodologija koristi metodu *bilateralnog filtriranja* (Tomasi i Manduchi, 1998), koja efikasno uklanja visokofrekventni šum bez snižavanja kvaliteta („razaranja“) informacija u oblastima visokih gradijenata – ivica između vizuelnih segmenata na slici (engl. *edge-deterioration*). Prihvatljive rezultate pruža i alternativni pristup korišćenjem *medijana* filtera, dok korišćenje *Gauss*-ovog filtera dovodi do neizbežnog „razaranja“ ivica (Tomasi i Manduchi, 1998).

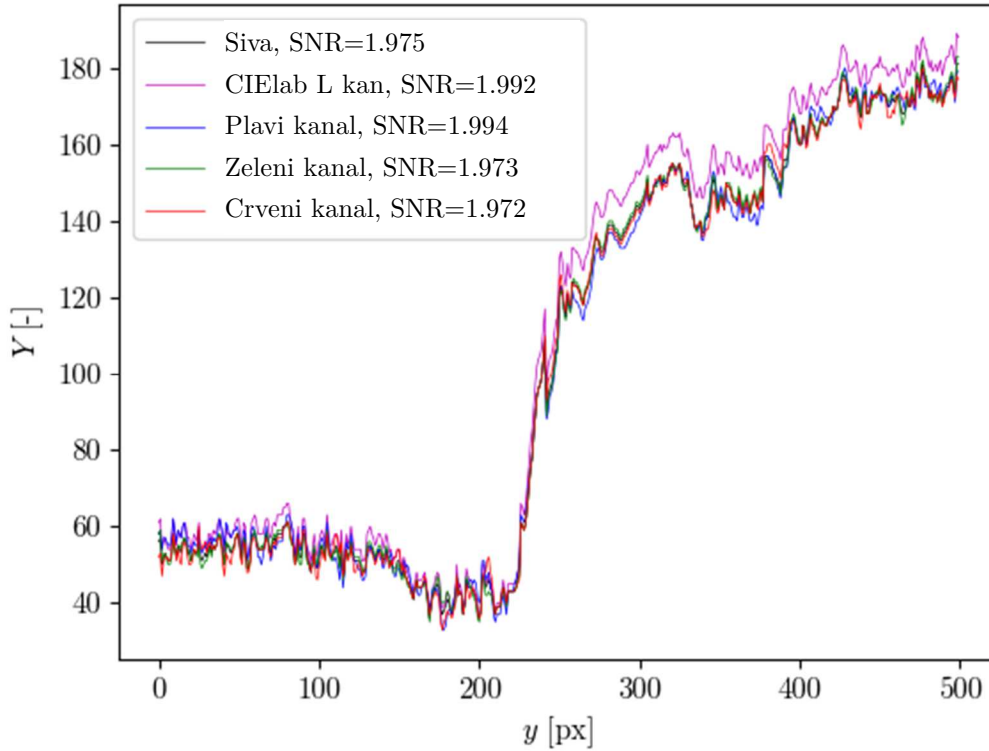
Podaci iz video zapisa sadržani su vidu trokanalnog prikaza plave (B), zelene (G) i crvene (R) boje (u redosledu zapisivanja u memoriji računara). Kako se predloženi algoritam detekcije položaja slobodne površine zasniva na analizi mape gradijenata intenziteta piksela sa slike, potrebno je umesto trokanalnog koristiti odgovarajući jednokanalni prikaz slike. Najčešće korišćeni jednokanalni prikaz slike je u spektr sive boje (engl. *grayscale*), mada se pojedinačni kanali plave, zelene ili crvene boje mogu takođe koristiti jer sadrže drugačije intenzitete jedne iste vizuelne informacije što zauzvrat može olakšati detekciju. Kao dobra alternativa može poslužiti i L kanal u tzv. CIELab prikazu slike jer je L kanal konstruisan tako da sadrži što manje visokofrekventnog šuma. Kao indikator izražajnosti informacija koje su okružene šumom može se koristiti tzv. odnos signala i šuma (engl. *signal-to-noise ratio*, *SNR*):

$$SNR = \frac{\sigma_Y}{\bar{Y}}, \quad (4.23)$$

pri čemu je \bar{Y} aritmetička sredina, a σ_Y standardna devijacija skupa podataka – u ovom slučaju intenziteta piksela u jednokanalnom prikazu slike. Na slici 20 prikazano je poređenje rezultata različitih jednokanalnih prikaza slike, a na slici 21 poređenje intenziteta piksela duž jednog odabranog vertikalnog preseka slike. Na osnovi prikazanih rezultata zaključeno je da crveni kanal slike (R) sadrži najmanji intenzitet visokofrekventnog šuma u odnosu na informaciju o granici između vode i zida kanala. Pri tome, uočava se da je vidljivost kontrolnih tačaka i konstruktivnih elemenata najmanja u domenu kanala crvene boje (slika 21). Stoga je ovaj način prikaza slike korišćen za formiranje mape gradijenata u fazi detekcije nivoa vode.



Slika 20. Poređenje različitih jednokanalnih prikaza u okolini granice vode i zida kanala. Na slikama je sa desne strane uočljiva i kontrolna tačka na zidu kanala.



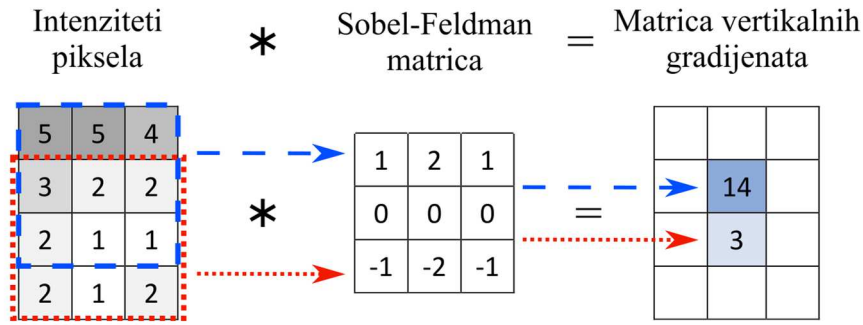
Slika 21. Prikaz intenziteta piksela odabranog vertikalnog preseka sa slike 20.

U vezi sa HED metodom važno je napomenuti da slike ne treba da budu prethodno podvrgnute nikakvom pretprocesiranju zbog načina funkcionisanja duboke neuralne mreže u kojoj čak i vizuelni šum ima značajnu ulogu u detekciji granica između vizuelnih segmenata na slici. Takođe, HED metoda koristi trokanalni prikaz slike kao ulazni podatak svoje neuralne mreže.

Na slici 21 uočava se postojanje značajnog gradijenta u intenzitetu piksela u okolini granice vode i zida kanala. Zbog toga što linija nivoa ima dominantno horizontalno pružanje u hidrauličkom kanalu, gradijent intenziteta piksela najveći je u vertikalnom pravcu. Analizi lokalnih vertikalnih gradijenata slike u osnovi je postupka koji predlažu Ljubičić *i ostali* (2019) za automatizovanu detekciju položaja slobodne površine na slikama iz video zapisa eksperimenta. Vertikalni gradijent nekog segmenta slike može se odrediti kao prvi izvod intenziteta piksela. Za ekvidistantan rasterski prikaz, dobra lokalna aproksimacija prvog izvoda u vertikalnom pravcu može se dobiti primenom *Sobel-Feldman* operatora (Sobel, 2015), koji podrazumeva diskretnu linearnu konvoluciju naročito formirane konvolucione matrice \mathbf{K}_y (engl. *kernel*) na jednocanalnom prikazu slike Y :

$$\frac{\partial Y}{\partial y} = \mathbf{G}_y = \mathbf{K}_y * Y, \quad (4.24)$$

pri čemu je sa $*$ obeležen operator konvolucije. Šematski primer primene Sobel-Feldman operatora prikazan je na slici 22. Rezultat opisane konvolucije je mapa (matrica istih dimenzija kao analizirana slika) aproksimiranih vertikalnih gradijenata.



Slika 22. Šematski primer primene Sobel-Feldman operatora sa dimenzijama konvolucione matrice 3×3 (Ljubičić i ostali, 2020).

Konvoluciona matrica dimenzija 3×3 koju predlažu Sobel i Feldman nije pogodna za detekciju granica većih vizuelnih segmenata kao što je linija slobodne površine na zidu hidrauličkog kanala. Međutim, moguće je formirati i konvolucione matrice većih dimenzija pomoću izraza:

$$k_y(x, y) = \frac{2\Delta y}{|\Delta x^a + \Delta y^b|},$$

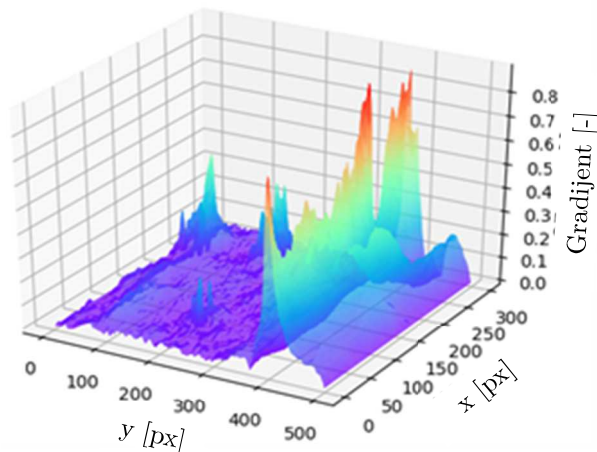
$$\Delta x = i - \frac{n_x + 1}{2},$$

$$\Delta y = j - \frac{n_y + 1}{2},$$
(4.25)

pri čemu su Δx i Δy celobrojna horizontalna i vertikalna odstojanja elementa od centralnog elementa matrice, a i b su koeficijenti osetljivosti, i i j su indeksi reda i kolone u matrici, a n_x i n_y označavaju širinu i visinu matrice (moraju biti neparni brojevi). Koeficijenti osetljivosti a i b odlučuju o „težini“ članova matrice k_y koji su bliži centru matrice u odnosu na članove na obodu matrice. U originalnom postupku ovi koeficijenti jednaki su 2, što obezbeđuje zadovoljavajuće rezultate za ovakav tip istraživanja. Preliminarna istraživanja (Ljubičić i ostali, 2019) pokazala su da bi dimenzije konvolucione matrice trebalo da odgovaraju širini od 2-3 cm, dok bi visina matrice trebalo da bude nešto veća kako bi se pouzdanije odredile tražene granice između vode i zida kanala. Iz prethodnog razmatranja jasno je i da matrica k_y ne mora biti kvadratna. Primer rezultata primene Sobel-Feldman operatora na slici dimenzija 500x300 piksela dat je na slici 23. „Greben“ koji formiraju maksimalne vrednosti u svakoj koloni (vektoru) $C(x)$ matrice G_y odgovara detektovanom nivou vode, odnosno vektor vrednosti nivoa vode duž podužne ose kanala može se formirati kao:

$$W_G(x) = \operatorname{argmax}_{C \in |G_y|} (C(x)).$$
(4.26)

U izrazu (4.26) indeks G naznačava da se do vektora vrednosti nivoa vode došlo direktnom analizom mape vertikalnih gradijenata intenziteta piksela.



Slika 23. Primer detekcije nivoa vode primenom Sobel-Feldman operatora (Ljubičić i ostali, 2019).

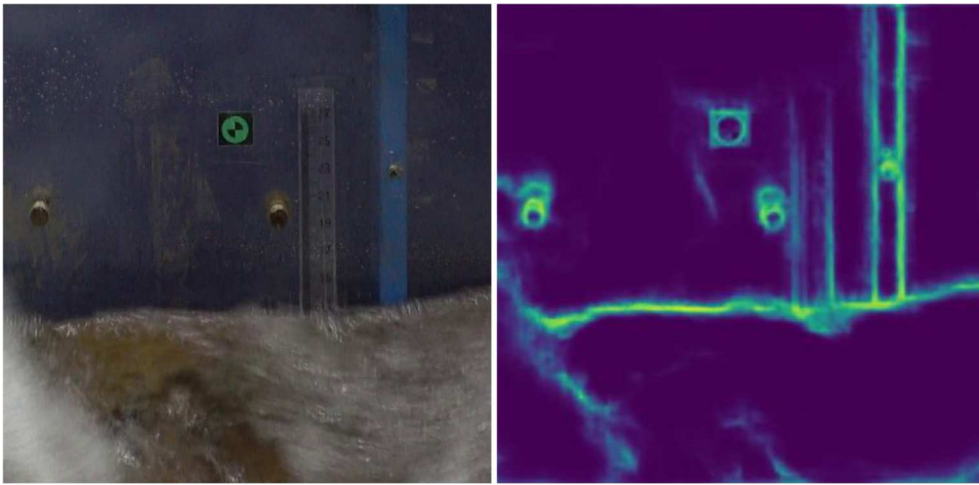
Holistička segmentacija slike

Ranije istraživanje (Ljubičić i ostali, 2019) pokazalo je da predložena gradijent metoda može proceniti profil dubina duž zida hidrauličkog kanala, ali da postoji potreba za unapređenjem robusnosti metode u pogledu smanjenja „lažnih“ detekcija nivoa slobodne površine. Naime, jedan od primarnih problema gradijent pristupa je teškoća pronalaženja parametara metode koji bi obezbedili iste ili slične performanse u različitim uslovima intenziteta površinske aeracije mlaza u hidrauličkom kanalu. Kako je uzvodni kraj hidrauličkog skoka u slapištu uvek sa znatno većim stepenom aeracije nego njegov nizvodni kraj i oblast nizvodno od hidrauličkog skoka, tačnost detekcije varira u podužnom pravcu kanala. Iako je modifikacijom parametara metode moguće obezbediti zadovoljavajuću tačnost u jednom opsegu intenziteta aeracije mlaza, van ciljanog opsega mogu se javiti učestale „lažne“ detekcije nivoa (detalji 1-5 na slici 25), koje nije moguće u potpunosti otkloniti filtriranjem u fazi postprocesiranja.

Poboljšanje metode predstavljeno je uvođenjem dodatnog koraka uz primenu algoritma za detekciju ivica (odnosno segmentaciju slike) na bazi duboke neuralne mreže – *holističke detekcije ivica* (engl. *holistically-nested edge detection*, *HED*) koji su predstavili Xie i Tu (2017). Za razliku od pojedinih algoritama za detekciju ivica, HED se zasniva na propagaciji cele slike kroz duboku konvolucionu neuralnu mrežu (holistički pristup). Sama mreža generiše nekoliko „međurezultata“ koji omogućavaju detekciju ivica nezavisno od rezolucije slike, pri čemu se do konačnog rezultata dolazi odgovarajućom sintezom takvih međurezultata. Konačan rezultat je matrica $\mathbf{HED}(x, y)$ istih dimenzija kao i polazna slika, u kojoj svaki element reprezentuje odgovarajući piksel slike i uzima vrednost iz opsega $[0,1]$. Vrednosti u $\mathbf{HED}(x, y)$ predstavljaju verovatnoću da odgovarajući pikseli pripadaju granici između dva segmenta slike – ivici. Primena HED metode ne zahteva obradu sekvence uzastopnih slika iz video zapisa već se detekcija obavlja na svakoj slici zasebno. Takođe nije potrebno, pa čak je

i nepoželjno, na bilo koji način izmeniti polaznu sliku – visokofrekventni šum, zamućenost i slični sadržaji koji otežavaju rad većine metoda – kod HED igraju značajnu ulogu u donošenju konačne odluke o karakteru pojedinih piksela. Primer rezultata detekcije ivica putem HED metode prikazan je na slici 24.

U ovom istraživanju, konkretan HED model (Jia, 2013) implementiran je pomoću *PyTorch* biblioteke (Niklaus, 2018) za *Python* programski jezik, uz korišćenje *CUDA* tehnologije za obradu podataka na procesoru grafičke kartice računara (*GPU processing*). Duboka neuronska mreža predtrenažirana je (Jia, 2013) korišćenjem baze podataka *Berkeley Segmentation Dataset and Benchmark* (Martin i ostali, 2001).



Slika 24. Primer rezultata detekcije ivica: (levo) originalan segment slike, (desno) rezultat analize putem HED metode (Ljubičić i ostali, 2020).

Superpozicija rezultata

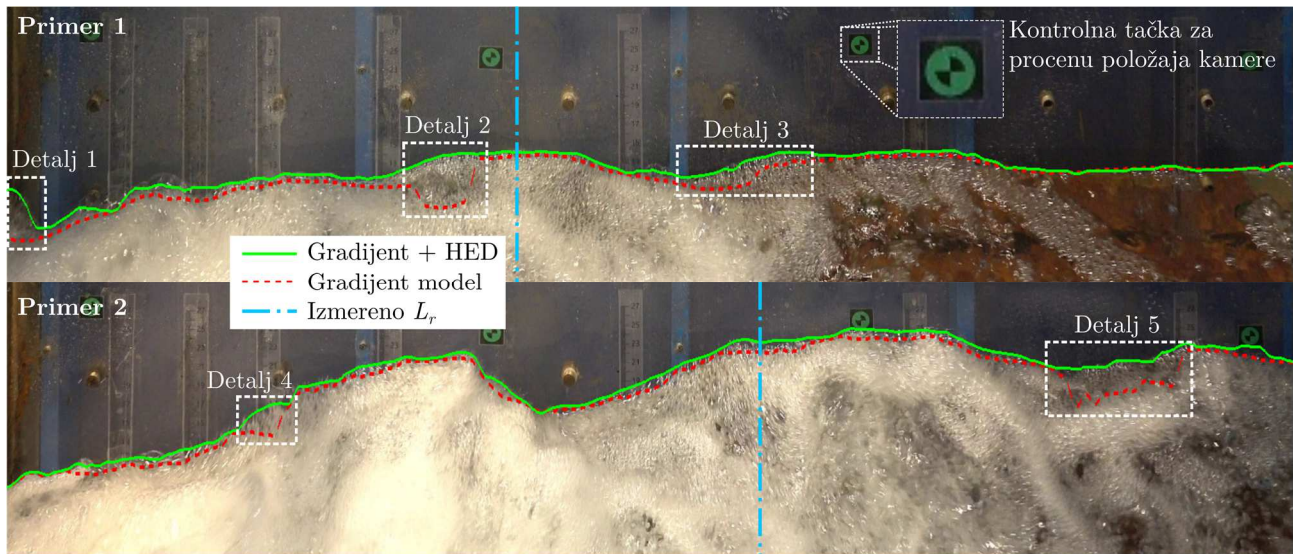
Kako u opštem slučaju HED detektuje ivice nezavisno od njihovog pravca prostiranja, sam po sebi ovaj metod nije dovoljan za doslednu detekciju nivoa vode u hidrauličkom kanalu. S druge strane, heuristika o pravcu pružanja slobodne površine sadržana je u gradijent modelu. Pod hipotezom da se superpozicijom rezultata detekcije nivoa pomoću analize matrice vertikalnih gradijenata i rezultata HED modela, primenom *Hadamard* proizvoda matrica (komponentno množenje matrica istih dimenzija) formirana je nova „fuziona“ matrica:

$$\mathbf{F}(x, y) = |\mathbf{G}_y(x, y)| \odot \mathbf{HED}(x, y), \quad (4.27)$$

gde je $\mathbf{F}(x, y)$ fuziona matrica, $\mathbf{G}_y(x, y)$ je matrica vertikalnih gradijenata, $\mathbf{HED}(x, y)$ je rezultat holističke detekcije ivica, a \odot Hadamard operator. Na isti način kao u izrazu (4.26), vektor detektovanih nivoa vode u kanalu može se dobiti iz fuzione matrice kao:

$$\mathbf{W}_{\mathbf{F}}(x) = \underset{\mathbf{C} \in \mathbf{F}}{\operatorname{argmax}}(\mathbf{C}(x)). \quad (4.28)$$

Metod superpozicije rezultata gradijent i HED modela u daljem tekstu biće naznačen kao *spregnuti* model.



Slika 25. Primer rezultata detekcije nivoa vode (Ljubičić i ostali, 2020). Gore: primer hidrauličkog skoka pri protoku od 15.4 L/s sa promenljivom aeracijom skoka u podužnom pravcu; Dole: primer hidrauličkog skoka pri protoku od 34.9 L/s sa ravnomernijom aeracijom toka.

Postprocesiranje/filtriranje

Iako superpozicija gradijent i HED modela značajno unapređuje tačnost i robusnost prvobitnog modela detekcije – manje grubih grešaka prilikom detekcije i ravnomernije performanse u prostorno promenljivim uslovima aeracije mlaza – adekvatno postprocesiranje nakon analize može dodatno unaprediti kvalitet dobijenih rezultata. U ovom istraživanju primenjeno je filtriranje dobijenih podataka kako u prostornom, tako i u vremenskom domenu.

Filtriranje u prostornom domenu podrazumeva analizu i filtriranje podataka na nivou jednog trenutka, odnosno detektovanog nivoa sa jedne slike. Predložena je trokoračna procedura (Ljubičić i ostali, 2020) koja obuhvata: (1) filter na principu odbacivanja vrednosti koji su od srednje vrednosti udaljene više od $N\sigma_h$ gde je σ_h standardna devijacija vrednosti dubina u okolnoj oblasti (tzv. „prozor“), (2) filter na principu ograničavanja lokalnog gradijenta dubina i (3) primena *Savitzky-Golay* filtera (Savitzky i Golay, 1964) za smanjenje šuma u vektoru detektovanih nivoa. Detalji implementacija samih filtera neće biti prikazani u ovom istraživanju, već su dati kod Ljubičić i ostali (2020).

U ovom istraživanju razmatrani su isključivo stabilni hidraulički skokovi pri ustaljenom protoku vode, te je razumna pretpostavka da će dubine u bilo kom preseku duž skoka oscilovati oko neke (dugoročno nepromenljive) vremenski osrednjene vrednosti. Zbog toga će

filter na principu srednje vrednosti i standardne devijacije biti primenjen i u vremenskom domenu u svakoj tački duž podužnog profila skoka.

Pokazano je da se primenom principa prostornog i vremenskog filtriranja rezultata značajno poboljšava tačnost predložene metodologije, ali se prvenstveno obezbeđuju ravnomernije performanse u uslovima prostorno i vremenski promenljivog intenziteta površinske aeracije (Ljubičić *i ostali*, 2020). Kako će kasnije biti pokazano, opisani način postprocesiranja obezbeđuje pouzdanu detekciju dubina čak i u prisustvu vizuelnih prepreka između kamere i zida hidrauličkog kanala, kada predloženi postupak filtriranja može uspešno interpolacijom da nadomesti nedostajuće podatke.

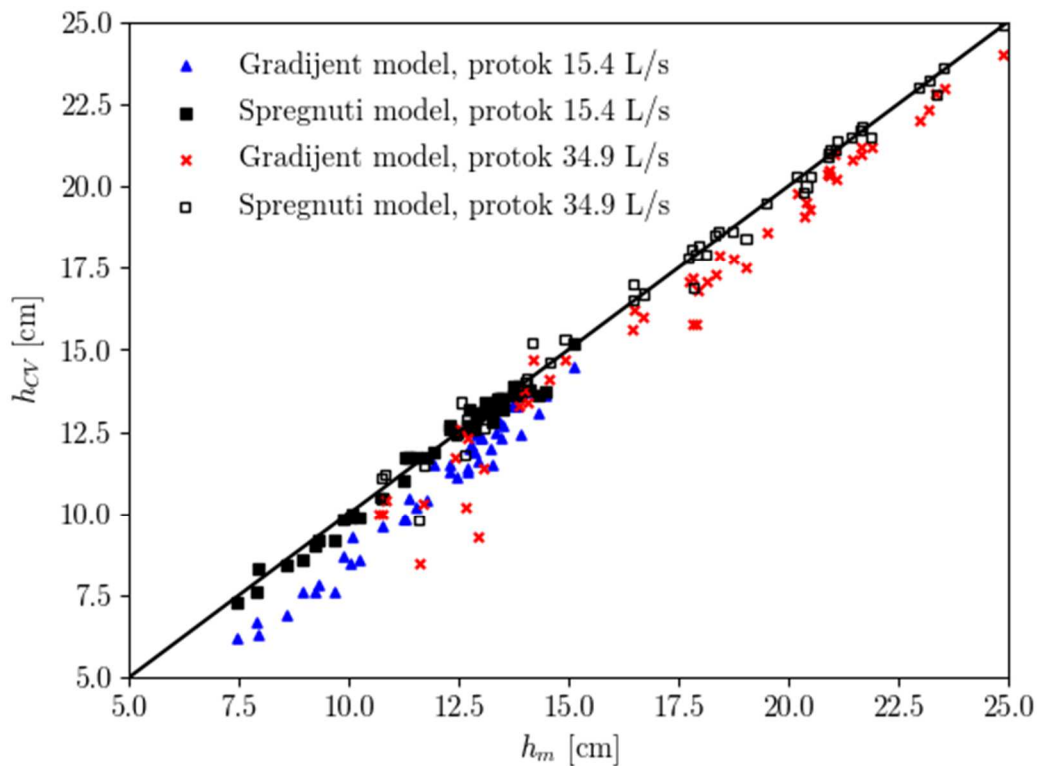
Poređenje merne neizvesnosti gradijent i spregnutog modela

U radu (Ljubičić *i ostali*, 2020) pokazano je da je slaganje rezultata spregnutog modela (gradijent + HED model) u odnosu na vizuelno osmotrene vrednosti nivoa bitno veće u odnosu na rezultate gradijent modela. Na slici 26 prikazano je poređenje dubina procenjenih putem gradijent i spregnutog modela sa vrednostima izmerenih dubina na određenim mestima u hidrauličkom kanalu. Uočava se dobro slaganje spregnutog modela sa izmerenim vrednostima u čitavom opsegu detektovanih dubina u kanalu, dok se kod gradijent modela uočava nešto bolje slaganje pri većim (nizvodnim) dubinama pri kojima je intenzitet površinske aeracije manji. Rezultati na slici 26 svedoče u prilog ravnomernijih performansi spregnutog modela pri različitim/promenljivim intenzitetima površinske aeracije.

U tabeli 5 prikazani su rezultati poređenja gradijent i spregnutog modela sa izmerenim vrednostima dubina u kanalu za dva protoka: RMSE, koeficijent određenosti R^2 , i koeficijenti linearne regresije:

$$h_{CV} = ah_m + b, \quad (4.29)$$

gde je h_{CV} vrednosti dubine procenjena na osnovu tehnika obrade slika (gradijent ili spregnuti model), h_m izmerena vrednost dubine, a a i b parametri linearne regresije. Vrednosti RMSE kod spregnute metode su višestruko manji nego kod gradijent metode, dok je koeficijent određenosti R^2 veći. Parametar linearne regresije a je kod spregnute metode takođe blizak jedinici što je i numerički pokazatelj ravnomernijih performansi ove metode u promenljivim uslovima površinski aeracije mlaza, dok je parametar b – koji može ukazati na postojanje sistematske greške – blizak nuli. Kod rezultata gradijent metode parametar a je veći od jedinice što ukazuje na to da su detektovane dubine potcenjene u uslovima visoke aeracije (uzvodni kraj skoka gde su dubine najmanje), dok je parametar po apsolutnoj vrednosti b nezanemarljivo visok.



Slika 26. Poređenje rezultata detekcije putem gradijent modela i spregnutog modela sa vizuelno osmotrenim vrednostima nivoa vode (Ljubičić i ostali, 2020).

Tabela 5. Poređenje rezultata procene dubina u kanalu putem gradijent i spregnutog modela sa izmerenim dubinama (Ljubičić i ostali, 2020).

Protok [L/s]	Model	RMSE [cm]	R^2 [-]	Lin. reg.	
				a [-]	b [cm]
15.4	Gradijent	1.13	0.964	1.147	-2.78
	Spregnuti	0.27	0.981	1.003	0.10
34.9	Gradijent	1.16	0.970	1.034	-1.49
	Spregnuti	0.44	0.988	0.999	-0.02

Parametri kamere i parametri predložene metodologije koji su korišćeni u ovom istraživanju predstavljani su u tabeli 6.

Tabela 6. Parametri metode merenja dubina tehnikama obrade slika, detalji u vezi parametara dostupni kod Ljubičić i ostali (2020).

Faza/parametar		Vrednost
Snimanje kamerom		
Brzina snimanja [slika/s]		29.97 ⁵
F-stop [-]		1/2.8
Vreme ekspozicije senzora [s]		1/60
ISO [-]		800
Rezolucija [px]		3840×2160
Gradijent metod		
Jednokanalni prikaz [-]		crveni kanal
Rezolucija nakon ortorektifikacije [px/cm]		10
Veličina snimljene oblasti zida kanala [px]		1400×300
	n_x [px]	31
Sobel-Feldman konvoluciona matrica	n_y [px]	81
K_y	a [-]	2
	b [-]	2
Filtriranje u prostornom domenu		
Filter na principu srednje vrednosti i standardne devijacije	prozor [px] N_σ [-]	101 1.0
Filter na principu maksimalnog gradijenta nivoa	prozor [px] m [-]	8.0 0.8
Savitzky-Golay filter	prozor [px]	11
	red [-]	1
Filtriranje u vremenskom domenu		
Filter na principu srednje vrednosti i standardne devijacije	prozor [-] N_σ [-]	1800 5.0

4.4.2 Određivanje potrebne dužine trajanja merenja profila dubina

Površinu hidrauličkog skoka karakteriše izrazito oscilatorno vertikalno kretanje zbog turbulentnih procesa koje se odvijaju ispod same površine. Ovo je posebno karakteristično

⁵ Brzina reprodukcije i snimanja od 29.97 slika u sekundi svojevrsan je relikv rane TV tehnologije. Reprodukcijska TV signala crno-belog spektra (u NTSC formatu) iznosila je tačno 30 slika u sekundi. Prelazak na tehnologiju slika u boji zahtevala je ili izmenu tehnologije prenosa signala ili smanjenje brzine reprodukcije – smanjenje brzine sa 30 na 29.97 omogućila je prenos slika „u boji“ bez većih izmena na postojećoj infrastrukturi. Brzina snimanja od 29.97 slika u sekundi (i svih drugih koje nastaju množenjem ove brzine nekim celim brojem) zadržala se u video tehnici do današnjice – mada neki uređaji dozvoljavaju i „okruglo“ 30 slika u sekundi.

za oblast samog valjka skoka gde je intenzitet turbulencije najveći. Kako bi se procenila minimalna potrebna dužina trajanja snimanja za adekvatnu procenu prosečnih i fluktuacionih karakteristika profila dubina u hidrauličkom kanalu, obavljeno je snimanje profila dubina pri merodavnom protoku od 40 L/s u trajanju od 10 minuta, pri brzini snimanja od 29.97 slika u sekundi rezolucije 3840×2160 px (približno 18 000 slika). U fazi ortorektifikacije slika obezbeđena je rezolucija od 10 px/cm, a sama analiza obuhvatila je profil dubina od ~140 cm nizvodno od brzotoka (na slici ukupno registrovano $N_j = 1400$ položaja duž profila dubina).

Dobijene vremenski osrednjene i fluktuacione karakteristike profila dubina usvojene su kao reprezentativne vrednosti profila dubina. Reprezentativni 10-minutni video zapis, koji omogućava procenu dugoročnih prosečnih i fluktuacionih vrednosti, nadalje je deljen na segmente dužina $t_{seg} = \{300, 200, 150, 120, 100, 60, 50, 40, 30, 20\}$ sekundi. Pri ispitivanju svake dužine t_{seg} dostupno je ukupno $N_s = 600/t_{seg}$ segmenata.

Vremenski uprosečeni profil dubina \mathbf{h}_s segmenta s određen je uprosečavanjem pojedinačnih procenjenih dubina $h_{s,j,n}$ u vremenu:

$$\mathbf{h}_s = \{\bar{h}_{s,1}, \bar{h}_{s,2}, \dots, \bar{h}_{s,N_j}\},$$

$$\bar{h}_{s,j} = \frac{1}{N_t} \sum_{n=1}^{N_t} h_{s,j,n},$$
(4.30)

pri čemu je sa j označen položaj u profilu dubina, sa n redni broj slike u segmentu, a sa N_t ukupan broj slika u segmentu (približno 18 000/ N_s), a sa $N_j = 1400$ ukupan broj detektovanih nivoa duž zida kanala. Kao mera fluktuacionih karakteristika na poziciji j korišćena je standardna devijacija dubine:

$$\mathbf{S}_s = \{\sigma_{s,1}^h, \sigma_{s,2}^h, \dots, \sigma_{s,N_j}^h\}$$

$$\sigma_{s,j}^h = \sqrt{\frac{1}{N_t - 1} \sum_{n=1}^{N_t} (h_{s,j,n} - \bar{h}_{s,j})^2}.$$
(4.31)

Kao mera slaganja prosečnih i fluktuacionih vrednosti dubina u profilu hidrauličkog skoka korišćena je apsolutna vrednost relativnih razlika vektora dubina segmenta \mathbf{h}_s i dugoročnih vrednosti iz 10-minutnog snimka \mathbf{h} :

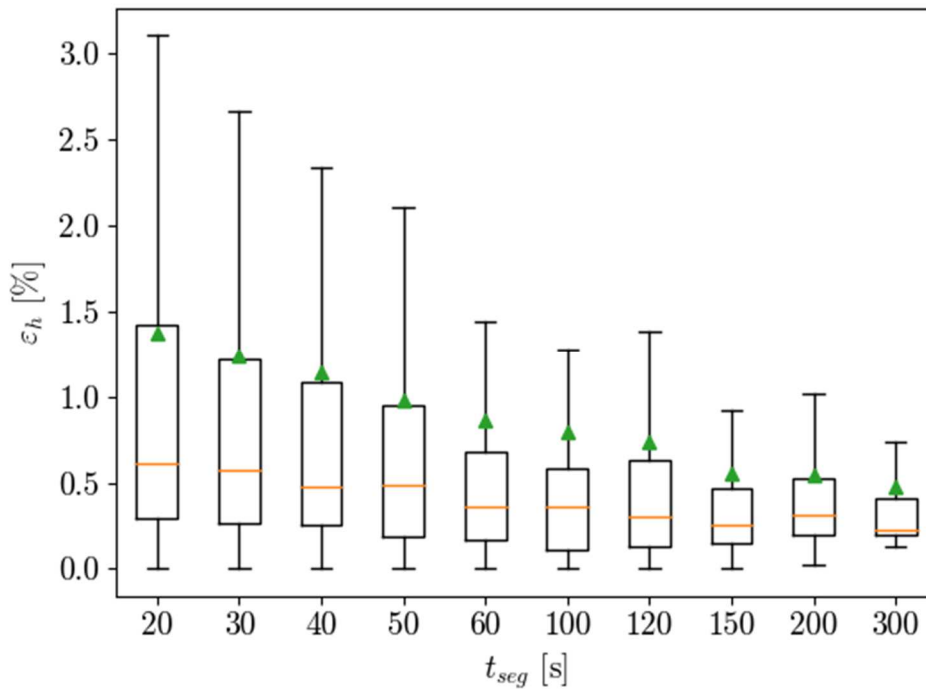
$$\boldsymbol{\varepsilon}_s^{\mathbf{h}} = \{\varepsilon_{s,1}^h, \varepsilon_{s,2}^h, \dots, \varepsilon_{s,N_j}^h\},$$

$$\varepsilon_{s,j}^h = \frac{|\bar{h}_j - \bar{h}_{s,j}|}{\bar{h}_j} \times 100,$$
(4.32)

$$\boldsymbol{\varepsilon}_s^{\sigma^h} = \{\varepsilon_{s,1}^{\sigma^h}, \varepsilon_{s,2}^{\sigma^h}, \dots, \varepsilon_{s,N_j}^{\sigma^h}\},$$

$$\varepsilon_{s,j}^{\sigma^h} = \frac{|\sigma_j^h - \sigma_{s,j}^h|}{\sigma_j^h} \times 100,$$

gde je \bar{h}_j dugoročna prosečna dubina na poziciji j , a σ_j^h odgovarajuća dugoročna standardna devijacija. Pri analizi segmenta trajanja t_{seg} , proračun je ponavljen N_s puta za svih $N_j = 1400$ tačaka u preseku, pri čemu je dobijeno $N_s \times N_j$ parova relativnih razlika $(\varepsilon_{s,j}^h, \varepsilon_{s,j}^{\sigma^h})$. Rezultati analize priloženi su na slikama 27 i 28 u obliku standardnih *box* dijagrama⁶. Zbog izrazito velikog broja vrednosti za svaku analiziranu dužinu trajanja (2.800 do 42.000 vrednosti), na slikama nisu prikazane vrednosti izvan opsega „brkova“ dijagrama.



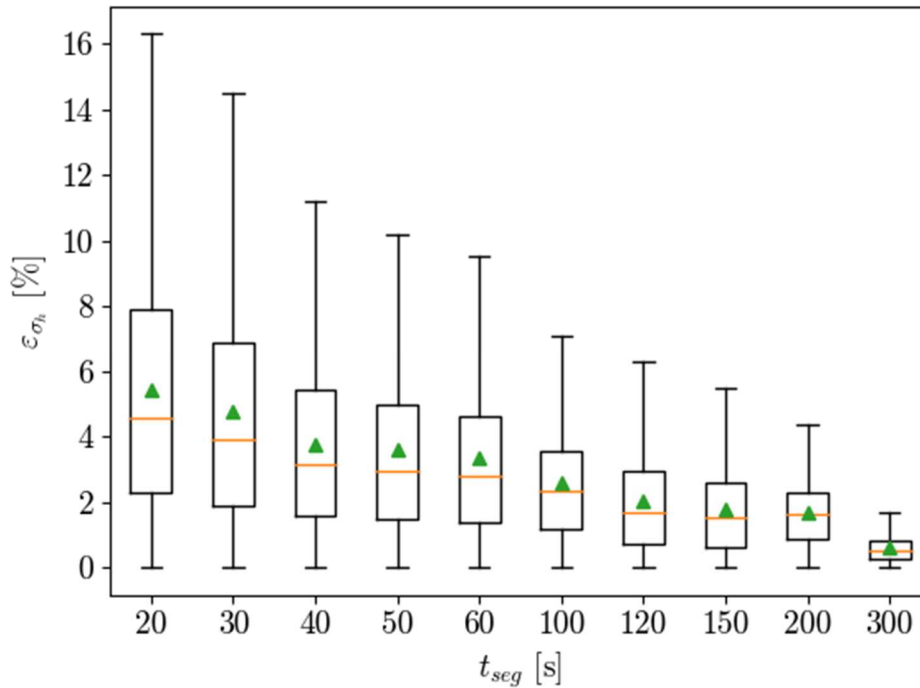
Slika 27. Box dijagram apsolutnih vrednosti relativnih razlika srednjih vrednosti dubina iz referentnog snimka i segmenata različite dužine trajanja.

Rezultati analize ukazuju na izrazito male razlike između prosečnih profila dubina pojedinačnih segmenata i odgovarajućeg dugotrajnog profila (slika 27). Čak i kod snimaka dužine trajanja od 20 sekundi, prosečno $\varepsilon_{s,j}^h$ manje je od 1.5%, dok je medijana približno 0.6%. Razlika između proseka i medijane posledica je asimetrične raspodele $\varepsilon_{s,j}^h$. Sa povećanjem dužine trajanja uzorkovanja smanjuju se vrednosti aritmetičkih sredina i medijana relativnih razlika $\varepsilon_{s,j}^h$, ali i njihove međusobne razlike.

U pogledu standardnih devijacija (slika 28), relativne razlike nešto su veće od onih kod srednjih vrednosti i relativno simetrično su raspoređene oko medijane. Razlike između

⁶ Zelenim trouglom obeležena je aritmetička sredina \bar{x} , a narandžastom linijom medijana skupa x_m . Pravougaonik obuhvata opseg između prvog ($x_{25\%}$) i trećeg ($x_{75\%}$) kvartila skupa, dok „brkovi“ (T linije) označavaju prvu vrednost iznad $x_{25\%} - 1.5(x_{75\%} - x_{25\%})$, odnosno prvu vrednost ispod $x_{75\%} + 1.5(x_{75\%} - x_{25\%})$.

aritmetičkih sredina i medijana takođe su značajno manje, što takođe ukazuje na manju asimetriju raspodele.



Slika 28. Box dijagram apsolutnih vrednosti relativnih razlika standardnih devijacija dubina iz referentnog snimka i segmenata različite dužine trajanja

Za sve dužine trajanja $t_{seg} \geq 60$ sekundi, aritmetičke sredine i medijane $\varepsilon_{s,j}^h$ manje su od 1% u odnosu na referentni snimak. U opsegu dubina izmerenih u toku eksperimenta – do približno 25 cm – prosečne apsolutne vrednosti grešaka manje su od 0.25 cm što obezbeđuje zadovoljavajuću tačnost i ponovljivost. Za dužine trajanja iz ove oblasti aritmetičke sredine i medijane vrednosti $\varepsilon_{s,j}^h$ manje su od 4%.

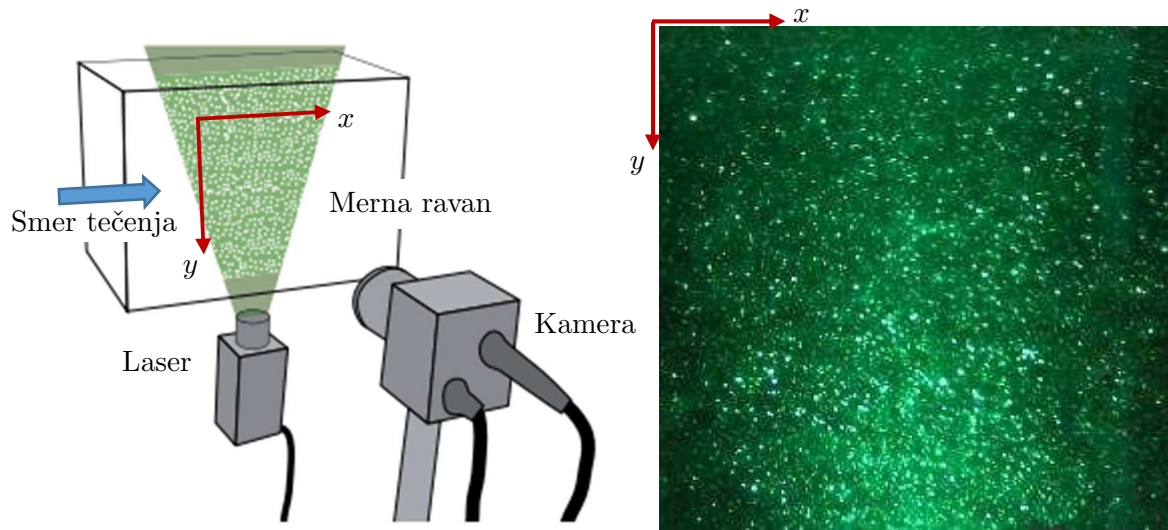
Na osnovu prethodne analize, može se utvrditi da dužina trajanja snimanja profila dubina 60 sekundi omogućava adekvatnu procenu prosečnih i fluktuacionih vrednosti profila dubina hidrauličkog skoka. Ova preporučena dužina trajanja korišćena je prilikom snimanja video zapisa za potrebe merenja dubina u ovom istraživanju. Trajanja snimanja većih dužina ne opravdavaju povećane zahteve za računarskim resursima – procesorskim i memorijskim – kako bi bila adekvatna za planirani broj eksperimenata u ovom istraživanju.

4.5 Merenje brzina

4.5.1 Opis metodologije

Principi procene polja brzina pomoću detektovanja i praćenja trasera u odabranoj ravni zasnivaju se na pretpostavci malih vrednosti Stoksovog broja ($Stk < 0.1$), pri kojima

osmotreni traseri u ravni sa velikom izvesnošću prate strujnice fluidnog polja. U ovom istraživanju utvrđeno je da je u vodi laboratorijske instalacije visoka koncentracija sitnih suspendovanih čestica, poreklom uglavnom od ambijentalne prašine i abrazije materijala instalacije, koje efikasno reflektuju lasersku svetlost (slika 29 desno⁷), te je za merenje brzina odabrana metoda *particle image velocimetry* (PIV). Za proračun vektora brzina primenjen je softverski dodatak PIVlab (Thielicke i Stamhuis, 2014), koji se integriše u komercijalni softver Matlab®.



Slika 29. Levo: princip merenja brzina putem laserske PIV metode (Thielicke i Stamhuis, 2014), desno: primer laserom naglašenih trasera u ravni ispitivanja.

Tabela 7. Parametri kamere korišćeni prilikom akvizicije video zapisa za potrebe PIV analiza

Parametar	Vrednost
Brzina snimanja [slika/s]	119.88
F-stop [-]	1/2.8
Vreme ekspozicije senzora [s]	1/250
ISO [-]	1000
Rezolucija [px]	1920×1080

Princip merenja brzina putem laserske PIV metode koji je korišćen u ovom ispitivanju prikazan je na slici 29 levo. Detalji implementacije PIV metode u softveru PIVlab neće ovde biti objašnjeni, već su dostupni u relevantnoj literaturi (Raffel *i ostali*, 2007; Thielicke, 2014; Thielicke i Stamhuis, 2014). U nastavku poglavlja biće predstavljena šema konkretnog postupka koji je korišćen u ovom istraživanju (pretprocesiranje, obrada i validacija), kao i procena optimalnih parametara korišćene PIV metode kako bi se u zadovoljavajućoj meri

⁷ Koordinatni sistem slike definisan je po pravilu sa početkom u gornjem levom uglu. Poreklo ove konvencije je u ranoj tehnologiji ekrana sa katodnom cevi, koji su koristili elektronski „top“ za ispisivanje sadržaja. Elektronski top bi ispis slike započinjao od najviše linije ekrana, na osnovu čega je usvojena orijentacija ordinate.

smanjila merna neizvesnost metode. Parametri kamere koji su korišćeni prilikom akvizicije video zapisa prikazani su u tabeli 7.

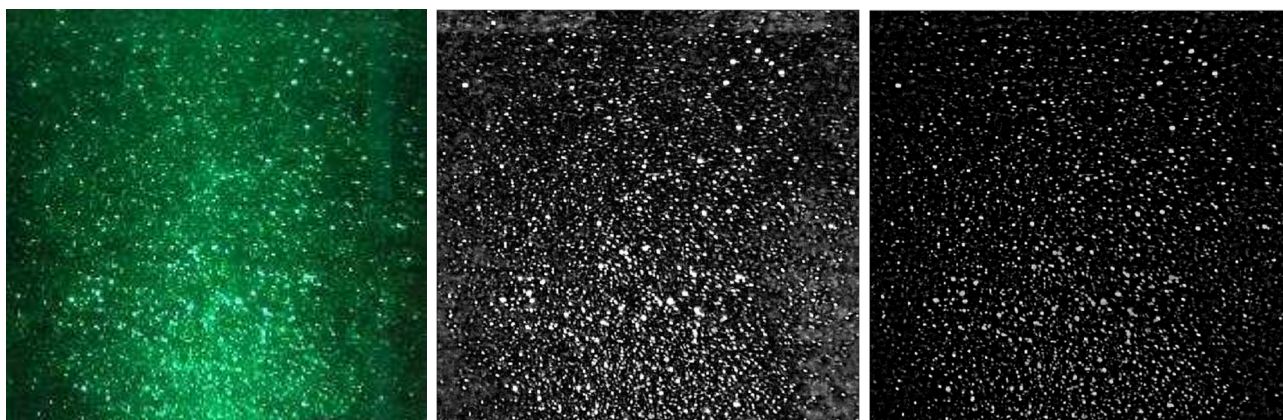
4.5.2 Pretprocesiranje

Oblast od interesa (engl. *region-of-interest, ROI*), koja podrazumeva podoblast slike u kojoj će se proceniti vektori brzina, odabrana je za svaki snimak tako da se njena donja ivica poklapa sa kotom dna u odabranoj ravni kanala, kako bi se omogućilo referenciranje položaja vektora brzina u vertikalnom pravcu. Merenjem podužnog položaja ose objektiva kamere u odnosu na uzvodni kraj kanala obezbeđeno je referenciranje položaja vektora brzina i u podužnom pravcu. Takođe je obezbeđeno da se vertikalna osa oblasti od interesa poklapa sa vertikalnom osom lasera, čime se obezbeđuje da su desna i leva polovina slika podjednako osvetljene (slika 29 desno).

Intenzitet osvetljenja u oblasti od interesa najmanji je u donjem desnom i donjem levom uglu usled koničnog širenja laserskog snopa u smeru odozgo-ka-gore. Uopšte je, zbog pozicije lasera ispod dna kanala, donja polovina slike intenzivnije osvetljena od gornje.

Zbog nemogućnosti postizanja uniformne osvetljenosti u oblasti od interesa, primenjeno je nekoliko koraka kako bi naglašavanje trasera bilo što ravnomernije:

1. Slike su prevedene (konvertovane) u jednocanalni prikaz spektra sive boje;
2. Primenjen je postupak *adaptivnog rastezanja histograma intenziteta piksela sa ograničenim kontrastom* (engl. *contrast limited adaptive histogram equalization, CLAHE*), koji uvećava kontrast između svetlijih i tamnijih oblasti slike (Pizer i ostali, 1987; Thielicke i Stamhuis, 2014);
3. Primenjen je visokopropusni filter signala (engl. *high-pass filter, HPF*) koji smanjuje intenzitet visokofrekventnog vizuelnog šuma na slici (Thielicke i Stamhuis, 2014).



Slika 30. Primer rezultata naglašavanja trasera u toku primene PIV metode.
Levo: originalna slika; Sredina: CLAHE; Desno: CLAHE + HPF

Metode CLAHE i HPF zahtevaju izbor veličine bloka dimenzija $n_{px} \times n_{py}$ piksela u kojima će iste biti primenjene ($n_{px} = n_{py}$). Za obe metode na osnovu vizuelnog pregleda kvaliteta rezultata izabrane su veličine blokova 16×16 px. Primer rezultata preprocesiranja prikazan je na slici 30.

4.5.3 Određivanje optimalne veličine oblasti ispitivanja

Pod pojmom *oblasti ispitivanja* (engl. *interrogation area, IA*) podrazumevaće se kvadratna podoblast slike u kojoj se primenjuje postupak Furijeove transformacije u okviru PIV metode (FFT) (Thielicke i Stamhuis, 2014). Pod pojmom *oblasti pretrage* (engl. *search area, SA*) podrazumevaće se oblast oko pozicije vektora u kojoj se oko svakog piksela formira oblast ispitivanja, odnosno oblast u kojoj se pokušava proceniti pomeraj trasera između dve slike.

Merna neizvesnost rezultata PIV metode, ukoliko se izuzmu karakteristike hardvera⁸ (kamere i lasera), u najvećoj meri zavisi od (Keane i Adrian, 1992):

1. Brzine trasera u pravcu unutar ravni ispitivanja;
2. Brzine trasera u pravcu upravnom na ravan ispitivanja;
3. Veličine trasera;
4. Broja trasera u oblasti ispitivanja N_I .

Što se tiče brzina trasera u samoj ravni ispitivanja, pomeraj trasera između dve slike ne bi trebalo da bude veći od polovine veličine oblasti ispitivanja, a optimalno je da pomeraj bude manji od 25% veličine oblasti ispitivanja, čime se obezbeđuje visok odnos signala i šuma na korelogramu koji je rezultat FFT analize. Prethodni uslov je relativno lako zadovoljiti u fluidnim strujama sa malim gradijentima brzina. Međutim, u strujama gde postoje znatne varijacije intenziteta vektora brzina u strujnom polju, pomenuti uslov često nije moguće u potpunosti zadovoljiti jednom veličinom prozora. U takvim slučajevima, u oblastima velikih brzina može doći do gubitka parova trasera između uzastopnih slika, i konačno do nepovoljnog odnosa signala i šuma na korelogramu. U oblastima gde očekivane vrednosti intenziteta brzina variraju u širokom opsegu, poželjno je koristiti neku od adaptivnih metoda kao što je *window deformation iterative method* – WiDIM (Scarano i Riethmuller, 1999), koja primenjuje nekoliko metoda za poboljšanje tačnosti procene vektora brzina, posebno u uslovima kada intenziteti brzina značajno variraju unutar polja brzina.

⁸ U ovom istraživanju je pretpostavljeno da je uticaj hardvera na mernu neizvesnost PIV rezultata redovima veličine manji od navedenih.

U ovom istraživanju pretpostavljeno je da se brzina trasera u pravcu upravnom na ravan ispitivanja (poprečno u hidrauličkom kanalu) može zanemariti u odnosu na brzine u pravcima unutar ravni ispitivanja (podužno u kanalu).

U procesu digitalizacije vizuelnih informacija može doći do „razmazivanja“ (engl. *smearing*) onih trasera koji su na slici reda veličine 1 px, što znatno smanjuje verovatnoću njihove detekcije. Kada su, pak, traseri isuviše veliki, Stoksov broj Stk može biti nezanemarljivo visok te se takvi traseri ne mogu smatrati adekvatnim za fluidnu struju u kojoj se nalaze. Na osnovu Keane-a i Adrian-a (1992) optimalna veličina trasera na slici je 2×2 piksela.

Ako se usvoji razumna pretpostavka da dominantan pravac strujanja fluida u podužnom pravcu hidrauličkog kanala, najveći uticaj na mernu neizvesnost procene brzina ima „gustina trasera“, odnosno broj i raspored trasera u oblastima ispitivanja (Keane i Adrian, 1992). U cilju procene optimalne veličine oblasti ispitivanja, određen je raspored broja trasera na reprezentativnoj slici iz video zapisa, kao i raspored veličine trasera.

Na osnovu preporuka Keane-a i Adrian-a (1992), optimalan prosečan broj trasera na slici je sedam, pri čemu je poželjno da broj trasera u svakoj oblasti ispitivanja bude barem četiri. Međutim, uzimajući u obzir složenost postupka procene brzina, u uslovima kakvi su prikazani na slici 29 desno nije moguće *a priori* odrediti koji broj čestica trasera će biti „registrovan“ u procesu diskretne Furijeove transformacije. Termin „registrovana čestica trasera“ treba shvatiti uslovno jer PIV metoda (odnosno FFT) ne identifikuje pojedinačne čestice trasera – ovde je zapravo reč o nalaženju pogodne gustine informacija u oblasti ispitivanja koja obezbeđuje visok SNR . Stoga će putem naredne analize biti pokušana procena najveće gustine trasera koja može biti dostupna u toku FFT analize.

Kako bi se odredila veličina oblasti ispitivanja koja zadovoljava prethodno definisane uslove, najpre je na osnovu sekvence od 100 uzastopnih slika određena medijana svakog piksela, čime je izvršena procena konstantnog dela u jednodimenzionalnom prikazu slike („pozadine“ sekvence slika, Slika 33B). Razlika između intenziteta pojedinačnih piksela odabrane slike (u odabranom kanalu) i odgovarajućih medijana predstavlja varijabilni deo slike koji sadrži trasere u osvetljenoj oblasti od interesa (Slika 33C).

Korišćeni metod procene broja trasera zasniva se na prebrojavanju karakterističnih podoblasti na slici koje zadovoljavaju jedan od dva uslova:

$$\begin{aligned} \mathbf{Tr}_+ &= \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}, \\ \mathbf{Tr}_- &= \begin{bmatrix} 1 & 1 \\ 1 & 0 \end{bmatrix}, \end{aligned} \tag{4.33}$$

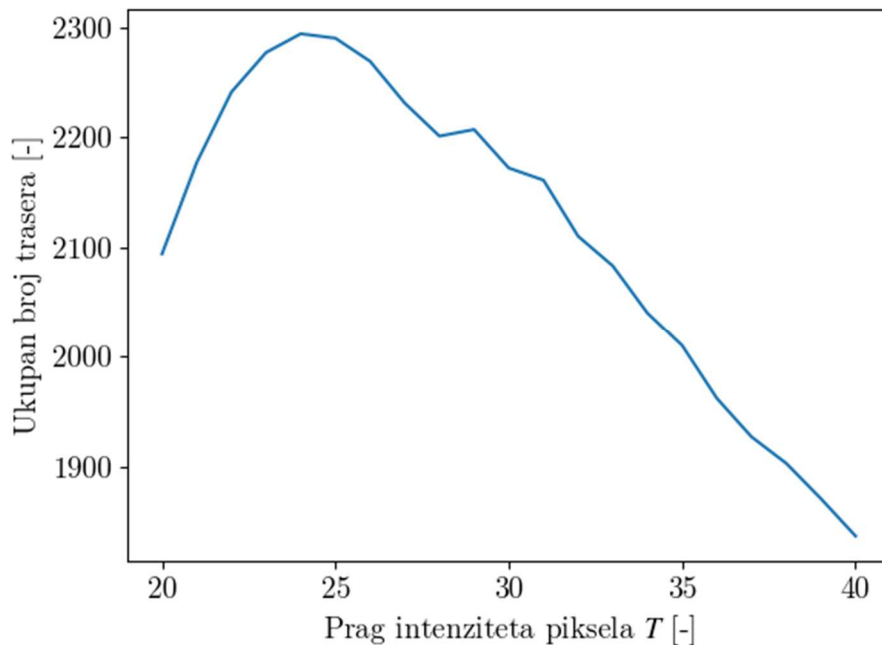
pri čemu se ukupan broj trasera u datoj oblasti može izračunati kao:

$$N_I = \sum \mathbf{Tr}_+ - \sum \mathbf{Tr}_-. \quad (4.34)$$

Da bi prethodno opisanu metodu bilo moguće primeniti, neophodno je binarizovati intenzitete piksela na slici tako da uzimaju vrednosti iz skupa $\{0, 1\}$. Najjednostavniji metod binarizacije slike je primenom praga intenziteta piksela T :

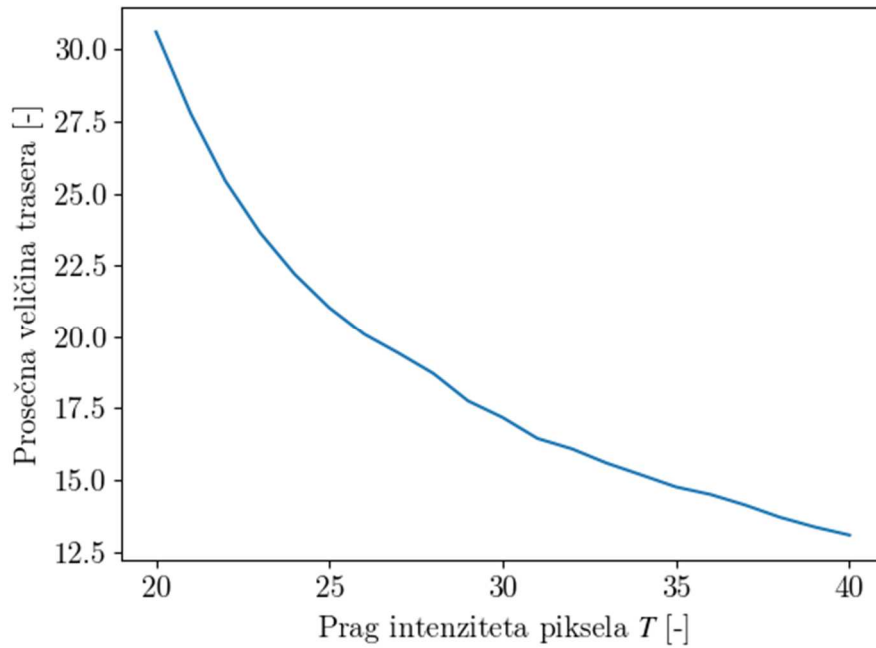
$$p_{i,j} = \begin{cases} 0, & p_{i,j} < T \\ 1, & p_{i,j} \geq T \end{cases} \quad (4.35)$$

pri čemu je $p_{i,j}$ intenzitet piksela sa koordinatama (i, j) . Optimalna vrednosti praga intenziteta T određena je tako da se maksimizira broj trasera na slici. Variranjem vrednosti T dobijen je dijagram ukupnog broja trasera prikazan na slici 31. Na osnovu dobijenih rezultata, najveći broj trasera detektovan je za $T \approx 25$. Sa smanjenjem T ispod date vrednosti dolazi do vidnog „stapanja“ pojedinačnih trasera u veće figure, dok se sa povećanjem T smanjuje verovatnoća detekcije trasera u lošije osvetljenim oblastima.

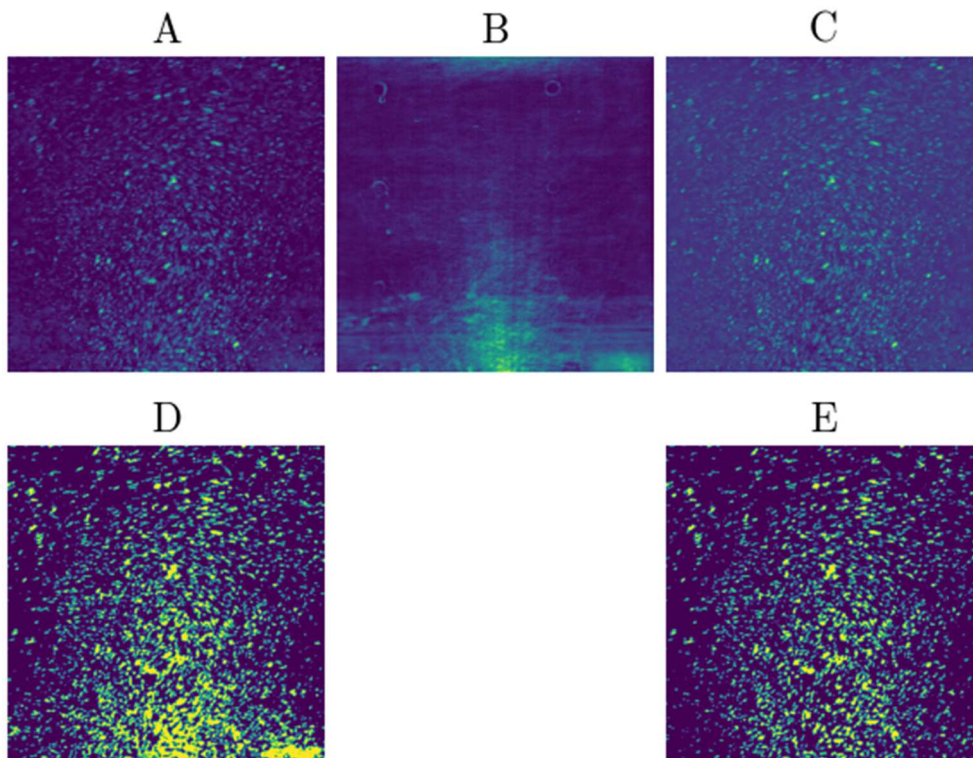


Slika 31. Zavisnost ukupnog broja trasera od praga intenziteta piksela za detekciju trasera.

Za opseg ispitanih vrednosti T sa slike 31 određena je i prosečna veličina pojedinačnih trasera kao odnos njihove ukupne površine i broja, i rezultati su prikazani na slici 32. Izražen je pad prosečne površine trasera u opsegu $20 \leq T \leq 25$, što takođe svedoči o naglom „razdvajanju“ većih figura na pojedinačne trasere sa povećanjem T , nakon čega je dalje smanjenje prosečne površine konstantno, ali nešto manjeg gradijenta. Za vrednost $T = 25$ prosečna veličina trasera iznosi približno 20 px^2 , što je više od preporučenih vrednosti koje pružaju Keane i Adrian (1992). Međutim, uticaj broja trasera na neizvesnost procene brzina u okviru PIV metode uglavnom je veći od uticaja njihove veličine (Keane i Adrian, 1992), te je nadalje u analizi korišćena vrednost $T = 25$.



Slika 32. Zavisnost prosečne površine trasera od praga intenziteta piksela za njihovu detekciju.

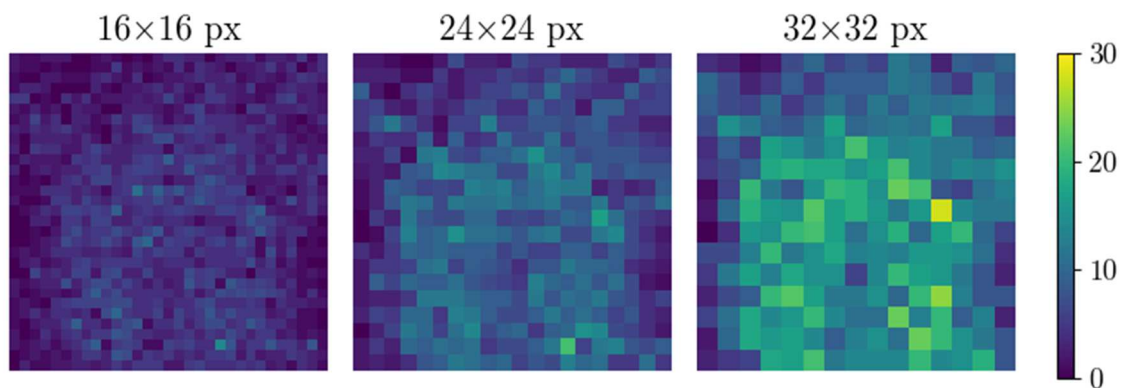


Slika 33. Primer razdvajanja slike na konstantan i varijabilni deo: (A) originalna slika (jednokanalni prikaz), (B) konstantan deo slike/medijana skupa, (C) varijabilni deo slike, (D) detektovani traseri na izvornoj slici A, (E) detektovani traseri na varijabilnom delu slike C.

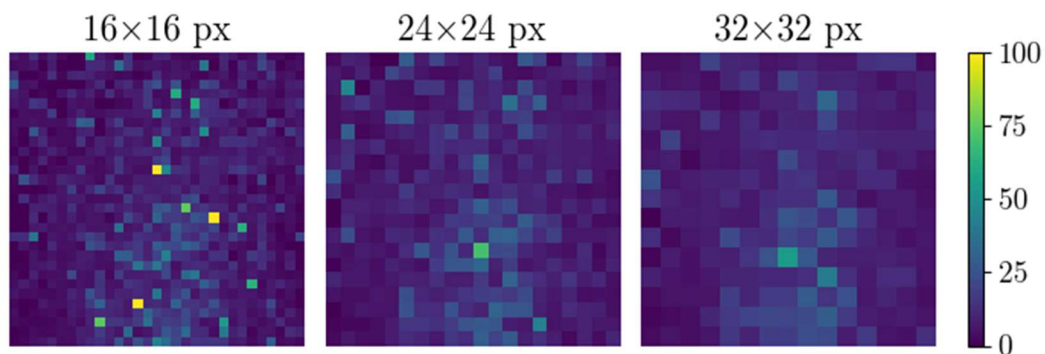
Korišćenjem praga intenziteta $T = 25$, određena je i prostorna raspodela broja i veličine trasera za oblasti ispitivanja različitih veličina. Ispitane su veličine oblasti ispitivanja od 16×16 , 24×24 i 32×32 piksela. Na slikama 34 i 35 prikazane su, redom, prostorne raspodele broja trasera i prosečne veličine trasera, a na slikama 36 i 37, redom, histogrami učestalosti

broja i veličine trasera za odabrane veličine oblasti ispitivanja. Uočava se da je prostorni raspored broja trasera ravnomerniji za manje veličine oblasti ispitivanja, kao i da za veličinu oblasti ispitivanja od 24×24 piksela modus broja trasera iznosi 10, što je blisko preporučenim vrednostima (Keane i Adrian, 1992). Za istu veličinu oblasti ispitivanja, modus veličine trasera na odgovarajućem histogramu učestalosti iznosi 7 px^2 , odnosno približno $2.6 \times 2.6 \text{ px}$ (pod pretpostavkom da su visina i širina trasera jednake), što je takođe blisko preporučenim vrednostima ($2 \times 2 \text{ px}$). Sa povećanjem dimenzija oblasti ispitivanja prosečan broj trasera po oblastima se (očekivano) povećava. Važno je primetiti da su rezultati učestalosti broja i veličine trasera u obrnutoj proporciji – veći broj trasera po oblasti podrazumeva ravnomerniji prostorni raspored veličine trasera i obrnuto (slike 36 i 37).

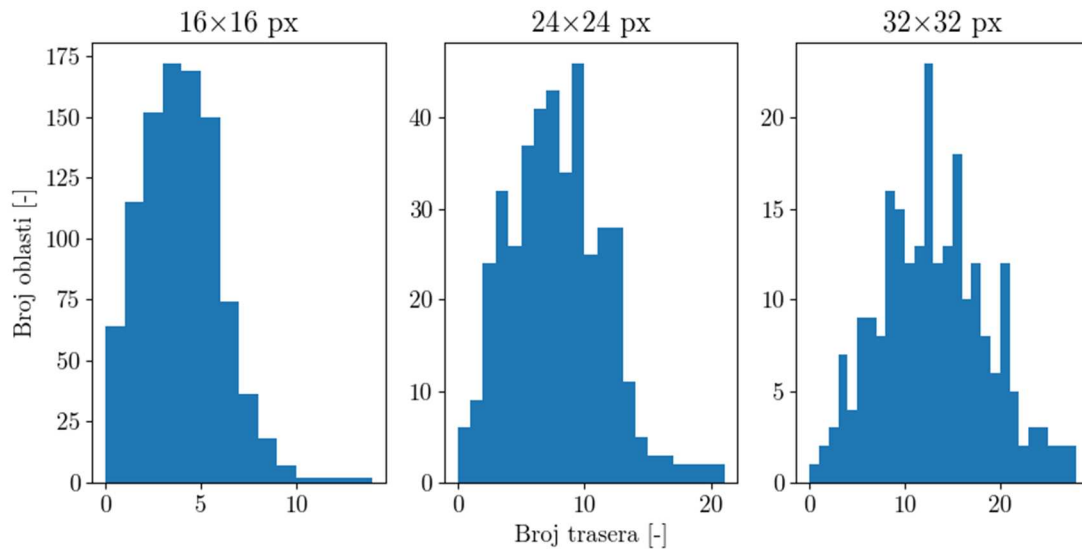
Na osnovu prethodne analize, za date uslove za procenu polja brzina putem PIV metode, preporučuje se da preliminarna veličina oblasti ispitivanja bude 24×24 .



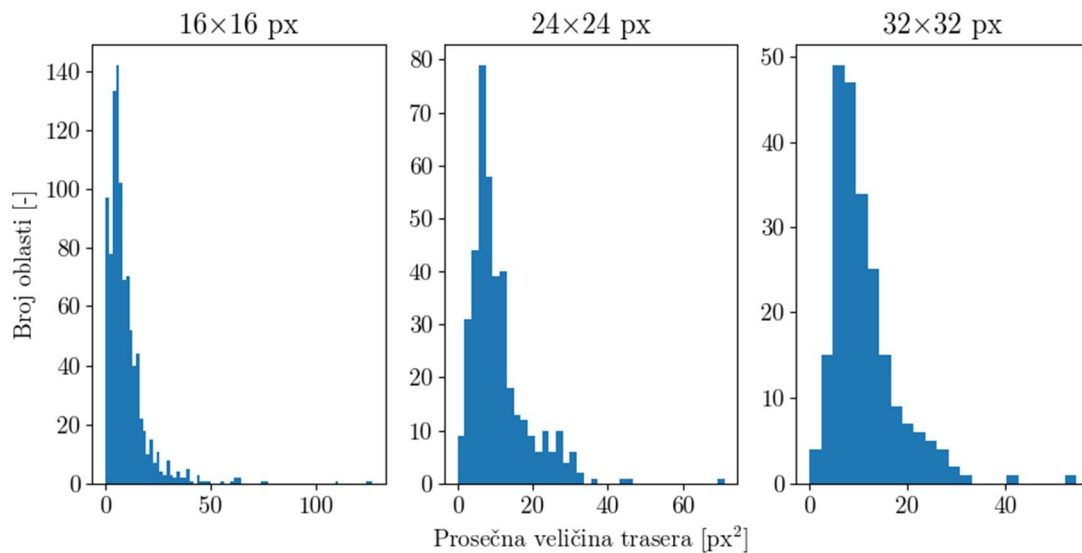
Slika 34. Prostorna raspodela broja trasera za različite veličine oblasti ispitivanja.



Slika 35. Prostorna raspodela prosečne veličine trasera u različite veličine oblasti ispitivanja.



Slika 36. Histogram učestalosti broja trasera za različite veličine oblasti ispitivanja.



Slika 37. Histogram učestalosti prosečne veličine trasera za različite veličine oblasti ispitivanja.

4.5.4 Određivanje potrebne dužine trajanja merenja polja brzina

Usled neustaljenog, oscilatornog strujanja u zoni valjka hidrauličkog skoka i neposredno nizvodno od njega, potrebno je da video zapis iz kog se procenjuju karakteristike strujnog polja bude dovoljne dužine tako da se iz video zapisa mogu adekvatno proceniti dugoročne prosečne i fluktuacione vrednosti brzina. Kako bi se odredila minimalna potrebna dužina trajanja takvog eksperimenta, obavljeno je snimanje polja brzina u osi kanala pri osnovnom protoku od 40 L/s u bazenu horizontalnog dna bez elemenata za umirenje. Pretpostavlja se da su fluktuacije polja brzina najveće u osi kanala gde su i intenziteti brzina po pravilu najveći, a uticaj zidova kanala najmanji. Trajanje celokupnog snimka iznosilo je 10 minuta,

pri frekvenciji uzorkovanja od 119.88 slika u sekundi u rezoluciji od 1920×1080 piksela (ukupno približno 72 000 slika) i sa veličinom oblasti ispitivanja od 24 piksela. Tako dobijene prosečne i fluktuacione vrednosti nadalje su smatrane reprezentativnim dugotrajnim karakteristikama polja brzina.

Deljenjem celokupnog snimka na segmente različitih dužina, ispitane su razlike osrednjenih i fluktuacionih vrednosti vektora brzina između reprezentativnog snimka i pojedinačnih segmenata. Zbog računске složenosti, ispitane su razlike samo između vektora koji se nalaze horizontalno u sredini osmotrenog strujnog polja (jedna vertikalna). Ovo pojednostavljenje opravdano je ako se ima na umu da su dominantne komponente vektora brzina one u podužnom, horizontalnom pravcu.

Ispitano je 10 dužina segmenata: $t_{seg} = \{300, 200, 150, 120, 100, 60, 50, 40, 30, 20\}$ sekundi, pri čemu je dobijen $N_s = 600/t_{seg}$ segmenata dužine t_{seg} . U okviru jednog segmenta s , za svaki vektor brzine (u, v) u odabranom preseku određene su vremenski uprosečene vrednosti njegovih komponenti, \mathbf{u}_s i \mathbf{v}_s :

$$\begin{aligned} \mathbf{u}_s &= \{\bar{u}_{s,1}, \bar{u}_{s,2}, \dots, \bar{u}_{s,N_j}\}, \\ \bar{u}_{s,j} &= \frac{1}{N_t} \sum_{n=1}^{N_t} u_{s,j,n}, \\ \mathbf{v}_s &= \{\bar{v}_{s,1}, \bar{v}_{s,2}, \dots, \bar{v}_{s,N_j}\}, \\ \bar{v}_{s,j} &= \frac{1}{N_t} \sum_{n=1}^{N_t} v_{s,j,n}, \end{aligned} \tag{4.36}$$

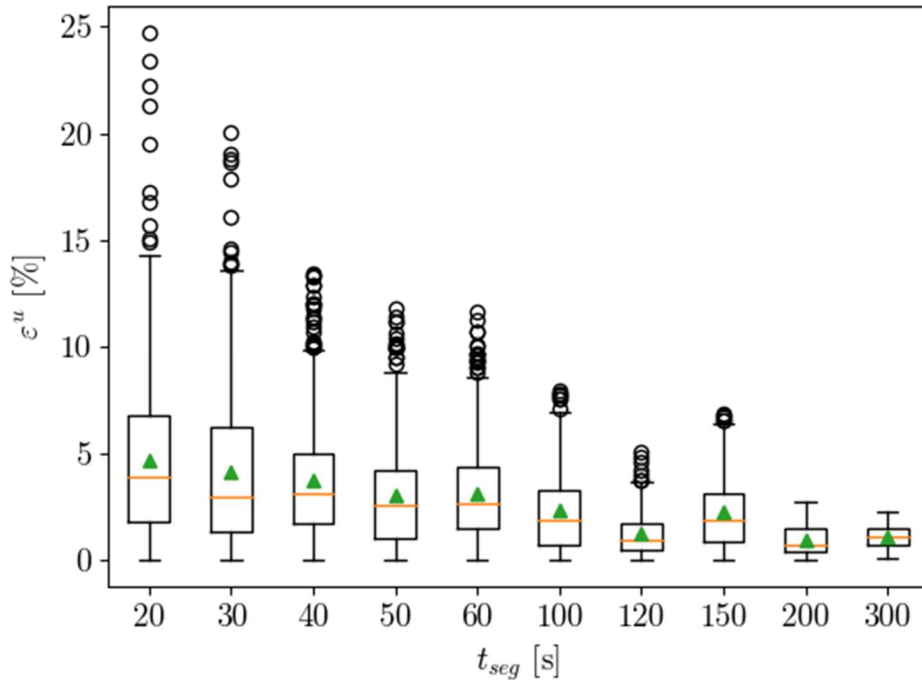
pri čemu je sa j označen položaj vektora u preseku, sa n redni broj slike u segmentu, a sa N_t ukupan broj slika u segmentu (približno $72\,000/N_s$), a sa $N_j = 30$ ukupan broj vektora u vertikalnom preseku. Pored prosečnih vrednosti komponenti vektora brzine, određene su i standardne devijacije u odnosu na osrednjenu vrednost:

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\sigma}^u &= \{\sigma_{s,1}^u, \sigma_{s,2}^u, \dots, \sigma_{s,N_j}^u\}, \\ \sigma_{s,j}^u &= \sqrt{\frac{1}{N_t - 1} \sum_{n=1}^{N_t} (u_{s,j,n} - \bar{u}_{s,j})^2}, \\ \boldsymbol{\sigma}^v &= \{\sigma_{s,1}^v, \sigma_{s,2}^v, \dots, \sigma_{s,N_j}^v\}, \\ \sigma_{s,j}^v &= \sqrt{\frac{1}{N_t - 1} \sum_{n=1}^{N_t} (v_{s,j,n} - \bar{v}_{s,j})^2}. \end{aligned} \tag{4.37}$$

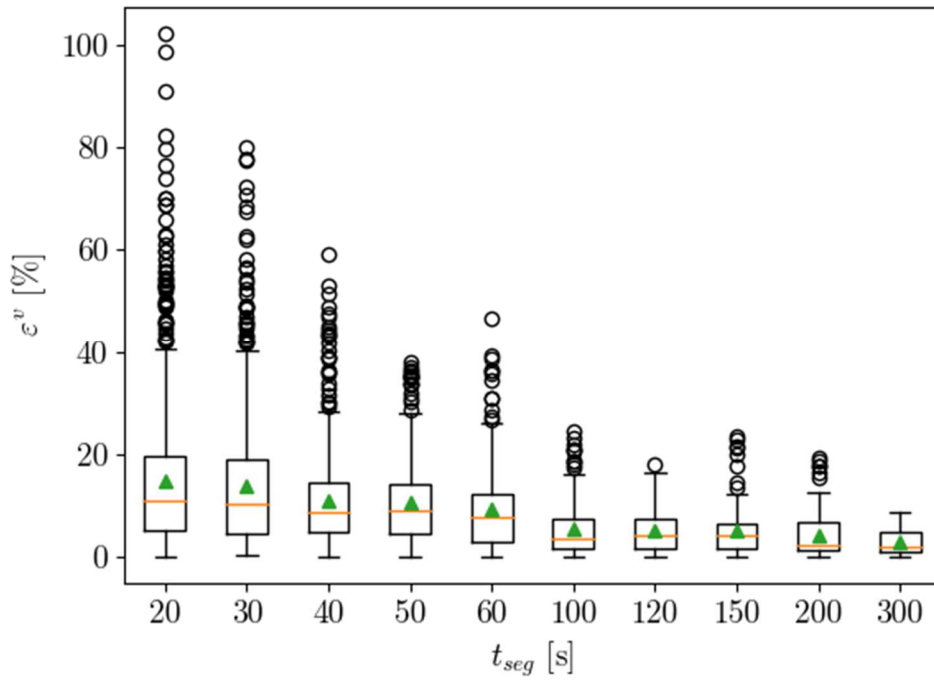
Kao mera slaganja korišćene su apsolutne vrednosti relativnih razlika u odnosu na srednje vrednosti i standardne devijacije komponenti vektora iz referentnog, 10-minutnog snimka:

$$\begin{aligned}
 \boldsymbol{\varepsilon}_s^u &= \{\varepsilon_{s,1}^u, \varepsilon_{s,2}^u, \dots, \varepsilon_{s,N_j}^u\}, \\
 \varepsilon_{s,j}^u &= \frac{|\bar{u}_j - \bar{u}_{s,j}|}{\bar{u}_j} \times 100, \\
 \boldsymbol{\varepsilon}_s^v &= \{\varepsilon_{s,1}^v, \varepsilon_{s,2}^v, \dots, \varepsilon_{s,N_j}^v\}, \\
 \varepsilon_{s,j}^v &= \frac{|\bar{v}_j - \bar{v}_{s,j}|}{\bar{v}_j} \times 100, \\
 \boldsymbol{\varepsilon}_s^{\sigma^u} &= \{\varepsilon_{s,1}^{\sigma^u}, \varepsilon_{s,2}^{\sigma^u}, \dots, \varepsilon_{s,N_j}^{\sigma^u}\}, \\
 \varepsilon_{s,j}^{\sigma^u} &= \frac{|\sigma_j^u - \sigma_{s,j}^u|}{\sigma_j^u} \times 100, \\
 \boldsymbol{\varepsilon}_s^{\sigma^v} &= \{\varepsilon_{s,1}^{\sigma^v}, \varepsilon_{s,2}^{\sigma^v}, \dots, \varepsilon_{s,N_j}^{\sigma^v}\}, \\
 \varepsilon_{s,j}^{\sigma^v} &= \frac{|\sigma_j^v - \sigma_{s,j}^v|}{\sigma_j^v} \times 100,
 \end{aligned} \tag{4.38}$$

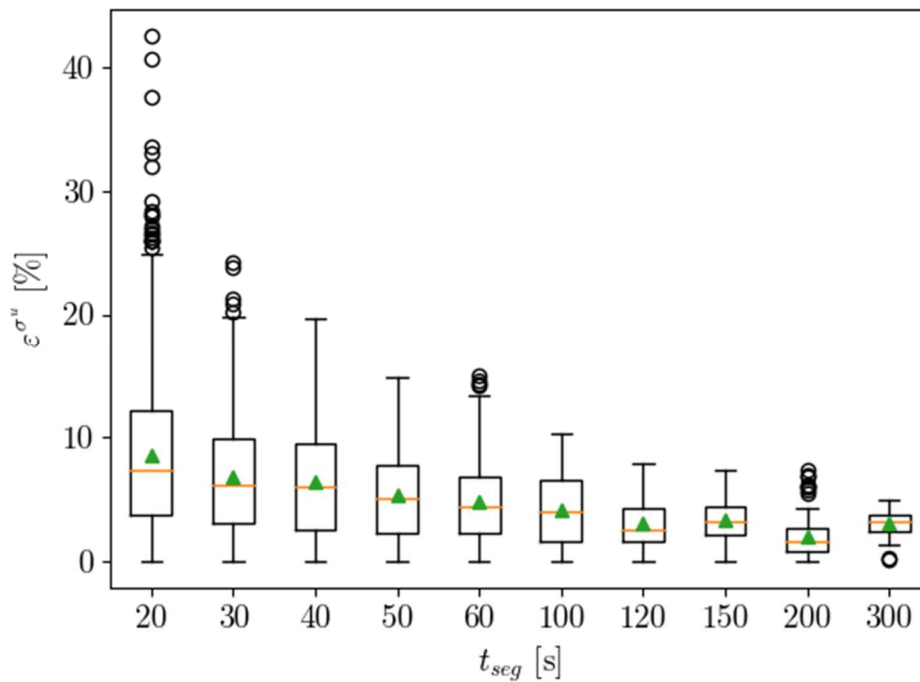
pri čemu je (\bar{u}_j, \bar{v}_j) prosečan referentni vektor na poziciji j , a σ_j^u i σ_j^v odgovarajuće standardne devijacije njegovih komponenti. Pri analizi segmenta trajanja t_{seg} , proračun je ponovljen N_s puta za $N_j = 30$ tačaka u preseku, pri čemu je dobijeno $N_s \times N_j$ četvorki $(\varepsilon_{s,j}^u, \varepsilon_{s,j}^v, \varepsilon_{s,j}^{\sigma^u}, \varepsilon_{s,j}^{\sigma^v})$. Rezultati proračuna prikazani su u obliku standardnog *box* dijagrama u funkciji t_{seg} na slikama 38–41.



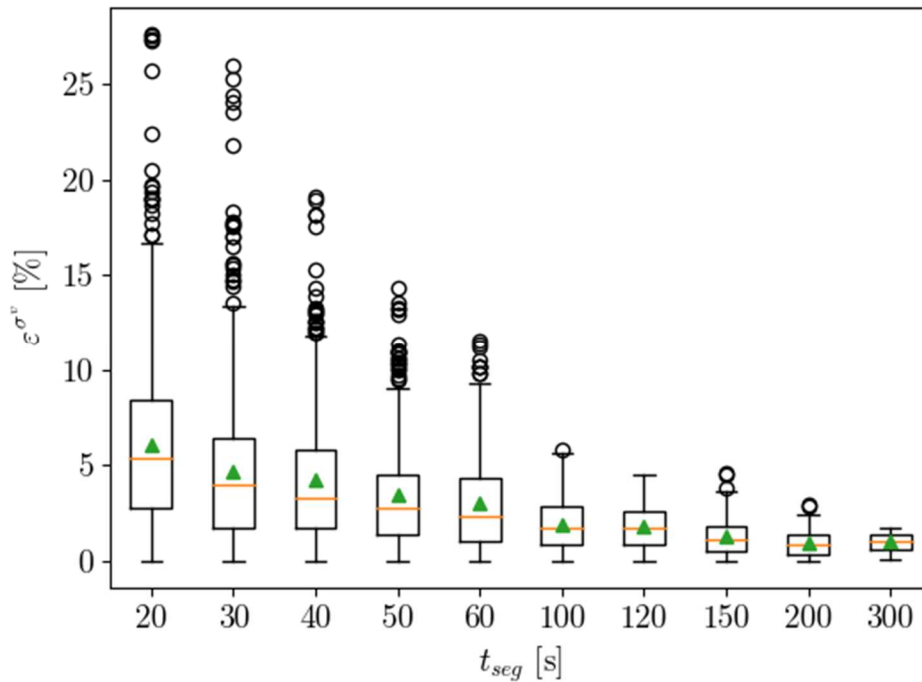
Slika 38. Box dijagram apsolutnih vrednosti relativnih razlika srednjih vrednosti horizontalnih komponenti vektora brzine iz referentnog snimka i segmenata različite dužine trajanja.



Slika 39. Box dijagram apsolutnih vrednosti relativnih razlika srednjih vrednosti vertikalnih komponenti vektora brzine iz referentnog snimka i segmenata različite dužine trajanja.



Slika 40. Box dijagram apsolutnih vrednosti relativnih razlika standardnih devijacija horizontalnih komponenti vektora brzine iz referentnog snimka i segmenata različite dužine trajanja.



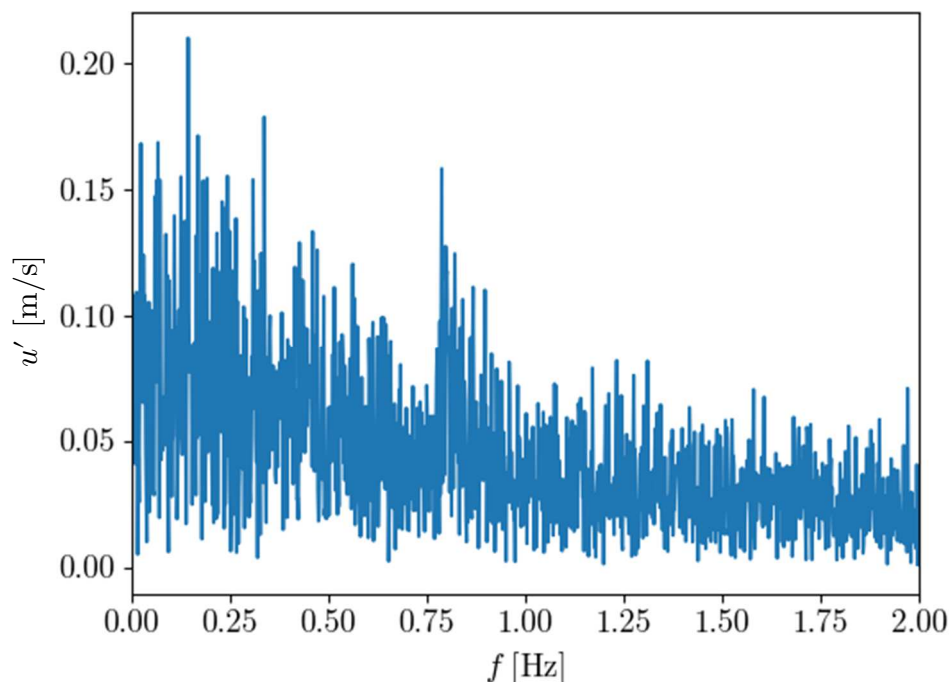
Slika 41. Box dijagram apsolutnih vrednosti relativnih razlika standardnih devijacija vertikalnih komponenti vektora brzine iz referentnog snimka i segmenata različite dužine trajanja.

Rezultati prikazani na slikama 38–41 pokazuju da se relativne apsolutne razlike srednjih i fluktuacionih vrednosti komponenti vektora brzine sa vrednostima iz referentnog snimka (očekivano) smanjuju sa povećanjem dužine trajanja snimka. Aritmetičke sredine i medijane pojedinačnih skupova bliske su po vrednostima, što svedoči o približno normalnoj raspodeli fluktuacionih komponenti brzina. U daljim analizama može se koristiti samo jedna vrednost, npr. medijana, kao reprezent skupa.

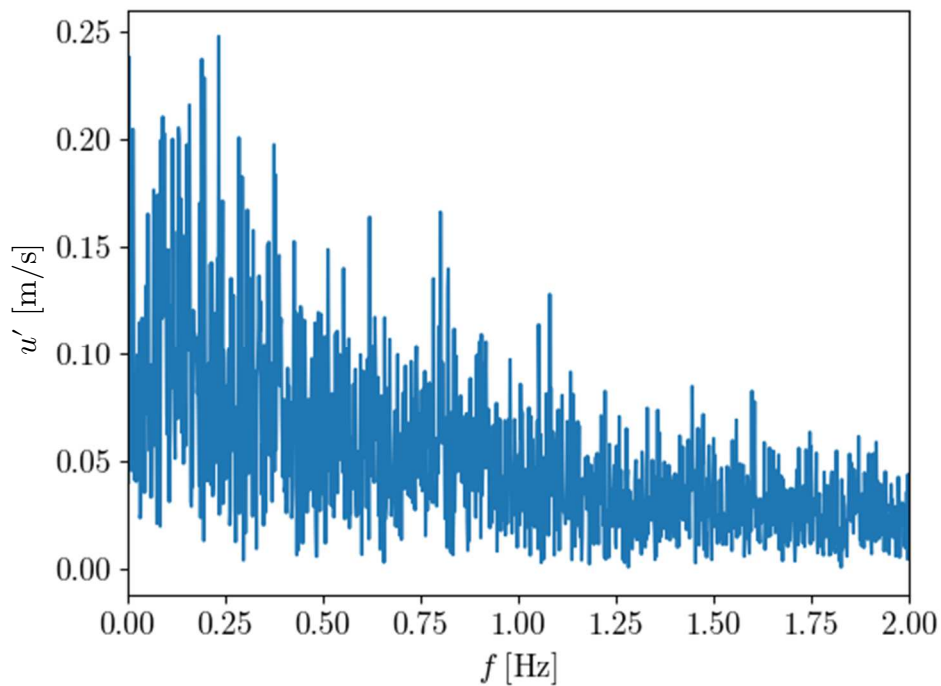
Kod dužina trajanja snimka manjih od 100 sekundi uočavaju se nešto značajnije varijanse, dok se relativne razlike ($\epsilon_{s,j}^u, \epsilon_{s,j}^v, \epsilon_{s,j}^{\sigma^u}, \epsilon_{s,j}^{\sigma^v}$) smanjuju značajno sa povećanjem t_{seg} . Razlike u odnosu na referentne vrednosti se između $t_{seg} = 20$ i $t_{seg} = 60$ sekundi smanjuju za oko 50% u pogledu medijana i standardnih devijacija, što ukazuje na potrebu za većom dužinom trajanja snimka.

Pri daljem povećanju t_{seg} (preko 100 sekundi) se razlike dobijenih vrednosti relativno malo menjaju u odnosu na referentne. Za $t_{seg} \geq 100$ s, medijane apsolutnih vrednosti relativnih razlika horizontalne komponente brzine manje su od 2%, dok su u slučaju vertikalne komponente manje od 3.5%. U slučaju razlika standardnih devijacija, snimci duži od 100 sekundi pokazuju medijanu relativnih razlika manju od 4.2% i 1.8% za horizontalnu i vertikalnu komponentu brzine, redom. Interesantno je primetiti da su kod svih dužina trajanja snimka razlike medijana horizontalnih komponenti manje nego kod vertikalnih, dok je kod standardnih devijacija obrnut slučaj – razlike standardnih devijacija vertikalnih komponenti manje su od standardnih devijacija horizontalnih komponenti.

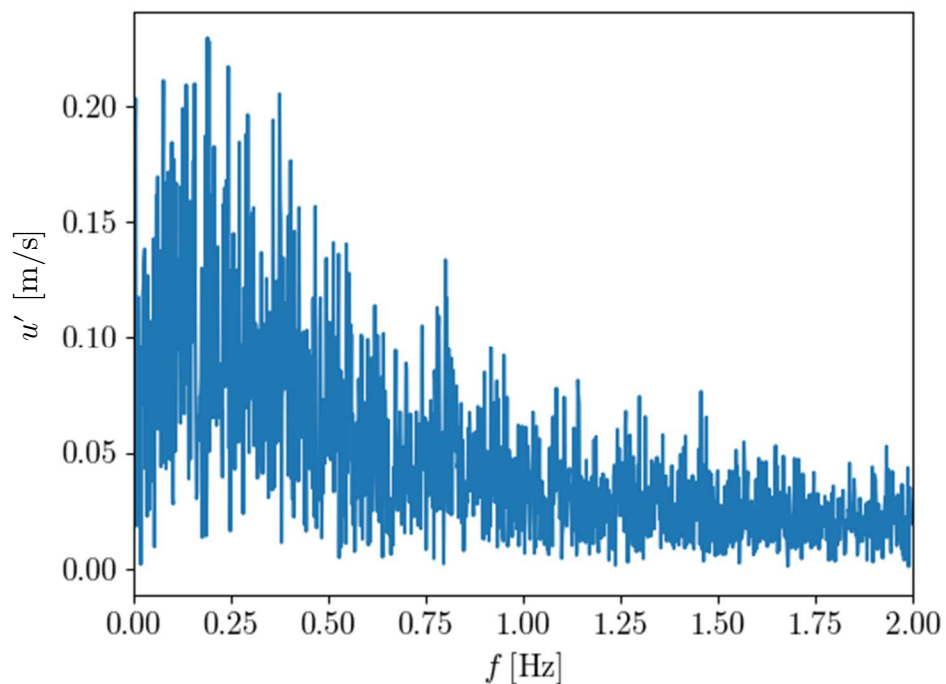
Na osnovu diskretne FFT analize određen je spektrogram brzina u horizontalnom pravcu iz celokupnog referentnog snimka za nekoliko odabranih tačaka u preseku: $z = \{0.25h, 0.50h, 0.75h\}$, pri čemu je h dubina vode u odabranom preseku. Rezultati su prikazani na slikama 42–44. Na slikama se uočava niz izraženih frekvencija u opsegu između 0.1 i 1.0 Hz, odnosno sa periodama oscilovanja od 1 do 10 sekundi. Najveću amplitudu oscilovanja pokazuju frekvencije od 0.14, 0.20, 0.35 i 0.80 Hz, čije su periode oscilovanja, redom i aproksimativno, 7, 5, 3 i 1.25 sekundi. Prosečne amplitude takođe rastu sa povećanjem kote posmatrane tačke, pri čemu raste i broj dominantnih frekvencija u rasponu od 0-0.5 Hz. Na osnovu analize spektrograma očekuje se da će za dužine trajanja snimanja polja brzina od 100 sekundi sve dominantne frekvencije biti adekvatno zastupljene.



Slika 42. Spektrogram horizontalne komponente vektora brzine u tački $z = 0.25h$.



Slika 43. Spektrogram horizontalne komponente vektora u tački $z = 0.50h$.



Slika 44. Spektrogram horizontalne komponente vektora u tački $z = 0.75h$.

Na osnovu prethodnih analiza, preporučuje se da dužina trajanja snimanja polja brzina bude najmanje 100 sekundi.

4.5.5 Metode za identifikaciju vrtloga u polju brzina

U ovom istraživanju jedan od uslova za procenu efikasnosti smanjenja mehaničke energije u umirujućem bazenu predstavljaju veličina i učestalost vrtloga nizvodno od hidrauličkog

skoka. Pri tome, pod pojmom vrtloga ovde se podrazumeva oblast fluida koja rotira oko neke poprečne ose u odnosu na glavni pravac tečenja u kanalu. Kako će kasnije biti pokazano, značajnu poteškoću u detekciji vrtloga u otvorenim tokovima predstavlja njihova nestacionarnost – za razliku od vrtloga valjka hidrauličkog skoka koji je u velikoj meri lokalizovan u prostoru, vrtložne strukture se, nošene nekom lokalnom brzinom toka, često kreću u nizvodnom smeru.

Sekundarne vrtložne strukture koje nastaju iz glavnog vrtloga hidrauličkog skoka sa sobom nose dodatnu turbulentnu energiju koja može ukazati na nedovoljnu „kompaktnost“ valjka skoka. Stoga će se u ovom poglavlju razmotriti nekoliko metoda za detekciju vrtložnih pojava u polju brzina nizvodno od valjka hidrauličkog skoka. Kao cilj ovog dela ispitivanja postavlja se određivanje:

1. Položaja centra vrtloga;
2. Veličine vrtloga;
3. Intenziteta vrtloga;
4. Frekvencije vrtloga.

Kriterijum maksimuma vrtložnosti

Najjednostavniji kriterijum za detekciju vrtloga bazira se na računanju vrtložnosti w u polju brzine. Kako je prostorna mreža PIV metode ekvidistantna u oba pravca, vrtložnost u jednoj ravni oko neke proizvoljne tačke može se definisati kao gradijent polja brzine:

$$\mathbf{w} = \nabla \times \mathbf{V} = \left(\frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial y} \right) \mathbf{k}, \quad (4.39)$$

gde je $\mathbf{V} = \{u, v\}$ vektor brzine u tački sa komponentama u x i y pravcima, dok je \mathbf{k} jedinični vektor upravan na PIV ravan. U pogledu izbora metode za numeričku diskretizaciju izvoda iz (4.39) primenjuju se različiti oblici metode konačnih razlika (Luff *i ostali*, 1999):

1. metod centralnih razlika (slika 45a):

$$w \approx \frac{1}{\Delta l} \left(\frac{v_{i+1,j} - v_{i-1,j}}{2} - \frac{u_{i,j+1} - u_{i,j-1}}{2} \right), \quad (4.40)$$

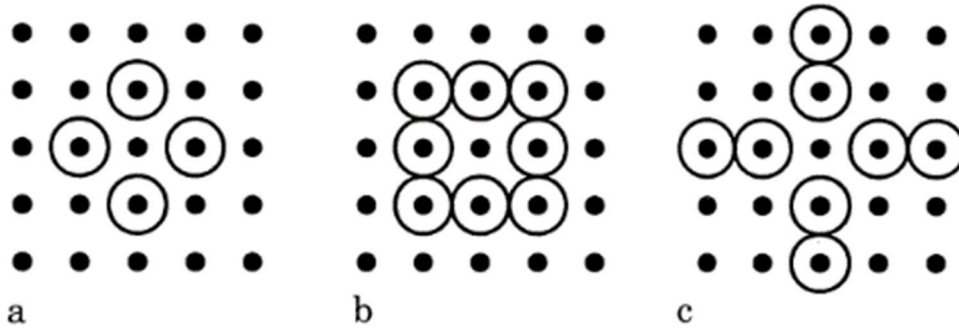
gde Δl predstavlja rastojanje između susednih vektora u polju brzina, a i i j predstavljaju indekse odabrane tačke u x i y pravcima;

2. metod 8 tačaka (slika 45b):

$$w \approx \frac{1}{\Delta l} \left[\frac{u_{i,j-1} - u_{i,j+1} + v_{i+1,j} - v_{i-1,j}}{4} + \frac{-u_{i+1,j+1} + v_{i+1,j+1} - u_{i-1,j+1} - v_{i-1,j+1}}{8} + \frac{u_{i-1,j-1} - v_{i-1,j-1} + u_{i+1,j-1} + v_{i+1,j-1}}{8} \right], \quad (4.41)$$

3. metod centralnih razlika II reda (slika 45c):

$$w \approx \frac{1}{\Delta l} \left(\frac{-u_{i+2,j} + 8u_{i+1,j} - 8u_{i-1,j} + u_{i-2,j}}{12} - \frac{-v_{i,j+2} + 8v_{i,j+1} - 8v_{i,j-1} + v_{i,j-2}}{12} \right). \quad (4.42)$$



Slika 45. Numeričke šeme za diskretizaciju izraza (4.39) za procenu vrtložnosti w , (Luff i ostali, 1999): (a) metod centralnih razlika, (b) metod 8 tačaka, (c) metod centralnih razlika II reda.

Metoda centralnih razlika i metoda 8 tačaka su prvog reda tačnosti po prostoru dok izraz (4.42) obezbeđuje drugi red tačnosti po prostoru (Luff i ostali, 1999) i koristiće se u daljim analizama.

Detekcija centra vrtloga pomoću kriterijuma vrtložnosti sastoji se u određivanju maksimuma vrtložnosti w u datom polju brzina, dok je za procenu veličine vrtloga neophodno usvojiti donji prag vrtložnosti w_{min} koji definiše vrtložnu oblast. Međutim, kako pokazuje Robinson (1991), u zoni visokih gradijenata brzine – na primer u blizini čvrste granice kao što je dno umirujućeg bazena – vrtložnost može biti izrazito visoka čak i u odsustvu rotacije koja je karakteristika vrtloga. Ovaj zaključak ukazuje na ograničenu primenu kriterijuma maksimuma vrtložnosti na rezultate PIV analiza u umirujućim bazenima.

Q kriterijum

Hunt, Wray i Moin (1988) pokazali su da se za identifikaciju vrtloga može koristiti razlika između kvadrata *Frobenius* normi asimetričnog i simetričnog dela tenzora gradijenta brzine, odnosno:

$$Q = \frac{1}{2} (\|\mathbf{\Omega}\|_F^2 - \|\mathbf{S}\|_F^2), \quad (4.43)$$

gde je sa $\mathbf{\Omega}$ označen simetrični (brzina deformacije) a sa \mathbf{S} asimetrični (brzina rotacije) deo tenzora gradijenta brzine. Frobenius norma matrice \mathbf{A} dimenzija $m \times n$ definiše se kao:

$$\|\mathbf{A}\|_F = \sqrt{\sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n a_{ij}^2}, \quad (4.44)$$

gde je a_{ij} element date matrice. Za pretpostavku ravanskog strujanja, izraz (4.43) svodi se na:

$$Q = -\frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 + 2 \frac{\partial u}{\partial y} \frac{\partial v}{\partial x} \right]. \quad (4.45)$$

Prethodni izraz može se diskretizovati centralnom šemom metode konačnih razlika:

$$Q \approx -\frac{1}{4\Delta l^2} [(u_{i+1,j} - u_{i-1,j})^2 + (v_{i,j+1} - v_{i,j-1})^2 + 2(u_{i,j+1} - u_{i,j-1})(v_{i+1,j} - v_{i-1,j})]. \quad (4.46)$$

Prema kriterijumu (4.46) vrtložna oblast identifikuje se sa $Q > 0$, mada se za praktičnu primenu često definiše prag vrednosti $Q_{min} > 0$, koji oblast vrtloga definiše relacijom $Q > Q_{min}$.

Kriterijum cirkulacije

Cirkulacija predstavlja linijski integral brzina duž neke zatvorene konture S , i za primer ravanskog strujnog polja može se definisati kao:

$$\gamma = \oint_S \mathbf{V} d\mathbf{S}. \quad (4.47)$$

Za primer diskretnog polja brzina i za pretpostavku kružne oblasti integracije S prečnika R oko centra vrtloga definisanog koordinatama $\{c_i, c_j\}$, cirkulacija se može izračunati kao:

$$\gamma = \sum_{i,j \in S} \sin \left(\arccos \frac{(u_{ij}(c_i - i) + v_{ij}(c_j - j))}{RV_{ij}} \right). \quad (4.48)$$

Iz prethodnih izraza jasno je da intenzitet vrtložnosti zavisi od poluprečnika R , ali i od broja tačaka $\{i, j\}$ u kojima se on određuje. Stoga je onemogućeno poređenje intenziteta vrtložnosti za različite poluprečnike R , što predstavlja jednu od glavnih mana primene ovog kriterijuma u okviru postavljenih zadataka.

Kriterijum Γ_2

Graftieaux, Michard i Nathalie (2001) predstavili su metod za procenu položaja i veličine vrtloga, zasnovan na određivanju uglova između lokalnog varijabilnog dela vektora brzine

$d\mathbf{V}$ i položajnog vektora tačke $d\mathbf{x}$ u odnosu na centar oblasti integracije Ω (slika 46). Pod pojmom lokalnog varijabilnog dela vektora brzine podrazumeva se razlika između lokalnog vektora \mathbf{V} i prosečnog vektora brzine u oblasti integracije $\mathbf{V}_\Omega = \{u_\Omega, v_\Omega\}$, tako da se kriterijum Γ_2 može opisati izrazom:

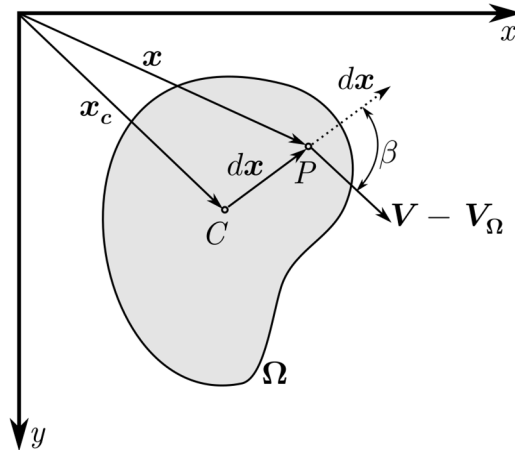
$$\Gamma_2 = \frac{1}{A_\Omega} \int_\Omega \sin \beta dV d\mathbf{x} = \frac{1}{A_\Omega} \int_\Omega \sin \beta (\mathbf{V} - \mathbf{V}_\Omega) d\mathbf{x}, \quad (4.49)$$

gde je A_Ω površina oblasti Ω , a β ugao između vektora $d\mathbf{V}$ i $d\mathbf{x}$ (slika 46). U diskretnom vektorskom obliku u oblasti Ω oko centra oblasti ispitivanja definisanog položajnim vektorom \mathbf{x}_c , prethodni izraz može se napisati kao:

$$\Gamma_2 = \frac{1}{M} \sum_{\mathbf{x} \in \Omega} \frac{[(\mathbf{x} - \mathbf{x}_c) \times (\mathbf{V} - \mathbf{V}_\Omega)]}{|\mathbf{x} - \mathbf{x}_c| |\mathbf{V} - \mathbf{V}_\Omega|}, \quad (4.50)$$

gde je \mathbf{x} položajni vektor odabrane tačke, a M ukupan broj tačaka unutar oblasti Ω . Prethodni izraz može se dalje diskretizovati:

$$\Gamma_2 = \frac{1}{M} \sum_{i,j \in \Omega} \sin \left(\arccos \frac{(u_{ij} - u_\Omega)(c_i - i) + (v_{ij} - v_\Omega)(c_j - j)}{V_{ij} \sqrt{(c_i - i)^2 + (c_j - j)^2}} \right), \quad (4.51)$$



Slika 46. Skica veličina u vezi sa kriterijumom Γ_2

Izraz (4.51) sličan je izrazu za kriterijum cirkulacije (4.48), s tim da uključuje sve tačke unutar oblasti Ω definisane konturom S . Na ovaj način obezbeđuje se da Γ_2 uzima vrednosti iz opsega $[-1, 1]$, pri čemu vrednosti koje su po apsolutnoj vrednosti veće ukazuju na veći intenzitet vrtloga. Činjenica da se umesto lokalnog vektora brzine razmatra samo onaj deo koji odstupa od proseka oblasti Ω obezbeđuje veću otpornost ove metode na detekciju vrtloga u pokretnim koordinatnim sistemima (nestacionarni, „putujući“ vrtlozi), kao i u zonama velikih gradijenata brzine (npr. u blizini dna umirujućeg bazena).

Bitno je napomenuti da veličina oblasti integracije Ω ne ukazuje direktno na veličinu vrtloga, već Ω može biti i veća i manja od stvarne veličine vrtloga. S tim u vidu, kriterijum Γ_2 nudi

više slobode od pojedinih metoda jer ne zahteva *a priori* poznate dimenzije vrtloga, niti ponovljene analize za sve potencijalne veličine vrtloga. Međutim, veličina oblasti integracije Ω ima uticaj na intenzitet filtriranja „šuma“ – lokalnih varijacija brzina u polju ispitivanja – te je potrebno proceniti optimalnu veličinu oblasti Ω na osnovu konkretnih uslova u toku merenja. Zbog toga se ovakav kriterijum može relativno pouzdano koristiti kao metod za određivanje položaja centra i intenziteta vrtloga, nakon čega se alternativnim kriterijumom može proceniti njegova veličina (npr. kriterijumom cirkulacije).

Poređenje kriterijuma

U cilju određivanja pogodne metode za detekciju vrtloga u polju brzina, sve četiri opisane metode primeniće se na sintetičkom primeru *Rankine*-ovog vrtloga definisanog izrazom:

$$u_t = \begin{cases} \frac{\gamma r}{2\pi R^2}, r \leq R \\ \frac{\gamma}{2\pi r}, r > R \end{cases}, \quad (4.52)$$

gde je u_t tangencijalna komponenta vektora brzine oko centra vrtloga, γ je zadata cirkulacija, $r = |\mathbf{x}_c|$ je rastojanje posmatrane tačke od centra vrtloga, a R je poluprečnik vrtloga.

Svi primeri u ovom poglavlju analiziraće se na primeru sintetički generisanih trasera dobijenom primenom softvera PIVlab (slika 47 levo). U prikazanom primeru rezultujuće horizontalne i vertikalne komponente brzine čitavog polja jednake su nuli, odnosno radi se o primeru stacionarnog (nepokretnog) vrtloga. Kako bi se simulirali uslovi pojave nestacionarnog vrtloga (u pokretnom koordinatnom sistemu) kakvi se javljaju nizvodno od valjka hidrauličkog skoka, formiran je primer polja brzina dodavanjem komponenti brzine u čitavom polju (slika 48 levo):

$$\begin{aligned} u_{ij}^* &= u_{ij} + u_c = u_{ij} + a \log(1 + y/N_y) + \bar{u}_{field} RND(0, 1/3), \\ v_{ij}^* &= v_{ij} + v_c = v_{ij} + \bar{v}_{field} RND(0, 1/3) \end{aligned} \quad (4.53)$$

pri čemu koordinata y uzima celobrojne vrednosti iz opsega $0..N_y$, gde je N_y ukupan broj vektora brzine u vertikalnom pravcu polja brzina, \bar{u}_{field} i \bar{v}_{field} su srednje apsolutne vrednosti komponenti brzina u polju, a $RND(0, 1/3)$ je nasumično odabrana vrednost iz normalne raspodele skupa realnih vrednosti sa srednjom vrednosti 0 i standardnom devijacijom 1/3. Vrednost koeficijenta a određena je tako da najveća vrednost u_c bude približno jednaka najvećem intenzitetu u polju brzina u stacionarnom vrtlogu, i iznosila je 20. U izrazu (4.53) član RND ima zadatak da oponaša „šum“ pri merenju brzina u polju, koji može biti posledica stvarnih neravnomernosti brzina u polju ili same merne metode. Na ovaj način adekvatnije su predstavljeni uslovi koji u polju brzina mogu nastati u toku merenja i analize podataka,

i omogućíće bolje poređenje različitih kriterijuma za detekciju vrtloga za potrebe ovog istraživanja.

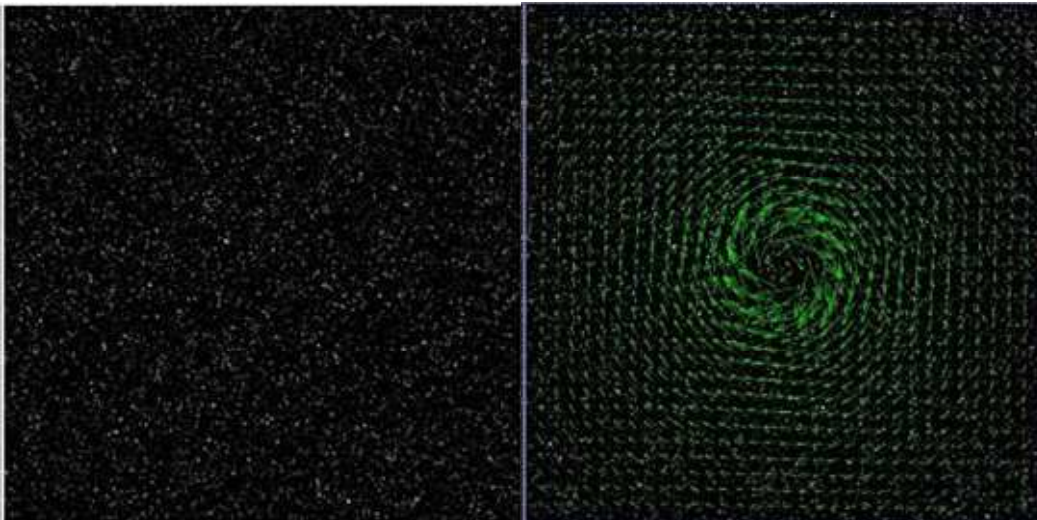
Dodatna analiza biće predstavljena za slučaj (slika 48 desno):

$$\begin{aligned} u_{ij}^* &= u_{ij} + u_c = u_{ij} + 2u_{max} + \bar{u}_{field}RND(0, 1/3), \\ v_{ij}^* &= v_{ij} + v_c = v_{ij} + \bar{v}_{field}RND(0, 1/3), \end{aligned} \quad (4.54)$$

gde je u_{max} po apsolutnoj vrednosti najveća horizontalna komponenta brzine za slučaj stacionarnog vrtloga.

Na slici 49 prikazana su polja vrednosti kriterijuma opisanih u prethodnim poglavljima za slučaj stacionarnog vrtloga, pri čemu je „šum“ merenja simuliran dodavanjem vrednosti $u_{av}RND(0, 1/3)$ i $v_{av}RND(0, 1/3)$ odgovarajućim komponentama brzine. Za svaki od primera u nastavku poglavlja polje odgovarajućih vrednosti formirano je primenom odgovarajućih izraza u svakoj tački polja brzina, sa eventualnim izuzetkom tačaka na ivicama polja gde je to neophodno. Veličine oblasti ispitivanja izražene su poluprečnikom kruga merenim celim brojem vektora u odnosu na posmatranu tačku.

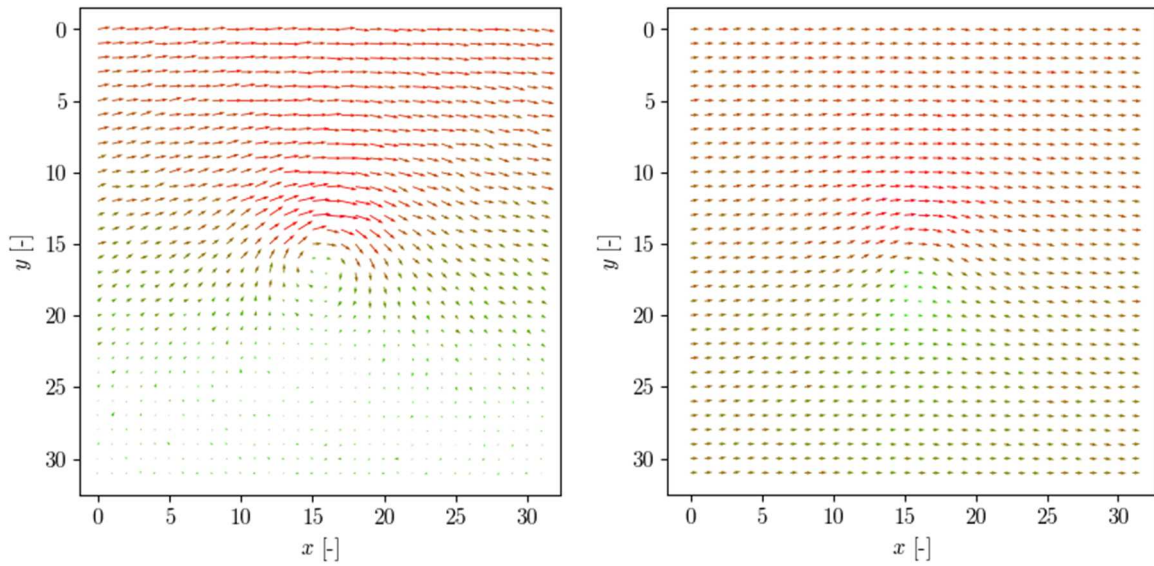
Kriterijumi w i Q , koji su lokalnog karaktera tj. ne zahtevaju prethodno definisanje veličine oblasti ispitivanja, uspešno su detektovali centar vrtloga. U prikazanom primeru kriterijum vrtložnosti w je procenjen pomoću šeme centralnih razlika 2. reda. Polje vrednosti kriterijuma Q sadrži manje „šuma“ i sama oblast vrtloga je izraženija nego kod polja vrtložnosti w .



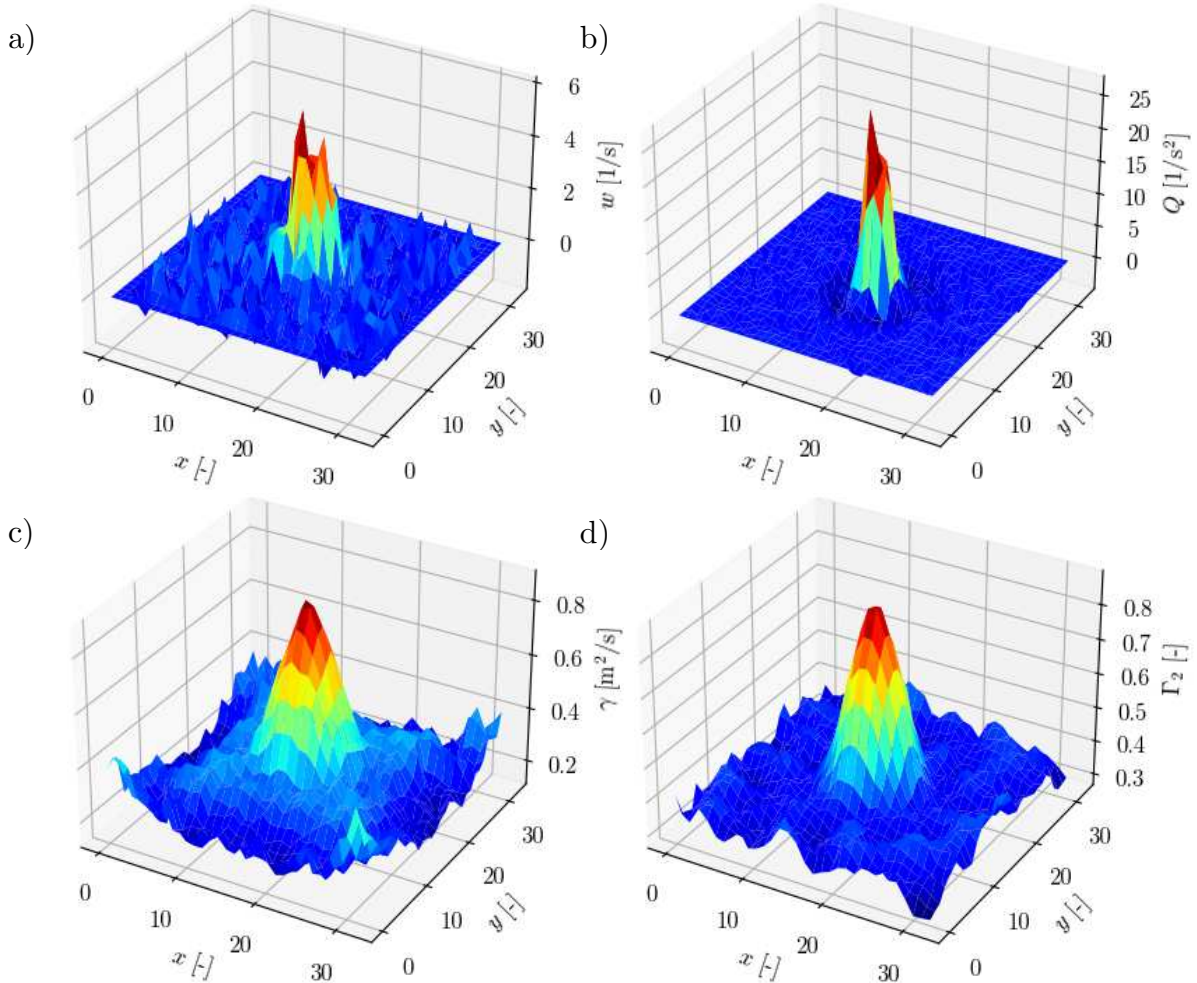
Slika 47. Levo: primer sintetičkog polja trasera; Desno: polje brzina Rankine-ovog vrtloga.

Kriterijumi γ i Γ_2 zahtevaju prethodno definisanje veličine (poluprečnika) oblasti ispitivanja. Empirijski je tokom istraživanja utvrđeno da se za veličine polja brzina kakva su dobijena u ovom istraživanju dobijaju rezultati bez intenzivnog šuma za $R \geq 5$. Na slici 49 korišćene su oblasti ispitivanja poluprečnika $R = 6$ vektora. Bez obzira na istu veličinu oblasti ispitivanja,

kriterijum cirkulacije γ prikazuje veći šum u svom polju od kriterijuma Γ_2 , iako obe metode uspešno detektuju centar stacionarnog vrtloga.



Slika 48. Prikaz polja brzina nestacionarnog Rankine-ovog vrtloga.
 Levo: u_{ij}^* i v_{ij}^* prema izrazu (4.53); Desno: u_{ij}^* i v_{ij}^* prema izrazu (4.54).

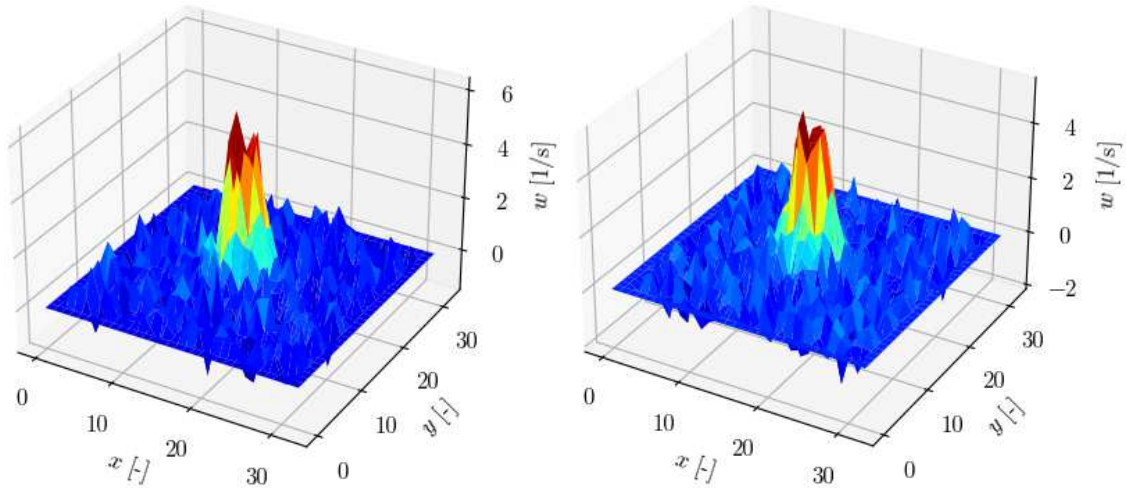


Slika 49. Prikaz rezultata detekcije stacionarnog vrtloga: (a) kriterijum vrtložnosti w , (b) kriterijum Q , (c) kriterijum cirkulacije γ za $R = 6$ i (d) kriterijum Γ_2 za $R = 6$.

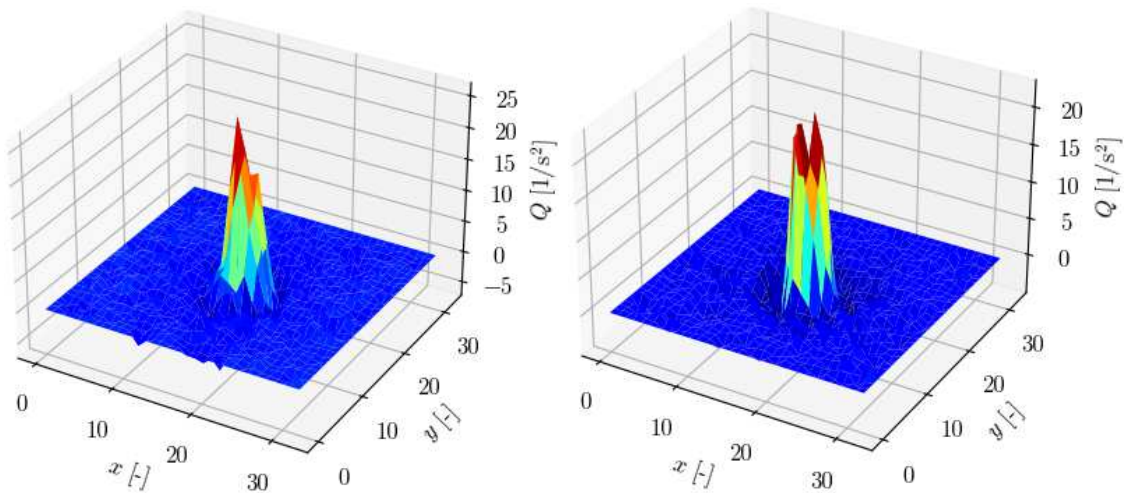
Slike 50–55 prikazuju polja odgovarajućih kriterijuma za detekciju vrtloga za dva polja brzina formirana izrazima (4.53) i (4.54). Dobijeni rezultati mogu se sumirati sledećim zapažanjima:

1. Kriterijum polja vrtložnosti w (slika 50) prikazuje manje šuma u polju prema izrazu (4.53) nego prema (4.54). Uopšte je primećeno da se intenzitet šuma uvećava sa povećanjem intenziteta šuma u izvornom polju brzina kao i sa povećanjem prosečnog horizontalne komponente brzine u ;
2. Kriterijum Q (slika 51) prikazuje gotovo identične rezultate kod oba ispitivana polja brzina. Variranjem intenziteta šuma u izvornim podacima i povećanjem prosečne horizontalne komponente brzine u neznatno se narušava tačnost ove metode;
3. Kriterijum vrtložnosti γ (slike 52 i 53) prikazuje najlošije rezultate detekcije centra vrtloga među dostupnim metodama. U oba ispitivana polja brzina, kriterijum γ nije uspeo da korektno proceni položaj centra vrtloga. Sa povećanjem prosečne horizontalne komponente brzine u uvećava se i greška procene, koja se „pomera“ u uzvodnom smeru. Do sličnog efekta dovodi i povećanje poluprečnika oblasti ispitivanja. Greške procene intenziteta vrtloga najveće su u perifernim oblastima polja brzina;
4. Kriterijum Γ_2 (slike 54 i 55) adekvatno procenjuje položaj vrtloga u polju za ceo opseg analiziranih poluprečnika oblasti ispitivanja od $R = 3$ do 12. Sa povećanjem poluprečnika R se smanjuje uticaj šuma na krajnje rezultate, s tim da povećanje R neznatno utiče na maksimalnu vrednost Γ_2 u ispitivanom polju.

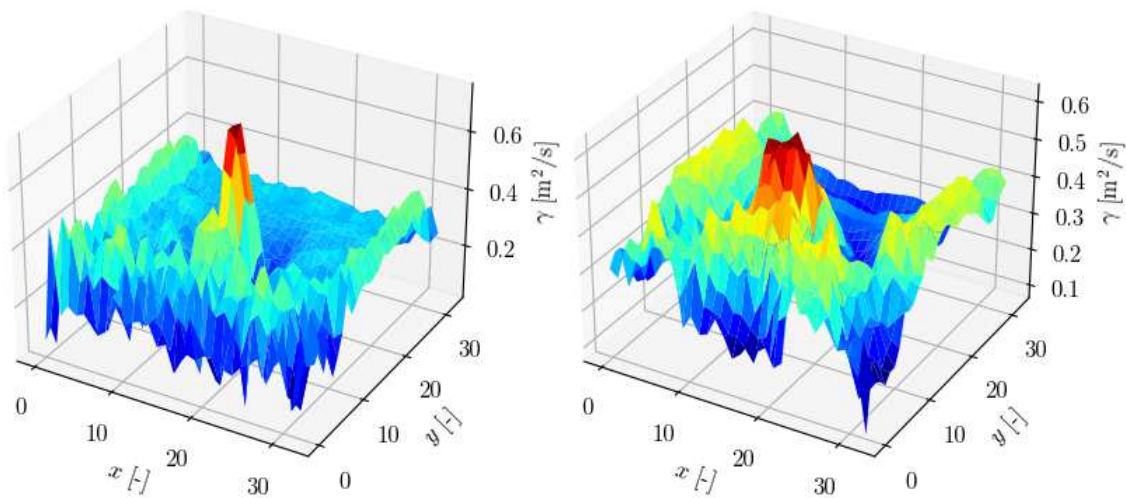
Na osnovu prikazanih rezultata i iznetih zapažanja, za potrebe detekcije nestacionarnih vrtloga i procene njihovog intenziteta nizvodno od valjka hidrauličkog skoka isključivo se preporučuju kriterijumi Q i Γ_2 . Na umu treba imati da računaska složenost iznosi približno $O(Nn_xn_y)$ za kriterijume vrtložnosti w i Q , za kriterijum cirkulacije $O(Nn_xn_yR)$, a za kriterijum Γ_2 čak $O(Nn_xn_yR^2)$, gde je N ukupan broj slika u video zapisu, a n_x i n_y broj vektora brzina u horizontalnom i vertikalnom pravcu u polju brzina.



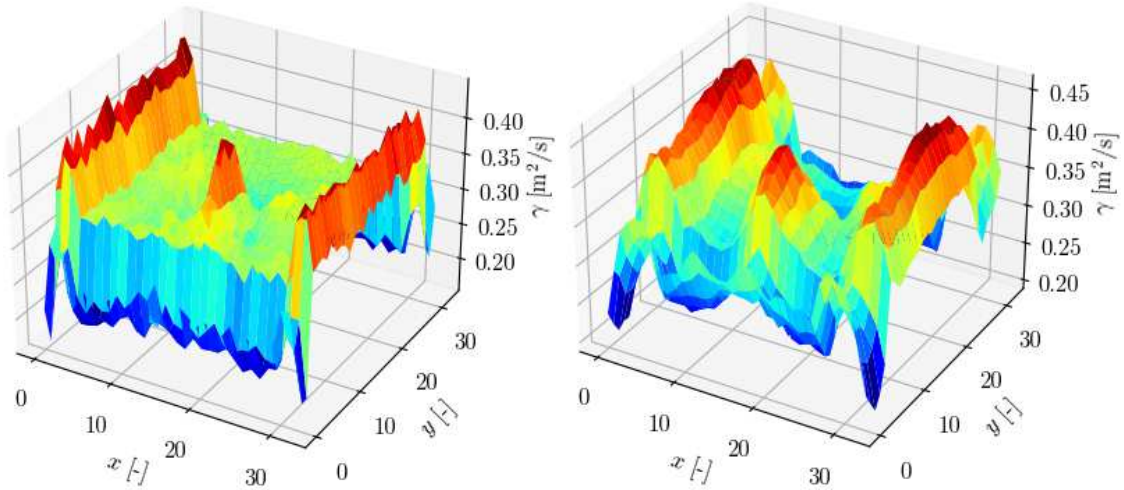
Slika 50. Prikaz polja vrtložnosti $w(x, y, u, v)$ za slučaj pokretnog koordinatnog sistema.
 Levo: u_{ij}^* i v_{ij}^* prema (4.53); Desno: u_{ij}^* i v_{ij}^* prema (4.54).



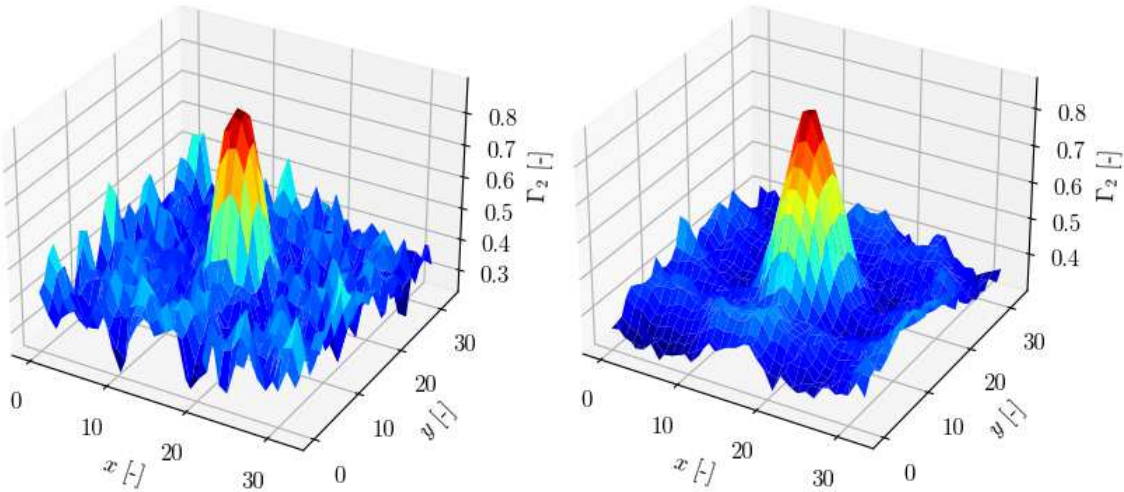
Slika 51. Prikaz polja $Q(x, y, u, v)$ za slučaj pokretnog koordinatnog sistema.
 Levo: u_{ij}^* i v_{ij}^* prema (4.53); Desno: u_{ij}^* i v_{ij}^* prema (4.54).



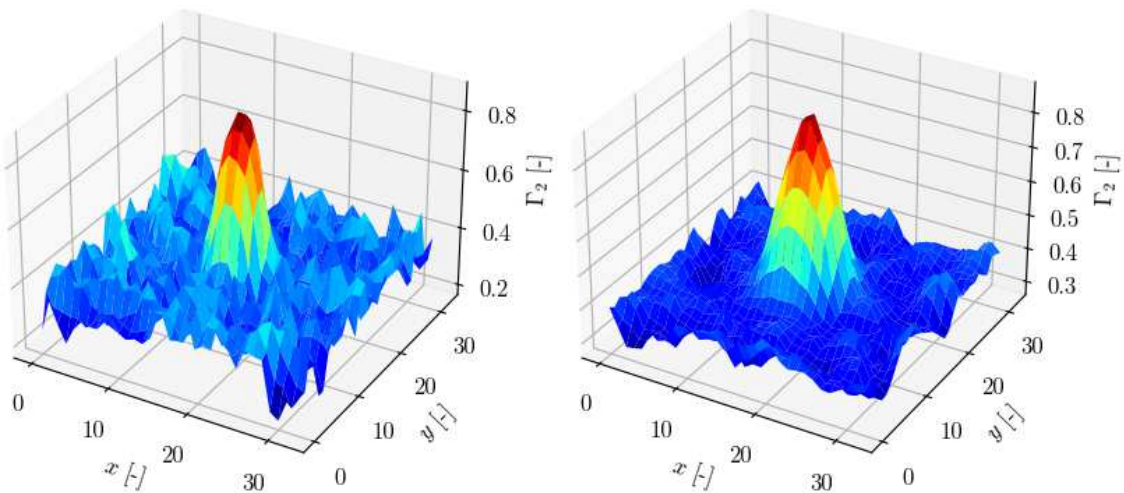
Slika 52. Prikaz polja cirkulacije $\gamma(x, y, u, v)$ za slučaj pokretnog koordinatnog sistema prema (4.53).
 Levo: $R = 3$; Desno: $R = 6$.



Slika 53. Prikaz polja cirkulacije $\gamma(x, y, u, v)$ za slučaj pokretnog koordinatnog sistema prema (4.54).
 Levo: $R = 3$; Desno: $R = 6$.



Slika 54. Prikaz polja $\Gamma_2(x, y, u, v)$ za slučaj pokretnog koordinatnog sistema prema (4.53).
 Levo: $R = 3$; Desno: $R = 6$.



Slika 55. Prikaz polja $\Gamma_2(x, y, u, v)$ za slučaj pokretnog koordinatnog sistema prema (4.54).
 Levo: $R = 3$; Desno: $R = 6$.

4.6 Rezime metodologije istraživanja

Metodologija za merenje dubina – opisana u poglavlju 4.4 – razvijena je za potrebe ovog istraživanja sa ciljem omogućavanja efikasnog i efektivnog prikupljanja podataka o dubinama u čitavom hidrauličkom kanalu. Postupak merenja je neinvazivan i zasniva se na primeni savremenih tehnika obrade slika iz video zapisa. Predloženim postupkom dubine se mogu proceniti istovremeno duž čitavog podužnog profila, što omogućava primenu statističke analize u prostornom i vremenskom domenu – određivanje vremenski osrednjenih i fluktuacionih vrednosti, kao i vrednosti karakterističnih percentila.

Za merenje brzina u ovom istraživanju primenjena je laser PIV metodologija. U ove svrhe konstruisan je niskobudžetni (engl. *low-cost*) mehaničko–električni sklop za precizno pozicioniranje lasera koji naglašava trasere u mernoj ravni. Snimanjem kretanja trasera u mernoj ravni omogućena je primena PIV metodologije čime se mogu odrediti intenziteti i pravci značajnog broja vektora u toj ravni. Količina podataka prikupljena na ovaj način omogućiće primenu statističkih analiza kojima će biti određeni vertikalni profili dubina i odgovarajući statistički parametri – vremenski osrednjene vrednosti, standardne devijacije, vrednosti percentila, koeficijenti prostornih i vremenskih neravnomernosti vertikalnih profila dubina. Ista metodologija ima za cilj da omogući analizu vrtloženja u polju brzina, što je bitan parametar za poređenje različitih konfiguracija umirujućih bazena.

5 Rezultati i diskusija

5.1 Hidraulički skok u bazenima horizontalnog dna

5.1.1 Opis ispitivanih varijanti

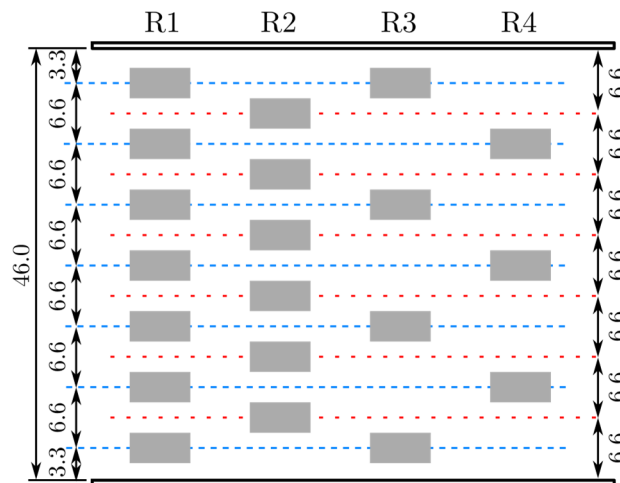
U okviru ovog poglavlja biće prikazani rezultati analiza različitih konfiguracija umirujućih bazena sa horizontalnim dnom. U nastavku rada, elementi koji po dimenzijama odgovaraju USBR preporukama nazivaće se (jednostavnosti radi) elementima sa „USB dimenzijama“. U tabeli 8 prikazani su osnovni geometrijski podaci o ispitivanim varijantama. Relevantni podaci u tabeli su broj elemenata za umirenje, dimenzije naličja elementa, položaj u odnosu na nožicu brzotoka meren duž dna bazena, kao i taj položaj izražen relativno u odnosu na nizvodnu spregnutu dubinu klasičnog hidrauličkog skoka pri merodavnom protoku od 40 L/s (zaokružen na jednu decimalu). Kod varijanti sa elementima različitih dimenzija, svaki red u tabeli odnosi se na elemente jedne veličine. U nastavku teksta pojam „konfiguracija“ označavaće broj i prostorni raspored korišćenih elemenata za umirenje u umirujućem bazenu. Oznake konfiguracija standardizovane su za ovo istraživanje prema formatu:

$$\theta/N1T1 [-N2T2] - K, \quad (5.1)$$

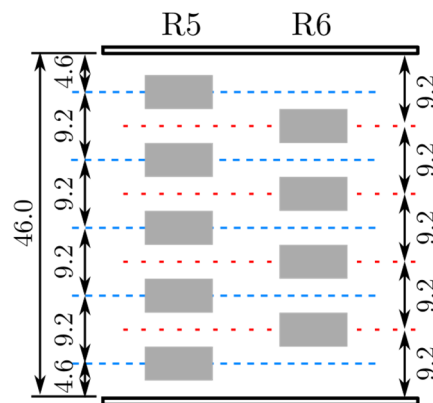
gde je sa θ označen nagib dna bazena u stepenima (bez predznaka), N1, N2 označavaju broj elemenata za umirenje određenog tipa, T1, T2 označavaju tip elementa za umirenje (od A do E, opisani u poglavlju 3.1), a K označava redni broj varijante položaja elemenata. Uglaste zgrade označavaju opcioni deo oznake koji se koristi samo ukoliko postoje dva reda elemenata u datoj konfiguraciji. Konfiguracije su grupisane prema tipu i broju elemenata koje sadrže – na primer sve konfiguracije grupe 7A-6E sadrže sedam elemenata tipa A i 6 elemenata tipa E, na različitim položajima u bazenu.

U ovom istraživanju ispitane su različite konfiguracije sa jednim i dva reda elemenata za umirenje. Pri raspoređivanju elemenata duž poprečne ose kanala, korišćen je sistem pozicioniranja prikazan na slici 56 koji koristi dve familije podužnih osa (na slici obeležene različitim bojama). U daljem tekstu će se pod pojmom „rasporeda“ podrazumevati način

pozicioniranja elemenata duž jedne poprečne ose bazena – njihov broj i mesto u poprečnom preseku. U zavisnosti od broja elemenata u jednom redu i podužnih osa duž kojih su postavljeni, korišćeno je četiri rasporeda obeleženih sa R1..R4 (slika 56). Za potrebe validacionih merenja (opisanih u poglavlju 3), zbog drastično većih dimenzija elemenata korišćen je drugačiji raspored podužnih osa, obeležen sa R5 i R6 na slici 57. Nezavisno od konfiguracije i rasporeda, elementi su uvek postavljeni simetrično u odnosu na podužnu osu simetrije kanala i uvek u ekvidistantnom rasporedu. Kod varijanti sa dva reda susedni redovi uvek su u „smaknutom“ rasporedu – elementi dva susedna reda koriste različite familije podužnih osa za pozicioniranje (slike 56 i 57).



Slika 56. Rasporedi elemenata za umirenje, konfiguracije sa elementima tipa A, D i E.



Slika 57. Rasporedi elemenata za umirenje, validaciona merenja, konfiguracije sa elementima tipa B i C.

Tabela 8. Podaci o ispitivanim konfiguracijama u umirujućem bazenu horizontalnog dna.

Grupa / Konfiguracija	Elementi za umirenje				
	Broj: Raspor. [-]	Veličina [cm]	Položaj [cm]	Položaj/ $h_{2@40}$ [-]	
0/0	/	/	/	/	
Grupa 7A	0/7A-1		11.5	0.5	
	0/7A-2		14.5	0.6	
	0/7A-3	7: R1	A: 4.4×3.3	16.5	0.7
	0/7A-4		18.5	0.8	
	0/7A-5		20.5	0.9	
Grupa 7E	0/7E-1		14.5	0.6	
	0/7E-2	7: R1	E: 6.0×3.0	16.5	0.7
	0/7E-3		18.5	0.8	
	0/7E-4		20.5	0.9	
Grupa 7A-6E	0/7A-6E-1		11.5	0.5	
			18.5	0.8	
	0/7A-6E-2		11.5	0.5	
			23.5	1.0	
	0/7A-6E-3		11.5	0.5	
			28.0	1.2	
	0/7A-6E-4	7: R1 6: R2	A: 4.4×3.3 E: 6.0×3.0	11.5	0.5
			33.5	1.4	
0/7A-6E-5		11.5	0.5		
		38.5	1.6		
0/7A-6E-6		14.5	0.6		
		33.5	1.4		
0/7A-6E-7		23.5	1.0		
		30.5	1.3		
Grupa 4-3 ¹	0/4A-3E-1		11.5	0.5	
			A: 4.4×3.3	11.5	0.5
	0/4A-3E-2	4: R3 3: R4	E: 6.0×3.0	14.5	0.6
			19.5	0.8	
	0/4E-3A		E: 6.0×3.0	16.5	0.7
		22.5	0.9		
0/3E-4A	3: R4 4: R3	A: 4.4×3.3	19.5	0.8	
		30.5	1.3		
G	20/5B	5: R5	B: 6.4×4.8	21.5	30.7

Grupa / Konfiguracija	Elementi za umirenje			
	Broj: Raspor. [-]	Veličina [cm]	Položaj [cm]	Položaj/ $h_{2@40}$ [-]
² 0/5C	5: R5	C: 9.6×4.8	24.5	³ 0.8
² 0/5B-4C	5: R5	B: 6.4×4.8	15.0	³ 0.5
	4: R6	C: 9.6×4.8	30.5	³ 1.0

¹ Ispitivanja izvršena samo pri protoku od 40 L/s

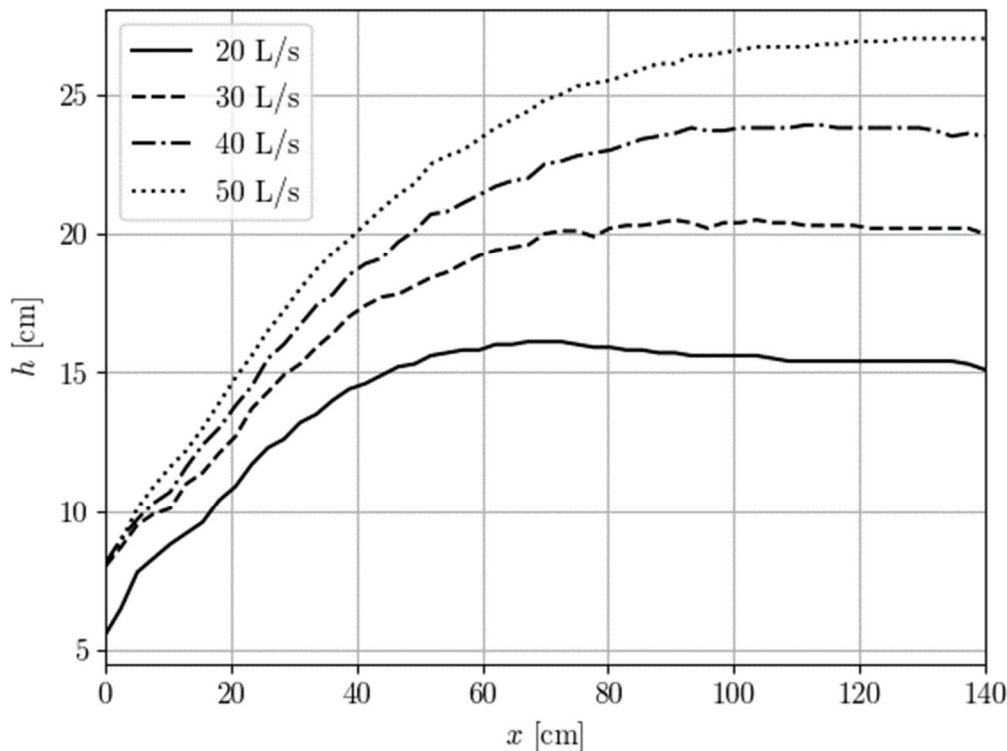
² Validaciona merenja pri protoku od 59.3 L/s

³ Nizvodna spregnuta dubina $h_{2@59.3} = 30.6$ cm

5.1.2 Profili dubina

U ovom poglavlju biće prikazani i analizirani rezultati procene profila dubina u umirujućem bazenu horizontalnog dna, koji su dobijeni primenom metode predstavljene u poglavlju 4.4. Imajući u vidu broj stepeni slobode prilikom postavljanja eksperimenta – protoci, konfiguracija umirujućeg bazena, nizvodni granični uslov (ustava) – određena ograničenja morala su biti usvojena. Kako bi akcenat istraživanja bio prvenstveno na ispitivanju konfiguracija bazena, a i da bi rezultati dobijeni pri različitim konfiguracijama bili međusobno uporedivi, osim ograničenja u pogledu izbora protoka (30, 40 i 50 L/s) položaji ustave takođe su bili unapred definisani. Koristeći elemente tipa A na rastojanju $0.8h_{2@40}$ od uzvodnog kraja bazena (konfiguracija u potpunosti prema preporukama USBR-a), određeni su položaji ustave pri sva tri protoka koji obezbeđuju formiranje hidrauličkog skoka tipa A –uzvodni kraj skoka iznad „nožice“ brzotoka. Ovi položaji ustave korišćeni su pri odgovarajućim protocima pri ispitivanju svih konfiguracija bazena. Ukoliko pri određenoj konfiguraciji nije bilo moguće obezbediti stabilan hidraulički skok, položaj ustave nije menjan već je takvo merenje izostavljeno iz daljih analiza. Detaljnije analize kritičnih vrednosti nizvodnog graničnog uslova, pri kojima dolazi do pojave nestabilnog skoka pri određenoj konfiguraciji bazena, prikazane su u poglavlju 5.1.3.

Na slici 58 priloženi su izmereni profili dubina za klasične hidrauličke skokove (konfiguracija 0/0) u horizontalnim kanalima pri protocima od 20 do 50 L/s.



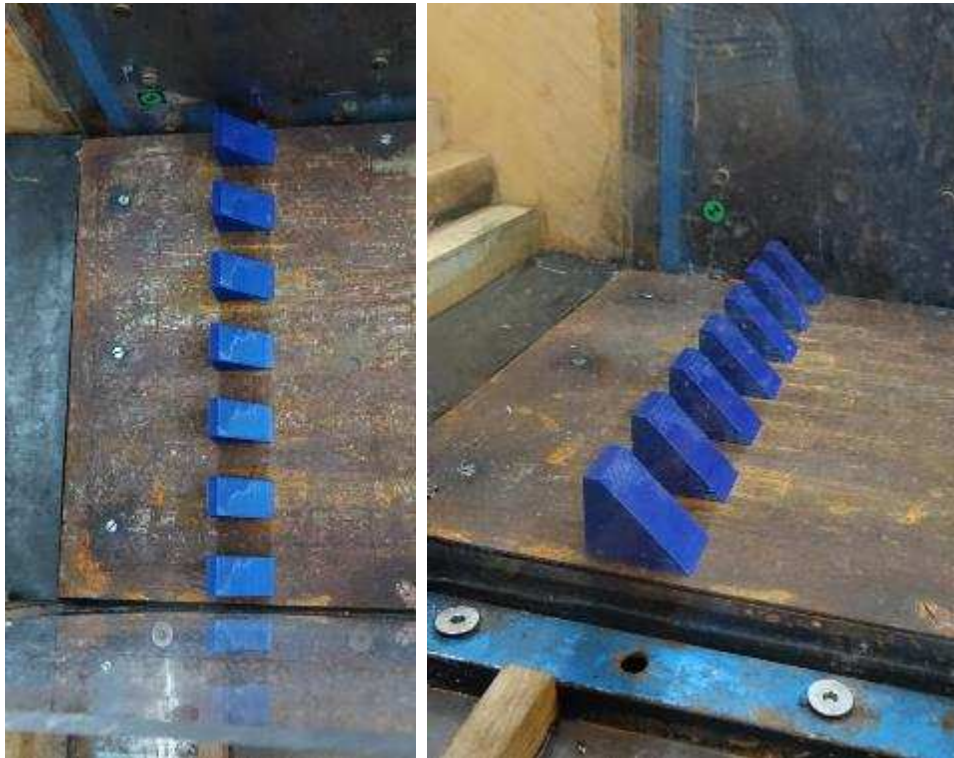
Slika 58. Profili vremenski osrednjenih dubina za klasičan skok u horizontalnom bazenu, konfiguracija 0/0.

Grupa 7A

Tabela 9. Podaci o ispitivanim konfiguracijama grupe 7A.

Grupa / Konfiguracija	Elementi za umirenje			
	Broj: Raspor. [-]	Veličina [cm]	Položaj [cm]	Položaj/ $h_{2@40}$ [-]
0/7A-1			11.5	0.5
0/7A-2			14.5	0.6
0/7A-3	7: R1	A: 4.4×3.3	16.5	0.7
0/7A-4			18.5	0.8
0/7A-5			20.5	0.9

Prva grupa analiziranih konfiguracija koristila je isključivo elemente za umirenje tipa A i to u rasporedu R1 (slika 59). Od parametara konfiguracije variran je isključivo položaj elemenata u odnosu na uzvodni kraj bazena, i to u granicama od $0.5h_{2@40}$ do $0.9h_{2@40}$. Merenja su obavljena pri sva tri odabrana protoka, osim u varijanti 0/7A-1 gde su merenja obavljena samo pri merodavnom protoku od 40 L/s. Elementi A prema dimenzijama odgovaraju preporukama USBR-a za klasične brzotoke, koji preporučuju položaj $0.8h_{2@40}$ za tipski bazen USBR III (slika 4).



Slika 59. Izgled i raspored elemenata kod konfiguracija grupe 7A.

Za sve konfiguracije iz ove grupe karakterističan je lokalni ekstrem dubine neposredno nizvodno od elemenata za umirenje, i položaj tog ekstrema direktno zavisi od položaja samih elemenata. Nakon tog ekstrema dubine uglavnom monotono opadaju i pri merodavnom protoku uspostavljaju konstantnu dubinu nakon $x \approx 100$ cm odnosno $x \approx 4.2h_{2@40}$.

Na slici 60 se uočava da konfiguracije 0/7A-1 i 0/7A-2 na pozicijama $0.5h_{2@40}$ i $0.6h_{2@40}$ uzrokuju nepovoljne vremenski osrednjene profile dubina sa nizom podužnih stojećih talasa. Iako ove oscilacije nivoa nisu previše izražene, one mogu ukazati na intenzivne sekundarne vrtložne strukture nizvodno od glavnog valjka. S druge strane, varijanta 0/7A-5 na poziciji $0.9h_{2@40}$ dovodi do pojave nešto većih vremenski osrednjenih dubina u bazenu od preostalih konfiguracija, u proseku za oko 2%, iako su ekstremne vrednosti dubina u ovoj konfiguraciji nešto manje nego u preostalim (tabela 10). Na slici 60 uočava se i da je početak razvoja skoka u direktnoj korelaciji sa pozicijom elemenata za umirenje. Stoga je razumljivo da je sa stanovišta smanjenja potrebnih investicija povoljniji uzvodniji položaj elemenata, te će se konfiguracija 0/7A-5 nadalje smatrati nepovoljnom.

Konfiguracije 0/7A-3 i 0/7A-4 na pozicijama $0.7h_{2@40}$ i $0.8h_{2@40}$ obezbeđuju relativno stabilne profile dubina bez izraženih periodičnih oscilacija kao kod uzvodnijih 0/7A-1 i 0/7A-2. Osim toga, ove dve konfiguracije obezbeđuju i manje ekstremne vrednosti na profilu vremenski osrednjenih dubina (tabela 10), pri čemu nezatnu prednost ima konfiguracija 0/7A-3 na poziciji $0.7h_{2@40}$, i to najviše za percentil 99% gde ta razlika iznosi oko 1.6%. Kako bi se bolje uočile razlike između ove dve varijante, konstruisan je komparativni

dijagram gustine raspodele dubina na odabranim pozicijama – tzv. *violinski dijagram* (15 vertikala duž profila dubina, slike 61 i 62). Dijagrami gustine raspodele pokazuju nešto manje dubine kod varijante 0/7A-3, posebno u nizvodnom delu bazena gde je $x > 80$ cm ($x > 3.4h_{2@40}$).

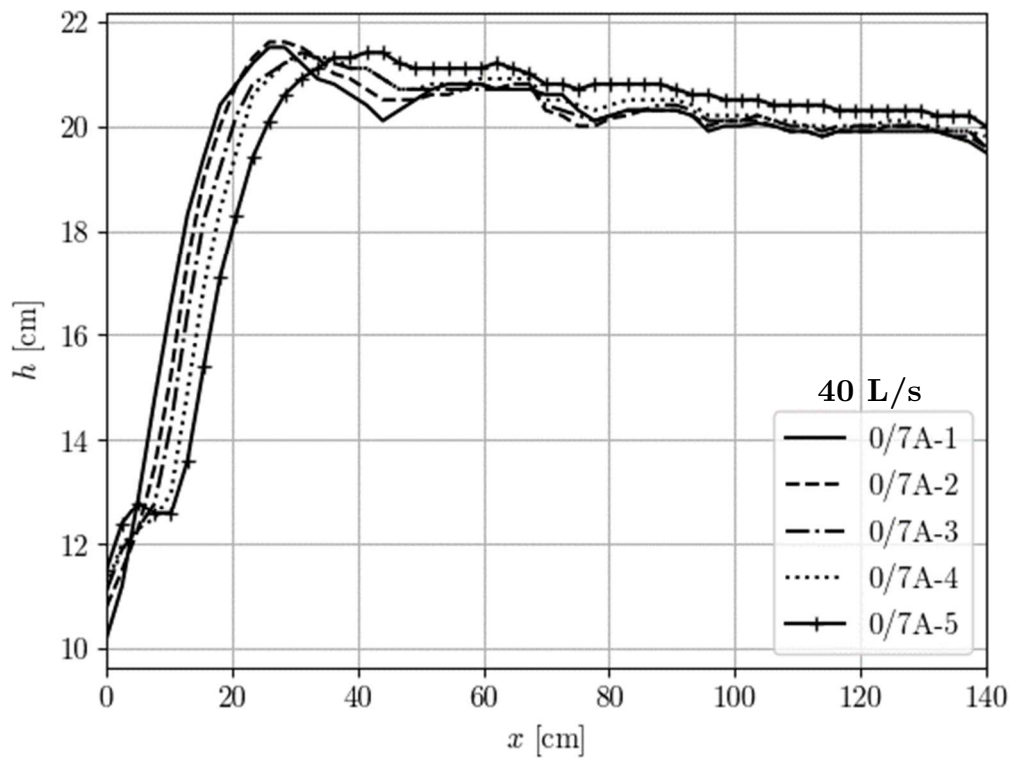
Pri protoku od 30 L/s se odnos rezultata menja u korist konfiguracija sa uzvodnijim pozicijama elemenata, prvenstveno 0/7A-2 i 0/7A-3. Iako obezbeđuju stabilne profile dubina (prilog 1), varijante 0/7A-4 i 0/7A-5 uzrokuju veće dubine u nizvodnom delu bazena, i to (redom) za oko 4 i 6%, kao i veće ekstremne vrednosti na profilu vremenski osrednjenih dubina. Varijanta 0/7A-1 nije ispitana pri ovom protoku zbog loših performansi prikazanih pri merodavnom protoku. U odnosu na nizvodnu spregnutu dubinu klasičnog skoka pri protoku od 30 L/s (20.04 cm iz tabele 2), konfiguracije 0/7A-2 i 0/7A-3 nalaze se na pozicijama $0.7h_{2@30}$ i $0.8h_{2@30}$.

Pri protoku od 50 L/s najpovoljnije hidrauličke uslove obezbeđuje konfiguracija 0/7A-5, u pogledu nizvodnih i ekstremnih dubina duž vremenski osrednjenog profila (prilog 2). U odnosu na odgovarajuću spregnutu dubinu klasičnog skoka pri protoku od 50 L/s (26.92 cm iz tabele 2), navedena konfiguracija nalazi se na rastojanju od $0.75h_{2@50}$.

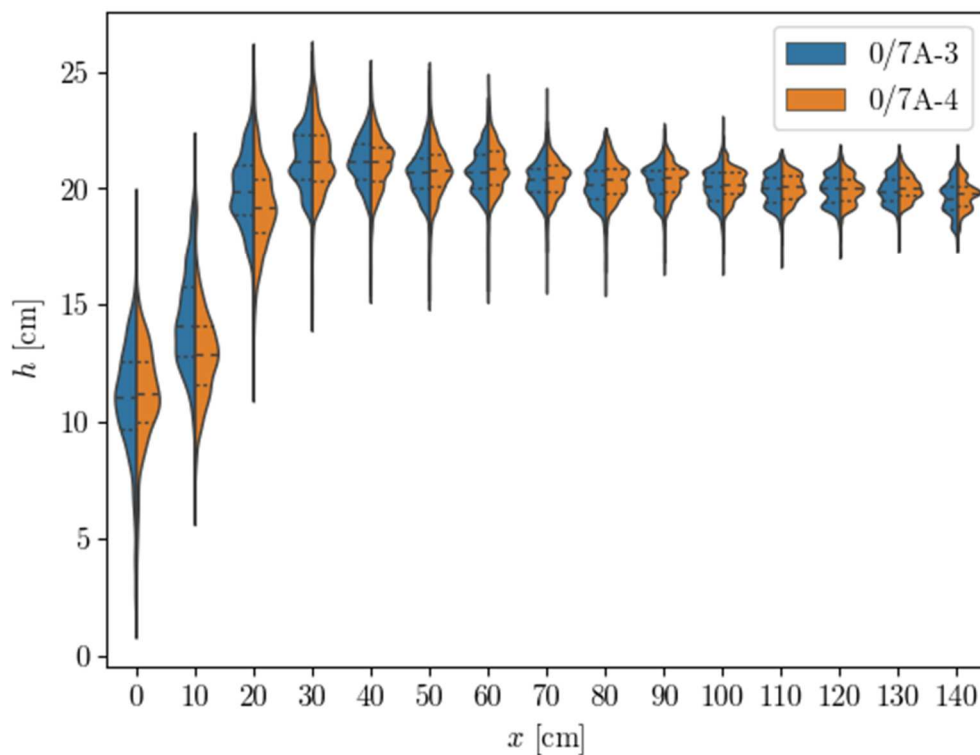
Sa stanovišta profila dubina (vremenski osrednjenih i maksimalnih) najveći potencijal iz ove grupe prikazuju upravo one koje imaju pozicije od $0.7h_2$ do $0.8h_2$, gde je h_2 nizvodna spregnuta dubina klasičnog skoka za odgovarajući protok. Za merodavni protok od 40 L/s to su konfiguracije 0/7A-3 i 0/7A-4 koje će u narednim poglavljima biti detaljnije upoređene.

Tabela 10. Maksimalne vrednosti dubina za različite učestalosti pojave kod konfiguracija grupe 7A, protok 40 L/s. Vrednosti istaknute podvlačenjem su minimalne vrednosti u pripadajućoj koloni.

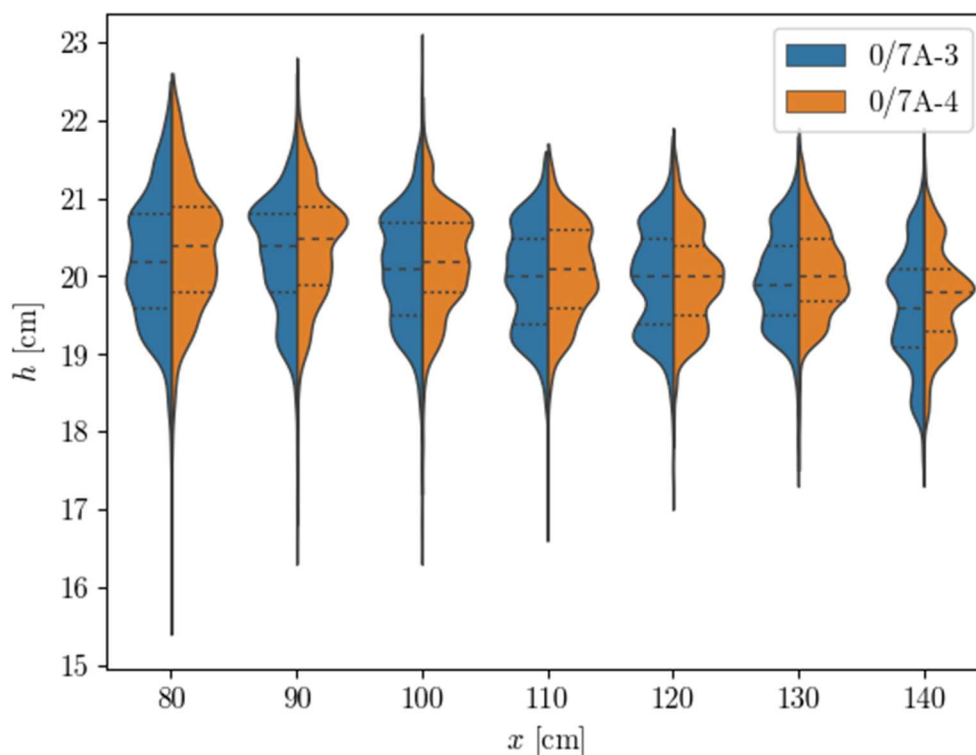
Konfiguracija	$h_{5\%}^{max}$ [cm]	$h_{50\%}^{max}$ [cm]	$h_{95\%}^{max}$ [cm]	$h_{99\%}^{max}$ [cm]
0/7A-1	<u>19.3</u>	21.5	24.2	26.0
0/7A-2	19.4	21.6	24.5	25.8
0/7A-3	19.5	21.4	23.8	24.8
0/7A-4	19.5	<u>21.3</u>	23.9	25.2
0/7A-5	20.0	21.4	<u>23.3</u>	<u>24.2</u>



Slika 60. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 40 L/s, grupa 7A.



Slika 61. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka za konfiguracije 0/7A-3 i 0/7A-4 pri protoku od 40 L/s.



Slika 62. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka za konfiguracije 0/7A-3 i 0/7A-4 pri protoku od 40 L/s – uveličani prikaz nizvodne oblasti.

Grupa 7E

Tabela 11. Podaci o ispitivanim konfiguracijama grupe 7E.

Grupa / Konfiguracija	Elementi za umirenje			
	Broj: Raspor. [-]	Veličina [cm]	Položaj [cm]	Položaj/ $h_{2@40}$ [-]
0/7E-1	7: R1	E: 6.0×3.0	14.5	0.6
0/7E-2			16.5	0.7
0/7E-3			18.5	0.8
0/7E-4			20.5	0.9

Konfiguracije iz ove grupe imaju za cilj da pokažu da li povećanje visine elemenata za umirenje (u odnosu na preporuke USBR-a za umirujuće bazene glatkih brzotoka) može da obezbedi bolju disipaciju energije u hidrauličkom skoku. Navedena hipoteza zasnovana je na zapažanju da je ovazdušenje mlaza na stepenastom brzotoku po pravilu veće nego na odgovarajućem glatkom, te su očekivane dubine mešavine vode i vazduha u bazenu stepenastog brzotoka takođe veće. Zbog toga može doći do smanjenja efikasnosti elemenata u „preporučenim“ USBR dimenzijama. U okviru ove grupe, korišćeni su elementi tipa E, koji su 36% veće visine u odnosu na preporučenu visinu elemenata kod bazena glatkih brzotoka.

Kao i kod grupe 7A, sve konfiguracije uzimale su isključivo raspored R1 na različitim rastojanjima od uzvodnog kraja bazena. Pošto su elementi na poziciji $0.5h_{2@40}$ u grupi 7A pokazali nezadovoljavajuće rezultate, a razumno je očekivati da će elementi veće visine (tipa E) biti „invazivniji“ i u većoj meri remetiti tok vode, pozicija $0.5h_{2@40}$ izuzeta je iz razmatranja u grupi 7E.

Slično kao kod grupe 7A za protok od 40 L/s, vremenski osrednjeni profili dubina (slika 64) kod konfiguracija na pozicijama $0.7h_{2@40}$ i $0.8h_{2@40}$ (redom 0/7E-2 i 0/7E-3) pokazuju najmanje dubine u nizvodnom delu bazena, pri čemu 0/7E-3 ostvaruje i najmanju ekstremnu vrednost na vremenski osrednjenom profilu dubina u okviru grupe. Konfiguracije 0/7E-1 ($0.6h_{2@40}$) i 0/7E-4 ($0.9h_{2@40}$) pokazuju slične ekstremne i nizvodne dubine na profilima vremenski osrednjenih dubina, pri čemu se razlikuje samo položaj početka hidrauličkog skoka.

Iako bi se moglo očekivati da će elementi veće visine izazvati veće prskanje vode na modelu i uopšte veće maksimalne vrednosti dubina, poređenjem rezultata sa slika 60 i 64 uočava se da profili grupe 7E zapravo pokazuju manje vrednosti maksimuma. Osim toga, konfiguracije 0/7E-2 i 0/7E-3 pokazuju i nešto manje dubine u nizvodnom delu bazena čak i od konfiguracija 0/7A-3 i 0/7A-4, a kod konfiguracija grupe 7E izostaje i prisustvo stojećih talasa kakvi se mogu primetiti kod pojedinih konfiguracija za isti protok u grupi 7A (slika 60). U tabeli 12 prikazane su maksimalne vrednosti dubina za učestalosti pojave 5%, 50%, 95% i 99%, kao i relativne razlike u odnosu na vrednosti koje na istim pozicijama ostvaruju odgovarajuće konfiguracije iz grupe 7A. Gotovo sve vrednosti u tabeli 12 (izuzev jedne) manje su u odnosu na vrednosti iz tabele 10 za grupu 7A, pri čemu se relativne razlike uvećavaju sa povećanjem granice učestalosti. Najveće razlike uočavaju se između konfiguracija 0/7E-3 i odgovarajuće 0/7A-4 na poziciji $0.8h_{2@40}$ i pružaju se do -5.6% u korist većih elemenata. Ovo potencijalno ukazuje na manju varijabilnost nivoa pri korišćenju većih elemenata za umirenje, odnosno na „mirniju“ slobodnu površinu vode.

Pri protoku od 30 L/s razlike između profila vremenski osrednjenih dubina manje su nego pri 40 L/s, osim u krajnjim uzvodnim zonama skoka (prilog 3). U odnosu na rezultate grupe 7A (prilog 1) ostvarene dubine osetno su manje, uz eventualan izuzetak konfiguracije 0/7A-3. Čak ni u slučaju konfiguracije sa najnižvodnijom pozicijom 0/7E-4 nije došlo do značajnog povećanja dubina u odnosu na one koje ostvaruju preostale konfiguracije iste grupe, što nije bio slučaj sa konfiguracijom 0/7A-5.

Slična tendencija uočava se i pri protoku od 50 L/s (prilog 4), gde konfiguracije iz grupe 7E ostvaruju manje nizvodne dubine od odgovarajućih iz grupe 7A, mada nijedan od profila, bez obzira na položaj, ne proizvodi podužne stojeće talase kao 0/7A-2 (prilog 2). Ovo poslednje može biti indikator da je u slučaju ove grupe ostvareno bolje „mešanje“ vode u

zoni iznad i neposredno nizvodno od elemenata za umirenje, te je emisija sekundarnih vrtloga iz valjka hidrauličkog skoka smanjena ili su vrtlozi manjih dimenzija.



Slika 63. Izgled i raspored elemenata kod konfiguracija grupe 7E.

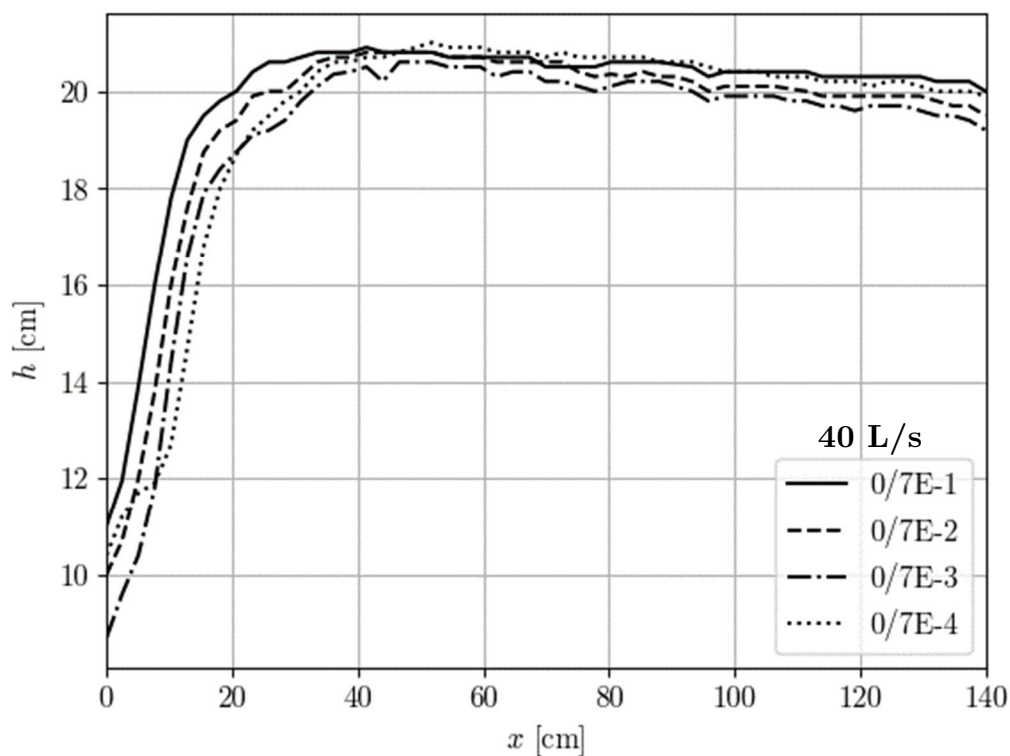
Umesto poređenja gustina raspodela dubina duž profila među konfiguracijama grupe 7E, na slikama 65 i 66 prikazano je takvo poređenje za konfiguracije 0/7A-3 i 0/7E-3. Osim razlika u raspodelama dubina u najuzvodnijim delovima bazena ($x < 40$ cm odnosno $x < 1.7h_{2@40}$) u korist 0/7E-3, primećuje se i da su vrednosti dubina kod 0/7E-3 sa manjom varijansom u nizvodnim delovima bazena što je dobar indikator „mirnijeg“ nivoa slobodne površine. Osim toga, gustine raspodela dubina kod 0/7E-3 uglavnom su pozitivno asimetrične (modus skupa bliži manjim vrednostima u raspodeli), dok je kod 0/7A-3 asimetrija slabije izražena. Hipoteza koja se na osnovu predstavljenih rezultata može postaviti je i da je pozitivno asimetrična raspodela dubina u korelaciji sa nižim intenzitetom vrtloga nizvodno od valjka skoka. Ova hipoteza biće ispitana u poglavlju 5.1.7.

Dodatno poređenje odabranih konfiguracija u priložima 5 i 6 ilustruje opsege između percentila 5-95% i 1-99% duž profila dubina. Još jednom se uočava smanjenje ekstremnih vrednosti dubina u oblasti neposredno nizvodno od elemenata za umirenje tipa E u odnosu na tip A, ali je uočljivo i da su dubine u nizvodnom delu umirujućeg bazena grupisane bliže svojim vremenski osrednjenim vrednostima.

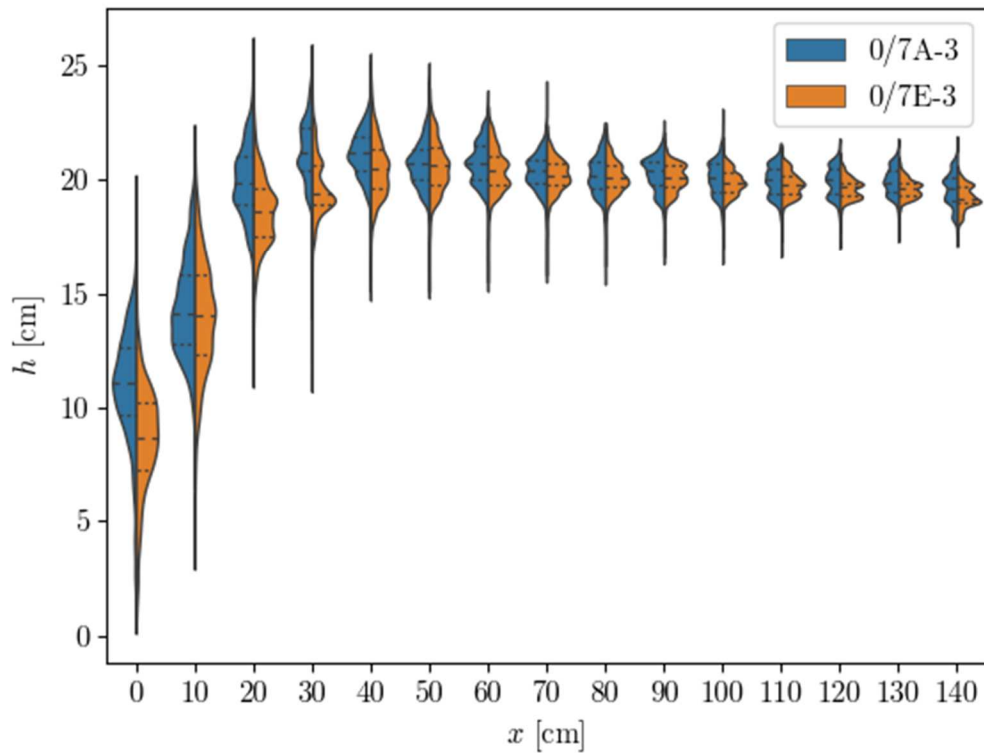
Prethodno opisani rezultati jasno ukazuju na značajan potencijal korišćenja većih elemenata od onih koje preporučuje USBR, ako je brzotok sa stepenastom konturom.

Tabela 12. Maksimalne vrednosti dubina za različite učestalosti pojave kod konfiguracija grupe 7E, protok 40 L/s. Vrednosti u zagradama su relativne razlike u odnosu na konfiguracije grupe 7A na istim pozicijama. Vrednosti istaknute podvlačenjem su minimalne vrednosti u pripadajućoj koloni.

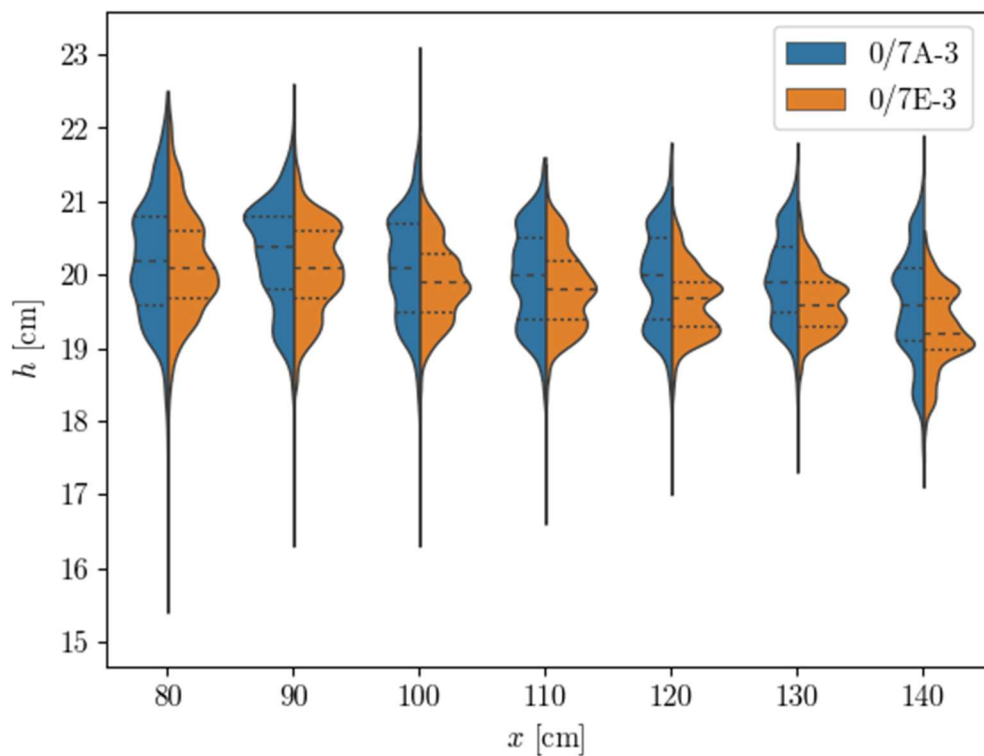
Konfiguracija	$h_{5\%}^{max}$ [cm]	$h_{50\%}^{max}$ [cm]	$h_{95\%}^{max}$ [cm]	$h_{99\%}^{max}$ [cm]
0/7E-1	19.6 (1.0%)	20.9 (-3.2%)	23.4 (-4.5%)	24.6 (-4.7%)
0/7E-2	19.3 (-1.0%)	20.8 (-2.8%)	22.9 (-3.8%)	23.9 (-3.6%)
0/7E-3	<u>19.1 (-2.1%)</u>	<u>20.6 (-3.3%)</u>	<u>22.7 (-5.0%)</u>	<u>23.8 (-5.6%)</u>
0/7E-4	19.5 (-2.5%)	21.0 (-1.9%)	23.1 (-0.9%)	23.9 (-1.2%)



Slika 64. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 40 L/s, grupa 7E.

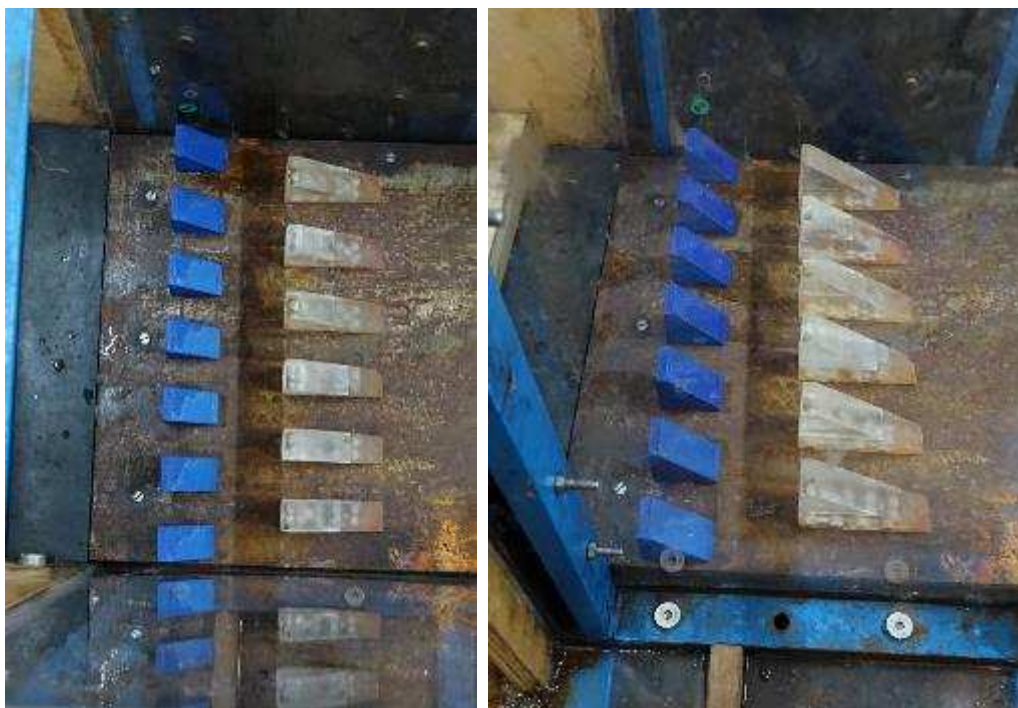


Slika 65. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka: poređenje konfiguracija 0/7E-3 i 0/7A-3 pri protoku od 40 L/s.



Slika 66. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka: poređenje konfiguracija 0/7E-3 i 0/7A-3 pri protoku od 40 L/s – uveličani prikaz nizvodne oblasti.

Grupa 7A-6E



Slika 67. Izgled i raspored elemenata kod konfiguracija grupe 7A-6E.

Tabela 13. Podaci o ispitivanim konfiguracijama grupe 7A-6E.

Grupa / Konfiguracija	Elementi za umirenje			
	Broj: Raspor. [-]	Veličina [cm]	Položaj [cm]	Položaj/ $h_{2@40}$ [-]
Grupa 7A-6E	7: R1 6: R2	A: 4.4×3.3 E: 6.0×3.0	11.5	0.5
			18.5	0.8
			11.5	0.5
			23.5	1.0
			11.5	0.5
			28.0	1.2
			11.5	0.5
			33.5	1.4
			11.5	0.5
			38.5	1.6
			14.5	0.6
			33.5	1.4
			23.5	1.0
			30.5	1.3

Klasičan hidraulički skok po pravilu je nestabilna pojava kod koje i mala promena graničnih uslova dovodi do narušavanja njegove privremene ravnoteže. Kod umirujućih bazena nizvodno od brzotoka formiranje skoka olakšano je naglom promenom pravca kretanja. Kada se mesto promene pravca kretanja nalazi između mesta javljanja uzvodne i nizvodne spregnute dubine, promena pravca oponaša unutrašnji granični uslov skoka i pogoduje njegovoj stabilizaciji jer potpomaže disipaciju energije i formiranje povratnog tečenja – vrtloga hidrauličkog skoka. Bez unutrašnjeg graničnog uslova, hidraulički skok prepušten je „na milost i nemilost“ uslovima tečenja koji se ostvaruju neposredno uzvodno i nizvodno od njega.

Dodavanje elemenata za stabilizaciju skoka obezbeđuje slične rezultate kao i promena pravca tečenja – dejstvo stabilizacionih elemenata omogućava formiranje i stabilizaciju skoka pri određenom opsegu uslova tečenja uzvodno i nizvodno od njega. Bitno je napomenuti da kod skokova tipa A i B sa elementima za umirenje postoji određeno sadejstvo opisanih efekata: (1) nagle promene pravca kretanja mlaza i (2) interakcije mlaza i elemenata za umirenje. Od interesa je sledeće zapažanje: ukoliko su elementi pozicionirani u neposrednoj blizini mesta promene pravca kretanja, njihovo dejstvo olakšava formiranje valjka skoka. Međutim, kako je hidraulički skok pojava sa dominantnom horizontalnom dimenzijom, skok će se neminovno protezati na određenoj dužini nizvodno od elemenata za umirenje. S druge strane, ako su ti elementi pozicionirani nizvodnije, brzina tečenja ispred elemenata biće manja nego u prethodno opisanom slučaju (a dubina vode veća), što može umanjiti njihovu efikasnost. Jedno od rešenja koje ima potencijal za obezbeđivanje adekvatne efikasnosti je povećanje visine samih elemenata kao kod konfiguracija iz grupe 7E. Preliminarni rezultati prikazani u prethodna dva potpoglavlja ukazuju na efikasnije i pouzdanije umirenje toka u širokom opsegu položaja nego kod manjih elemenata kod kojih se čini da položaj u velikoj meri utiče na performanse.

Ideja iza konfiguracija iz grupe 7A-6E je kombinovanje dejstava koja iskazuju varijante grupa 7A i 7E, i može se iskazati putem sledeća dva mehanizma: (1) postavljanje manjih elemenata tipa A bliže mestu promene pravca ima zadatak da obezbedi što raniji (uzvodniji) položaj početka valjka skoka usled čega intenzivna disipacija energije započinje ranije, a (2) postavljanje drugog reda većih elemenata tipa E nizvodnije ima zadatak da „ograniči“ prostor u kom se može formirati valjak hidrauličkog skoka. Zbog povećanog broja stepeni slobode u ovoj grupi, ispitano je svega sedam konfiguracija.

Prvih pet konfiguracija (0/7A-6E-1 do 0/7A-6E-5) dele isti položaj uzvodnih elemenata tipa A (7 elemenata u rasporedu R1), koji je procenjen vizuelnom identifikacijom položaja gde strujnice toka sa brzotoka imaju tangentu u pravcu horizontalnog dna. Ovaj položaj identifikovan je pri merodavnom preseku kao $x \approx 12.0$ cm odnosno $0.5h_{2@40}$. Kod opisanih

konfiguracija variran je položaj nizvodnih elemenata tipa E (6 komada u rasporedu R2) od $0.8h_{2@40}$ do $1.6h_{2@40}$.

Konfiguracija 0/7A-6E-6 slična je kao 0/7A-6E-4, s tim da su elementi tipa A postavljeni nešto nizvodnije na $0.6h_{2@40}$, dok su elementi tipa E na položaju $1.4h_{2@40}$. Ova varijanta ima zadatak da ispita osetljivost predloženih rešenja na položaj uzvodnih elemenata, odnosno da opravda izabrani položaj elemenata tipa A kod prvih pet konfiguracija ove grupe.

Konfiguracija 0/7A-6E-7 podrazumeva još nizvodniji položaj elemenata tipa A, čak na $1.0h_{2@40}$, pri čemu su elementi tipa E postavljeni neposredno nizvodno na položaj $1.3h_{2@40}$. Rastojanje između dva tipa elemenata zapravo je identično kao kod konfiguracije 0/7A-6E-1, te ova varijanta (uz saznanja iz prvih 5 konfiguracija ove grupe) ima zadatak da ispita da li na performanse umirujućeg bazena veći uticaj ima međusobno rastojanje dve grupe elemenata ili njihov položaj u odnosu na uzvodni kraj bazena.

Na slici 68 prikazani su profili vremenski osrednjenih dubina za prvih pet konfiguracija ove grupe. Najupečatljiviji je profil konfiguracije 0/7A-6E-1 koji pokazuje podužne stojeće talase duž čitavog umirujućeg bazena, pri čemu je maksimalna vrednost dubine duž profila najveća među prikazanim konfiguracijama. U toku eksperimenta uočena je izražena defleksija – skretanje mlaza neposredno uzvodno od elemenata – naviše prilikom nailaska na nizvodne elemente tipa E, o čemu svedoči i vrednost maksimalnog nivoa na profilu sa slike 68. Defleksija mlaza izazvala je podužne stojeće talase, a profil vremenski osrednjenih dubina nije postao približno horizontalan na dužini kanala koju pruža trenutna eksperimentalna instalacija. Usled nedovoljnog prostora za formiranje čitavog valjka skoka između konture brzotoka i nizvodnih elemenata za umirenje, valjak hidrauličkog skoka protezao se i nizvodnije od elemenata tipa E, te je primećena pojava snažnih sekundarnih vrtloga. Shodno ovim zapažanjima, konfiguracija 0/7A-6E-1 nepogodna je za primenu kod umirujućih bazena stepenastih brzotoka.

Tabela 14. Maksimalne vrednosti dubina za različite učestalosti pojave kod konfiguracija grupe 7A-6E, protok 40 L/s. Vrednosti istaknute podvlačenjem su minimalne vrednosti u pripadajućoj koloni.

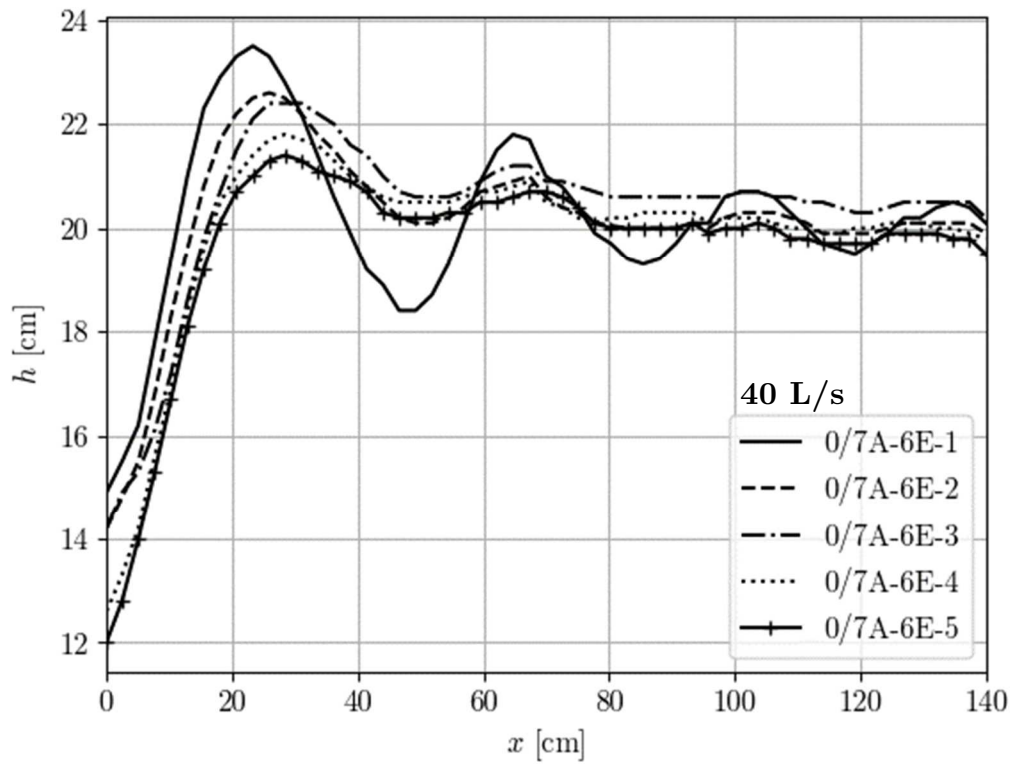
Konfiguracija	$h_{5\%}^{max}$ [cm]	$h_{50\%}^{max}$ [cm]	$h_{95\%}^{max}$ [cm]	$h_{99\%}^{max}$ [cm]
0/7A-6E-1	20.1	23.5	26.9	28.0
0/7A-6E-2	20.4	22.6	25.1	26.3
0/7A-6E-3	20.4	22.4	24.8	26.2
0/7A-6E-4	19.9	21.8	24.2	25.6
0/7A-6E-5	<u>19.6</u>	<u>21.4</u>	<u>23.6</u>	<u>24.9</u>
0/7A-6E-6	20.2	22.2	24.7	26.1
0/7A-6E-7	21.1	23.5	26.0	27.1

Interesantan je trend smanjenja vremenski osrednjenih dubina u podužnom profilu na slici 68 sa povećanjem rastojanja između uzvodnih (tip A) i nizvodnih elemenata (tip E). Najpovoljnije vremenski osrednjene profile prikazuju konfiguracije 0/7A-6E-4 i 0/7A-6E-5, pri čemu blagu prednost u pogledu ekstremnih vrednosti dubina ima poslednja. Kod obe varijante primećeno je da su dimenzije valjka hidrauličkog skoka u najvećoj meri ograničene položajem nizvodnih elemenata tipa E.

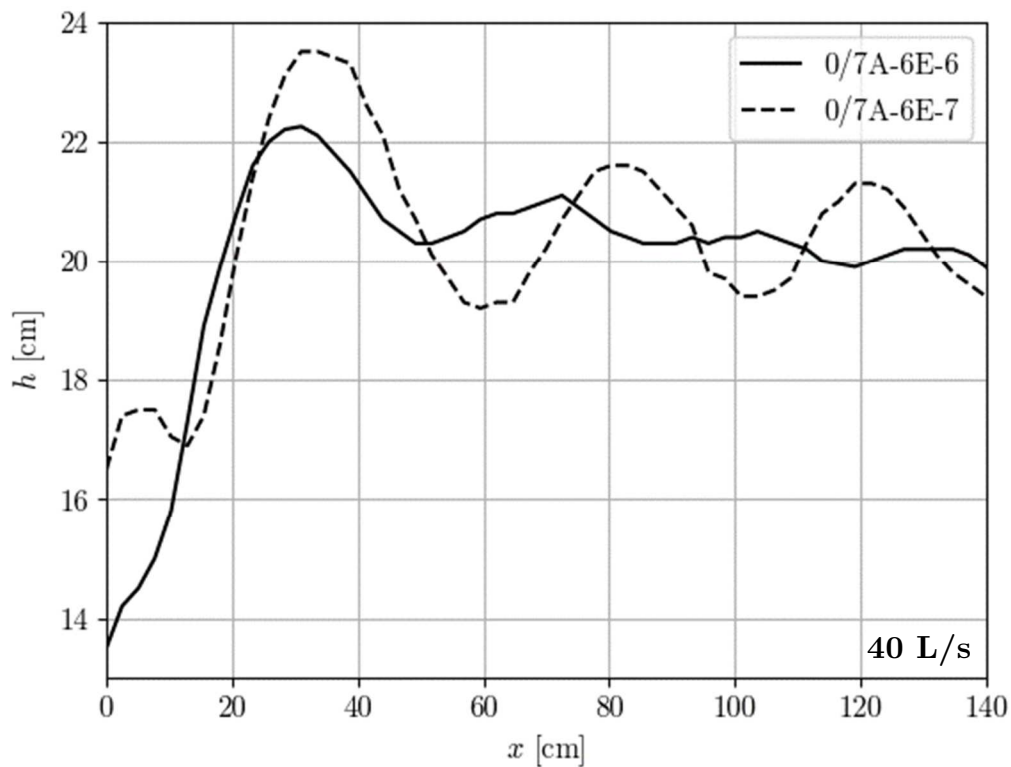
Konfiguracije 0/7A-6E-6 i 0/7A-6E-7 prikazane su sa odgovarajućim profilima vremenski osrednjenih dubina na slici 69 (pri 40 L/s). Profil konfiguracije 0/7A-6E-6, čiji uzvodni elementi su na poziciji $0.6h_{2@40}$, pokazuje relativno stabilne nivoe slobodne površine u nizvodnoj oblasti bazena. U poređenju sa konfiguracijom 0/7A-6E-4 (prilozi 10 i 11) sa kojom deli položaj većih elemenata tipa E, ostvarene vremenski osrednjene dubine nešto su veće, ali i one koje odgovaraju percentilima 95% i 99%. Blagu prednost stoga ima konfiguracija 0/7A-6E-4, čime se načelno opravdava postavljanje uzvodnih elemenata tipa A na poziciji $0.5h_{2@40}$ koja odgovara mestu gde pri merodavnom protoku vektori brzine mlaza imaju približno horizontalan pravac.

Kod 0/7A-6E-7 uočavaju se slični podužni stojeći talasi kao kod 0/7A-6E-1 (prilog 12). Glavna razlika između profila te dve konfiguracije je u faznom pomeraju vremenski osrednjenih dubina u skladu sa njihovim položajem elemenata za umirenje. Profili obe konfiguracije imaju karakter slaboprigušenih oscilacija, pri čemu konfiguracija 0/7A-6E-1 u uzvodnom delu bazena pokazuje nešto veće ekstremne vrednosti dubina, ali i nešto veći stepen prigušenja u narednim (nizvodnim) „periodama“. Potencijalno objašnjenje može se potražiti u činjenici da kod 0/7A-6E-7 dva mehanizma koji pospešuju disipaciju energije skoka deluju na većem rastojanju nego kod 0/7A-6E-1, te ne dolazi do superpozicije njihovih uticaja.

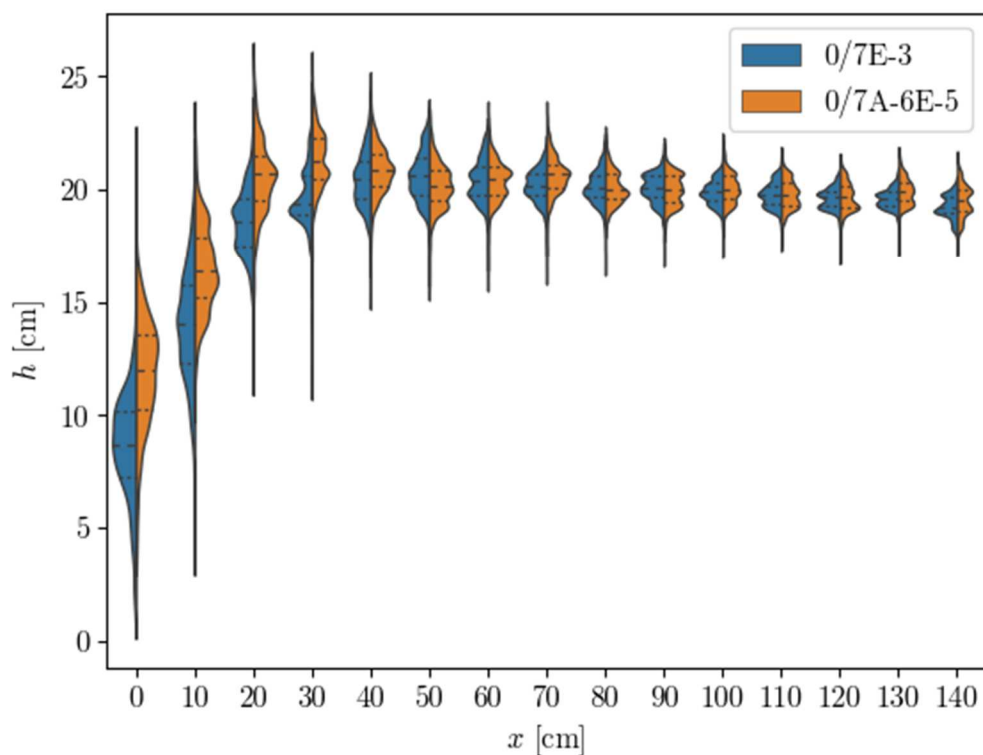
Interesantno je uporediti konfiguraciju 0/7E-3, koja se do ovog trenutka pokazala kao pogodno rešenje u kontekstu profila dubina, sa nekim pogodnim rešenjem iz ove grupe – na primer sa 0/7A-6E-5. Na slici 70 predstavljene su gustine raspodele dubina u odabranim profilima kod ove dve konfiguracije pri protoku od 40 L/s. Rešenje sa dva reda elemenata za umirenje, iako mlazu predstavlja veći broj prepreka, pokazuje veće vremenski osrednjene i maksimalne dubine u uzvodnom delu bazena i veću varijansu dubina u nizvodnom. Pri tome, na osnovu analize dubina percentila 95% i 99% u priložima 13 i 14, nameće se zaključak da rešenje sa jednim redom elemenata tipa E obezbeđuje pogodnije profile dubina i mirnije tečenje u nizvodnim oblastima hidrauličkog kanala.



Slika 68. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 40 L/s, konfiguracije 0/7A-6E-1 do 0/7A-6E-5.



Slika 69. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 40 L/s, konfiguracije 0/7A-6E-6 i 0/7A-6E-7.

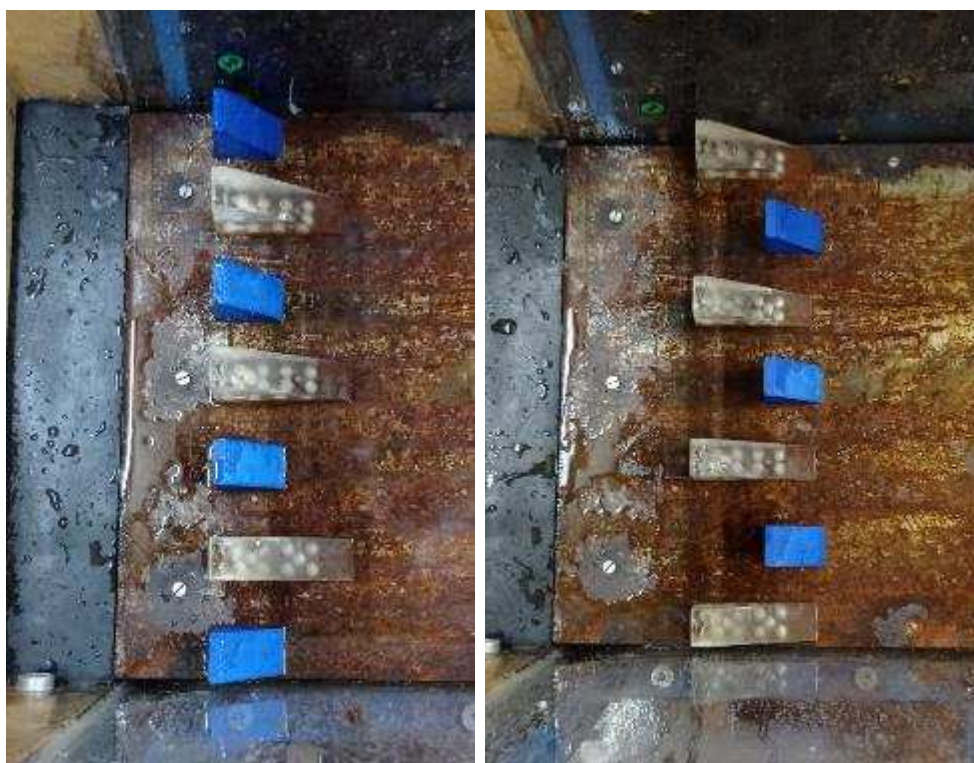


Slika 70. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka: poređenje konfiguracija 0/7E-3 i 0/7A-6E-5 pri protoku od 40 L/s.

Grupa 4-3

Tabela 15. Podaci o ispitivanim konfiguracijama grupe 4-3.

Grupa / Konfiguracija	Elementi za umirenje				
	Broj: Raspor. [-]	Veličina [cm]	Položaj [cm]	Položaj/ $h_{2@40}$ [-]	
Grupa 4-3			11.5	0.5	
		A: 4.4×3.3	11.5	0.5	
	0/4A-3E-2	4: R3	E: 6.0×3.0	14.5	0.6
		3: R4		19.5	0.8
	0/4E-3A		E: 6.0×3.0	16.5	0.7
		A: 4.4×3.3	22.5	0.9	
0/3E-4A	3: R4		19.5	0.8	
	4: R3		30.5	1.3	



Slika 71. Izgled i raspored elemenata kod konfiguracija grupe 4-3.
Levo: 0/4A-3E-1; Desno: 0/4E-3A.

U pogledu rasporeda elemenata u podužnom preseku kanala sva do sad ispitana rešenja baziraju se prvenstveno na preporukama koje pruža USBR. Takođe, svi elementi duž jedne poprečne ose bili su istog tipa (A ili E). Kao kompromisna rešenja ispitaće se varijante sa dva reda elemenata, ali sa manjim brojem elemenata jednog tipa u poprečnom preseku. Konfiguracija 0/4A-3E-1 slična je konfiguracijama grupe 7A, s tim što su drugi, četvrti i šesti element tipa A zamenjeni elementima tipa E. Konfiguracija 0/4A-3E-2 sadrži iste elemente kao i prethodna, s tim što su tri elementa tipa E postavljena nešto nizvodnije od elemenata tipa A. Ove dve varijante umirujućih bazena predstavljaju kompromisna rešenja između onih koje pružaju grupe 7A i 7E sa jedne i grupa 7A-6E sa druge strane. Iako je broj elemenata u bazenu isti kao kod grupa 7A i 7E, interesantna može biti analiza karaktera i efikasnosti interakcije gusto raspoređenih elemenata različitih dimenzija. Ispitivanja u ovoj grupi sprovedena su samo pri merodavnom protoku od 40 L/s.

Nešto drugačiji pristup ispitan je sa konfiguracijama 0/4E-3A i 0/3E-4A, koje sadrže uzvodno postavljene elemente tipa E, i nizvodno postavljene manje elemente tipa A. U ovakvom prostornom rasporedu, veći elementi preuzimaju glavnu ulogu prilikom „kočenja“ mlaza vode, dok manji elementi prvenstveno treba da stvore prepreke onom delu mlaza koji uz dno bazena „prolazi“ između uzvodnih elemenata, i da na taj način pospeše stvaranje vrtloga i disipaciju energije.

U tabeli 16 prikazane su maksimalne dubine profila koji odgovaraju percentilima 5%, 50%, 95% i 99%. Na prvi pogled (slika 72) od interesa su dve konfiguracije iz ove grupe: 0/4A-3E-1 zbog najmanjih nizvodnih dubina, i 0/3E-4A zbog najmanjih maksimalnih dubina. Međutim, poređenje gustina raspodele dubina između 0/4A-3E-1 i 0/7A-1 (obe na poziciji $0.5h_{2@40}$) na slici 73 ne pruža uvid ni u kakve relevantne razlike između njih, te je u odnosu na 0/7A-1 konfiguracija 0/4A-3E-1 manje povoljna zbog (očekivano) složenijih uslova izvedbe. Konfiguracija 0/4A-3E-2 prikazuje slične rezultate kao 0/4A-3E-1.

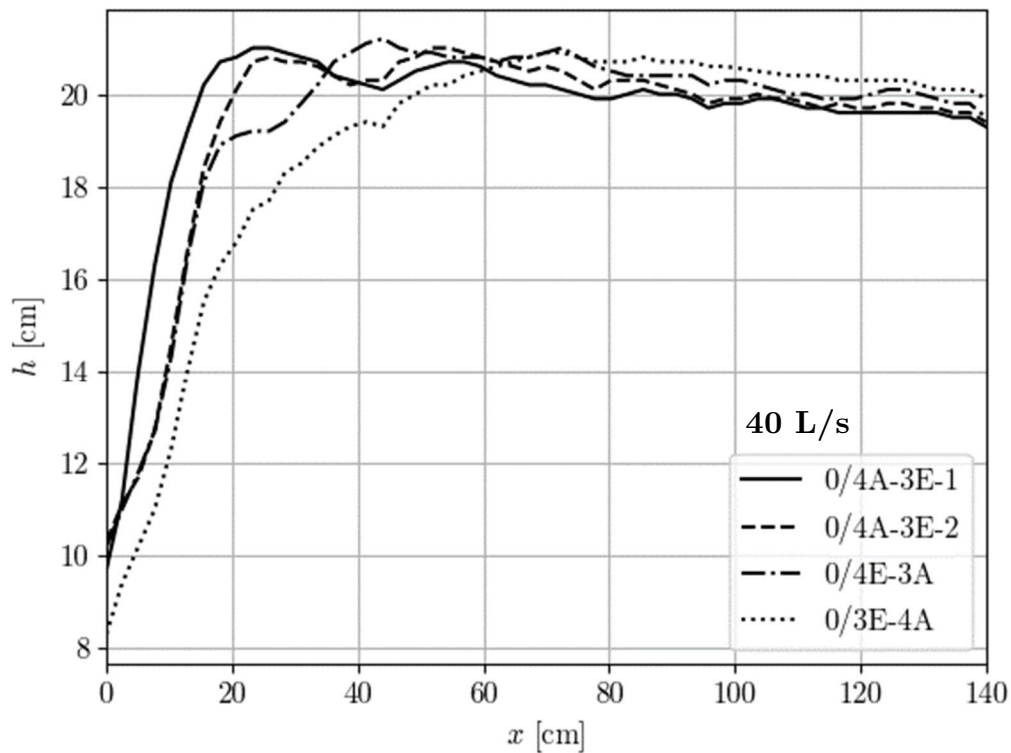
Kod preostale dve konfiguracije ona sa manjim brojem uzvodnih elemenata većih dimenzija (0/3E-4A) očekivano obezbeđuje nešto manje prskanje vode iznad valjka skoka i elemenata za umirenje (slika 72) – što se uočava na osnovu manjih ekstremnih vrednosti dubina u neposrednoj okolini elemenata (tj. u oblasti defleksije mlaza). Uočava se da su maksimalne vrednosti kod 0/3E-4A manje od onih koje obezbeđuju konfiguracije grupe 7A (tabela 16), ali veće nego kod konfiguracije 0/7E-3. Na slikama 74 i 75 data su poređenja između 0/3A-4E i konfiguracija 0/7A-3 i 0/7E-3 koje prikazuju najperspektivnije profile dubina u svojim grupama. Mogu se izneti sledeći zaključci:

- Nizvodne dubine kod 0/7A-3 i 0/3E-4A pokazuju gotovo identične gustine raspodele (slika 74). Neznatnu prednost u ovom pogledu ima konfiguracija 0/7A-3. Međutim, konfiguracija 0/7E-3 u ovom pogledu ima jasnu prednost u odnosu na preostale dve (slika 75);
- Maksimalne dubine, koje su relevantne za dimenzionisanje razdelnih zidova, drastično su manje kod 0/3E-4A nego kod 0/7A-3 (slika 74). U odnosu na 0/7E-3 konfiguracija 0/3E-4A je u ovom pogledu povoljnija, ali nema tako izraženu prednost (slika 75).

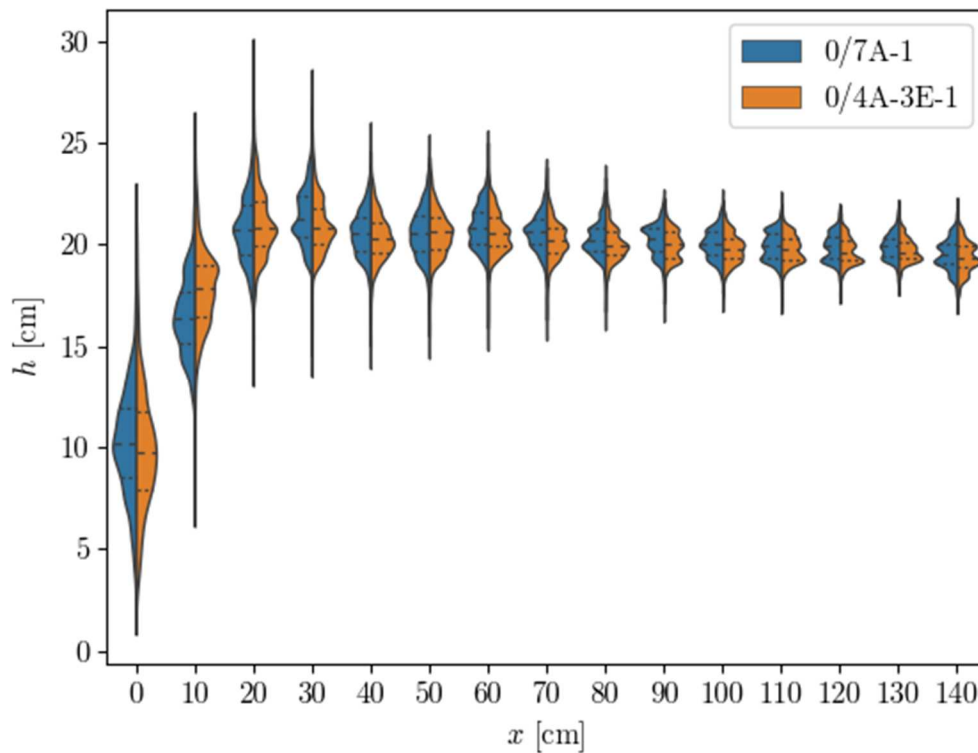
Usled ograničenog vremena za ispitivanje, a potencijalno velikog broja mogućih konfiguracija, dalja ispitivanja u ovoj grupi nisu sadržana u planu ovog istraživanja.

Tabela 16. Maksimalne vrednosti dubina za različite učestalosti pojave kod konfiguracija grupe 4-3, protok 40 L/s. Vrednosti istaknute podvlačenjem su minimalne vrednosti u pripadajućoj koloni.

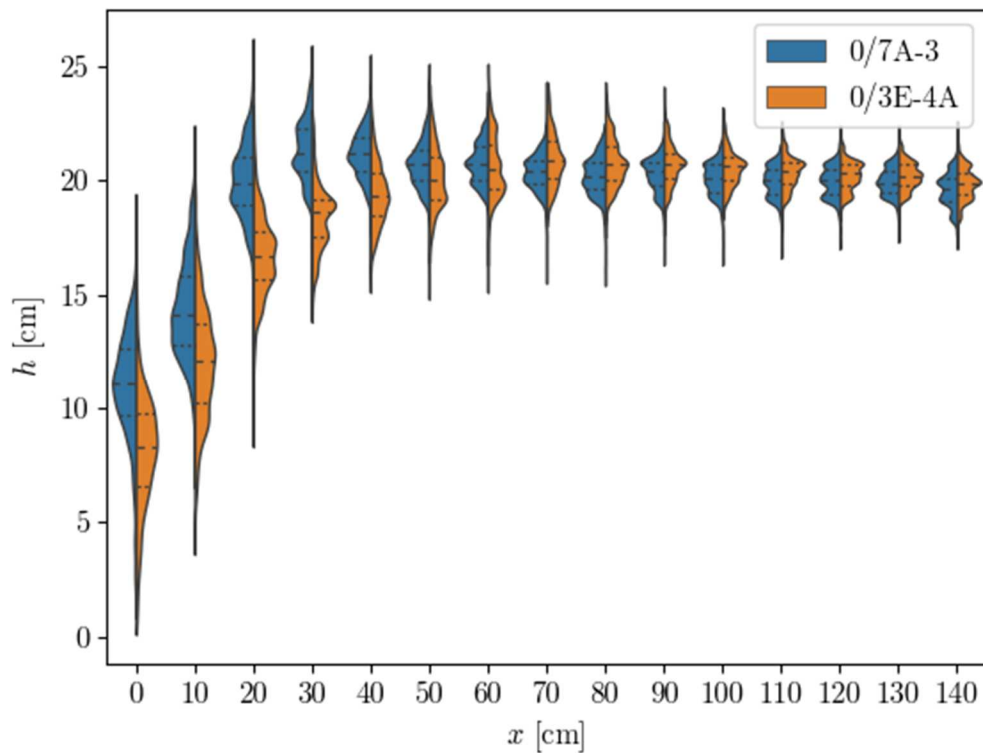
Konfiguracija	$h_{5\%}^{max}$ [cm]	$h_{50\%}^{max}$ [cm]	$h_{95\%}^{max}$ [cm]	$h_{99\%}^{max}$ [cm]
0/4A-3E-1	19.2	21.0	24.1	25.6
0/4A-3E-2	19.1	21.0	23.8	25.3
0/4E-3A	19.4	21.2	23.4	24.6
0/3E-4A	<u>19.4</u>	<u>20.9</u>	<u>23.2</u>	<u>24.0</u>



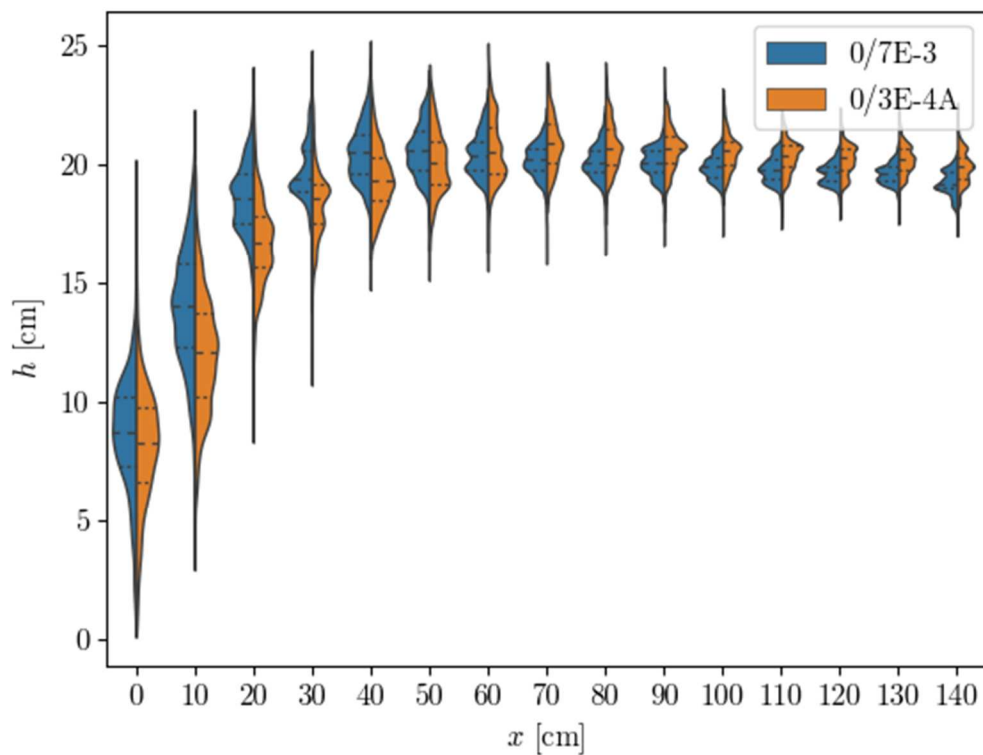
Slika 72. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 40 L/s, konfiguracije grupe 4-3.



Slika 73. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka: poređenje konfiguracija 0/7A-1 i 0/4A-3E pri protoku od 40 L/s.



Slika 74. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka: poređenje konfiguracija 0/7A-3 i 0/3E-4A pri protoku od 40 L/s.



Slika 75. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka: poređenje konfiguracija 0/7E-3 i 0/3E-4A pri protoku od 40 L/s.

Grupa V – verifikaciona merenja

Tabela 17. Podaci o ispitivanim konfiguracijama grupe V, pri protoku od 59.3 L/s.

Grupa / Konfiguracija	Elementi za umirenje				
	Broj: Raspor. [-]	Veličina [cm]	Položaj [cm]	Položaj/ h_2 [-]	
Grupa V	0/5B	5: R5	B: 6.4×4.8	21.5	0.7
	0/5C	5: R5	C: 9.6×4.8	24.5	0.8
	0/5B-4C	5: R5	B: 6.4×4.8	15.0	0.5
		4: R6	C: 9.6×4.8	30.5	1.0

Sve dosadašnje konfiguracije odnosile su se na preliv sa brzotokom nagiba 1:1 bez mostovskog stuba – varijanta 1 u tabeli 2. Preliv sa brzotokom tipa 2, nagiba 9:8 i sa mostovskim stubom, izgrađen je za potrebe hidrauličkog modeliranja strujanja u umirujućem bazenu brane *Sidi Naceur* u Alžiru. Ispitivanja na ovoj varijanti preliva poslužila su cilju provere pojedinih zaključaka koji su izneti u prethodnim poglavljima, na bazenu brzotoka drugačije geometrije i nagiba.

Konfiguracije bazena koje su odabrane za ispitivanje su odgovarajuće alternative konfiguracijama 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-2. Razlog zbog kog nije ispitana konfiguracija 0/7A-6E-5, koja se u ovom poglavlju pokazala kao najperspektivnija iz svoje grupe, je fizičko–konstruktivne prirode – ograničena dužina metalne podloge na kojoj su na modelu magnetima pričvršćivani elementi za umirenje (slika 7).



Slika 76. Izgled i raspored elemenata kod konfiguracija grupe V.
Levo: 0/5B; Sredina: 0/5C; Desno: 0/5B-4C.

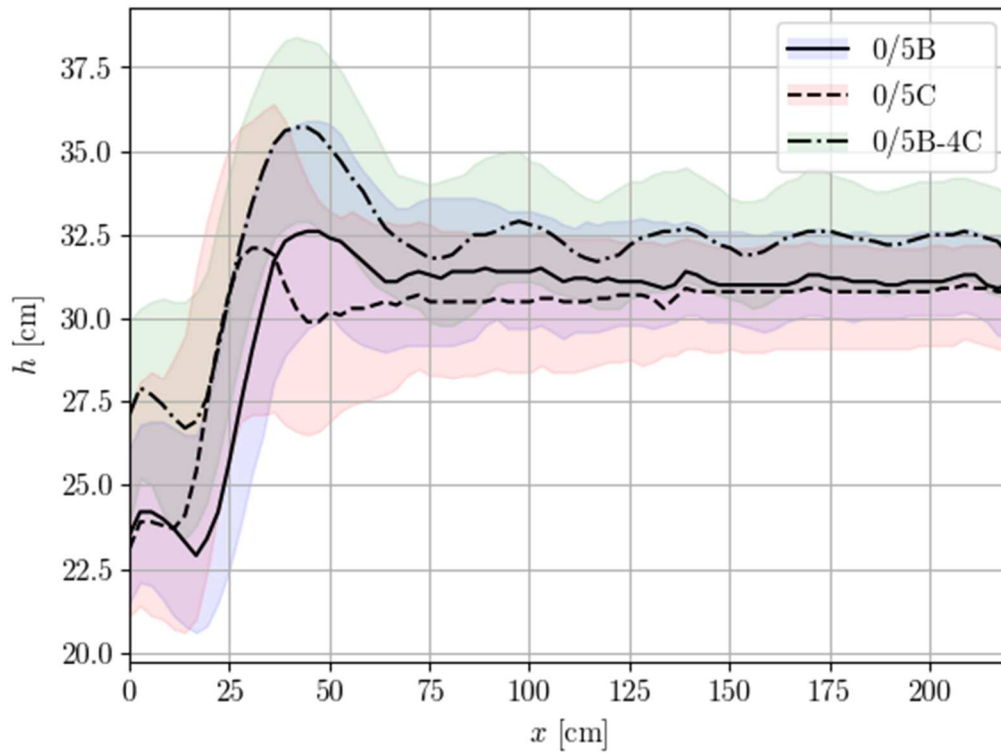
Tabela 18. Maksimalne vrednosti dubina za različite učestalosti pojave kod konfiguracija grupe V, protok 59.3 L/s. Vrednosti istaknute podvlačenjem su minimalne vrednosti u pripadajućoj koloni.

Konfiguracija	$h_{5\%}^{max}$ [cm]	$h_{50\%}^{max}$ [cm]	$h_{95\%}^{max}$ [cm]	$h_{99\%}^{max}$ [cm]
0/5B	30.1	32.6	<u>35.9</u>	<u>37.6</u>
0/5C	<u>29.3</u>	<u>32.2</u>	36.3	37.9
0/5B-4C	30.3	35.7	38.4	39.8

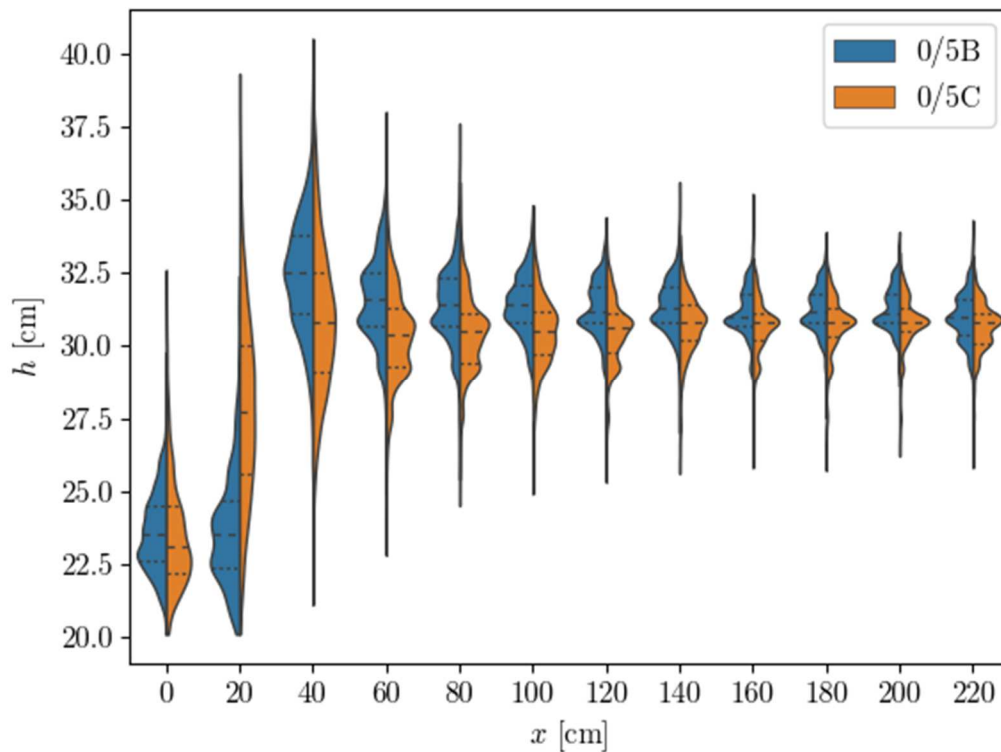
Slika 77 prikazuje profile dubina duž kanala za sve konfiguracije iz grupe V, na kojoj se uočavaju manje vremenski uprosečene dubine kod konfiguracija sa jednim redom elemenata za umirenje. U nizvodnoj oblasti bazena razlike između vremenski uprosečenih dubina između 0/5B i 0/5C su relativno male (reda veličine nekoliko milimetara), ali se drastičnije razlike mogu uočiti između njihovih vrednosti percentila 5% i 95%, gde konfiguracija 0/5C ostvaruje manje dubine. Zapravo, najveća prednost konfiguracije 0/5C sa većim elementima je manja verovatnoća pojave ekstremnih dubina, koja je iskazana niskim vrednostima percentila 95% nizvodno od valjka hidrauličkog skoka. Prednosti koju konfiguracija 0/5B iskazuje nad 0/5C je manji intenzitet prskanja u okolini elemenata za umirenje usled toga što elementi tipa B zbog svojih manjih dimenzija ne remete tok vode u onoj meri koliko to čine elementi tipa C – manji ugao defleksije. Međutim, profil vremenski uprosečenih dubina kod 0/5C brže se ustaljuje u okolini dubine koja je ostvarena na nizvodnom kraju bazena (već na $x \approx 50$ cm odnosno $x \approx 1.6h_{2@59.3}$), nego kod 0/5B ($x \approx 65$ cm odnosno $x \approx 2.1h_{2@59.3}$). Ovaj rezultat ukazuje na potencijal za skraćenje dužine umirujućeg bazena pri upotrebi većih elemenata za umirenje. Gustine raspodela dubina duž profila skoka za konfiguracije 0/5B i 0/5C prikazane su na slici 78.

Profil konfiguracije 0/5B-4C sa dva reda elemenata, slično kao i kod 0/7A-6E-2, ilustruje niz podužnih stojećih talasa, te se – uz zaključak o većim dubinama – smatraju nepogodnim u odnosu na preostale konfiguracije.

Rezultati verifikacionih merenja potvrđuju dosadašnje zaključke u vezi sa izborom dimenzija, broja i pozicije elemenata za umirenje – konfiguracija sa elementima većim od onih koje preporučuje USBR (ali iste širine i na istom međusobnom rastojanju) obezbeđuju povoljniju disipaciju energije nego rešenje sa elementima u USBR dimenzijama.



Slika 77. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije grupe V pri protoku od 59.3 L/s.

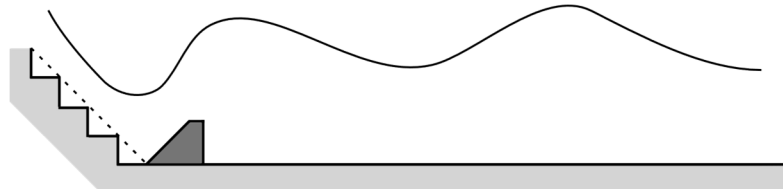


Slika 78. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka: poređenje konfiguracija 0/5B i 0/5C pri protoku od 59.3 L/s.

Ostale konfiguracije

Pojedine ispitivane konfiguracije nisu detaljno analizirane i prikazane, već će se ovde dati kratak osvrt na hidrauličke uslove koje one izazivaju i razlozi njihovog izostavljanja u nastavku istraživanja.

Sa idejom da se obezbedi ugao defleksije mlaza od 90° između mlaza sa brzotoka i naličja elemenata, ispitana je varijanta sa sedam elemenata tipa A koji su zarotirani za 180° u osnovi tako da je kosa ivica elementa izložena udaru mlaza sa brzotoka (0/7A rotirano). Uzvodni kraj elemenata pozicioniran je na stacionaži $x = 0$. Međutim, ispitivanja su pokazala da već pri protocima značajno manjim od računskog (ispod 30 L/s) dolazi do formiranja hidrauličkih uslova sličnih kao kod brzotoka sa ski-odskokom, sa nestabilnim profilom nivoa i izraženim podužnim stojećim talasima u umirujućem bazenu (slika 79).



Slika 79. Skica profila nivoa u kanalu kod konfiguracije sa u osnovi zarotiranim elementima tipa A.

U toku ispitivanja, razmatrane su dve konfiguracije sa tri reda elemenata za umirenje različitih dimenzija (slika 80 i tabela 19), i u rasporedima R2..R4. Obe ispitivane konfiguracije prikazale su rezultate koji su po pitanju profila dubina u kanalu uporedive sa konfiguracijama iz grupa 7E i 7A-6E. Zbog povećanja potrebnih investicija u odnosu na konfiguracije pomenutih grupa, konfiguracije iz tabele 19 nisu analizirane u nastavku rada.

Tabela 19. Podaci o konfiguracijama koje nisu detaljno analizirane u istraživanju.

Konfiguracija	Elementi za umirenje			
	Broj: Raspor. [-]	Veličina [cm]	Položaj [cm]	Položaj/ $h_{2@40}$ [-]
0/7A rotirano	7: R1	A: 4.4×3.3	0.0	0.0
	4: R3	A: 4.4×3.3	14.5	0.6
0/4A-3E-4E	3: R4	E: 6.0×3.0	19.5	0.8
	4: R3	E: 6.0×3.0	27.5	1.2
0/4D-3E-6A	4: R3	D: 3.0×3.0	14.5	0.6
	3: R4	E: 6.0×3.0	19.5	0.8
	6: R2	A: 4.4×3.3	30.5	1.3



Slika 80. Levo: 0/4A-3E-4E; Desno: 0/4D-3E-6A.

5.1.3 Kritični nizvodni granični uslov

Eksperimenti prikazani u prethodnim poglavljima izvedeni su pri istim vrednostima nizvodnog graničnog uslova – otvorenosti ustave – kako bi poređenje njihovih hidrauličkih uslova bilo što ravnopravnije. Međutim, sa stanovišta bezbednosti umirujućeg bazena i brane kao objekta neophodno je poznavati u kom opsegu nizvodnih graničnih uslova se očekuje da hidraulički skok ostane stabilan u okvirima umirujućeg bazena. Za tri odabrane konfiguracije iz grupa 7A, 7E i 7A-6E, obavljena su dodatna merenja pri različitim otvorenostima ustave. Cilj ovakvih ispitivanja bio je pronalaženje najmanje nizvodne dubine u kanalu koja obezbeđuje formiranje stabilnog hidrauličkog skoka.

Merenja su obavljena pri merodavnom protoku od 40 L/s, počevši od iste otvorenosti ustave koja je korišćena za stabilizaciju skoka u prethodnom poglavlju (7.35 cm). Nakon stabilizacije skoka u ovim uslovima, otvor ustave je uvećavan u koracima od po 0.15 cm, pri čemu je interval između dve promene iznosio najmanje 120 sekundi. Identifikovane su sledeće faze ponašanja skoka (slika 81):

1. Potpuno stabilan skok:

- a. uzvodni kraj skoka u sva tri slučaja na brzotoku;
- b. bez izražene ejakcije kapljica vode („prskanja“) u zoni oko elemenata za umirenje;

- c. valjak skoka relativno jasno definisan u podužnom preseku;
- d. bez stojećih talasa u kanalu.

2. Stojeći talasi i prskanje:

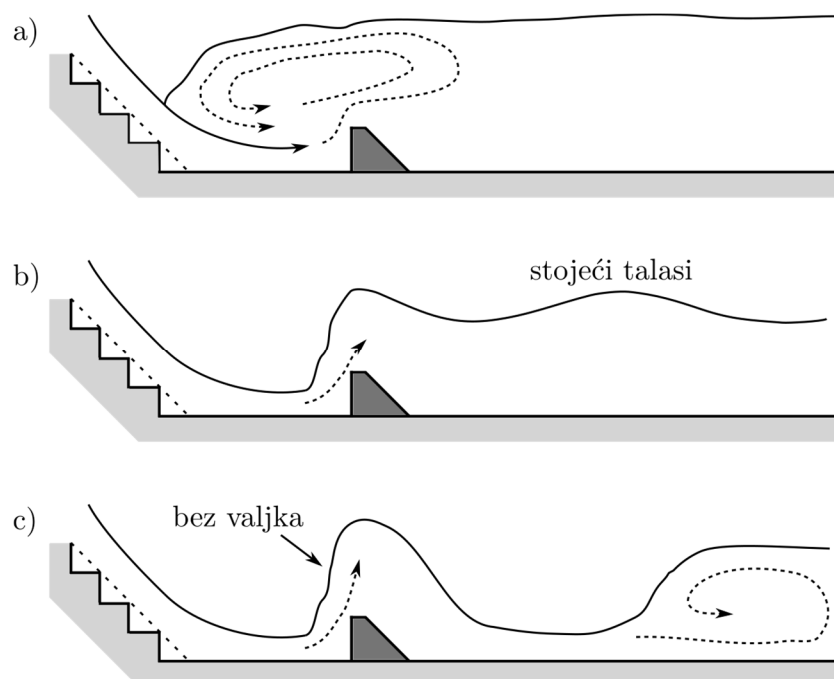
- a. uzvodni kraj skoka „spušta“ se u horizontalni kanal, eventualno zauzimajući poziciju neposredno uzvodno od elemenata;
- b. iznad oblasti kontakta mlaza i elemenata dolazi do smanjenja dubine, te usled defleksije mlaza naviše (izazvane dejstvom samih elemenata) dolazi do pojave „prskanja“;
- c. valjak skoka nije jasno definisan u podužnom profilu i primetna je emisija vrtloga nizvodno što izaziva podužne stojeće talase;
- d. u realnim uslovima, produženo trajanje ovakvog vida tečenja može izazvati eroziju nizvodnog rečnog korita.

3. Nestabilan skok: pojava burnog tečenja nizvodno od elemenata za umirenje, odnosno odbacivanje hidrauličkog skoka izvan granica umirujućeg bazena (engl. *sweepout*).

Za svaku od konfiguracija utvrđena je dinamika kojom nastaju prethodno opisane faze i rezultati su prikazani u tabeli 20. Zaključci analize mogu se sumirati na sledeća zapažanja:

- **Konfiguracija 0/7A-3:** Skok stabilan do $z_{ust} = 7.80$ cm, odnosno do $h_2 = 22.0$ cm. Intenziviranje prskanja i pojava stojećih talasa primetna od $z_{ust} = 7.65$ cm odnosno $h_2 = 22.5$ cm, što ukazuje na to da nestabilan skok nastaje relativno brzo nakon pojave prvih znakova nestabilnosti. Zbog relativno male visine elemenata za umirenje, ugao defleksije mlaza (u odnosu na horizontalu) manji je nego kod 0/7E-3 te značajan deo mehaničke energije toka nesmetano „prolazi“ nizvodno;
- **Konfiguracija 0/7E-3:** Skok stabilan do $z_{ust} = 8.10$ cm, odnosno do $h_2 = 21.5$ cm, što je povoljnije nego kod 0/7A-3. Uzvodni kraj skoka relativno brzo se „spušta“ u umirujući bazen, ali usled veće visine elemenata nego kod 0/7A-3, a samim tim i većeg ugla defleksije mlaza, skok duže ostaje stabilan uprkos pojavi prskanja i stojećih talasa;
- **Konfiguracija 0/7A-6E-5:** Skok stabilan do $z_{ust} = 7.80$ cm, odnosno do $h_2 = 22.0$ cm. Pri otvorenosti ustave $z_{ust} = 7.95$ cm skok je samo privremeno bio stabilan. Iako je očekivano od varijante sa dva reda elemenata da obezbedi bitno unapređenje stabilnosti pri smanjenju nizvodnog graničnog uslova, stanje granične stabilnosti nastaje gotovo istom dinamikom kao kod 0/7A-3. Interesantno je zapažanje da, zbog defleksije mlaza kod elemenata tipa A, deo deflektovanog mlaza „preskače“ drugi red većih elemenata tipa E. Usled toga, efikasnost elemenata tipa E drastično je smanjena, pa su uslovi koje obezbeđuje ova konfiguracija neznatno bolji od onih koje pruža znatno jednostavnija 0/7A-3.

Na osnovu prethodne analize može se zaključiti da konfiguracija 0/7E-3 obezbeđuje stabilnost hidrauličkog skoka pri najvećem opsegu vrednosti nizvodnog graničnog uslova.



Slika 81. Faze razvoja hidrauličkog skoka pri sniženju nizvodnog graničnog uslova: (a) potpuno stabilan hidraulički skok, (b) početak skoka „nalepljen“ uz elemente za umirenje i pojava podužnih stojećih talasa, (c) hidraulički skok formiran izvan umirujućeg bazena.

Tabela 20. Rezultati analize stabilnosti hidrauličkog skoka odabranih konfiguracija umirujućih bazena pri smanjenju vrednosti nizvodnog graničnog uslova.

Konfiguracija	z_{ust} [cm]	h_2 [cm]	L_1 [cm]	Komentar
0/7A-3	7.35	23.5	4.5	Početna vrednost
	7.50	23.0	1.0	Stabilan skok
	7.65	22.5	0.0	Započinje prskanje i stvaranje podužnih stojećih talasa, stabilan skok
	7.80	22.0	Uz el.	Intenzivno prskanje, snažni podužni stojeći talasi, skok na granici stabilnosti
	7.95	-	-	Nestabilan skok
	0/7E-3	7.35	23.5	3.5
7.50		23.0	-2.5	Započinje prskanje i stvaranje podužnih stojećih talasa, skok stabilan
7.65		22.5	Uz el.	

Konfiguracija	z_{ust} [cm]	h_2 [cm]	L_1 [cm]	Komentar
	7.80	22.5/22.0	Uz el.	Prskanje i podužni stojeći talasi, skok stabilan
	7.95	22.0	Uz el.	Intenzivno prskanje, snažni podužni stojeći talasi, skoka na granici stabilnosti
	8.10	21.5	Uz el.	Nestabilan skok
	8.25	-	-	Početna vrednost
0/7A-6E-5	7.35	24.0	6.0	Stabilan skok, bez prskanja
	7.50	23.5	5.0	Nastanak prskanja i podužnih stojećih talasa, skok na granici stabilnosti
	7.65	22.5/23.0	2.5	Snažni stojeći talasi i intenzivno prskanje, skok samo privremeno stabilan
	7.80	22.0	0	
	7.95	-	-	

5.1.4 Procena dužine skoka

Prema Hager-u, Bremen-u i Kawagoshi-ju (1990), pogodan način za procenu dužine valjka hidrauličkog skoka L_r je pronalaženje mesta na površini toka gde dolazi do promene smera vektora brzine u horizontalnom pravcu – onih koji imaju nizvodni smer i onih koji imaju uzvodni smer. Ovo mesto odgovaralo bi preseku gde vremenski osrednjeni vektori brzine imaju samo vertikalnu komponentu naviše (zbog smera rotacije valjka skoka). Dva najčešća načina za implementaciju ove tradicionalne definicije u literaturi su:

- Zasejavanje površine toka lakim traserima u vidu komadića stiropora ili papira i vizuelna detekcija mesta njihove stagnacije (Hager, 1988; Adam *i ostali*, 1993; Carollo, Ferro i Pampalone, 2007; Ljubičić *i ostali*, 2018, 2020; Ljubičić, Zindović i Savić, 2018);
- Praćenje unutrašnjih trasera – mehurića vazduha ili specifičnih trasera na bazi boje – u podužnom vertikalnom profilu toka (npr. kroz zid kanala) i vizuelna detekcija mesta gde isti vertikalno „isplivavaju“ na površinu (Hager, Bremen i Kawagoshi, 1990; McCorquodale i Mohamed, 1994; Beirami i Chamani, 2006, 2010; Bateni i Yazdandoost, 2007, 2009).

Kako su merenja dubina u ovom istraživanju zasnovana na savremenijoj metodi koja detektuje raspored dubina u čitavom profilu kanala (1400 tačaka sa prostornom rezolucijom

od 1 px/mm) i to sa relativno visokom frekvencijom (29.97 Hz), interesantna je ideja o mogućnosti procene dužine valjka skoka L_r , koristeći podatke dobijene na ovaj način.

Pošto je frekvencija uzorkovanja profila dubina konstantna, dobijeni podaci mogu se podvrgnuti brzom Furijeovoj transformaciji (FFT). Ovom transformacijom se za određeno mesto duž profila skoka može konstruisati zavisnost amplitude a od frekvencije oscilacija f , koji se naziva FFT spektrogram. Primer FFT spektrograma za četiri različita mesta duž profila hidrauličkog skoka tipa A dat je na slici 82, pri čemu su dužine skoka određene prema definiciji Hager-a, Bremen-a i Kawagoshi-ja (1990) koristeći metodu zasejavanja površine toka lakim traserima – komadićima stiropora. Sledeća zapažanja su relevantna:

1. U oblasti skoka $x < 0.2L_r$ uočene su snažne oscilacije slobodne površine koje nastaju usled udara burnog toka brzotoka u telo skoka. Merna neizvesnost predložene metodologije za detekciju nivoa slobodne površine najmanja je u ovoj oblasti, te je nije poželjno analizirati u ove svrhe;
2. Najizraženije su amplitude frekvencija u opsegu do oko 5 Hz u sve četiri odabrane tačke;
3. Izražena je jedna dominantna frekvencija oscilovanja duž čitavog profila valjka skoka (na dužini $x \leq L_r$), i u prikazanom primeru ona iznosi približno 2.1 Hz. Ova frekvencija je u skladu sa zaključcima drugih istraživača koji su ispitivanja vršili na modelima sličnih dimenzija – na primer Montano, Li i Felder (2018) – koji su u svom radu koristili LIDAR za merenje dubina u kanalu;
4. Amplituda dominantne frekvencije povećava se u pravcu tečenja otprilike do mesta koje odgovara polovini dužine valjka, nakon čega se smanjuje;
5. Nizvodno od valjka skoka ($x > L_r$) dolazi do naglog pada amplitude prvenstveno one frekvencije koja je bila dominantna duž valjka skoka, tako da se nizvodno od valjka ne može identifikovati dominantna frekvencija oscilovanja.

Poslednje zapažanje ključno je za razvoj metode za procenu dužine valjka skoka na osnovu podataka iz video zapisa. Umesto za nekolicinu mesta duž valjka skoka, konstruisaće se FFT spektrogrami za svih 1400 registrovanih tačaka duž hidrauličkog kanala, koristeći snimke trajanja 60 sekundi sa frekvencijom uzorkovanja od 29.97 Hz (~1800 vremenskih trenutaka). Iz tako dobijenog niza spektrograma odrediće se amplituda dominantne frekvencije a_{max} , što omogućava iscrtavanje dijagrama $a_{max}(x)$, ili $a_{max}(x/L_r)$ ukoliko postoji i merenje dužine valjka skoka. Primer ovakvog dijagrama za hidraulički skok bez elemenata za umirenje pri merodavnom protoku od 40 L/s dat je na slici 83. Primetno je relativno dobro slaganje izmerene dužine skoka i pozicije na dijagramu nakon koje dolazi do izraženog strmog i monotonog smanjenja amplitude dominantne frekvencije oscilovanja. Takođe je primetan i nešto veći udeo šuma na delu dijagrama $x > L_r$, što potencijalno ukazuje na mešanje rezultata koji pripadaju različitim frekvencijama, kao što je evidentno na slici 82 za

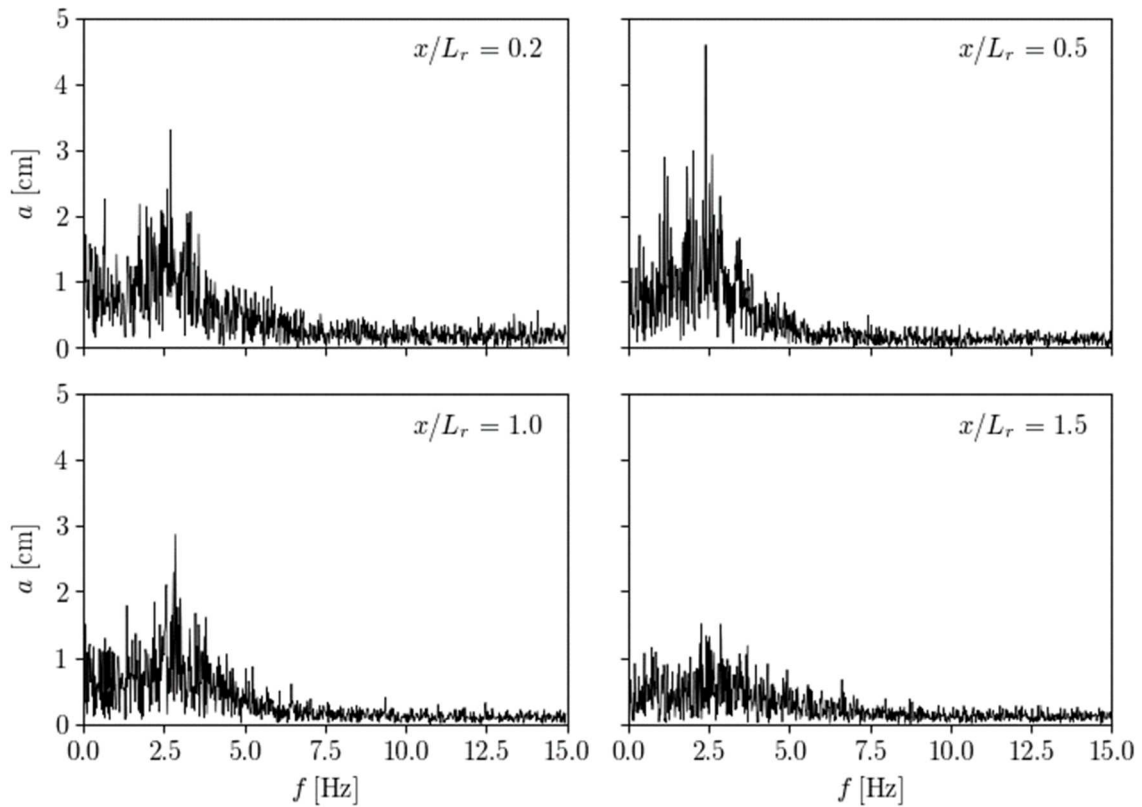
$x/L_r = 1.5$. Međutim, iako je bazirana na fizičko-matematičkim principima, automatizacija procene dužine skoka sa dijagrama kakav je prikazan na slici 83 nije jednostavna te zahteva direktan uvid istraživača i procenu tačnog mesta gde dolazi do naglog i monotonog smanjenja a_{max} .

U cilju detaljnije provere hipoteze u osnovi ove metode, konstruisan je test u kom su učestvovala dva istraživača, pri čemu je hidraulički skok formiran pri protocima od $\{25, 30, 35, 40, 45, 50\}$ L/s. Istraživač #1 je merio dužine valjka skoka koristeći trasere na površini toka, pri čemu istraživač #2 nije prisustvovao merenju. Istraživač #2 primenjivao je metodu za procenu dužine valjka skoka na bazi prethodno iznete hipoteze (analizom FFT spektrograma), nakon čega su rezultati upoređeni. Rezultati do kojih su došla oba istraživača priloženi su u tabeli 21. Dijagrami $a_{max}(x/L_r)$ za sve ispitivane protoke prikazani su na slici 84.

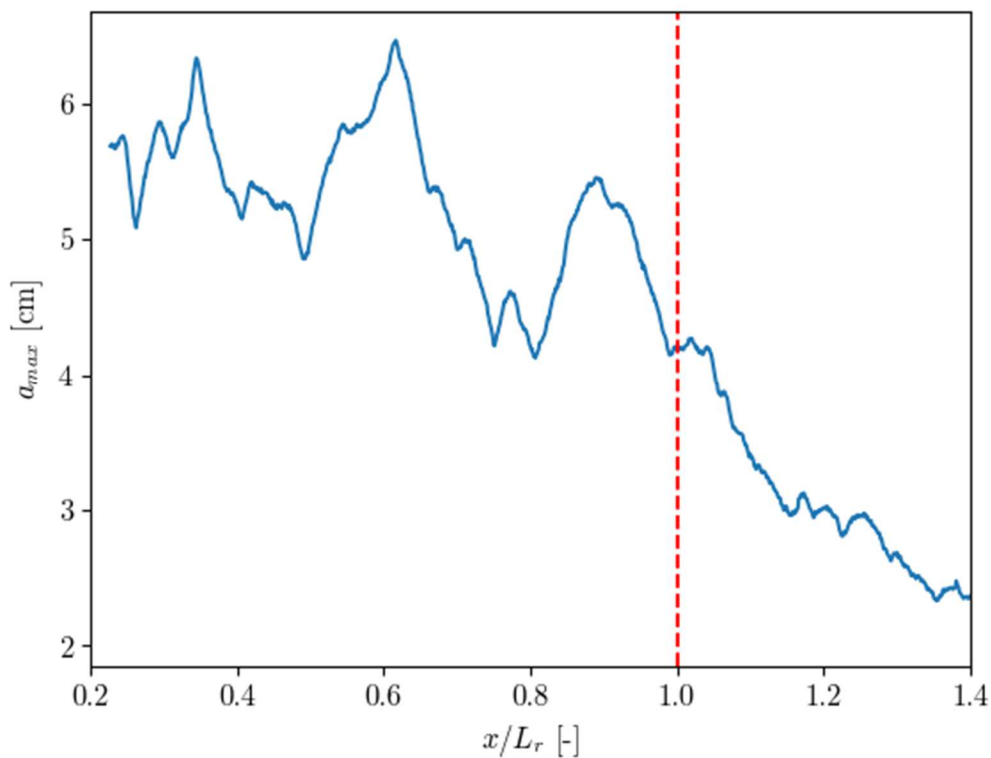
Prikazani rezultati u tabeli 21 ukazuju na dobru korelaciju rezultata dobijenih na dva opisana načina. Primetno je potcenjivanje dužina valjka dobijenih putem podataka iz video zapisa u odnosu na direktna merenja, ali odstupanje nije prelazilo 10% vrednosti direktno izmerene dužine skoka ni pri jednom od ispitanih protoka. Štaviše, relativna odstupanja od direktnih merenja uglavnom su se smanjivala sa povećanjem protoka, apsolutne greške iznosile su do 5 cm, dok vrednost koeficijenta određenosti R^2 za vrednosti L_{r2} u odnosu na direktna merenja L_{r1} iznosi 0.994 (slika 85). Linearna regresija rezultata ($L_{r2} = 1.19L_{r1} - 15.84$) potvrđuje da sa povećanjem dužine skoka, procena putem metode obrade slika sve više precenjuje „ručno“ merene dužine, dok ih za manje vrednosti dužina potcenjuje. Ovaj zaključak naglašava potrebu za daljim i dubljim istraživanjima u vezi sa ovim pristupom, kako bi se obezbedila adekvatna i dosledna primenljivost predložene metode.

Tabela 21. Poređenje rezultata procene dužine valjka skoka: istraživač #1 = neposredno merenje metodom površinskih trasera, istraživač #2 = analiza FFT spektrograma profila dubina dobijenih obradom slika iz video zapisa.

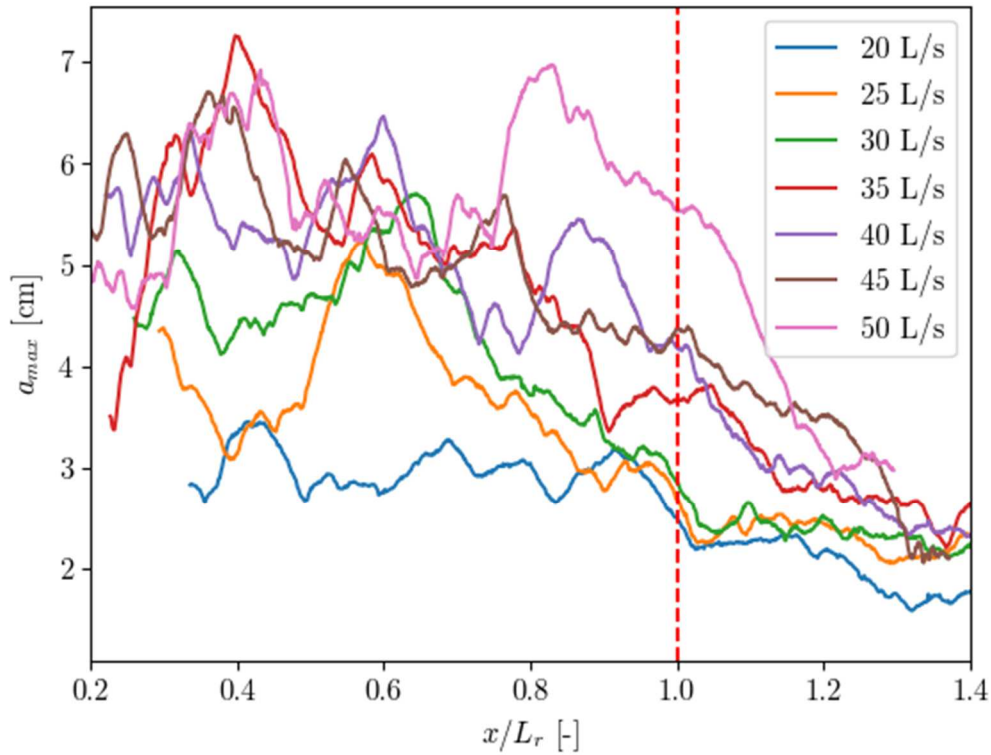
Protok [L/s]	Procenjena dužina valjka skoka		
	Istraživač #1	Istraživač #2	$\varepsilon = \frac{L_{r2} - L_{r1}}{L_{r1}} \times 100$ [%]
	L_{r1} [cm]	L_{r2} [cm]	
20	59.5	54.2	-8.9
25	68.0	65.3	-4.0
30	77.0	74.9	-2.7
35	88.0	91.9	4.4
40	90.5	91.5	1.1
45	102.0	103.5	1.5
50	108.0	112.8	4.4



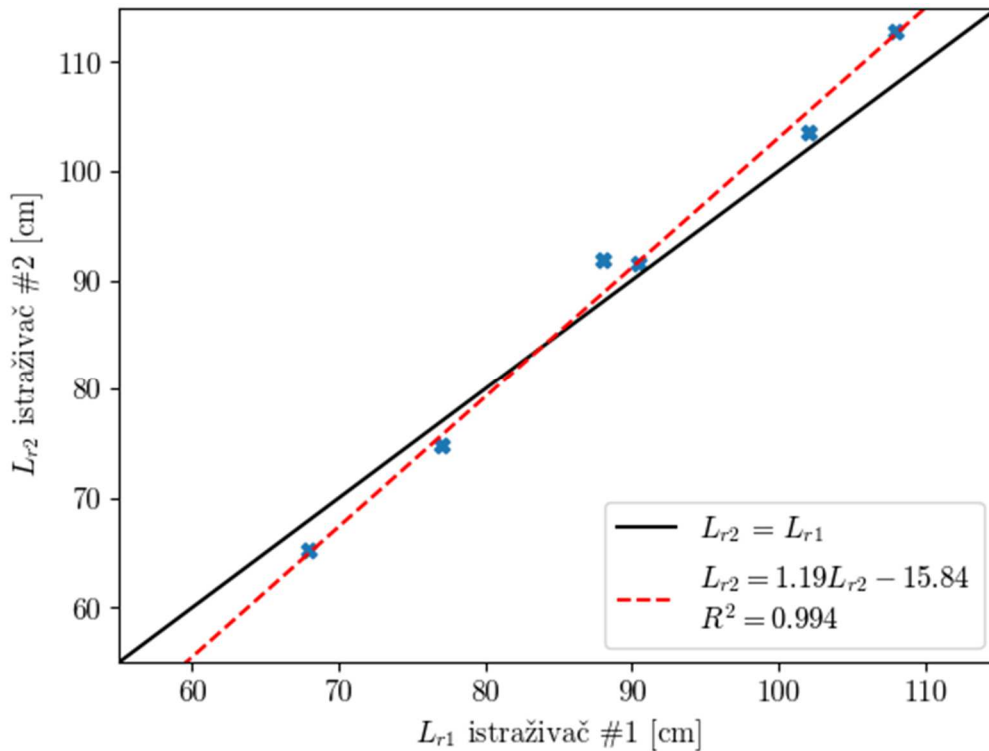
Slika 82. FFT spektrogrami za četiri tačke duž profila dubina hidrauličkog skoka tipa A pri protoku od 34.9 L/s (Ljubičić i ostali, 2020). Dužina valjka skoka L_r određena je neposrednim merenjem.



Slika 83. Promena amplituda dominantnih frekvencija duž profila hidrauličkog skoka tipa A pri protoku 40 L/s.



Slika 84. Promena amplituda dominantnih frekvencija duž profila hidrauličkog skoka tipa A u opsegu protoka od 20 do 50 L/s.



Slika 85. Poređenje rezultata procene dužine valjka skoka putem dve metode.

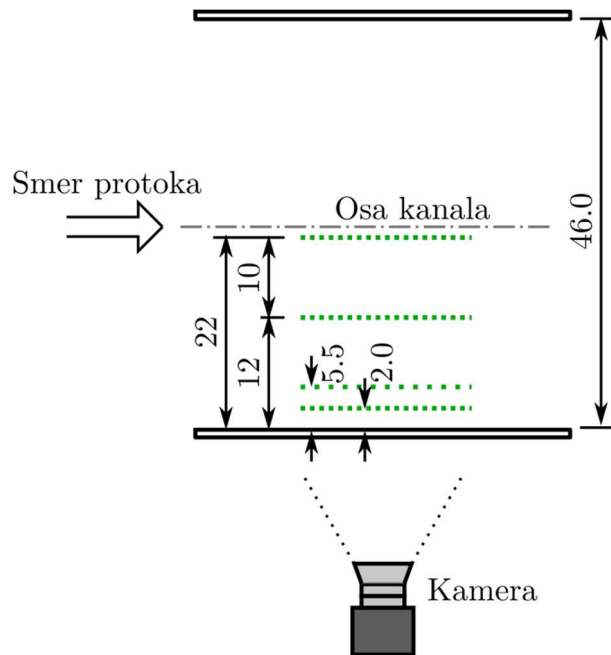
U slučaju skokova u bazenima sa elementima za umirenje, pokazuje se da direktno merenje dužine valjka skoka pomoću površinskih trasera nije moguće usled činjenice da valjak nije jasno definisan kao kod skoka bez dodatnih elemenata. Iz ovog razloga analiza primenljivosti

predložene metodologije na takav tip bazena nije bila moguća u ovom istraživanju. Takođe, procena dužine skoka na osnovu FFT spektrograma nije pružila adekvatne rezultate kao u slučaju bazena bez elemenata za umirenje, te se primena postupka opisanog u ovom poglavlju ne preporučuje u takvim slučajevima. Međutim, u istraživanju Stojnića *i ostalih* (2019) mereni su rasporedi pritisaka duž dna horizontalnog umirujućeg bazena bez stabilizacionih elemenata, i utvrđeno je da se uticaj hidrauličkog skoka na pritiske po dnu bazena pruža do stacionaže $x/h_2 = 7$ što je oko 17% više nego u slučaju skokova nizvodno od glatkih brzotoka ($x/h_2 = 6$). Iako je navedeno istraživanje obavljeno pri drugačijem nagibu brzotoka (30°) nego u ovom istraživanju (45°), navedeni zaključak u skladu je sa činjenicom da su pritisci na uzvodnom kraju bazena stepenastih brzotoka – zbog nepostojanja zakrivljene prelazne deonice – veći nego kod bazena glatkih brzotoka.

Na osnovu prethodnih razmatranja (a u nedostatku detaljnijih ispitivanja), za potrebe dimenzionisanja bazena stepenastih brzotoka na strani sigurnosti je usvajanje veće relativne dužine bazena (u odnosu na h_2) nego kod bazena glatkih brzotoka – na primer u preporučenom iznosu od 17%. Za slučaj bazena sa elementima za umirenje, koji se baziraju na preporukama tipskog bazena USBR III, ova dužina iznosila bi približno $3.2h_2$ – za oko 18.5% više od USBR preporuke od $2.7h_2$.

5.1.5 Analiza polja brzina

Karakterisanje strujanja nizvodno od hidrauličkog skoka upotpuniće se analizom polja brzina u nekoliko vertikalnih podužnih ravni. Zbog složenosti prikupljanja i obrade podataka u vezi sa ovom analizom, za svaku odabranu konfiguraciju analiziraće se po tri ravni i to na udaljenostima od 22, 12 i 2 cm od desnog zida kanala (slika 86). Kada deo konstrukcije rampe onemogućava pristup ravni najbližoj desnom zidu, koristiće se alternativna pozicija na rastojanju od 5.5 cm od desnog zida. U zavisnosti od odabranog protoka, poprečni presek za merenje polja brzina se menjao, ali je za sve konfiguracije jedne grupe pri istom protoku bio isti kako bi se omogućilo dosledno poređenje dobijenih rezultata. Na izbor poprečnog preseka za merenje značajno je uticala koncentracija mehurića vazduha koji se mogu registrovati u mernim ravnima. Naime, mehurići vazduha nisu adekvatni traseri usled dejstva sile uzgona na njih – idealno merno mesto bilo bi tamo gde ne dolazi do njihove pojave u mernoj ravni. Zbog ograničenih dimenzija kanala nije bilo moguće potpuno izbeći prisustvo mehurića vazduha tokom merenja, a da se pritom obezbedi i da merno mesto bude dovoljno udaljeno od nizvodnog graničnog uslova kako se njegov uticaj ne bi odražavao na rezultate merenja.



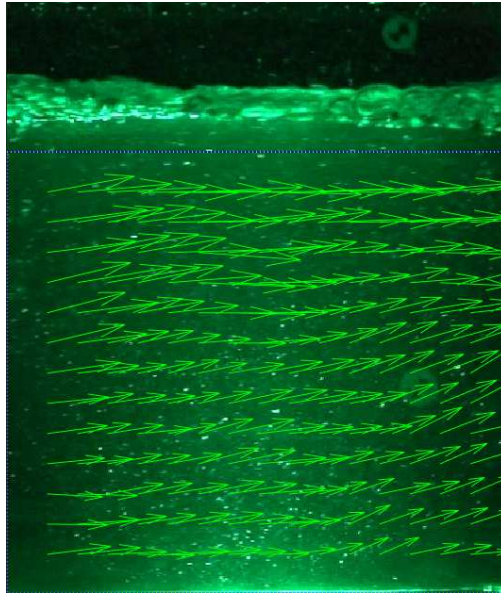
Slika 86. Skica položaja kamere i mernih ravni u odnosu na desni zid kanala.

Za merenje brzina u mernoj ravni korišćen je softver PIVlab (Thielicke i Stamhuis, 2014). Procedura obrade snimka u cilju procene brzina u ravni bila je sledeća:

1. Razdvajanje video zapisa na pojedinačne, sekvencijalno numerisane slike. Na svim slikama su prilikom raspakivanja video zapisa odbačeni oni delovi koji ne sadrže laserom naglašene trasere, te nisu značajni za PIV analizu. Donja ivica slike uvek je poravnata sa kotom dna u odabranoj mernoj ravni;
2. Učitavanje slika u PIVlab softver;
3. Izbor oblasti merne ravni do onog nivoa koji je u toku celog video zapisa pod vodom – do minimalne kote nivoa vode u toku trajanja snimka (slika 87);
4. Izbor odgovarajućih filtera za pretprocesiranje pojedinačnih slika. Korišćeni filteri bili su:
 - a) adaptivno rastezanje histograma intenziteta piksela sa ograničenim kontrastom (engl. *contrast limited adaptive histogram equalization, CLAHE*) (Pizer i ostali, 1987; Thielicke i Stamhuis, 2014);
 - b) visokopropusni filter (engl. *high-pass filter, HPF*) (Thielicke i Stamhuis, 2014).
 Dimenzije operatora ovih filtera (engl. *kernel*) bile su iste za sve video zapise i iznosile su po 16×16 px;
5. Izbor dimenzija oblasti pretrage (SA) i oblasti ispitivanja (IA) u toku PIV analize. Usvojena je PIV metoda sa dve iteracije (engl. *two-pass WiDIM PIV* (Scarano i Riethmuller, 1999)):
 - a) prva iteracija SA = 64×64 px i IA = 32×32 px;
 - b) druga iteracija SA = 48×48 px i IA = 24×24 px.

6. Validacija dobijenih rezultata, gde su primenjene dve metode detekcije grubih grešaka u toku procene brzina:
- definisanje opsega mogućih intenziteta komponenti brzina;
 - detekcija vektora čije komponente brzine su od odgovarajuće vremenski osrednjene vrednosti udaljene više od 5σ , gde je σ standardna devijacija odgovarajuće komponente (Thielicke i Stamhuis, 2014).

Zbog oscilacija nivoa vode, analiza polja brzina nije moguća do same slobodne površine već isključivo do nivoa koji odgovara minimalnom registrovanom nivou u odabranom preseku, odnosno samo u oblasti koja je za vreme trajanja snimka neprekidno ispod nivoa slobodne površine. Ovaj nivo utvrđen je ručnim pregledanjem snimka (slika 87). Donja ivica slike poravnata je sa dnom u odabranoj mernoj ravni – na slici 87 primetna je difuzija svetlosti lasera duž donje ivice prilikom prolaska laserske svetlosti kroz dno umirujućeg bazena konstruisanog od PMMA.



Slika 87. Primer rezultata procene vektora brzina u mernoj ravni u softveru PIVlab. Isprekidana linija predstavlja minimalni nivo vode u toku video zapisa, dok je donja ivica slike poravnata sa kotom dna u mernoj ravni.

Imajući u vidu da se ne očekuju značajne razlike između vremenski uprosečenih srednjih profilskih brzina za različite konfiguracije, analize u ovom poglavlju imaće za cilj rangiranje konfiguracija prema onim pokazateljima koji ukazuju na vrednost kinetičke energije toka:

$$E_K = \alpha \frac{|\mathbf{V}_{av}|^2}{2g}, \quad (5.2)$$

gde je α koeficijent prostorne neravnomernost brzine (po dubini ili po poprečnom preseku), a $|\mathbf{V}_{av}|$ intenzitet vektora vremenski osrednjene brzine (po dubini ili po poprečnom preseku).

Koeficijent prostorne neravnomernosti brzine po poprečnom preseku, za pretpostavku ravanskog strujanja, definiše se kao:

$$\alpha = \frac{\int_A |\mathbf{V}|^3 dA}{|\mathbf{V}_{av}|^3 A} = \frac{\int_A (u^2 + v^2)^{3/2} dA}{|\mathbf{V}_{av}|^3 A}, \quad (5.3)$$

gde su u i v komponente brzine u x i y pravcima (slika 29), a A površina poprečnog preseka. Za jedan profil brzina po dubini toka, u ekvidistantnom ravanskom polju brzina, prethodni izraz postaje:

$$\alpha = \frac{\sum_{i=1}^{n_y} V_i^3}{V_{av}^3 n_y} = \frac{\sum_{i=1}^{n_y} (u_i^2 + v_i^2)^{3/2}}{V_{av}^3 n_y}, \quad (5.4)$$

gde je n_y broj vektora po dubini u odabranom preseku. Koeficijent α uvek je veći od 1.

Osim prostorne neravnomernosti brzina, zbog nestabilnosti fenomena hidrauličkog skoka, od velikog značaja su i fluktuacije komponenti brzina oko odgovarajućih vremenski osrednjenih vrednosti. Analize u vremenskom domenu putem izraza analognim onim koje predstavljaju (5.3) i (5.4) nije moguća u razumnom računskom vremenu, te će se ovde predstaviti koeficijent *vremenske neravnomernosti profila brzina po dubini*:

$$C_p = \frac{\int_0^h (V_{100-p} - V_p) dh}{\int_0^h V_{50} dh}, \quad (5.5)$$

gde p predstavlja oznaku percentila (od 1 do najviše 49%), V_{100-p} i V_p su vrednosti intenziteta vektora brzina u odabranom vertikalnom profilu koje odgovaraju percentilima predstavljenim u indeksu, dok V_{50} predstavlja medijane intenziteta vektora brzina u odabranom vertikalnom profilu⁹. Za diskretno ekvidistantno polje brzina, prethodni izraz svodi se na:

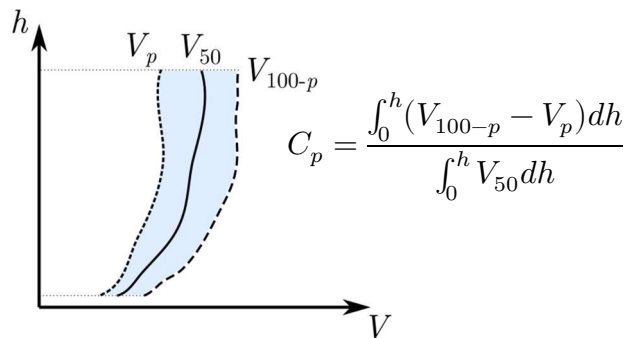
$$C_p = \frac{\sum_{i=1}^{n_y} (V_{100-p,i} - V_{p,i})}{\sum_{i=1}^{n_y} V_{50,i}}. \quad (5.6)$$

Šematski prikaz izraza (5.5) prikazan je na slici 88. Ideja uvođenja koeficijenta C_p je da se pruži jednostavan način za opisivanje varijabilnosti profila brzina u toku vremena. Prema izrazu (5.5), C_p je za realne tokove uvek veći od 0, pri čemu manja vrednost C_p ukazuje na vremenski „stabilniji“ profil dubina. U analizama u ovom istraživanju odabrane su tri vrednosti karakterističnih percentila $p = \{1, 5, 25\}\%$.

Koeficijenti prostorne neravnomernosti α i vremenske neravnomernosti C_p poslužiće za poređenje kvaliteta disipacije energije i stabilnosti hidrauličkog skoka, najpre među

⁹ Za veliki broj elemenata u skupu vektora brzina V može se pretpostaviti da je medijana približno jednaka srednjoj vrednosti $V_{50} \approx V_{av}$, ako je raspodela vrednosti u skupu približno normalna.

konfiguracijama jedne grupe, a kasnije (i daleko važnije) među reprezentativnim konfiguracijama pojedinačnih grupa.



Slika 88. Šema definicije koeficijenta vremenske neravnomernosti profila brzina po dubini.

Vertikalni profili brzina, prikazani u narednim poglavljima, predstavljaju srednje kolone ravanskih polja brzina iz kojih su dobijeni. Za protoke od 30 i 40 L/s, profili odgovaraju stacionažama $\approx 5.5h_{2@40}$, odnosno $\approx 7.0h_{2@50}$ pri protoku od 50 L/s. Analiza profila na stacionažama uzvodnije od $5.5h_{2@40}$ nije bila moguća zbog visoke koncentracije mehurića vazduha. Slike u narednim potpoglavljima koje predstavljaju rezultate za različite položaje merne ravni y , prikazane su uvek u redosledu od ose ka zidovima kanala (slika 86).

Grupa 7A

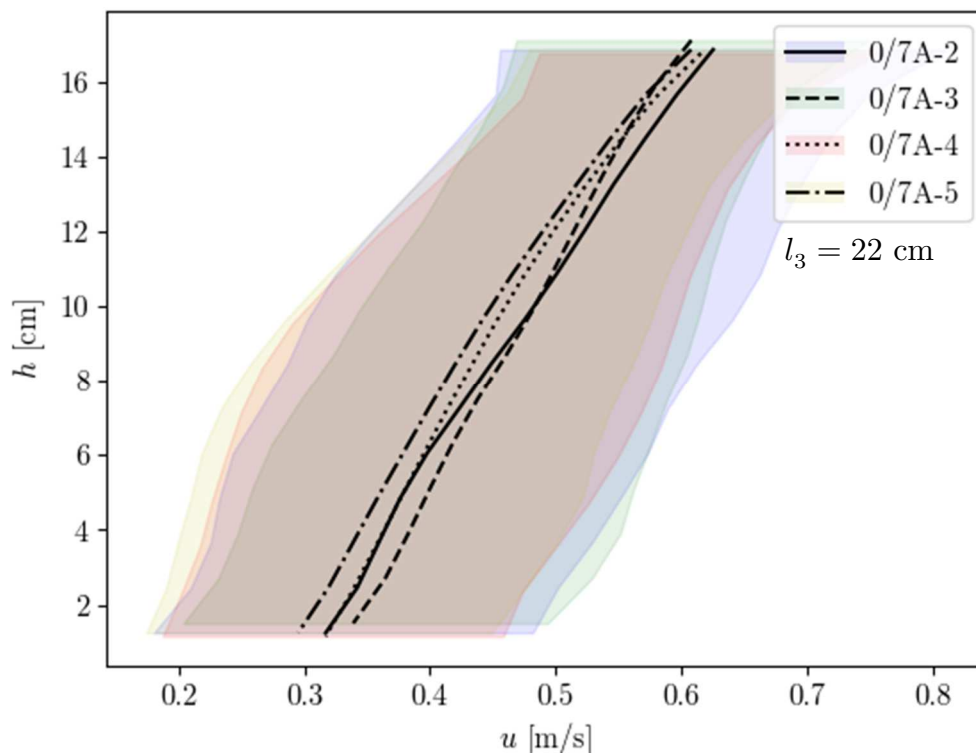
Prikaz profila vremenski uprosečenih brzina u horizontalnom pravcu, kao i opsega između percentila 5% i 95%, dat je na slikama 89–91 za merne ravni na udaljenostima (redom) $l_3 = \{22, 12, 5.5\}$ cm od desnog zida kanala pri merodavnom protoku od 40 L/s. Gustine raspodela koeficijenata prostorne neravnomernosti α za tri odabrane merne ravni prikazane su na slikama 92–94. Koeficijenti vremenske neravnomernosti C_p predstavljeni su u tabeli 22. Iz analize je isključena konfiguracija 0/7A-1 za koju je u poglavlju 5.1.2 utvrđeno da je nepovoljna sa stanovišta stabilnosti podužnog profila dubina.

Prikazani rezultati ukazuju na sledeće zaključke i trendove:

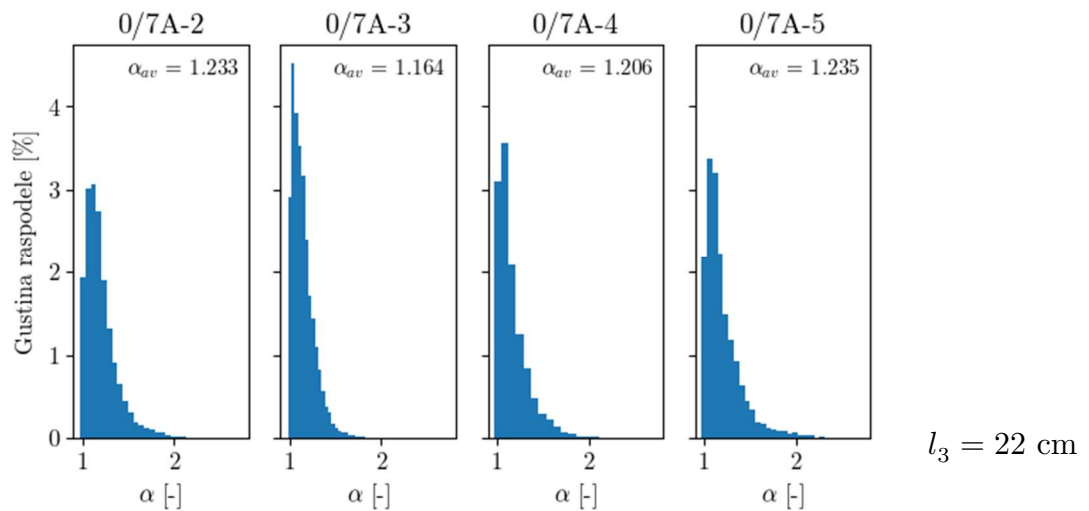
1. Usled oscilacija nivoa vode, PIV analiza obuhvatila je oko 75% preseka u odnosu na vremenski uprosečenu dubinu u odabranim profilima;
2. Vremenski uprosečene horizontalne komponente brzine za sve konfiguracije nalaze se u opsegu između 0.30 i 0.60 m/s u sve tri merne ravni;
3. Profili brzina po dubini su gotovo linearni, sa izraženim gradijentom intenziteta po dubini. Između mernih ravni $l_3 = 22$ cm i $l_3 = 12$ cm se ne uočavaju značajne razlike u pogledu profila vremenski uprosečenih brzina, dok je kod ravni $l_3 = 5.5$ cm sa porastom dubine primetno manji gradijent intenziteta brzine. Poslednje se može pripisati uticaju trenja duž zidova hidrauličkog kanala;

4. Koeficijenti prostorne neravnomernosti α očekivano opadaju u smeru od ose ka zidovima kanala. Iako minimalnu prosečnu vrednost $\alpha = 1.161$ ostvaruje konfiguracija 0/7A-3, razlike između konfiguracija ove grupe relativno su male (1.161–1.180);
5. Koeficijenti vremenske neravnomernosti C_p za sva tri karakteristična percentila takođe opadaju u smeru od ose ka zidovima kanala. Minimalne vrednosti C_p ostvaruje konfiguracija 0/7A-4.

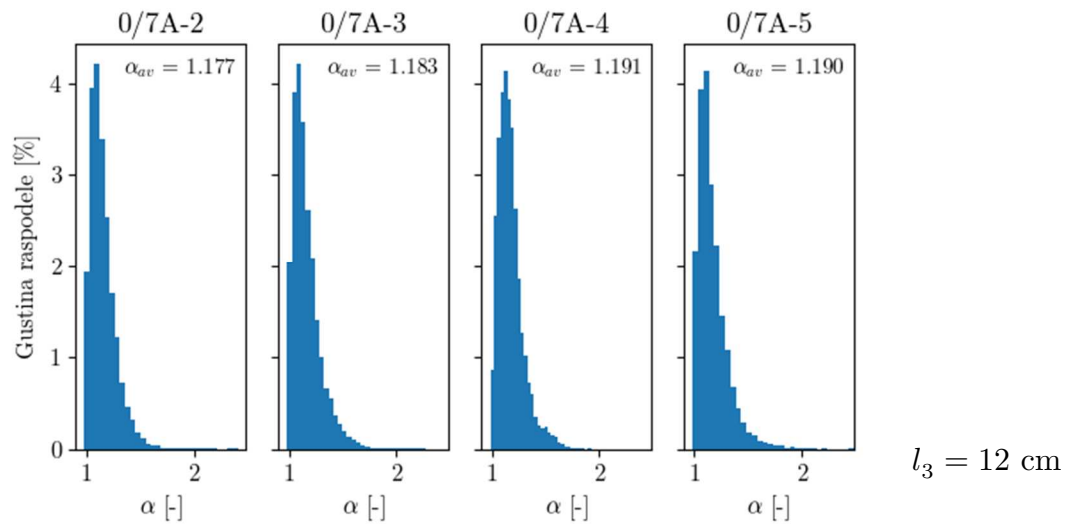
Zanimljivo je primetiti da su konfiguracije 0/7A-3 i 0/7A-4 takođe pokazale najviše potencijala u pogledu profila dubina (poglavlje 5.1.2). Navedene konfiguracije prema dimenzijama i položajima približno (0/7A-3) ili potpuno (0/7A-4) odgovaraju preporukama USBR-a za tipske bazene tipa III.



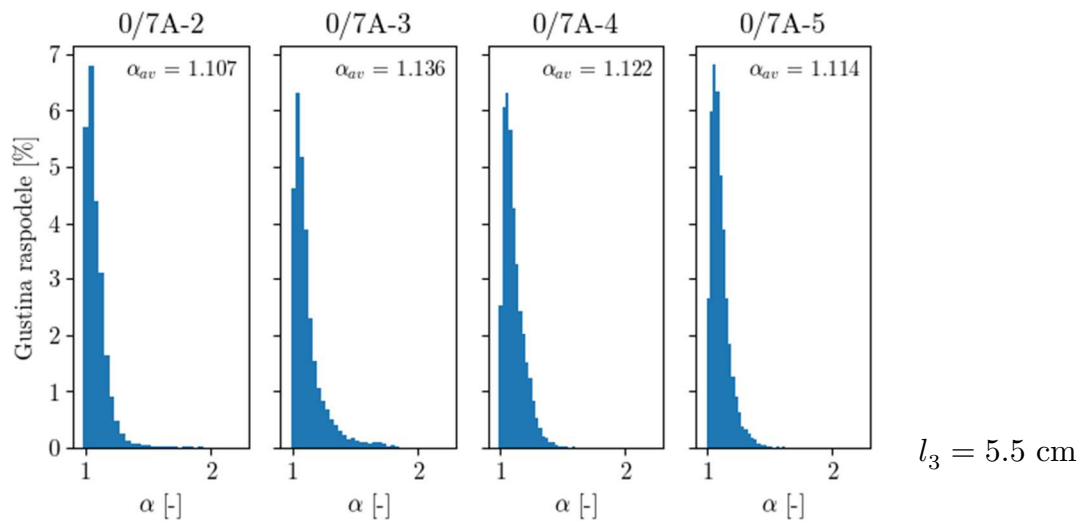
Slika 89. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije grupe 7A: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 22.0$ cm, protok 40 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.



Slika 92. Gustine raspodela koeficijena prostorne neravnomernosti α za konfiguracije grupe 7A: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 22.0$ cm, protok 40 L/s.



Slika 93. Gustine raspodela koeficijena prostorne neravnomernosti α za konfiguracije grupe 7A: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 12.0$ cm, protok 40 L/s.



Slika 94. Gustine raspodela koeficijena prostorne neravnomernosti α za konfiguracije grupe 7A: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 5.5$ cm, protok 40 L/s.

Tabela 22. Vrednosti koeficijenta vremenske neravnomernosti brzina C_p za različite položaje mernih ravni l_3 kod konfiguracije grupe 7A pri protoku od 40 L/s.

l_3 [cm]	Konfiguracija	C_1 [-]	C_5 [-]	C_{25} [-]
22.0	0/7A-2	1.017	0.688	0.275
	0/7A-3	0.838	0.582	0.236
	0/7A-4	0.858	0.612	0.245
	0/7A-5	0.891	0.626	0.252
	Prosek	0.901	0.627	0.252
12.0	0/7A-2	0.951	0.599	0.240
	0/7A-3	0.798	0.528	0.210
	0/7A-4	0.728	0.501	0.201
	0/7A-5	0.797	0.537	0.217
	Prosek	0.819	0.541	0.217
5.5	0/7A-2	0.833	0.581	0.228
	0/7A-3	0.804	0.563	0.229
	0/7A-4	0.789	0.532	0.200
	0/7A-5	0.815	0.498	0.198
	Prosek	0.810	0.544	0.214

Grupa 7E

Prikaz profila vremenski uprosečenih brzina u horizontalnom pravcu, kao i opsega između percentila 5% i 95%, dat je na slikama 95–97 za merne ravni na udaljenostima (redom) $l_3 = \{22, 12, 5.5\}$ cm od desnog zida kanala pri merodavnom protoku od 40 L/s. Gustine raspodela koeficijenata prostorne neravnomernosti α za tri odabrane merne ravni prikazane su na slikama 98–100. Koeficijenti vremenske neravnomernosti C_p predstavljeni su u tabeli 23. Iz analize je zbog operatorske greške isključena konfiguracija 0/7E-2.

Prikazani rezultati ukazuju na sledeće zaključke i trendove:

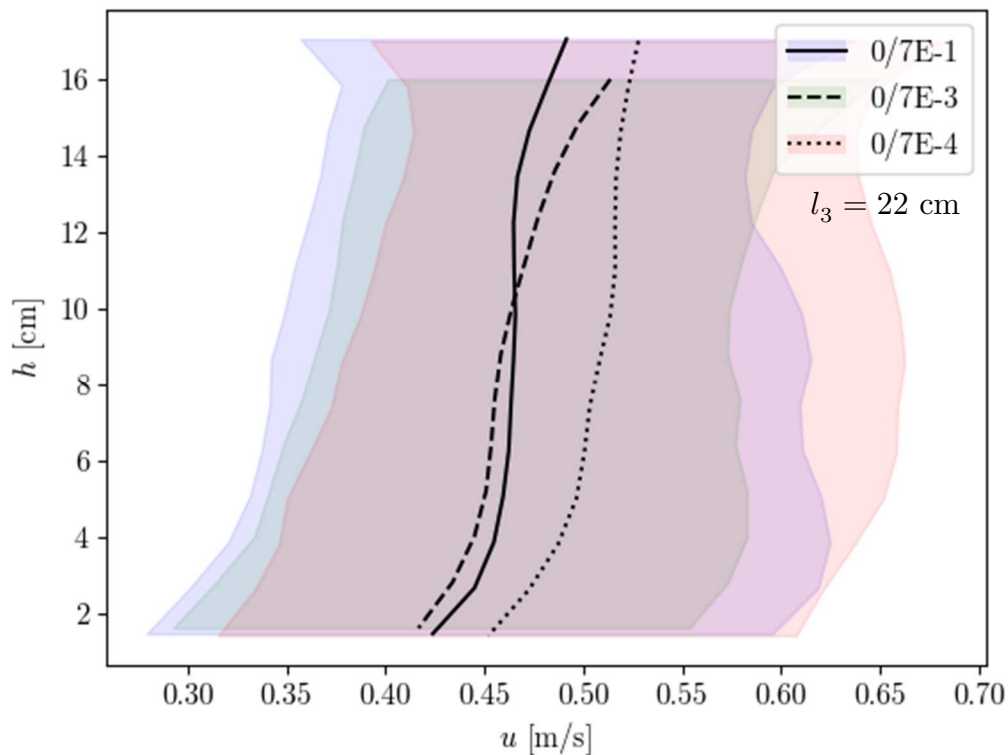
1. Kao i kod grupe 7A, usled oscilacija nivoa vode, PIV analiza obuhvatila je oko 75% visine preseka u odnosu na vremenski uprosečenu dubinu u odabranim profilima;
2. Vremenski uprosečene brzine uzimaju vrednosti iz opsega između 0.35 i 0.50 m/s, što je značajno uži opseg vrednosti nego kod konfiguracija grupe 7A;
3. Uočava se veća razlika između vremenski uprosečenih profila horizontalnih brzina za različite konfiguracije ove grupe, nego kod grupe 7A. Međutim, ovde treba primetiti da su nizvodno od valjka hidrauličkog skoka i razlike između profila dubina kod konfiguracija ove grupe (slika 64) veće nego kod grupe 7A (slika 60);

4. Profili brzina kod svih konfiguracija ove grupe pokazuju manji gradijent nego kod grupe 7A, a u određenim opsezima dubina gradijenti su bliski nuli;
5. Koeficijenti prostorne neravnomernosti α drastično su manji nego kod konfiguracija grupe 7A, u proseku za oko 10%, što je u skladu sa zaključcima iz prethodne tačke. Takođe, nema izraženog trenda opadanja vrednosti α u smeru od ose kanala ka nepokretnoj konturi – koeficijent α ravnomerniji je po širina kanala nego kod grupe 7A;
6. Ne postoji ni izražen trend opadanja koeficijenata vremenske neravnomernosti C_p u smeru od ose kanala ka zidovima kao kod grupe 7A. U okolini ose kanala ($l_3 = 22.0$ cm), prosečne vrednosti C_p kod konfiguracija grupe 7E u proseku su manje za oko 15% u odnosu na konfiguracije grupe 7A; za mernu ravan $l_3 = 12.0$ cm prosečne vrednosti između ove dve grupe su gotovo identične; za mernu ravan u blizini zida kanala ($l_3 = 5.5$ cm) prosečne vrednosti C_p grupe 7E veće su za oko 10% u odnosu na grupu 7A;
7. Vizuelnim pregledom video zapisa uočena je nešto veća koncentracija mehurića vazduha u toku kod konfiguracija ove grupe u odnosu na grupu 7A.

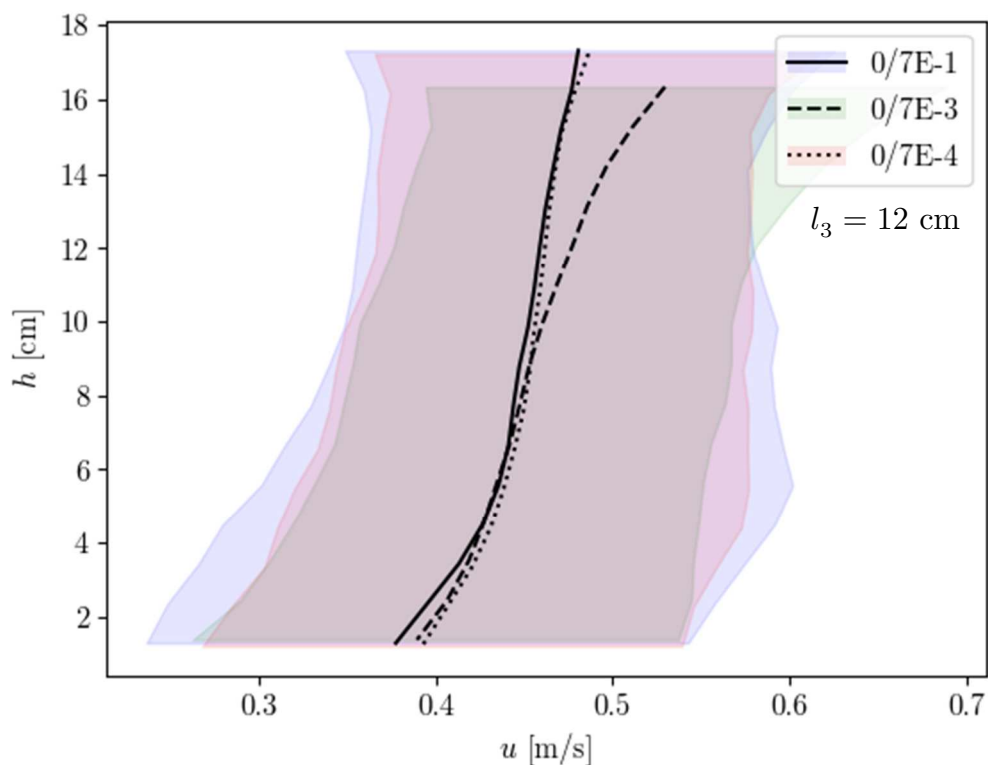
Tačke 5 i 6 su od posebnog značaja jer ukazuju na to da upotreba elemenata veće visine od USBR preporuka dovodi do razvoja ravnomernijeg rasporeda brzina u poprečnom preseku kanala, te je uobičajena separacija toka na oblasti u okolini ose toka i u blizini nepokretne konture manje izražena. Kod gotovo svih konfiguracija grupe 7E polje brzina ujednačenije je u prostornom domenu – po dubini h i po poprečnom preseku l_3 – ali i u vremenskom domenu – u pogledu osrednjenih i fluktuacionih vrednosti komponenti brzine – od svih konfiguracija grupe 7A.

Zapažanje u tački 7 pripisuje se većoj turbulenciji i snažnijem vrtložnom kretanju u glavnom valjku skoka koje izazivaju veći elementi ove grupe, koji samim tim doprinose i intenzivnijoj (re)aeraciji toka. Takođe, veći ugao defleksije mlaza u okolini elemenata pogoduje procesima aeracije toka kroz slobodnu površinu.

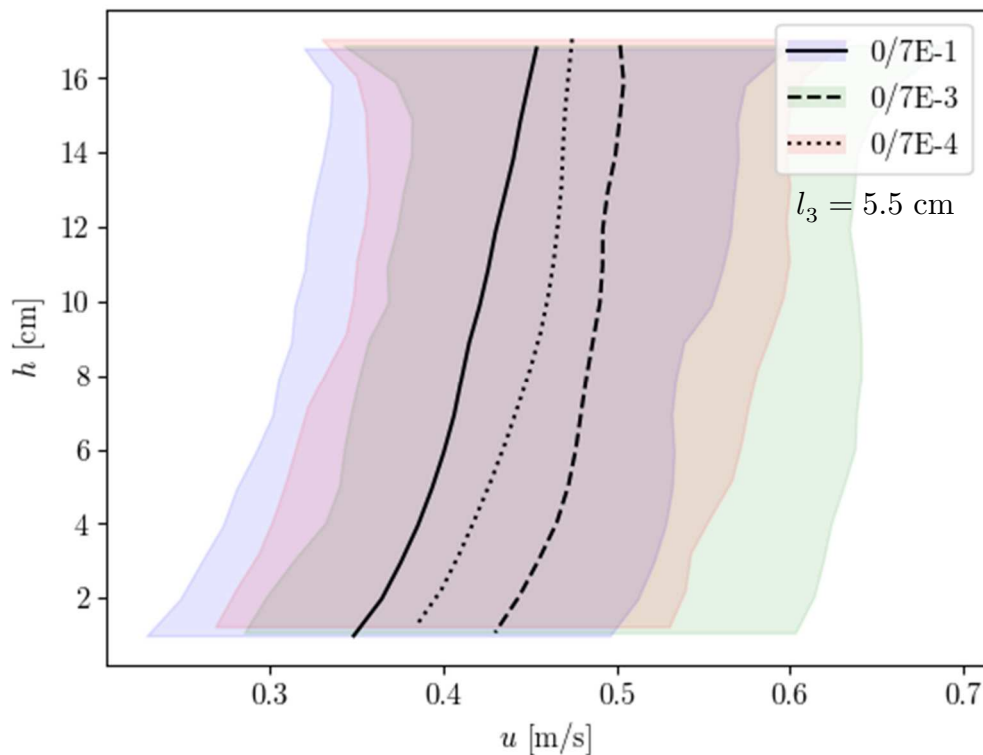
Rezultati analize u ovom poglavlju podržavaju zaključke iznete u poglavlju 5.1.2 koji ukazuju na poboljšanje disipacije mehaničke energije prilikom korišćenja elemenata veće visine od USBR preporuka.



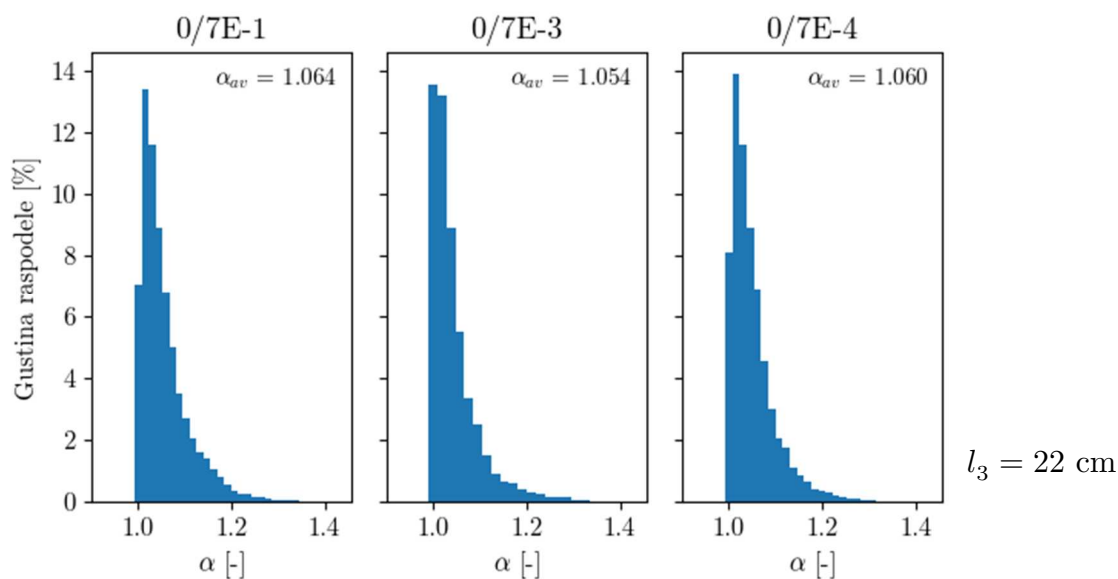
Slika 95. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije grupe 7E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 22.0 \text{ cm}$, protok 40 L/s . Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.



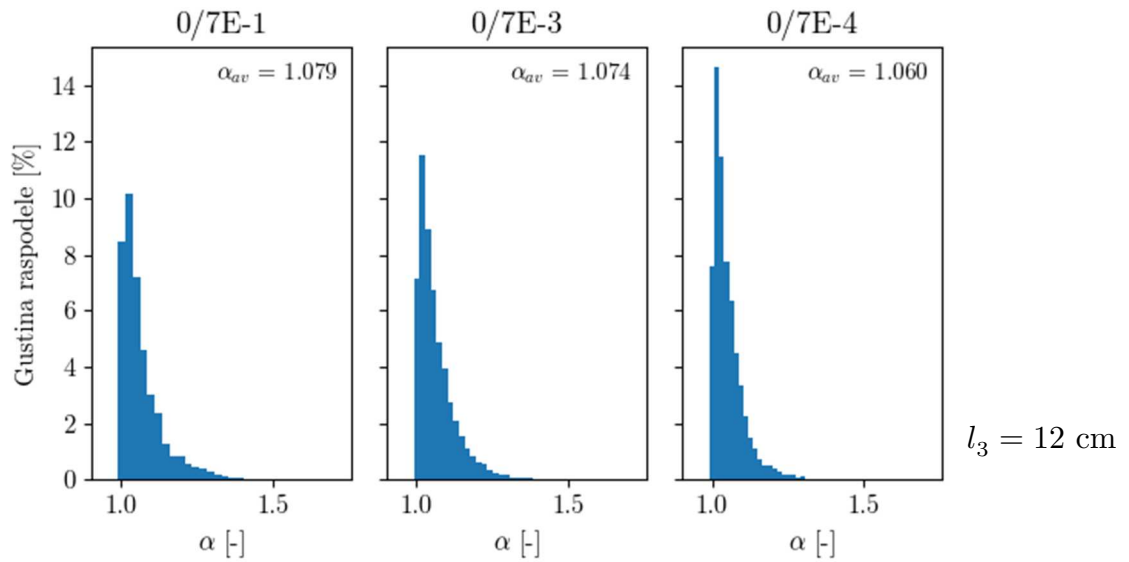
Slika 96. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije grupe 7E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 12.0 \text{ cm}$, protok 40 L/s . Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.



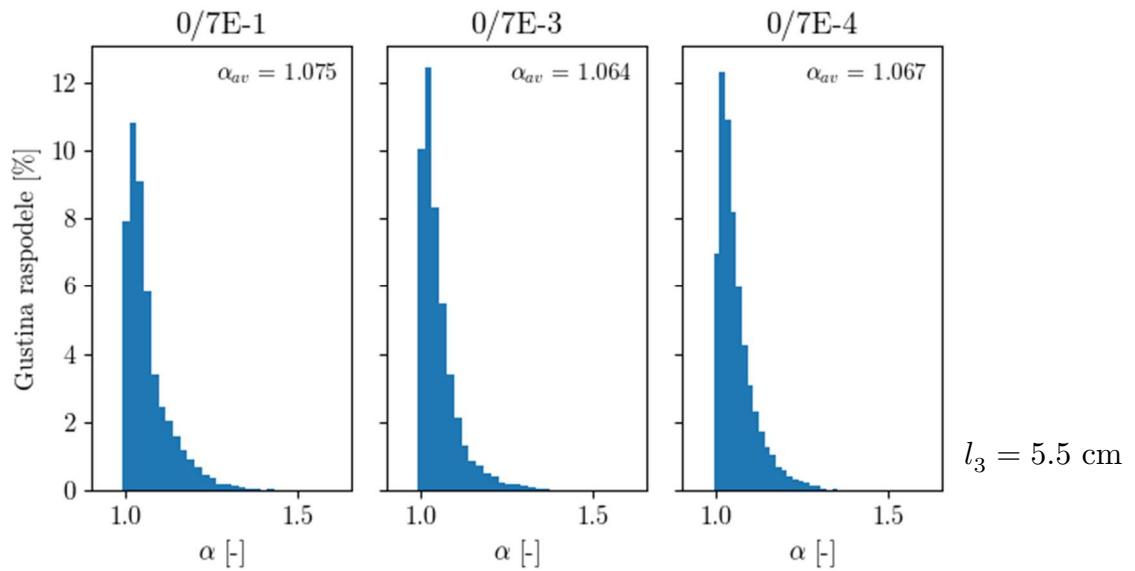
Slika 97. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije grupe 7E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 5.5$ cm, protok 40 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.



Slika 98. Gustine raspodele koeficijenta prostorne neravnomernosti α za konfiguracije grupe 7E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 22.0$ cm, protok 40 L/s.



Slika 99. Gustine raspodele koeficijenta prostorne neravnomernosti α za konfiguracije grupe 7E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 12.0 \text{ cm}$, protok 40 L/s .



Slika 100. Gustine raspodele koeficijenta prostorne neravnomernosti α za konfiguracije grupe 7E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 5.5 \text{ cm}$, protok 40 L/s .

Tabela 23. Vrednosti koeficijenta vremenske neravnomernosti brzina C_p za različite položaje mernih ravni l_3 kod konfiguracije grupe 7E pri protoku od 40 L/s.

l_3 [cm]	Konfiguracija	C_1 [-]	C_5 [-]	C_{25} [-]
22.0	0/7E-1	0.829	0.577	0.226
	0/7E-3	0.743	0.500	0.195
	0/7E-4	0.764	0.545	0.224
	Prosek	0.779	0.541	0.215
12.0	0/7E-1	0.850	0.600	0.233
	0/7E-3	0.748	0.512	0.203
	0/7E-4	0.779	0.532	0.212
	Prosek	0.792	0.548	0.216
5.5	0/7E-1	0.848	0.608	0.244
	0/7E-3	0.879	0.611	0.249
	0/7E-4	0.822	0.577	0.239
	Prosek	0.850	0.598	0.244

Grupa 7A-6E

Prikaz profila vremenski uprosečenih brzina u horizontalnom pravcu, kao i opsega između percentila 5% i 95%, dat je na slikama 101–103 za merne ravni na udaljenostima (redom) $l_3 = \{22, 12, 5.5\}$ cm od desnog zida kanala pri merodavnom protoku od 40 L/s. Gustine raspodela koeficijenata prostorne neravnomernosti α za tri odabrane merne ravni prikazane su na slikama 104–106. Koeficijenti vremenske neravnomernosti C_p predstavljeni su u tabeli 24.

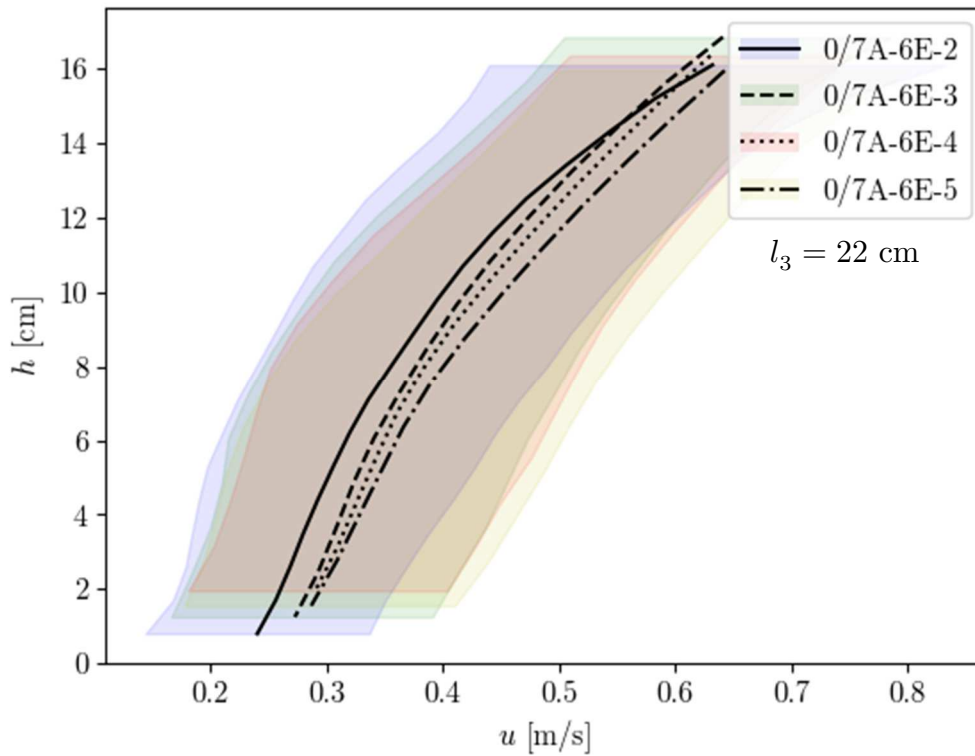
Iz analize u ovom poglavlju su isključene konfiguracije 0/7A-6E-1 i 0/7A-6E-6 i 0/7A-6E-7 za koje je u poglavlju 5.1.2 utvrđeno da su nepovoljne sa stanovišta stabilnosti podužnog profila dubina.

Prikazani rezultati ukazuju na sledeće zaključke i trendove:

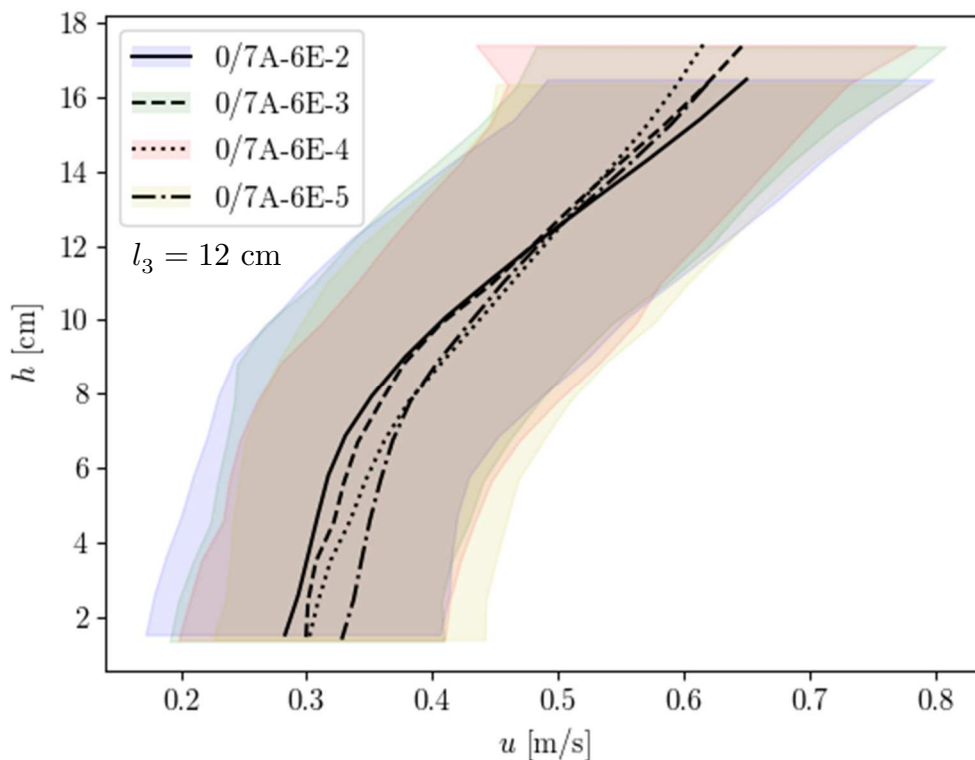
1. Kao i kod grupa 7A i 7E, PIV analiza je obuhvatila oko 75% visine preseka u odnosu na vremenski uprosečenu dubinu u odabranim profilima;
2. Vremenski uprosečene brzine uzimaju vrednosti iz opsega između 0.25 i 0.65 m/s, što je širi opseg vrednosti nego kod konfiguracija grupa 7A i 7E. Uočava se i da je opseg vrednosti vremenski uprosečenih brzina najveći u mernoj ravni $l_3 = 22.0$ cm (0.25–0.65), a najmanji u ravni $l_3 = 5.5$ cm (0.35–0.65);
3. Konfiguracije ove grupe pokazuju međusobno slične vremenski osrednjene profile horizontalnih komponenti brzina;

4. Profili brzina u funkciji dubine konkavni su za merne ravni $l_3 = 22.0$ cm i $l_3 = 12.0$ cm, što nije bio slučaj u prethodnim grupama konfiguracija. U ravni $l_3 = 5.5$ cm profili su približno linearni;
5. U sprezi sa zapažanjima iz tačke 2, koeficijenti prostorne neravnomernosti α najveći su od svih do sad analiziranih konfiguracija: u mernoj ravni $l_3 = 22.0$ cm prosečno 1.31, u ravni $l_3 = 12.0$ cm prosečno 1.28, dok je u ravni $l_3 = 5.5$ cm osetan pad neravnomernosti sa prosečnom vrednošću α od 1.13. Pad vrednosti α u okolini nepokretne konture može se objasniti povećanjem uticaja trenja duž zidova kanala. Najmanje prostorne neravnomernosti brzina pokazale su konfiguracije 0/7A-6E-4 i 0/7A-6E-5;
6. Dosledno prethodnoj tački, koeficijenti vremenske neravnomernosti brzina C_p gotovo su identični za merne ravni $l_3 = 22.0$ cm i $l_3 = 12.0$ cm, dok su u ravni $l_3 = 5.5$ cm manji nego u preostala dva. Razlike između vrednosti koeficijenta C_p za oblast ose i u okolini zida kanala najveće su od svih do sada analiziranih konfiguracija. Uopšte su vrednosti C_p sličnije konfiguracijama grupe 7A nego grupe 7E. Najmanju vremensku neravnomernost brzina pokazala je konfiguracija 0/7A-6E-4;
7. Vizuelnim pregledom video zapisa primećeno je da je količina mehurića vazduha u toku kod konfiguracija ove grupe manja nego kod konfiguracija grupe 7E, a da su mehurići prisutni uglavnom samo u gornjoj oblasti toka, tj. u okolini slobodne površine.

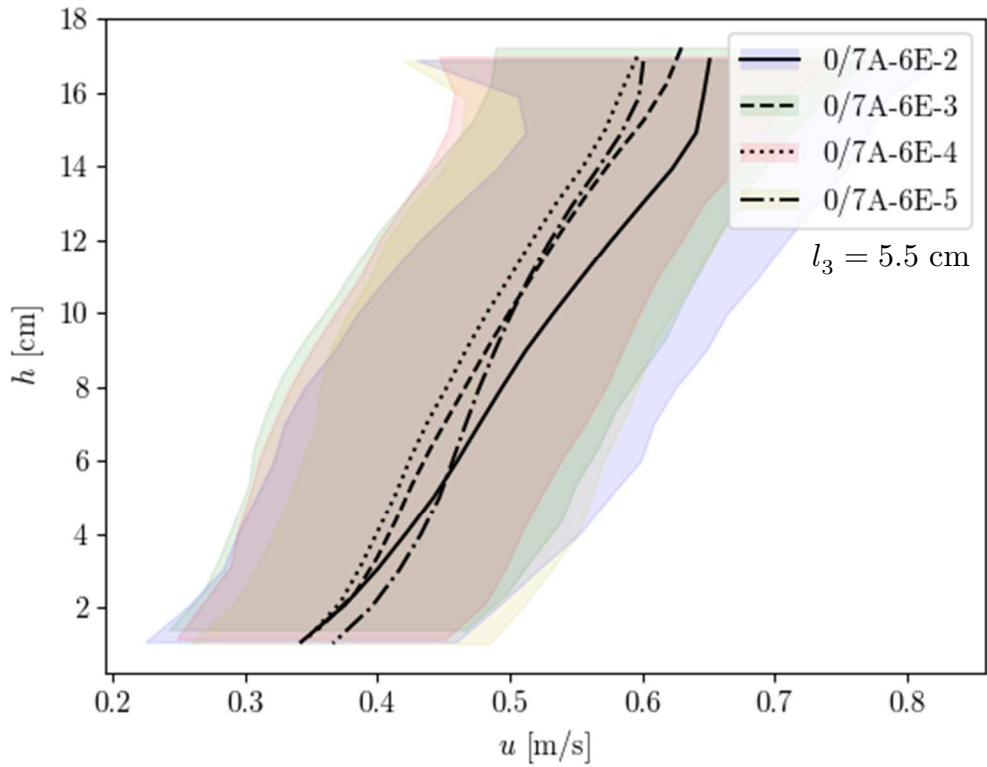
U tačkama 5 i 6 ističu se dve konfiguracije – 0/7A-6E-4 i 0/7A-6E-5 – koje pokazuju minimalne prostorno-vremenske neravnomernosti polja brzina u ovoj grupi. U odnosu na konfiguracije grupa 7A i 7E, primetno je koncentrisanje protoka u gornjoj oblasti toka, posebno u okolini podužne ose kanala. Ako se ima na umu da se konfiguracije ove grupe sastoje od dva reda elemenata, od kojih su nizvodni elementi veće visine od USBR preporuka, nije neobično što dolazi do koncentrisanja toka u oblasti iznad nizvodnih elemenata. Iako takva neravnomernost ukazuje na povećanu kinetičku energiju nizvodno od valjka skoka (izraz 5.2), smanjenje intenziteta brzina u okolini dna kanala (ali i zidova kanala), može obezbediti veću sigurnost od pojave erozije neposredno nizvodno od umirujućeg bazena. Stoga će u poglavlju 5.1.6 biti detaljnije analizirani vektori brzina u neposrednoj blizini dna kanala.



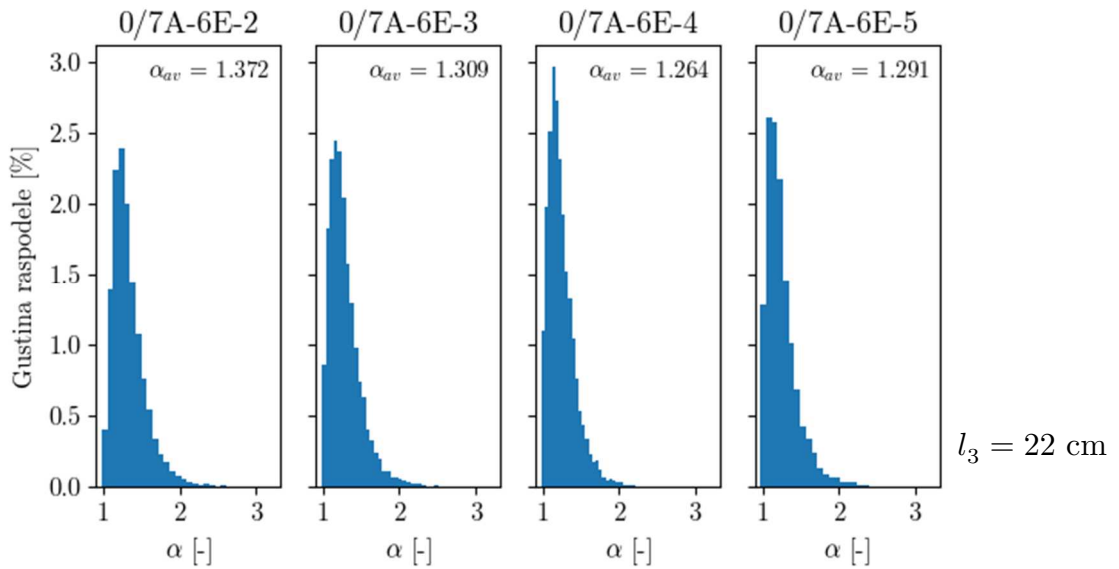
Slika 101. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije grupe 7A-6E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 22.0$ cm, protok 40 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.



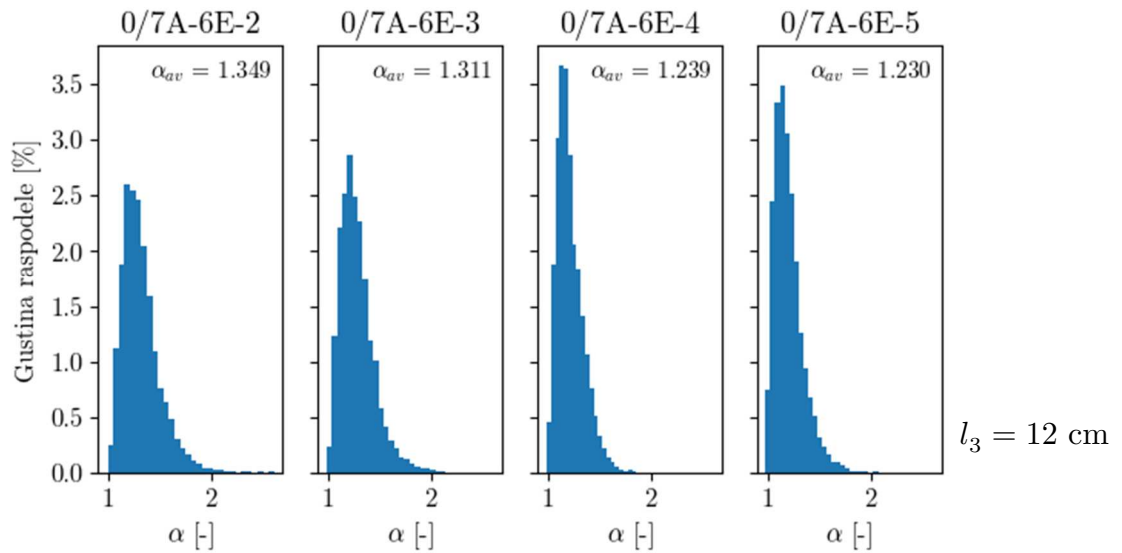
Slika 102. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije grupe 7A-6E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 12.0$ cm, protok 40 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.



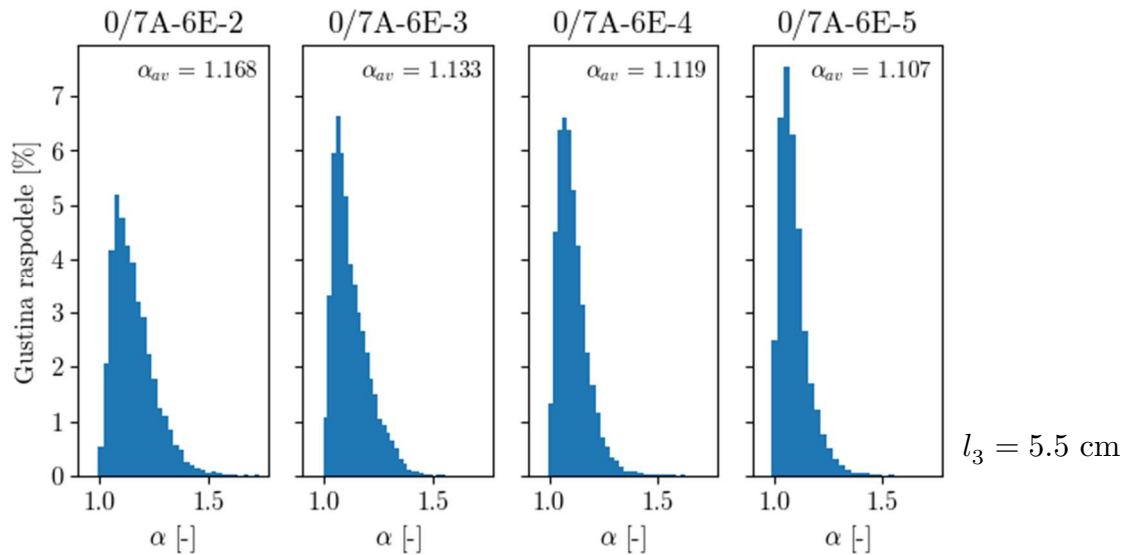
Slika 103. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije grupe 7A-6E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 5.5$ cm, protok 40 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.



Slika 104. Gustine raspodela koeficijenta prostorne neravnomernosti α za konfiguracije grupe 7A-6E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 22.0$ cm, protok 40 L/s.



Slika 105. Gustine raspodele koeficijenta prostorne neravnosti α za konfiguracije grupe 7A-6E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 12.0 \text{ cm}$, protok 40 L/s .



Slika 106. Gustine raspodele koeficijenta prostorne neravnosti α za konfiguracije grupe 7A-6E: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 5.5 \text{ cm}$, protok 40 L/s .

Tabela 24. Vrednosti koeficijenta vremenske neravnomernosti brzina C_p za različite položaje mernih ravni l_3 kod konfiguracije grupe 7A-6E pri protoku od 40 L/s.

l_3 [cm]	Konfiguracija	C_1 [-]	C_5 [-]	C_{25} [-]
22.0	0/7A-6E-2	0.942	0.658	0.266
	0/7A-6E-3	0.843	0.598	0.247
	0/7A-6E-4	0.817	0.568	0.232
	0/7A-6E-5	0.928	0.619	0.254
	Prosek	0.883	0.611	0.250
12.0	0/7A-6E-2	0.890	0.633	0.262
	0/7A-6E-3	0.876	0.596	0.241
	0/7A-6E-4	0.811	0.551	0.221
	0/7A-6E-5	0.922	0.596	0.235
	Prosek	0.874	0.594	0.240
5.5	0/7A-6E-2	0.821	0.529	0.214
	0/7A-6E-3	0.748	0.515	0.208
	0/7A-6E-4	0.702	0.490	0.194
	0/7A-6E-5	0.731	0.499	0.205
	Prosek	0.750	0.508	0.205

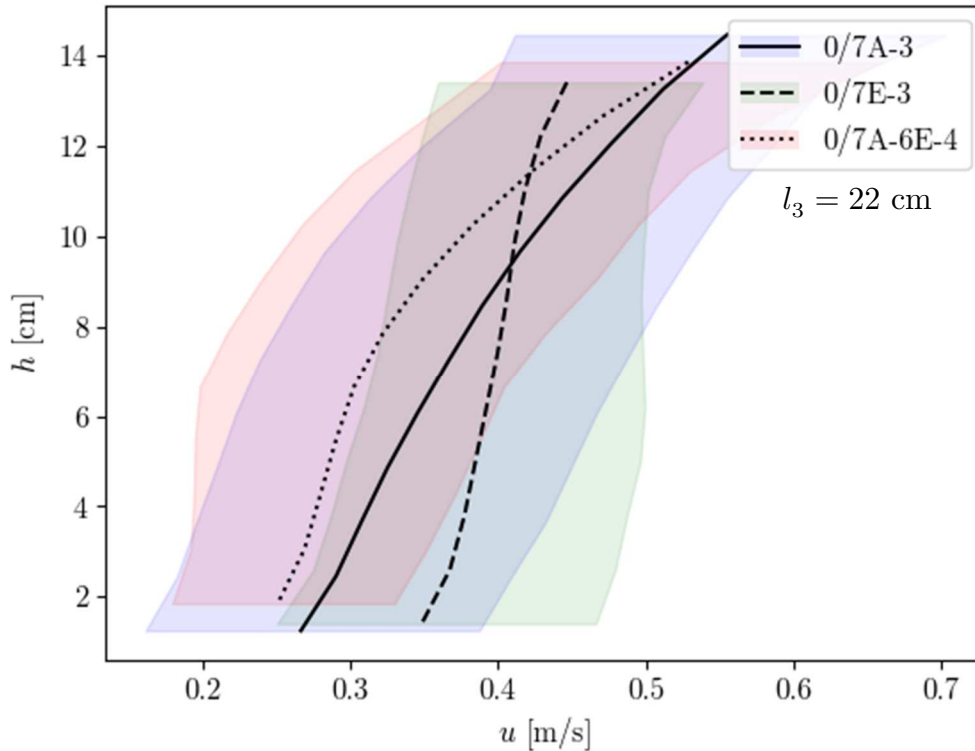
Poređenje grupa 7A, 7E i 7A-6E

Na kraju će se radi lakšeg poređenja rezultata do sada analiziranih grupa, prikazati profili brzina (slike 107, 109 i 111), gustine raspodele koeficijenata prostorne neravnomernosti (slike 108, 110 i 112) i koeficijenti vremenske neravnomernosti (tabela 25) za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4, a sve za mernu ravan $l_3 = 22.0$ cm pri protocima od 30, 40 i 50 L/s. Prilikom sagledavanja rezultata na umu treba imati činjenicu da su analize pri protocima od 30 i 40 L/s obavljene na približno istim stacionažama u umirujućem bazenu ($x \approx 130$ cm $\approx 5.5h_{2@40}$), dok je pri protoku od 50 L/s zbog povećane količine vazduha morala biti odabrana nizvodnija stacionaža ($x \approx 190$ cm $\approx 7.0h_{2@50}$)

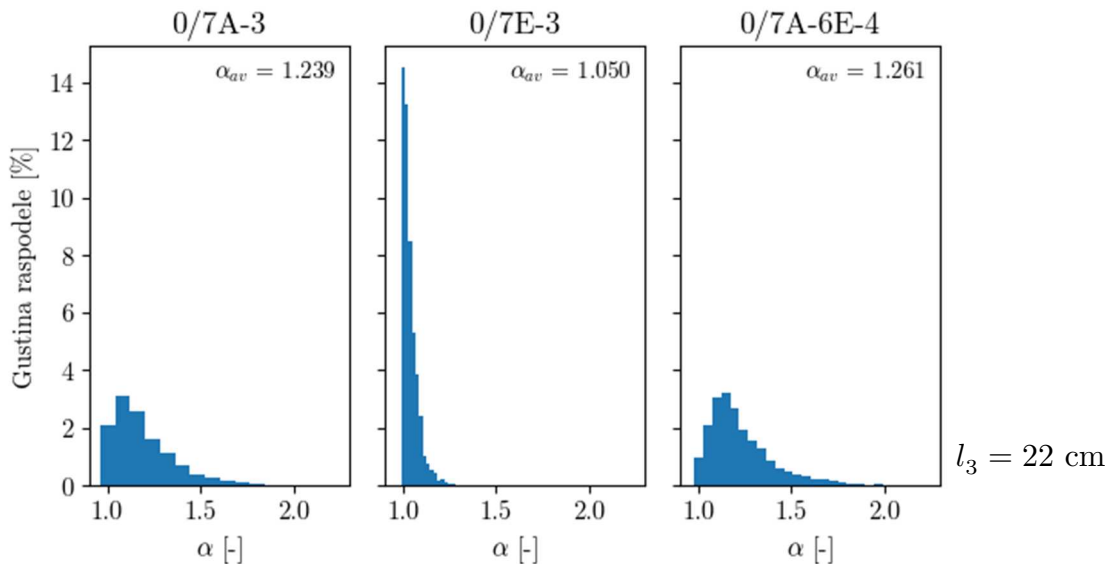
Takođe je interesantna mogućnost primene dobijenih vrednosti C_p za projektovanje zaštite nizvodnog korita. Naime, vrednosti C_p za različite percentile menjaju se u relativno uskim opsezima za sve konfiguracije razmatranih grupa:

1. C_1 između 0.8 i 1.0;
2. C_5 između 0.4 i 0.6;
3. C_{25} između 0.2 i 0.3.

Dobijene vrednosti C_p , uz dobijene prosečne vrednosti koeficijenta neravnomernosti brzina po dubini α , mogu poslužiti za predviđanje ekstremnih vrednosti brzina koje su od značaja za projektovanje antierozione zaštite nizvodno od bazena.



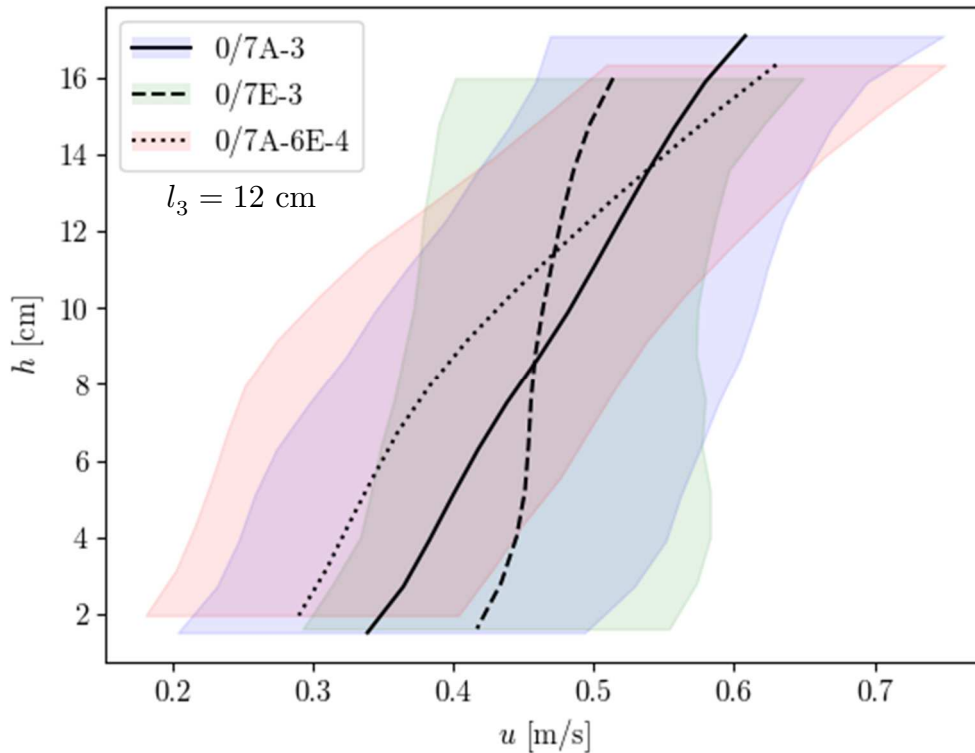
Slika 107. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 22.0$ cm, protok 30 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.



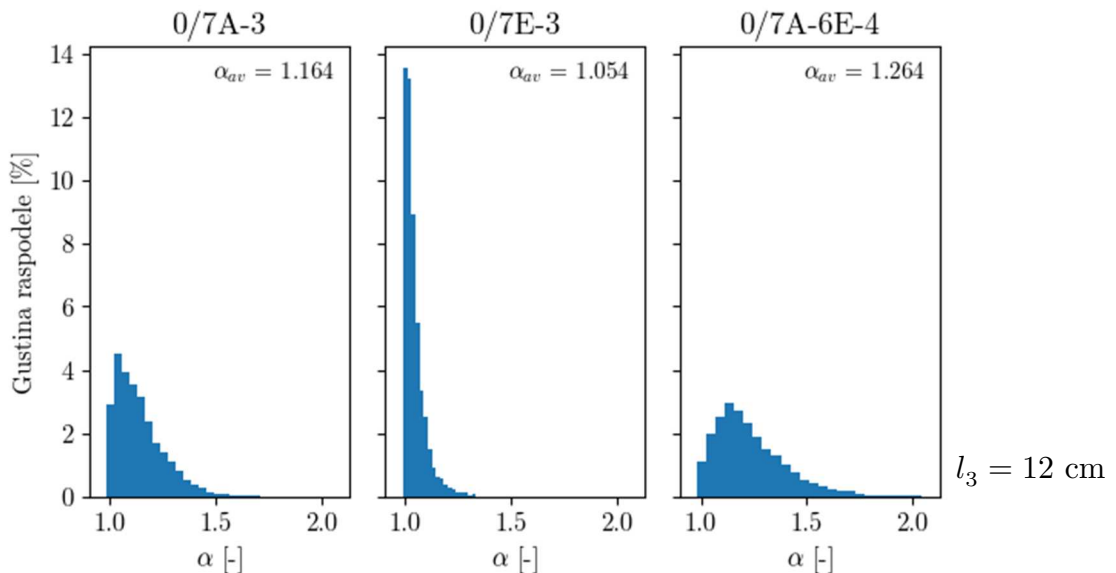
Slika 108. Gustine raspodele koeficijenta prostorne neravnomernosti α za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 22.0$ cm, protok 30 L/s.

Interesantno je i zapažanje da kod konfiguracija 0/7A-3 i 0/7A-6E-4 prilikom promene protoka sa 30 na 40 L/s dolazi do smanjenja koeficijenta vremenske neravnomernosti C_p za

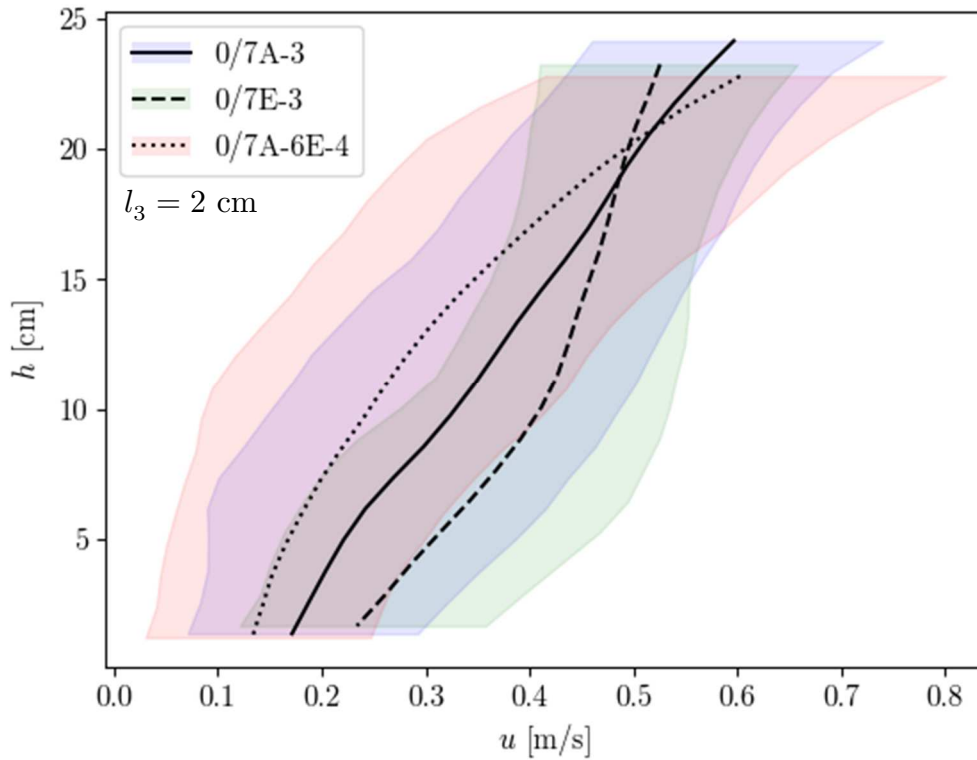
sve tri odabrane vrednosti percentila $p = \{1, 5, 25\}\%$ pri merodavnom protoku, dok kod konfiguracije 0/7E-3 takav trend nije uočen.



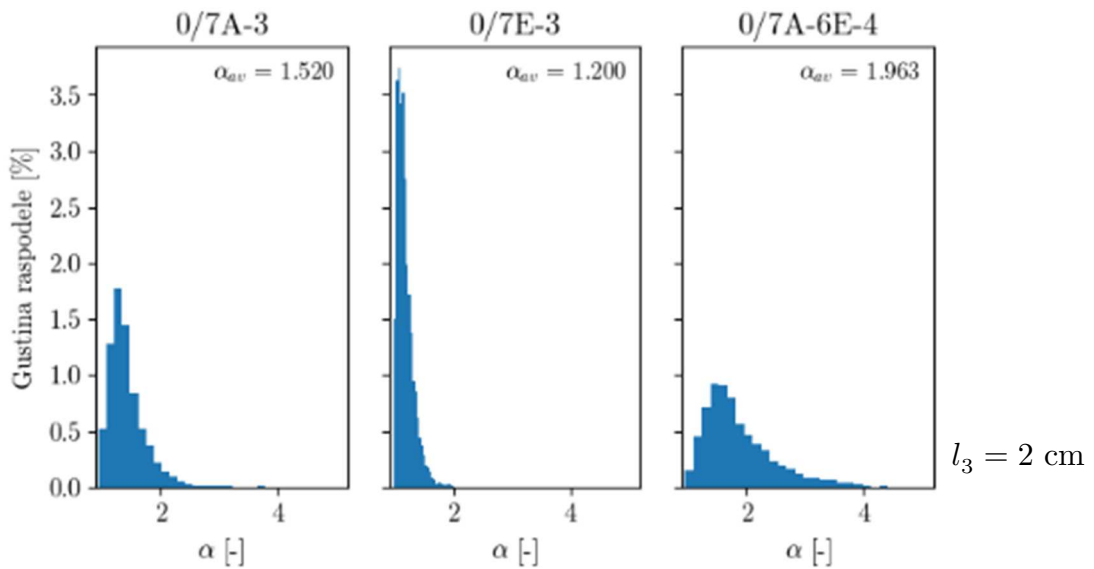
Slika 109. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 22.0$ cm, protok 40 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.



Slika 110. Gustine raspodele koeficijenata prostorne neravnomernosti α za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4: profil na stacionaži $x \approx 5.5h_{2@40}$, $l_3 = 22.0$ cm, protok 40 L/s.



Slika 111. Profili vremenski osrednjenih horizontalnih komponenti brzina za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4: profil na stacionaži $x \approx 7.0h_{2@50}$, $l_3 = 2.0$ cm, protok 50 L/s. Osenčene oblasti predstavljaju opsege između percentila 5% i 95%.



Slika 112. Gustine raspodele koeficijenta prostorne neravnomernosti α za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4: profil na stacionaži $x \approx 7.0h_{2@50}$, $l_3 = 2.0$ cm, protok 50 L/s.

Tabela 25. Vrednosti koeficijenta vremenske neravnomernosti brzina C_p konfiguracija 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4 pri različitim protocima preko preliva.

Protok [L/s]	Konfiguracija	C_1 [-]	C_5 [-]	C_{25} [-]
30	0/7A-3	0.880	0.619	0.257
	0/7E-3	0.674	0.469	0.191
	0/7A-6E-4	0.843	0.589	0.242
40	0/7A-3	0.838	0.582	0.236
	0/7E-3	0.743	0.500	0.195
	0/7A-6E-4	0.817	0.568	0.232
50	0/7A-3	1.073	0.764	0.311
	0/7E-3	0.835	0.580	0.229
	0/7A-6E-4	1.447	1.030	0.431

5.1.6 Brzine pri dnu umirujućeg bazena

Prema Hager-u i Bretz-u (1986) potrebna dužina umirujućeg bazena ne odgovara direktno dužini skoka (ili valjka skoka), već prvenstveno zavisi od brzina pri dnu kanala od kojih zavisi i sposobnost toka za stvaranje erozije u dnu nizvodnog rečnog korita. Na osnovu PIV rezultata za ranije odabrane konfiguracije, ispitaće se evolucija intenziteta vektora brzina duž dna bazena. Za potrebe ovakvih ispitivanja, za svaku konfiguraciju obavljena su i dodatna merenja u tri preseka na različitim stacionažama duž bazena, a sve na odstojanju $l_3 = 22$ cm od desnog zida kanala (u blizini ose kanala). Isti podaci prikupljeni su i u toku verifikacionih merenja (grupa V). Same stacionaže na kojima su merenja vršena zavisile su od konstruktivnih uslova u kanalu (metalna ploča za pozicioniranje elemenata za umirenje pokriva dno bazena u njegovom uzvodnom delu), ali i hidrauličkih uslova (količina mehurića vazduha u toku). Takođe, rezolucija PIV metode direktno diktira položaj vektora brzine najbližeg dnu kanala – ona odgovara polovini veličine oblasti pretrage (SA). Prema tome, konkretne dubine na kojima su procenjivani vektori brzina bile su u opsegu između 0.8 i 1.9 cm (3.4% do 8.0% u odnosu na $h_{2@40}$). Zbog trenda porasta brzine sa povećanjem dubine, primenom PIV metode dobijaju se intenziteti brzina koje su na strani sigurnosti sa stanovišta projektovanja zaštite od erozije rečnog korita.

Na slikama 113 i 114 prikazani su rezultati za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4, uz rezultate za bazen bez elemenata za umirenja 0/0 prikazane radi poređenja. Sva merenja obavljena su pri merodavnom protoku od 40 L/s, a rezultati svake pojedinačne konfiguracije dobijeni su objedinjavanjem podataka prikupljenih na tri stacionaže u bazenu (sukcesivna merenja). Slike 115 i 116 prikazuju rezultate analize za konfiguracije iz verifikacione grupe:

0/5B, 0/5C i 0/5B-4C. Merenja brzina u bazenu bez elemenata za umirenje pri verifikacionom protoku od 59.3 L/s nisu bila moguća zbog prevelike količine mehurića vazduha u čitavom hidrauličkom kanalu u takvim uslovima. Obe slike prikazuju iste zaključke u vezi sa vremenski uprosečenim intenzitetima brzina:

1. Konfiguracije sa jednim redom elemenata za umirenje veće visine od USBR preporuka – 0/7E-3 i 0/5C – obezbeđuju veće intenzitete brzina pri dnu od preostalih konfiguracija. U odnosu na konfiguracije sa elementima u preporučenim dimenzijama, povećanje brzine pri dnu iznosi između 30% i 55%. U odnosu na varijantu sa dva reda elemenata za umirenje, ovo povećanje iznosi između 50% i 300%;
2. Konfiguracije sa jednim redom USBR elemenata za umirenje ostvaruju manje brzine od konfiguracija sa elementima većih dimenzija. U odnosu na konfiguracije sa dva reda elemenata, brzine su u ovom slučaju veće za između 35% i 100%;
3. Konfiguracije sa dva reda elemenata u oba slučaja pokazuju najmanje brzine pri dnu kanala.

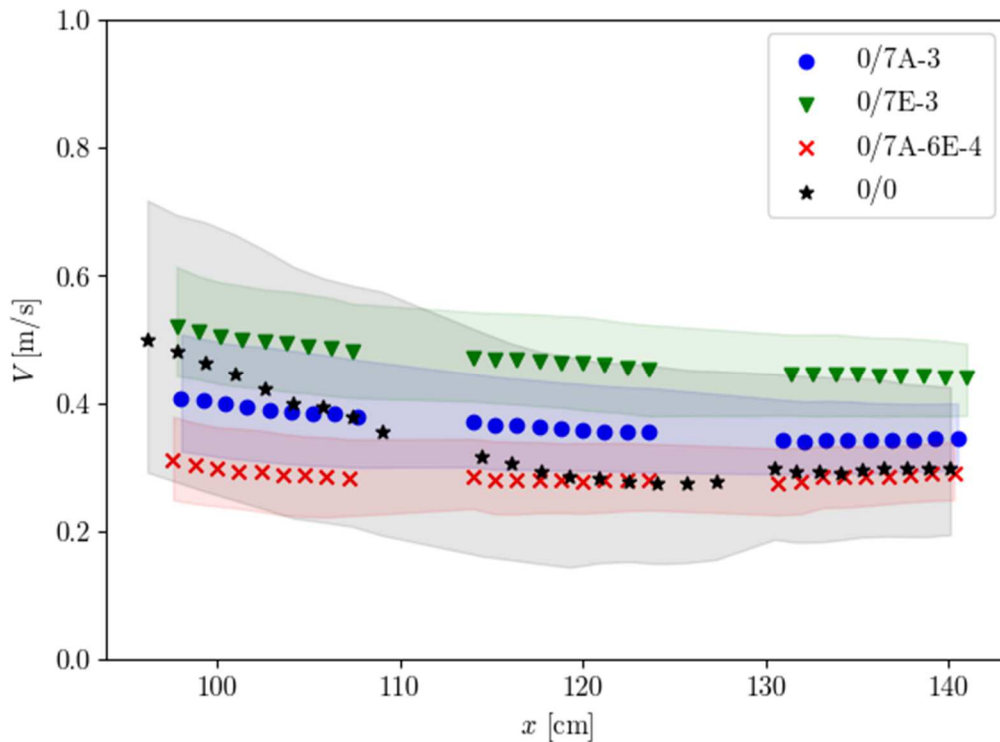
Interesantno je zapažanje da konfiguracija bez elemenata nakon stacionaže $x \approx 120$ cm pokazuje manje vremenski uprosečene brzine nego sve tri prethodno razmatrane konfiguracije sa dodatnim elementima, s tim da u oblasti $x < 120$ cm postoji značajan gradijent intenziteta brzina. Vrednost $x = 120$ cm približno iznosi $5h_{2@40}$, odnosno odgovara dužini valjka skoka prema Peterka-i (1958). Međutim, dubine u kanalu bile su znatno veće u konfiguraciji 0/0 nego u preostalim, te je razumno očekivati da i prosečne brzine u konfiguraciji 0/0 budu manje nego u preostalim.

Sagledavanjem i vrednosti percentila 5%, 25%, 75% i 95% (slike 113 i 114), uočava se da je varijabilnost brzine višestruko veća kod bazena bez dodatnih elemenata, što povećava opasnost od periodične pojave uslova povećane erozije sposobnosti toka. S druge strane, za sve ispitane konfiguracije sa dodatnim elementima za umirenje uočava se da je varijabilnost po vremenu u direktnoj korelaciji sa intenzitetima prosečnih vrednosti – manje vrednosti vremenski osrednjenih intenziteta ukazuju i na manju varijabilnost u toku eksperimenta.

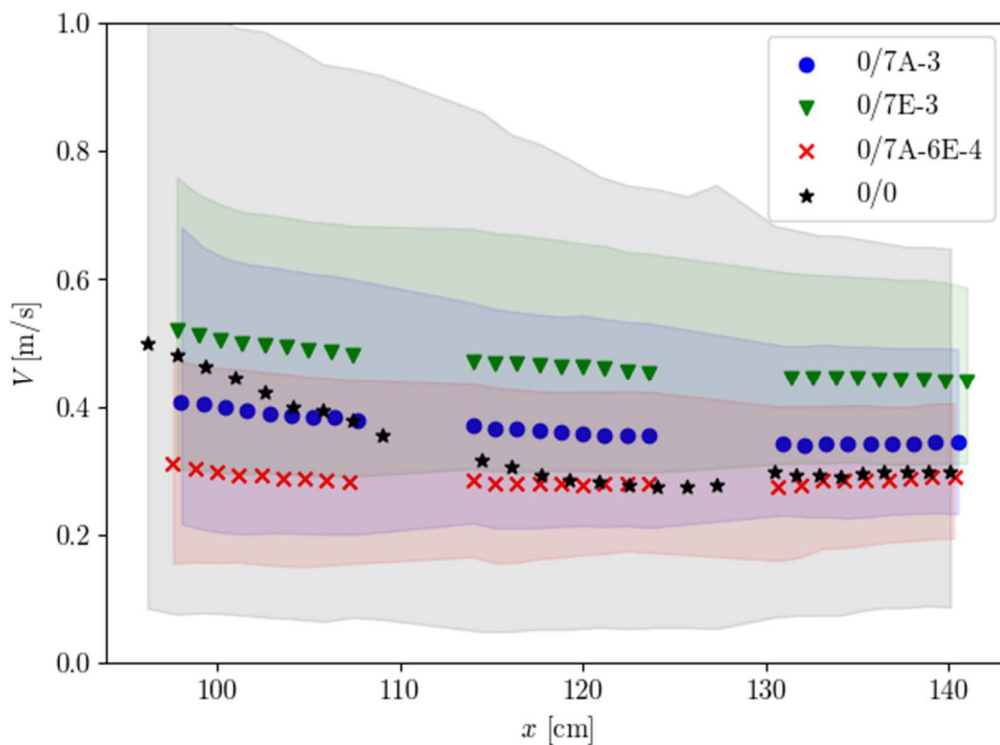
Rezultati u ovom poglavlju potvrđuju hipotezu da konfiguracije sa elementima za umirenje većih dimenzija od USBR (0/7E-3 i 0/5C) obezbeđuju ravnomerniji raspored brzina po dubini toka u nizvodnim oblastima hidrauličkog kanala od preostale dve konfiguracije. Međutim, kao što je ranije objašnjeno, uslov minimuma kinetičke energije u poprečnom preseku i minimuma intenziteta brzina pri dnu kanala u direktnoj su koliziji – za iste vrednosti protoka i dubina u kanalu ravnomerniji raspored brzina po dubini ($\alpha \approx 1$) biće nepovoljniji sa stanovišta zaštite od erozije nizvodnog korita. Stoga se izbor adekvatne konfiguracije bazena mora bazirati na konkretnim zahtevima objekta i hidrauličkim režimima vodotoka. Sa time u vezi treba imati i na umu očekivano sniženje vrednosti α u nizvodnom

smeru toka, odnosno porast brzina pri dnu kanala ukoliko je vrednost α relativno visoka kao kod konfiguracije grupe 7A-6E. Međutim, u ovom istraživanju hidraulički kanal nije bio dovoljne dužine kako bi se detaljnije ispitala evolucija profila brzina u nizvodnom smeru.

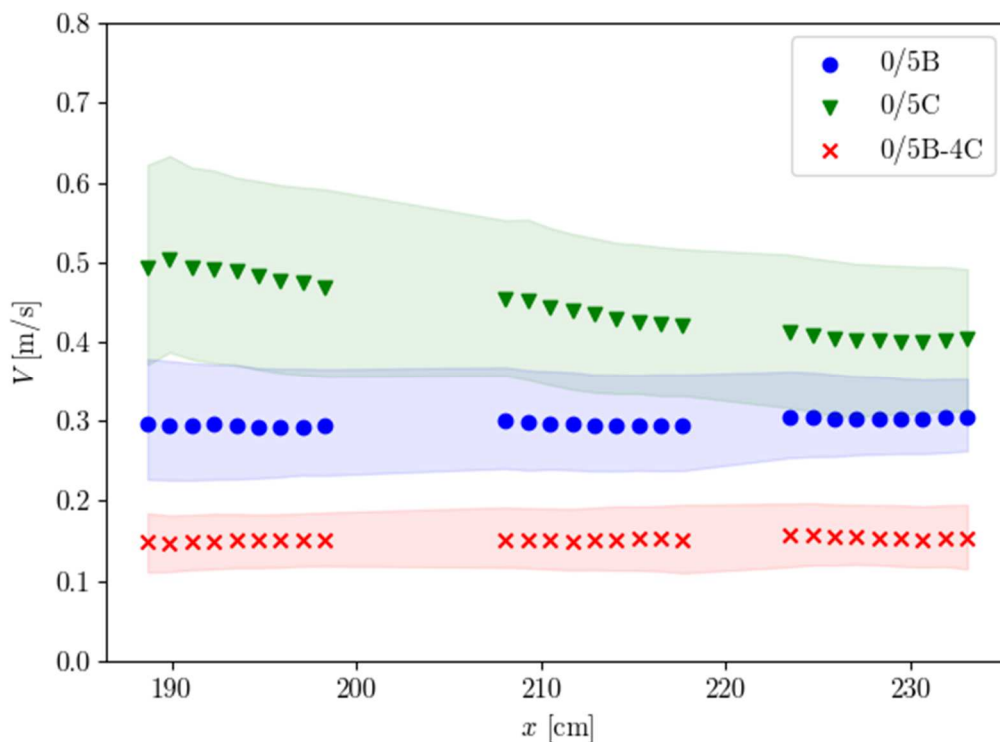
Sami rezultati povoljno svedoče i o potencijalu upotrebe PIV metodologije za procenu potrebne dužine umirujućih bazena. Dodatna merenja za različite stacionaže x i položaje merne ravni u poprečnom preseku l_3 nisu bila planirana u ovom istraživanju, ali mogu imati veliki praktični značaj kod fizičkih hidrauličkih ispitivanja umirujućih bazena konkretnih objekata.



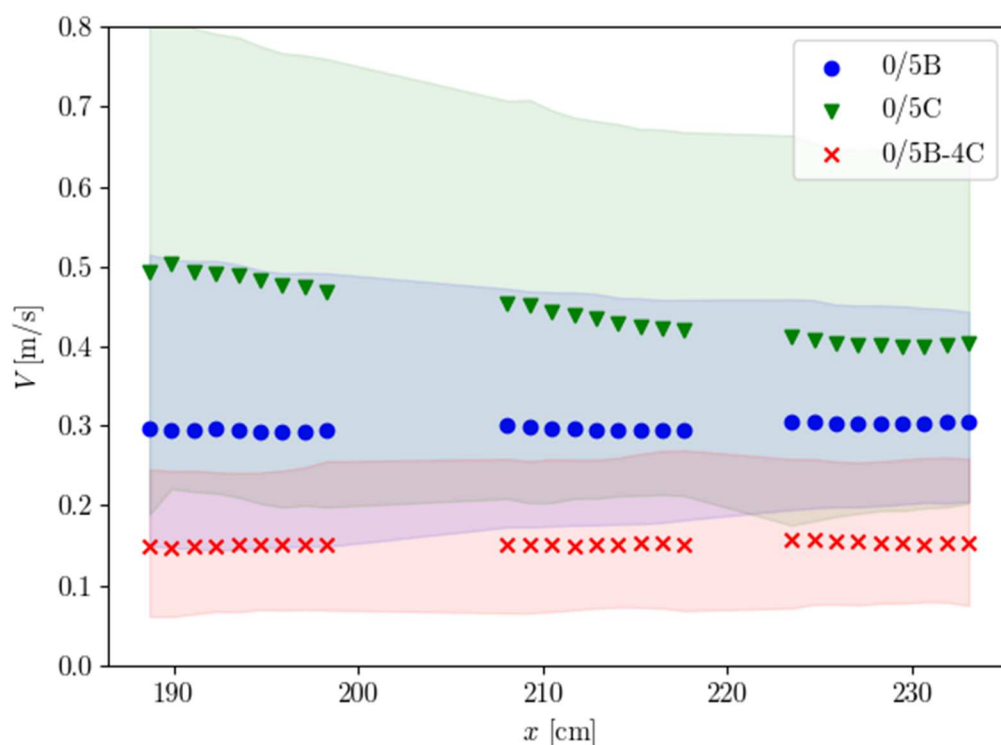
Slika 113. Intenziteti brzina duž dna umirujućeg bazena za $l_3 = 22$ cm i za odabrane konfiguracije umirujućeg bazena pri protoku od 40 L/s. Tačke označavaju vremenski osrednjene brzine, osenčeni opsezi raspone između percentila 25% i 75%.



Slika 114. Intenziteti brzina duž dna umirujućeg bazena za $l_3 = 22$ cm i za odabrane konfiguracije umirujućeg bazena pri protoku od 40 L/s. Tačke označavaju vremenski osrednjene brzine, osenčeni opsezi raspone između percentila 5% i 95%.



Slika 115. Intenziteti brzina duž dna umirujućeg bazena za $l_3 = 22$ cm i za odabrane konfiguracije umirujućeg bazena – verifikaciona merenja pri protoku od 59.3 L/s. Tačke označavaju vremenski osrednjene brzine, osenčeni opsezi raspone između percentila 25% i 75%.



Slika 116. Intenziteti brzina duž dna umirujućeg bazena za $l_3 = 22$ cm i za odabrane konfiguracije umirujućeg bazena – verifikaciona merenja pri protoku od 59.3 L/s. Tačke označavaju vremenski osrednjene brzine, osenčeni opsezi raspona između percentila 5% i 95%.

5.1.7 Analiza vrtloženja u polju brzina

Kao konačni uslov ocene kvaliteta disipacije energije u bazenima različitih konfiguracija razmotriće se rezultati analize intenziteta vrtloga u polju brzina. Od metoda predstavljenih u poglavlju 4.5.5 primenjeni su kriterijumi Q i Γ_2 .

Sledeći pokazatelji korišćeni su za poređenje konfiguracija umirujućih bazena:

1. Q i Γ_2 : gustina raspodele maksimalnih vrednosti u polju;
2. Γ_2 : gustina raspodele prosečnih vrednosti u polju.

Obe tačke analiziraće se kroz prosečne vrednosti raspodela i standardne devijacije (Q i Γ_2), medijane i koeficijente asimetričnosti (Q). Utvrđeno je da se vrednosti Q relativno dobro uklapaju u teorijsku Gumbelovu raspodelu (Gumbel, 1941) koja je na slikama 117–120 prikazana punom linijom odgovarajuće boje. Sve analize prikazane u ovom poglavlju odnosiće se na merne ravni najbliže podužnoj osi kanala $l_3 = 22$ cm, usled razumne pretpostavke da će se vrtlozi razvijati najpre u oblastima kanala najdaljim od nepokretne konture.

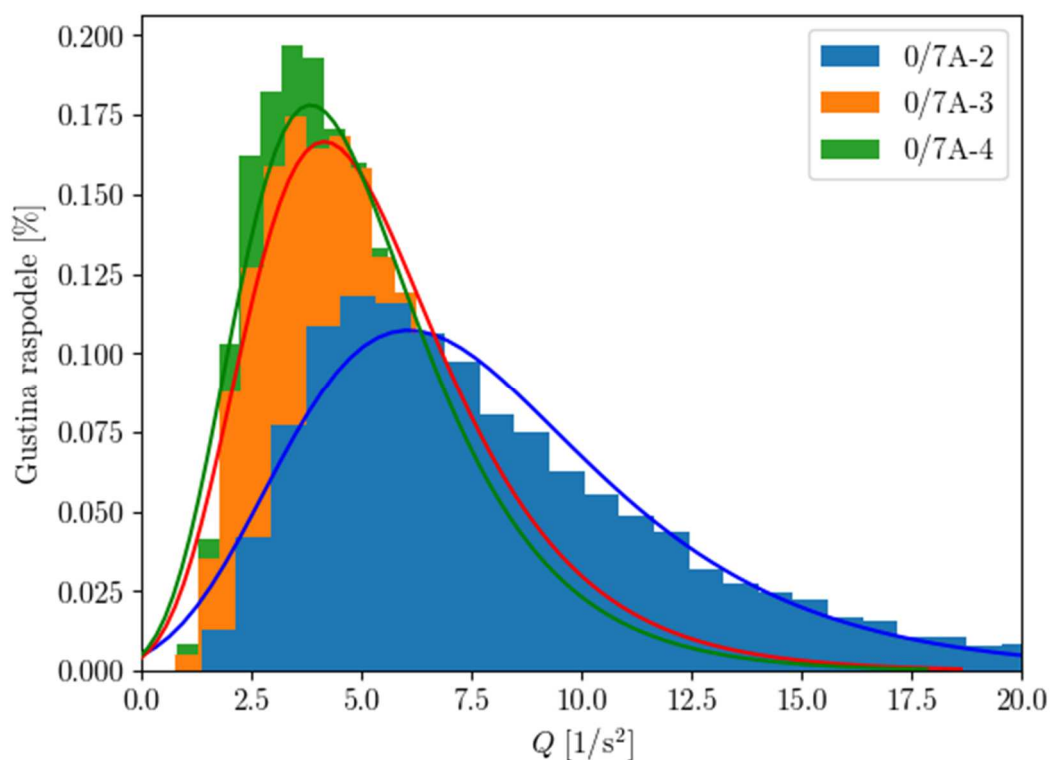
Na slikama 117–119 prikazani su rezultati analiza vrtložnosti primenom kriterijuma Q za grupe konfiguracija 7A, 7E i 7A-6E. Rezultati su sumirani u tabeli 26. Pojedine konfiguracije izuzete su u grafičkom prikazu u cilju bolje preglednosti. Sve konfiguracije pokazuju pozitivno

asimetrične raspodele maksimalnih Q . Udeo površine polja Q gde je $Q > 0$ (definicija vrtložne oblasti (Hunt, Wray i Moin, 1988)) nije zavisio ni od protoka kanalom, ni od posmatrane konfiguracije i iznosio je približno 20% površine analiziranog polja brzina. U ovom stadijumu istraživanja nije poznato da li je ovakva definicija vrtložne oblasti kod kriterijuma Q pogodna za primenu kod ispitivanja umirujućih bazena, te poslednji zaključak treba usvojiti sa dozom rezerve.

Pri merodavnom protoku konfiguracije grupe 7A (slika 117) pokazuju slične gustine raspodela za pozicije elemenata $0.7h_{2@40}$ i nizvodnije. Uzvodniji položaj elemenata izaziva pojavu većih vrednosti kriterijuma Q u polju, što ukazuje na veći intenzitet vrtloga nizvodno od valjka skoka. Konfiguracije 0/7A-3 i 0/7A-4 formiraju izrazito pozitivno asimetričnu raspodelu Q , pri čemu nešto manje vrednosti prikazuje 0/7A-4, čiji su elementi na položaju $0.8h_{2@40}$. Konfiguracija 0/7A-5 prikazuje gotovo identičnu raspodelu kao uzvodnija 0/7A-4 (te je izostavljena sa slike 117).

Konfiguracije grupe 7E (slika 118) pokazuju manje vrednosti Q i veći koeficijent asimetrije raspodele od konfiguracija sa elementima USBR dimenzija. Kao i u pogledu rasporeda brzina po dubini preseka (poglavlje 5.1.5), ističe se konfiguracija 0/7E-3 sa najpovoljnijim vrednostima relevantnih parametara (tabela 26). Preostale dve analizirane konfiguracije (0/7E-1 i 0/7E-4) takođe su povoljnije prema kriterijumu Q od konfiguracija grupe 7A.

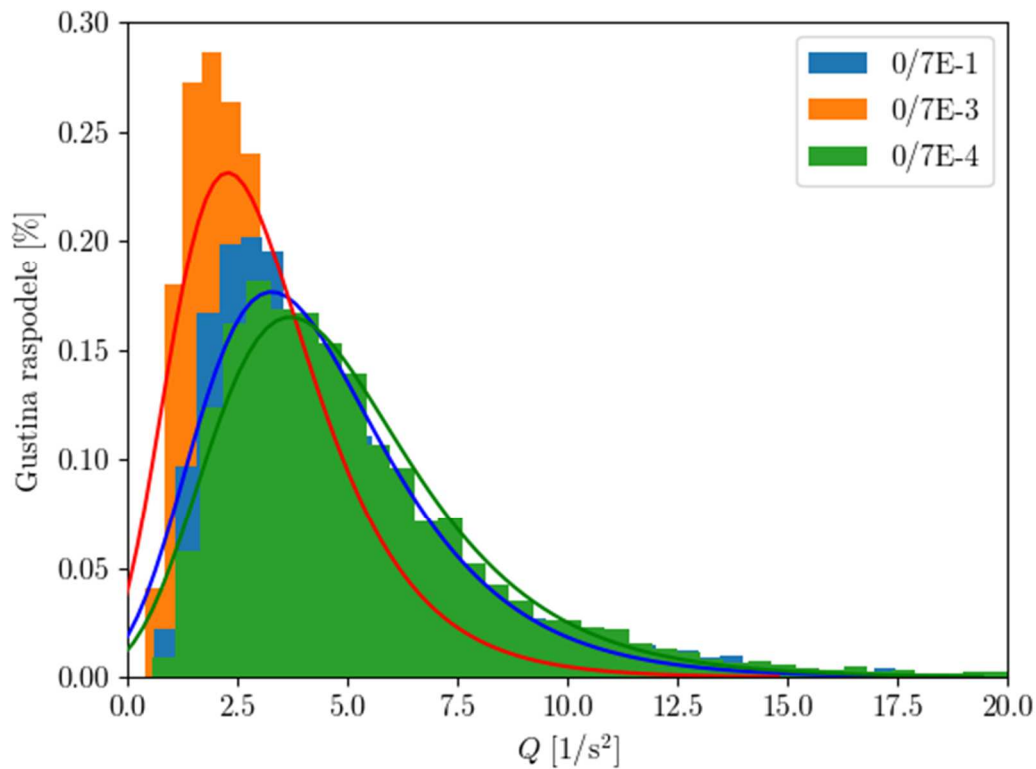
Konfiguracije sa dva reda elemenata za umirenje iz grupe 7A-6E prema kriterijumu Q su sličnije grupi 7A nego grupi 7E (slika 119 i tabela 26). Objašnjenje u vezi sa ovim rezultatom treba potražiti u neravnomernijem rasporedu brzina po dubini poprečnog preseka kod grupa 7A i 7A-6E, nego kod 7E (poglavlje 5.1.5), koji bi trebalo da pogoduje stvaranju i propagaciji vrtloga u toku.



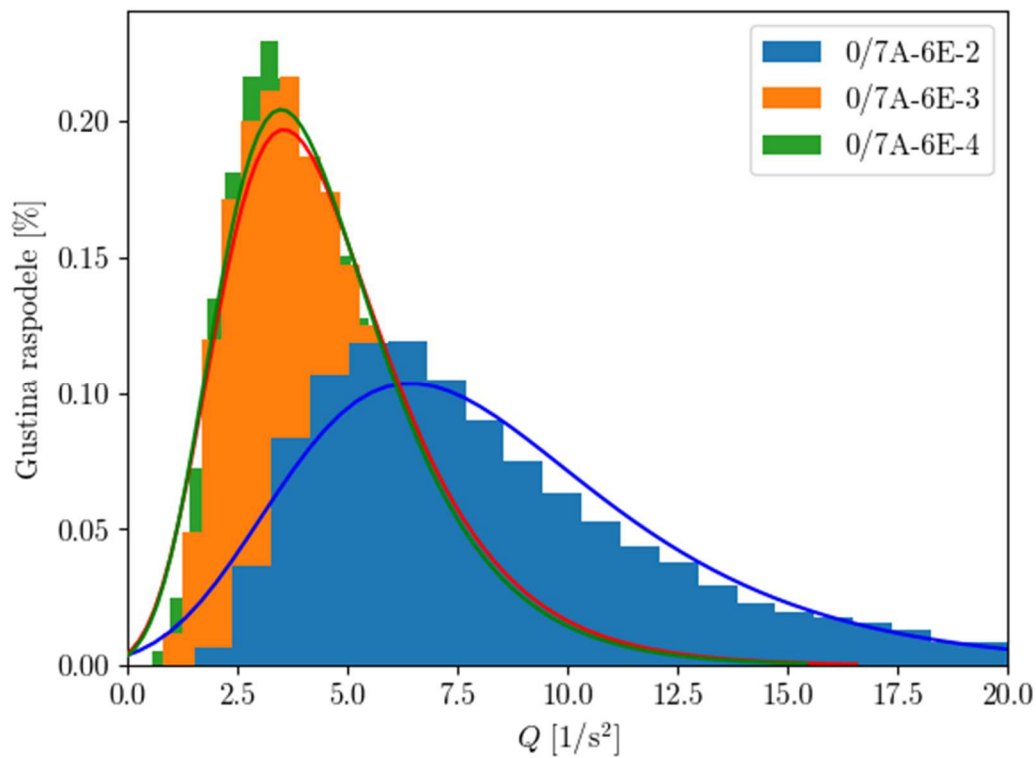
Slika 117. Gustine raspodela maksimalnih vrednosti Q u polju brzina za konfiguracije grupe 7A, za mernu ravan $l_3 = 22$ cm, i pri protoku od 40 L/s.

Tabela 26. Statistički pokazatelji analize vrtložnosti putem kriterijuma Q za različite konfiguracije umirujućih bazena pri protoku od 40 L/s.

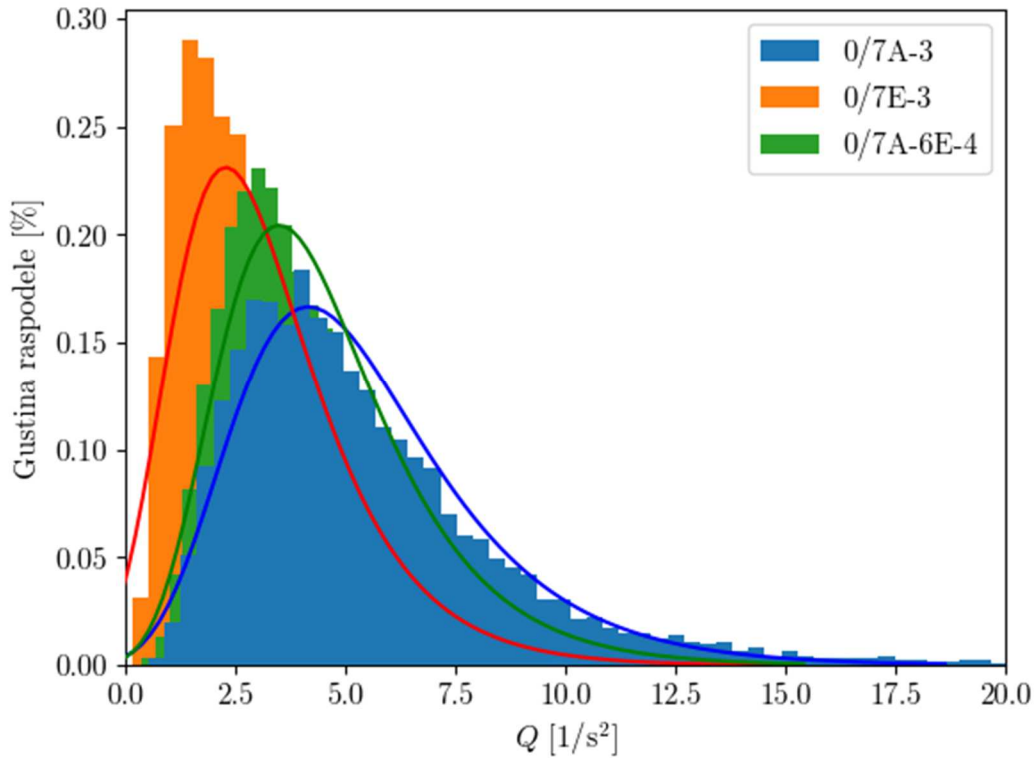
Konfiguracija	Q_{av}	$Q_{50\%}$	σ_Q	S_{kQ}	$A(Q > 0)/A$
	[1/s ²]	[1/s ²]	[1/s ²]	[-]	[%]
0/7A-2	8.22	6.90	5.22	12.07	18.9
0/7A-3	5.53	4.76	3.27	10.81	20.1
0/7A-4	5.15	4.34	3.17	11.29	19.9
0/7A-5	5.16	4.29	3.27	11.98	20.4
0/7E-1	4.62	3.70	3.29	17.23	18.0
0/7E-3	3.35	2.52	2.86	22.83	18.2
0/7E-4	5.13	4.26	3.58	14.61	18.2
0/7A-6E-2	8.72	7.17	5.81	14.41	20.6
0/7A-6E-3	4.74	4.03	2.96	11.31	21.1
0/7A-6E-4	4.61	3.94	2.70	9.40	20.3
0/7A-6E-5	6.54	5.37	4.44	14.19	19.7



Slika 118. Gustine raspodela maksimalnih vrednosti Q u polju brzina za konfiguracije grupe 7E, za mernu ravan $l_3 = 22$ cm, i pri protoku od 40 L/s.



Slika 119. Gustine raspodela maksimalnih vrednosti Q u polju brzina za konfiguracije grupe 7A-6E, za mernu ravan $l_3 = 22$ cm, i pri protoku od 40 L/s.

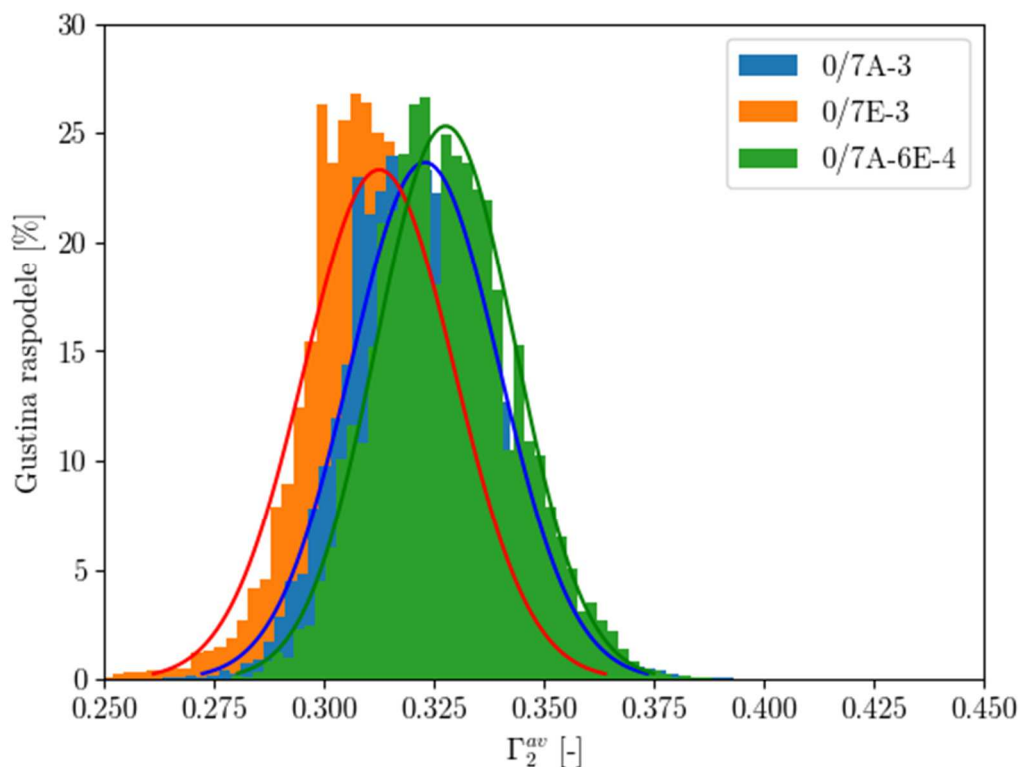


Slika 120. Gustine raspodela maksimalnih vrednosti Q u polju brzina za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4, za mernu ravan $l_3 = 22$ cm, i pri protoku od 40 L/s.

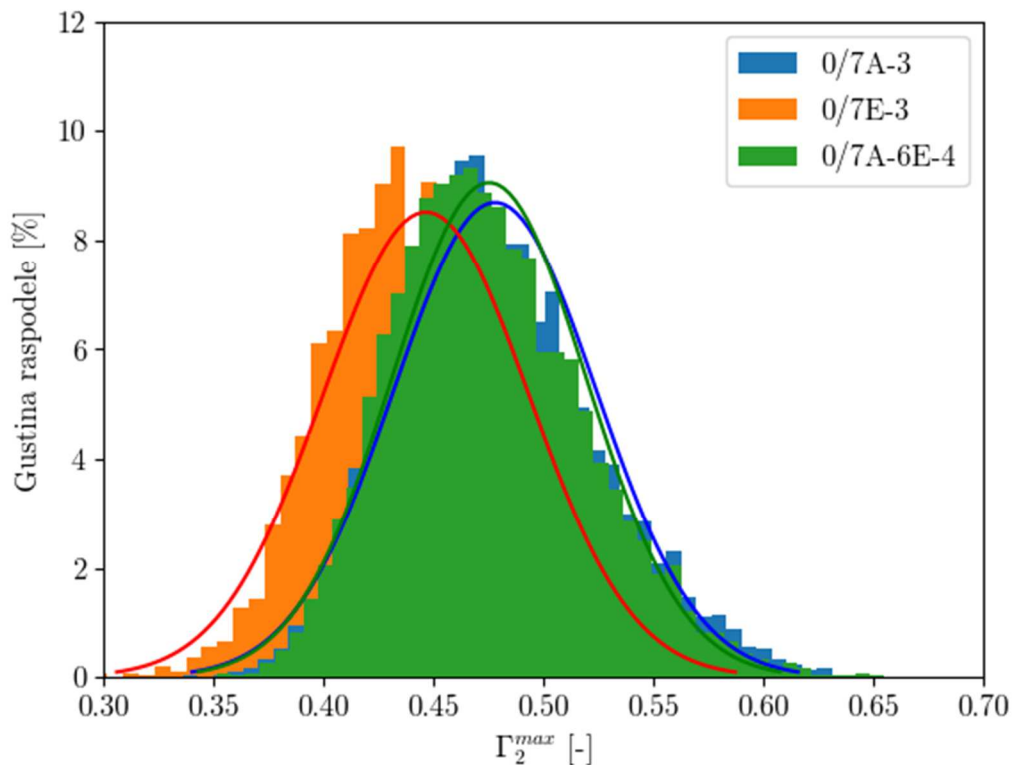
Slike 121–124 prikazuju gustine raspodela intenziteta vrtloga procenjenih putem kriterijuma Γ_2 za odabrane reprezentativne konfiguracije grupa 7A, 7E i 7A-6E. Rezultati su prikazani za dve različite veličine oblasti ispitivanja u metodi Γ_2 ($R = \{4, 6\}$), kako za prosečne Γ_2^{av} tako i za maksimalne vrednosti Γ_2^{max} u poljima brzina. Statistički pokazatelji (vremenski uprosečene vrednosti i standardne devijacije skupa) Γ_2^{av} i Γ_2^{max} prikazani su u tabeli 27.

Za razliku od rezultata metode Q , dobijene gustine raspodela odgovaraju normalnim raspedelama (iscrtane punom linijom na slikama 121–124), i za slučaj prosečnih Γ_2^{av} , kao i maksimalnih vrednosti Γ_2^{max} u poljima brzina. Nezavisno od posmatrane konfiguracije bazena, izuzetno mali je broj polja brzina u kojima Γ_2^{max} prekoračuje vrednosti $2/\pi$ koja je uslov razgraničenja vrtložne oblasti prema definiciji koju navode Graftieaux, Michard i Nathalie (2001). Sa povećanjem poluprečnika preko $R = 4$ dolazi do smanjenja vrednosti Γ_2^{max} , što može biti znak da su dimenzije vrtloga u posmatranim poljima manjeg poluprečnika od $R = 4$. Međutim, prilikom ispitivanja sa $R < 4$ utvrđen je visok intenzitet šuma u rezultatima te su isti bili neadekvatni za dalje analize. Ovakav zaključak ukazuje na potrebu za većom rezolucijom polja brzina (broja vektora po jedinici slike/prostora), kako bi se primenom pristupa Γ_2 mogle utvrditi i dimenzije vrtloga u mernoj ravni. Za razliku od rezultata Γ_2^{max} , povećanje poluprečnika R nije dovelo do značajne izmene skupa rezultata srednjih vrednosti Γ_2^{av} (tabela 27).

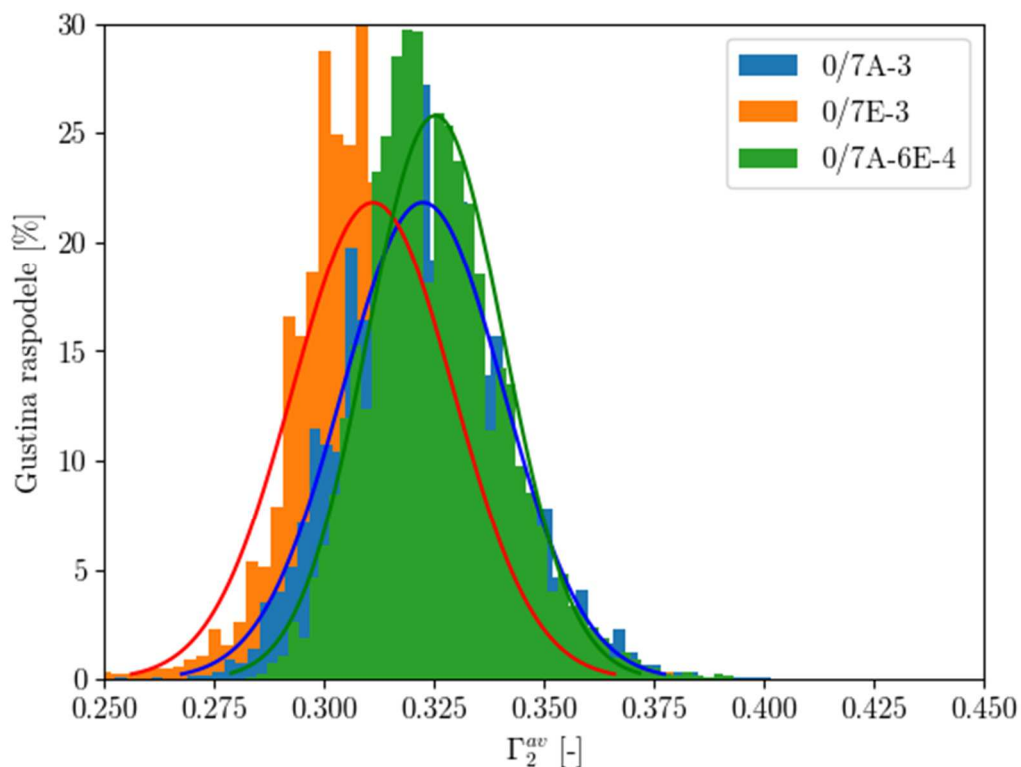
Kao i kod kriterijuma Q , konfiguracija 0/7E-3 pokazuje nešto manji intenzitet vrtloženja ($\sim 7-8\%$) od 0/7A-3 sa USBR elementima i 0/7A-6E-4 sa dva reda elemenata, kako u pogledu Γ_2^{av} , tako i Γ_2^{max} . Između 0/7A-3 i 0/7A-6E-4 uočavaju se manje razlike nego kod kriterijuma Q (slike 121–124). Predstavljeni rezultati ne pokazuju značajno prisustvo vrtloga u odabranim mernim ravnama. Izvesno je da bi pomeranje mernih ravni u uzvodnom smeru, ka valjku skoka, dovelo do povećanja vrednosti kriterijuma Q i Γ_2 .



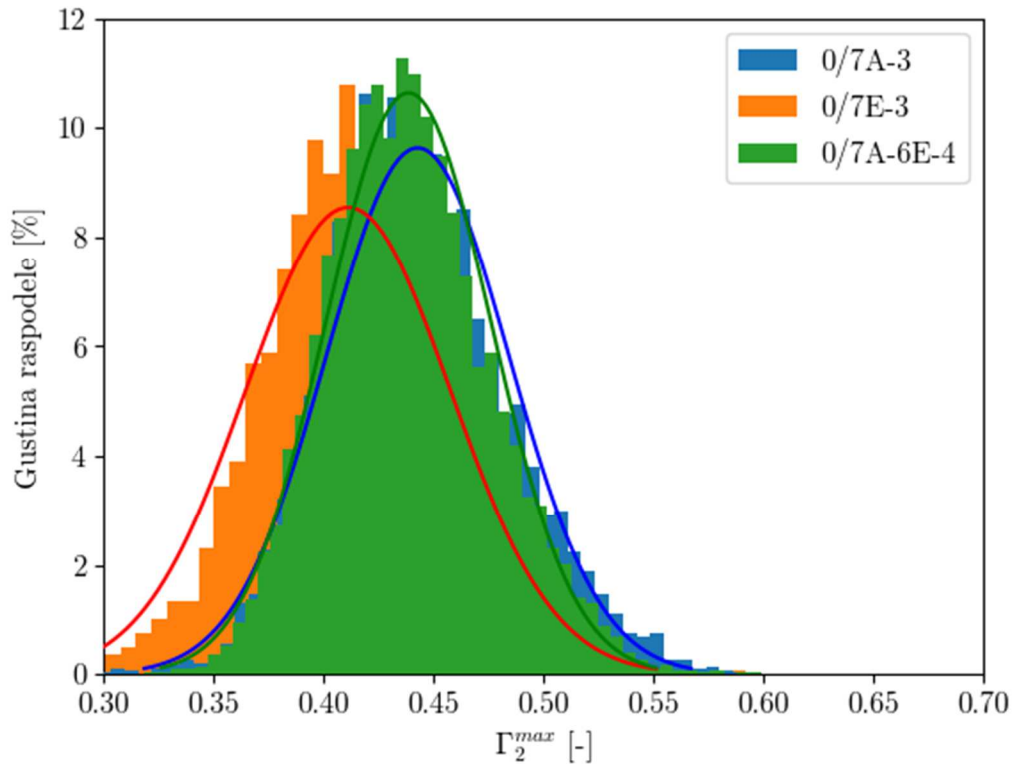
Slika 121. Gustine raspodele prosečnih vrednosti Γ_2^{av} ($R = 4$) u polju brzina za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4, za mernu ravan $l_3 = 22$ cm, i pri protoku od 40 L/s.



Slika 122. Gustine raspodela maksimalnih vrednosti Γ_2^{max} ($R = 4$) u polju brzina za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4, za mernu ravan $l_3 = 22$ cm, i pri protoku od 40 L/s.



Slika 123. Gustine raspodela prosečnih vrednosti Γ_2^{av} ($R = 6$) u polju brzina za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4, za mernu ravan $l_3 = 22$ cm, i pri protoku od 40 L/s.



Slika 124. Gustine raspodele maksimalnih vrednosti Γ_2^{max} ($R = 6$) u polju brzina za konfiguracije 0/7A-3, 0/7E-3 i 0/7A-6E-4, za mernu ravan $l_3 = 22$ cm, i pri protoku od 40 L/s.

Tabela 27. Statistički pokazatelji analize vrtložnosti putem kriterijuma Γ_2 za različite konfiguracije umirujućih bazena i poluprečnike oblasti ispitivanja R pri protoku od 40 L/s.

Konfiguracija	R	$\overline{\Gamma_2^{av}}$	$\overline{\Gamma_2^{max}}$	$\sigma_{\Gamma_2^{av}}$	$\sigma_{\Gamma_2^{max}}$
	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
0/7A-3	4	0.323	0.478	0.017	0.046
	6	0.323	0.443	0.018	0.041
0/7E-3	4	0.313	0.447	0.017	0.047
	6	0.311	0.411	0.018	0.047
0/7A-6E-4	4	0.328	0.475	0.016	0.044
	6	0.325	0.439	0.015	0.037

5.1.8 Procena protoka na osnovu PIV rezultata

Osim podataka o dubinama i brzinama, korišćenje mernih metodologija opisanih u poglavlju 4 stvorilo je mogućnost jednostavne procene određenih sporednih veličina koje, iako nisu direktno u vezi sa projektovanjem umirujućih bazena, mogu biti od značaja za merenje u hidrauličkim kanalima uopšte: (1) procena protoka na osnovu merenja profila brzina i (2) kvalitativna procena količine mehurića u mešavini. Konkretni postupci određivanja navedenih veličina biće prikazani u ovom i narednom potpoglavlju.

Koristeći dobijene rezultate merenja brzina mogu se odrediti vremenski osrednjeni profili brzina po dubini. Na osnovu rezultata analize profila dubina u hidrauličkom kanalu (poglavlje 5.1.5), može se proceniti i ukupan protok u hidrauličkom kanalu. Za ovu svrhu bitna je pretpostavka o simetričnosti toka u kanalu oko njegove podužne ose – u levoj i desnoj polovini kanala. Za takav pretpostavljeni izgled polja brzina u poprečnom preseku, proračun protoka može se dobiti linearnom interpolacijom brzina uprosečenih po dubini između tri odabrana merna profila:

$$Q_c = 2h_{av} \left(l_{3,1}u_{av,1} + \frac{(l_{3,2} - l_{3,1})(u_{av,2} + u_{av,1})}{2} + \frac{(l_{3,3} - l_{3,2})(u_{av,3} + u_{av,2})}{2} + \left(\frac{B}{2} - l_{3,3} \right) u_{av,3} \right), \quad (5.7)$$

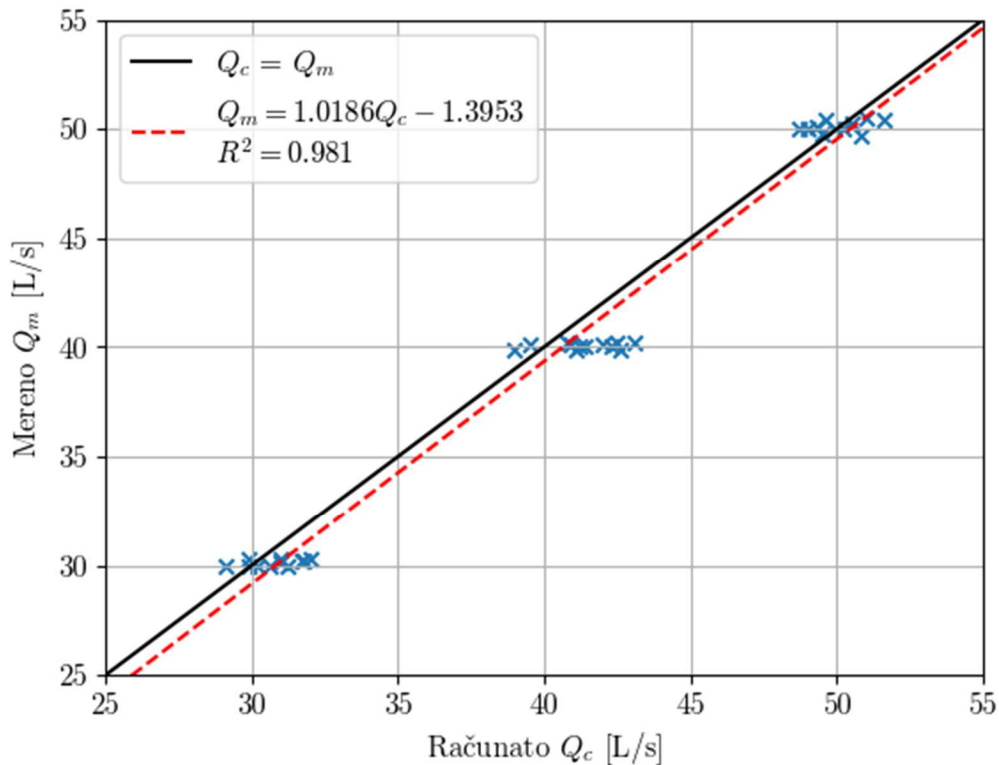
pri čemu je h_{av} vremenski uprosečena dubina na mestu merenja brzina određena metodom predstavljenom u poglavlju 5.1.2, $(l_{3,1}, l_{3,2}, l_{3,3})$ su rastojanja mernih ravni od desnog zida – redom 2 (odnosno 5.5), 12 i 22 cm, $(u_{av,1}, u_{av,2}, u_{av,3})$ su odgovarajuće vremenski uprosečene horizontalne komponente vektora brzina, a B je širina kanala (46 cm). Iz izraza (5.7) jasno je da je izvan opsega pozicija mernih ravni primenjena ekstrapolacija konstantnom, najbližom vrednošću. Iako je ova metoda ekstrapolacije jednostavna, smatrala se korektnom jer je primećen visok gradijent brzina u blizini zida hidrauličkog kanala u izrazito turbulentnom toku nizvodno od valjka skoka.

Izračunati protoci upoređeni su sa izmerenim vrednostima i prikazani na slici 125, pri čemu su određeni i parametri linearne regresije za izmerene i računске protoke, dok su procentualna odstupanja računskih od izmerenih vrednosti prikazana na slici 126. Ističu se sledeći zaključci:

1. Prosečno relativno odstupanje izračunatih protoka od izmerenih je 1.8%;
2. Prosečna apsolutna vrednost relativnih odstupanja izračunatih protoka od izmerenih je 2.8%;
3. Većina odstupanja je sa pozitivnim predznakom – protok je precenjen – o čemu svedoči i linija linearne regresije rezultata ispod linije $Q_c = Q_m$ (isprekidana na slici 126);
4. Nije izražena zavisnost između vrednosti protoka i apsolutnih vrednosti relativnih odstupanja procenjenih protoka od izmerenih. Za protoke 30, 40 i 50 L/s one redom iznose 2.9%, 3.9% i 1.3%.

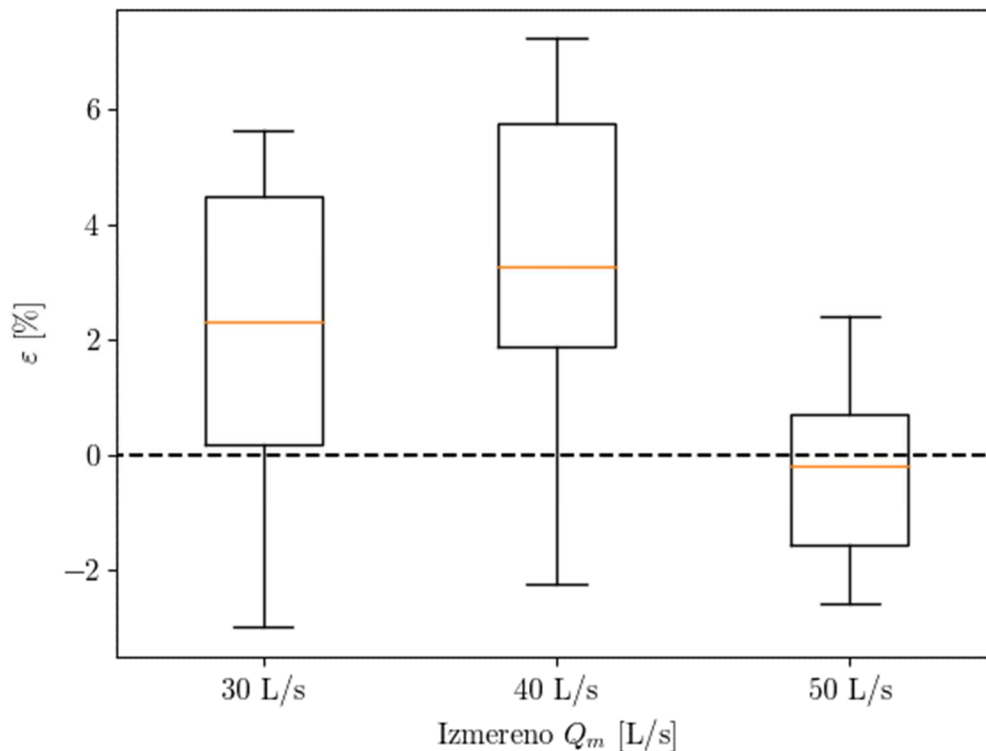
Slaganje izračunatih i izmerenih protoka generalno je dobro, pogotovo ako se ima na umu da: (1) u PIV analizi su korišćene svega tri merne ravni, pri čemu nije uvek bilo moguće pristupiti mernim ravnima u neposrednoj blizini zida zbog raznih konstruktivnih elemenata modela, (2) da je analiza brzina moguća samo do nivoa minimalne osmotrene dubine u datom preseku (~75% vremenski osrednjene dubine), (3) da je korišćeni metod ekstrapolacije ka

zidu i ka podužnoj osi kanala jednostavan, (4) da su merenja obavljena samo na jednoj (desnoj) polovini kanala, kao i da (5) uticaj mehurića vazduha, koji nisu adekvatni traseri toka u kom se nalaze, nije moguće potpuno proceniti niti eliminisati. Poboljšanje slaganja rezultata pri protoku od 50 L/s se čak eventualno i mogu pripisati uticaju povećane količine mehurića vazduha koji se po pravilu kreću nešto sporije u horizontalnom pravcu od toka u kom se nalaze.



Slika 125. Poređenje izmerenih protoka i protoka izračunatih na osnovu rezultata PIV analiza.

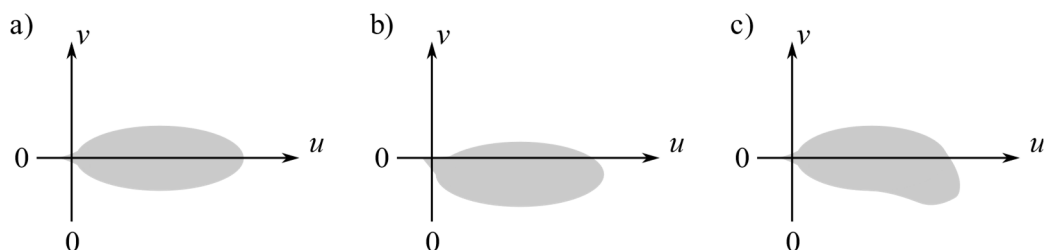
Razumna je pretpostavka da se sa povećanjem broja mernih ravni slaganje računskih i izmerenih protoka može značajno poboljšati, s tim da je takva analiza ostala izvan domena ovog istraživanja. Dodatna poboljšanja mogu se možda obezbediti i primenom drugačijih (složenijih) metoda ekstrapolacije brzina u blizini zidova kanala.



Slika 126. Boxplot prikaz odstupanja računskih od izmerenih protoka u funkciji vrednosti izmerenog protoka.

5.1.9 Procena količine mehurića u toku na osnovu PIV rezultata

Pošto je u toku eksperimenata obezbeđeno da je osa kamere uvek horizontalna, dugoročna merenja brzina u bilo kojoj podužnoj vertikalnoj ravni kanala bi trebalo da pokažu da vertikalne komponente svih vektora brzina teže nuli. Zbog prisustva mehurića vazduha u toku, čije celine ili delove PIV algoritam neminovno koristi u toku procene brzina, rezultujući vremenski osrednjeni vektori mogu imati i nezanemarljive vertikalne komponente. Pritom, usled težnje mehurića da isplivaju na slobodnu površinu toka, njihovo prisustvo se najpre očekuje u gornjoj zoni merne ravni i sa vertikalnim smerom brzine naviše.



Slika 127. Šematski prikaz karakterističnih izgleda glavnog skupa komponenti vektora brzina u mernoj ravni u zavisnosti od količine mehurića vazduha: (a) bez mehurića, (b) mehurići prisutni u celom polju, (c) mehurići prisutni u gornjoj zoni polja

U pokušaju da se omogući automatizovana procena količine mehurića vazduha toka na osnovu rezultata PIV analize, analizirani su podaci verifikacionih merenja opisanih u poglavlju 3. Nakon prvobitne selekcije prihvatljivog opsega brzina u vertikalnom i horizontalnom pravcu, preostali parovi (u, v) prikazani su na dijagramu, pri čemu je metodom najmanjih kvadrata procenjena i linearna zavisnost $v = f(u) = au + b$. Osim toga, izračunati su i koeficijenti asimetrije skupa podataka kao:

$$S_{ku} = \frac{\frac{1}{N_V} \sum_{i=1}^{N_V} (u_i - \bar{u}_{all})^3}{\left[\frac{1}{N_V - 1} \sum_{i=1}^{N_V} (u_i - \bar{u}_{all})^2 \right]^{3/2}},$$

$$S_{kv} = \frac{\frac{1}{N_V} \sum_{i=1}^{N_V} (v_i - \bar{v}_{all})^3}{\left[\frac{1}{N_V - 1} \sum_{i=1}^{N_V} (v_i - \bar{v}_{all})^2 \right]^{3/2}},$$
(5.8)

gde je N_V ukupan broj vektora u mernoj ravni na svim slikama iz video zapisa, u_i i v_i pojedinačne vrednosti komponenti vektora brzine u x i y pravcu, a \bar{u}_{all} i \bar{v}_{all} odgovarajuće prosečne vrednosti svih vektora u toku trajanja eksperimenta.

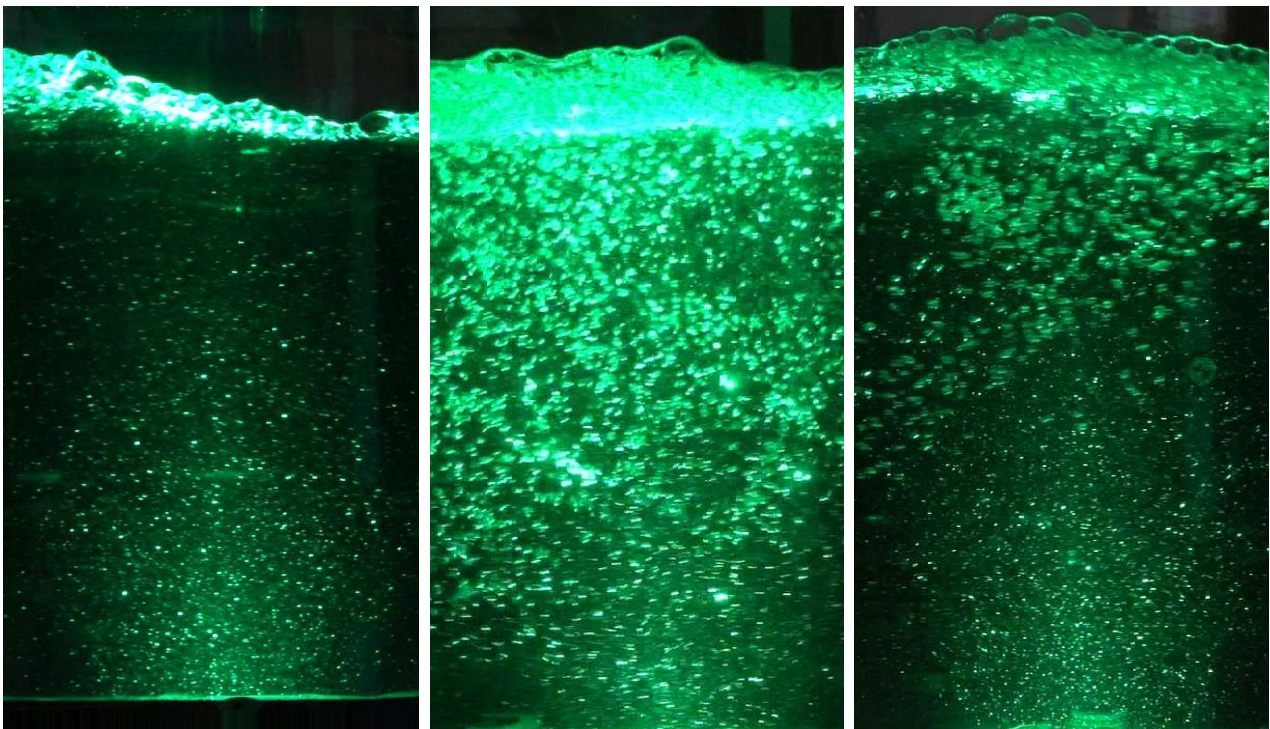
Vizuelnom procenom forme grupa koje sačinjavaju parovi $\{u, v\}$, i poređenjem istih sa vizuelno uočenom količinom mehurića u toku eksperimenta, primećuje se postojanje 3 karakteristična slučaja (slike 127 i 128):

- a) **Bez značajnog prisustva mehurića** (slika 128a): vertikalne komponente su simetrično raspoređene oko apscise. Ovaj slučaj karakterističan je u ovom istraživanju za manje vrednosti protoka i/ili za merne ravni na većoj udaljenosti od valjka skoka. Oba parametra zavisnosti $v = f(u)$ teže nuli;
- b) **Mehurići prisutni u čitavom polju** (slika 128b): vertikalne komponente asimetrično su raspoređene duž čitave apscise. U ovom istraživanju karakterističan je slučaj uglavnom za merne ravni u neposrednoj blizini valjka skoka, gde mehurići iz donje zone mernog polja nisu imali dovoljno vremena (u odnosu na njihov životni vek, odnosno od nastanka do napuštanja mešavine kroz slobodnu površinu) da pređu u gornju zonu. U zavisnosti $v = f(u)$ konstanta a teži nuli dok je b negativna;
- c) **Mehurići prisutni samo u gornjoj zoni polja** (slika 128c): vertikalne komponente vektora brzine v simetrično su raspoređene oko apscise za manje intenzitete komponente u , asimetrično za veće. Karakterističan je slučaj za merne ravni pozicionirane nešto nizvodnije od valjka skoka nego u slučaju (b), što mehurićima vazduha obezbeđuje dovoljno vremena da pređu iz donje zone mernog polja u gornju, pre nego što konačno napuste tok. U zavisnosti $v = f(u)$ konstanta a je negativna dok b može biti nula ili „nemula“ vrednost.

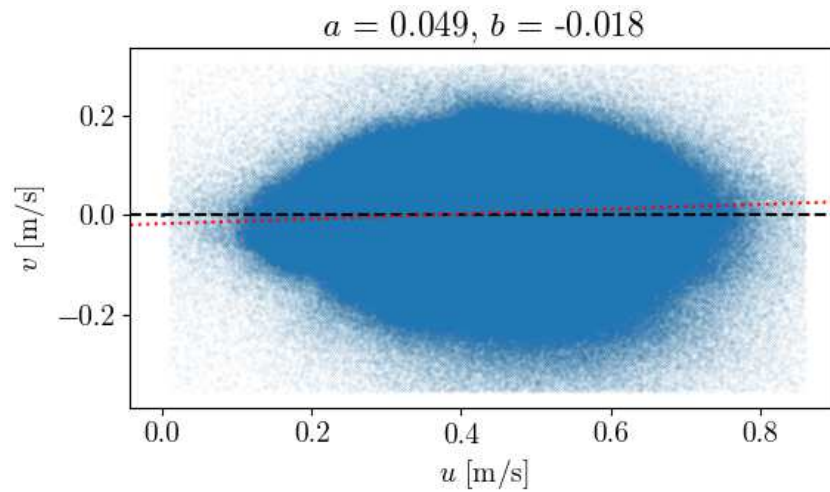
Rezultati analize verifikacionih merenja prikazani su u tabeli 28. Izdvojiće se 3 slučaja (istaknuta masnim slovima u tabeli i prikazana na slici 128), i to iz svake konfiguracije po jedna na slikama 129–131. Svaki od tri slučaja poslužiće za ilustrovanje jednog karakterističnog slučaja izgleda i pozicije glavne grupe komponenti vektora brzina. Na slikama 129–131 crna linija (duža crta) predstavlja vrednost $v = 0$, dok crvena linija (kraća crta) predstavlja funkciju $v = f(u)$.

Slike 128a i 129 prikazuju slučaj iz konfiguracije 0/5B, u najnižvodnijoj poziciji merne ravni najbližoj zidu kanala ($x = 173 \text{ cm} \approx 5.4h_{2@59.3}$ i $l_3 = 2 \text{ cm}$). Za dato merenje količina mehurića vazduha bila je niska, imajući u vidu udaljenost merne ravni od valjka skoka, kao i blizinu ravni zidu kanala. Uočava se da su vrednosti koeficijenata a i b bliske nuli (0.049 i -0.018), dok je koeficijent asimetrije u vertikalnom pravcu relativno nizak ($|-0.482| < 0.5$).

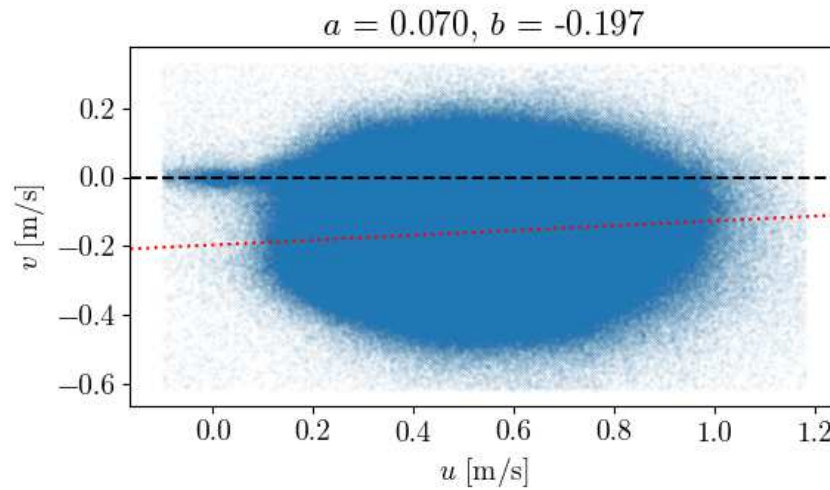
Slike 128b i 130 ilustruju slučaj iz konfiguracije 0/5C, u najuzvodnijoj poziciji merne ravni najbližoj osi kanala ($x = 138 \text{ cm} \approx 4.5h_{2@59.3}$ i $l_3 = 22 \text{ cm}$). Za dato merenje količina mehurića vazduha bila je visoka i prisutna u gotovo čitavoj mernoj ravni. Uočava se da je vrednost koeficijenta a niska (0.070) dok je vrednost koeficijenta b po apsolutnoj vrednosti najveća u čitavom analiziranom skupu podataka (-0.197). Koeficijent asimetrije u vertikalnom pravcu je ipak nizak ($|0.164| < 0.5$), što ukazuje na simetrično raspoređene intenzitete vertikalnih komponenti vektora brzine oko vremenski osrednjene vrednosti \bar{v} .



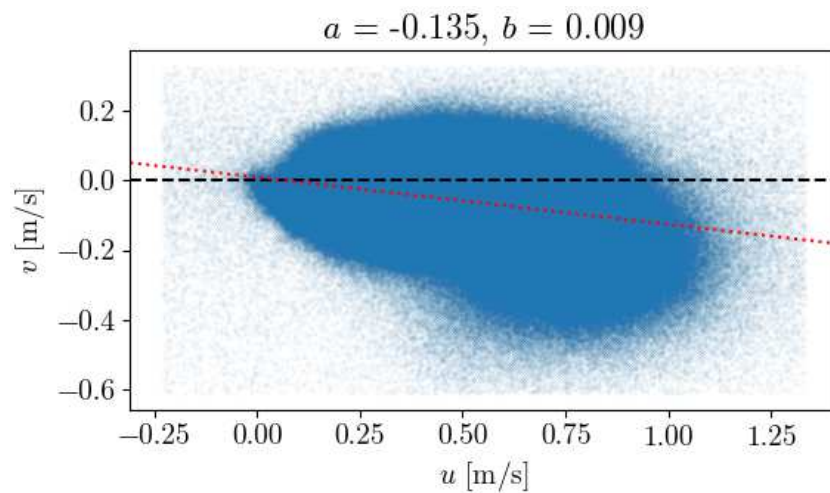
Slika 128. Primeri različitih intenziteta aeracije u mernoj ravni: (a) 0/5B, $x = 173 \text{ cm}$, $l_3 = 2 \text{ cm}$; (b) 0/5C, $x = 138 \text{ cm}$, $l_3 = 22 \text{ cm}$; (c) 0/5B-4C, $x = 138 \text{ cm}$, $l_3 = 12 \text{ cm}$.



Slika 129. Komponente vektora brzine za konfiguraciju bazena 0/5B i za poziciju merne ravni $x = 173$ cm i $l_3 = 2$ cm.



Slika 130. Komponente vektora brzine za konfiguraciju bazena 0/5C i za poziciju merne ravni $x = 138$ cm i $l_3 = 22$ cm.



Slika 131. Komponente vektora brzine za konfiguraciju bazena 0/5B-4C i za poziciju merne ravni $x = 138$ cm i $l_3 = 12$ cm.

Konačno, slike 128c i 131 ilustruju slučaj iz konfiguracije 0/5B-4C, u najuzvodnijoj poziciji merne ravni ($x = 138 \approx 4.5h_{2@59.3}$ cm) na rastojanju $l_3 = 12$ cm od zida kanala. U ovoj konfiguraciji bazena sa dva reda elemenata za umirenje primećeno je prisustvo mehurića vazduha prvenstveno u gornjoj oblasti mernih ravni. Vrednost koeficijenta a je po apsolutnoj vrednosti visoka (-0.135) dok je vrednost koeficijenta b bliska nuli (0.009). Koeficijent asimetrije u vertikalnom pravcu je visok u datom skupu rezultata ($|0.860| > 0.5$) što ukazuje na snažnu asimetriju vertikalnih komponenti vektora brzine oko vremenski osrednjene vrednosti \bar{v} .

Tabela 28. Analiza komponenti vektora brzina za verifikaciona merenja.

Konf.	x [cm]	l_3 [cm]	\bar{u} [m/s]	\bar{v} [m/s]	S_{ku} [-]	S_{kv} [-]	a [-]	b [m/s]
0/5B	138.3	2	0.392	-0.014	0.227	-0.685	-0.069	0.013
		12	0.414	-0.068	0.262	-0.576	-0.242	0.033
		22	0.439	-0.102	0.000	-0.450	-0.256	0.010
	157.2	2	0.408	-0.01	0.095	-0.646	0.016	-0.017
		12	0.417	-0.037	-0.022	-0.932	-0.150	0.026
		22	0.431	-0.071	0.003	-0.753	-0.174	0.004
	173.4	2	0.414	0.003	0.176	-0.482	0.049	-0.018
		12	0.422	-0.024	0.126	-0.613	-0.031	-0.011
		22	0.426	-0.05	0.123	-0.887	-0.087	-0.013
0/5C	137.2	2	0.342	-0.07	0.519	-0.701	-0.182	-0.008
		12	0.454	-0.125	0.486	-0.100	0.052	-0.148
		22	0.493	-0.163	0.431	0.164	0.070	-0.197
	156.5	2	0.368	-0.041	0.534	-0.759	-0.136	0.009
		12	0.435	-0.085	0.230	-0.392	0.019	-0.094
		22	0.494	-0.128	0.155	-0.109	-0.023	-0.117
	173.4	2	0.35	-0.025	0.546	-0.670	-0.071	0.000
		12	0.427	-0.058	0.320	-0.660	-0.048	-0.037
		22	0.479	-0.089	0.194	-0.360	-0.020	-0.080
0/5B-4C	137.9	2	0.471	-0.015	0.319	-1.084	-0.121	0.042
		12	0.401	-0.045	0.860	-1.183	-0.135	0.009
		22	0.365	-0.045	0.947	-1.001	-0.102	-0.008
	158.8	2	0.473	-0.003	0.226	-1.005	-0.073	0.032
		12	0.378	-0.03	0.812	-0.360	-0.031	-0.018
		22	0.337	-0.033	0.887	-0.224	0.004	-0.034
	174.9	2	0.472	0.006	0.259	-0.575	-0.015	0.130
		12	0.395	-0.023	0.630	-0.184	-0.007	-0.020
		22	0.338	-0.029	0.672	0.077	0.043	-0.043

U tabeli 28 takođe se mogu uočiti trendovi pada apsolutnih vrednosti koeficijenata a i b u nizvodnom smeru kanala, kao i u poprečnom smeru od ose ka zidu kanala. Takav trend nije jasno uočljiv i za slučaj koeficijenta asimetrije za vertikalne komponente S_{kv} , dok koeficijent asimetrije za horizontalne komponente S_{ku} ne pokazuje korelaciju sa uočenom količinom mehurića vazduha.

Što se tiče samih vrednosti \bar{v} , uočava se jasna korelacija sa količinom vazduha, ali pošto ove vrednosti nisu bezdimenzione i zavise od protoka i dubina u kanalu, nisu direktno korišćene u analizi.

Zaključci prethodnih analiza u saglasnosti su sa pretpostavkama predstavljenim na početku poglavlja, s tim da u analizi treba uzeti u obzir i vrednost S_{kv} : kod formi grupa (a) i (b) je S_{kv} po apsolutnoj vrednosti niska (< 0.5), dok je kod grupe forme (c) po apsolutnoj vrednosti S_{kv} visoka (> 0.5). Glavni rezultati ove analize ne smeju se preneti na drugi model bez prethodne verifikacije.

5.2 Hidraulički skok u bazenima negativnog nagiba dna

Jednačina Belangér-a (2.1) izvedena je iz zakona održavanja količine kretanja, uz pretpostavku horizontalnog dna kanala u kom se formira hidraulički skok i zanemarljive sile trenja po dnu u odnosu na sile pritiska. Ukoliko prva pretpostavka nije ispunjena, kao što je to slučaj u bazenima sa nagnutim dnom, rešavanje jednačine održavanja količine kretanja zahteva poznavanje i polja pritisaka po dnu kanala između preseka uzvodno i nizvodno od skoka u kojima se može pretpostaviti hidrostatički raspored pritisaka po dubini. Međutim, čak i za jednostavne konfiguracije brzotoka i horizontalnog bazena, pritiske na dno umirujućeg bazena teško je predvideti. Tek istraživanja skorijeg datuma omogućavaju uvide u polje pritisaka na dno horizontalnog umirujućeg bazena bez elemenata za umirenje nizvodno od stepenastog brzotoka (Milovanović, 2018).

Praktičan potencijal upotrebe bazena negativnog nagiba dna može se sumirati slikom 132. Naime, u slučajevima kada nizvodni granični uslov – dubina u nizvodnom rečnom koritu – nije dovoljan da se obezbedi formiranje stabilnog skoka u horizontalnom umirujućem bazenu (slika 132a), produžavanje brzotoka do neke niže kote dna bazena i izgradnja nagnutog dna omogućavaju da se stabilan hidraulički skok formira sa manjim odnosom spregnutih dubina D , odnosno sa manjom nizvodnom dubinom kao graničnim uslovom (slika 132b)¹⁰.

¹⁰ S druge strane, treba voditi računa o tome da produžavanje konture brzotoka na slici 132b u opštem slučaju smanjuje dubinu i povećava brzinu mlaza uzvodno od skoka (u odnosu na iste u horizontalnom bazenu na slici 132a), osim u slučaju kad je na brzotoku postignuto jednoliko tečenje.

U poglavlju 2.2 opisana su prethodna istraživanja u vezi sa hidrauličkim ponašanjem bazena sa nagnutim dnom. Neki od zaključaka koji se mogu izvesti na osnovu pregleda literature su:

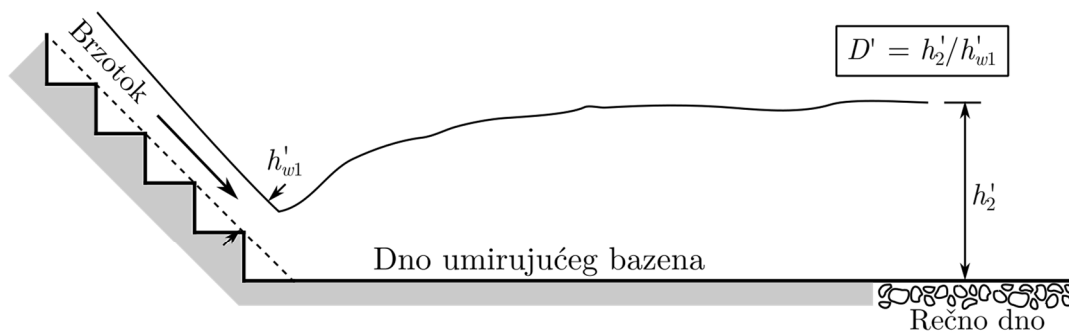
1. Sile od konture dna nagnutog kanala u kom se skok formira doprinose dejstvu sila na kontrolnu zapreminu skoka u horizontalnom pravcu;
2. Bazeni sa dnom negativnog nagiba omogućavaju formiranje skoka sa manjim odnosom spregnutih dubina $D = h_2/h_1$ nego u horizontalnim bazenima;
3. Smanjenje odnosa spregnutih dubina D omogućava smanjenje dužine valjka skoka L_r ;
4. Stabilnost hidrauličkog skoka u nagnutim bazenima u mnogome zavisi od načina i mesta njegovog formiranja i nije u direktnoj korelaciji sa prethodna tri zaključka.

Prva tri navedena zaključka proističu direktno iz zakona održanja količine kretanja, dok je poslednji nešto enigmatičniji. Rouse (1938) je pokazao da su skokovi koji se u potpunosti formiraju u bazenima negativnog nagiba dna (skok tipa F) nestabilniji od klasičnog skoka, i da je samo pitanje vremena kada će usled fluktuacija dubine i brzine uzvodno od valjka skoka nastupiti mehanizam pozitivne povratne sprege koji će skok „odgurati“ u nizvodnom smeru iz umirujućeg bazena. Brojni istraživači potvrdili su njegove zaključke (Defina i Susin, 2003; Beirami i Chamani, 2006, 2010; Bateni i Yazdandoost, 2007, 2009; Defina, Susin i Viero, 2008; Kumar i Lodhi, 2016; Ljubičić *i ostali*, 2018), mada je o uzrocima takve nestabilnosti (nažalost) utrošeno malo reči. Jedan od malobrojnih zaključaka koji se može pronaći u literaturi je da je hidraulički skok nestabilan u slučajevima kada sila težine vode u skoku deluje u suprotnom smeru od smera tečenja (Defina i Susin, 2003; Defina, Susin i Viero, 2008), mada u navedenim radovima nije pruženo objašnjenje zbog čega je to slučaj. Interesantno je zapažanje koje iznose Defina, Susin i Viero (2008) da ukoliko je dno bazena „ohrapavljeno“, tako da se uveća sila trenja, skokovi tipa F mogu biti stabilni u određenom opsegu nagiba dna. U ovom slučaju sila trenja omogućava stvaranje mehanizma negativne povratne sprege – tada povećanje protoka, a samim tim i brzine tečenja uzvodno od skoka, dovodi i do povećanja sile trenja po dnu bazena što doprinosi stabilizaciji skoka. Ovakav zaključak je u skladu sa opažanjima iz literature da je B-F skok značajno stabilniji od odgovarajućeg skoka tipa F – kao i u slučaju horizontalnih bazena, nagla promena pravca tečenja omogućava stvaranje negativne povratne sprege koja značajno proširuje opseg uslova u kojima je skok stabilan. Analize koje će biti predstavljene u narednim poglavljima pokazaće da nagnuto dno bazena nije u mogućnosti da (samo po sebi) bude adekvatan mehanizam za stabilizaciju skoka bez dodatnih unutrašnjih graničnih uslova u skoku.

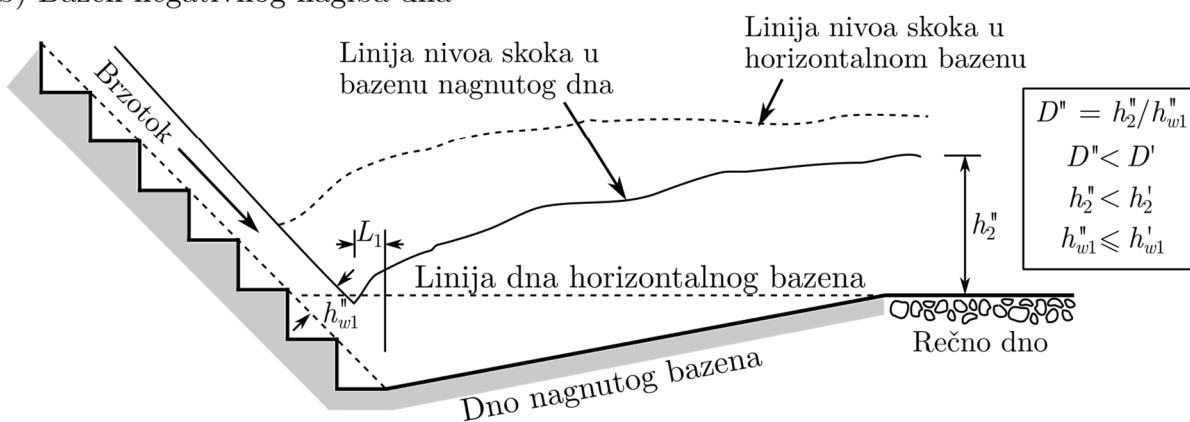
I za slučaj horizontalnih i nagnutih bazena, prethodno se može rezimirati na sledeći način: *za formiranje stabilnog skoka neophodan je unutrašnji granični uslov koji na promenu uslova tečenja uzvodno od skoka može reagovati odgovarajućim dejstvom u suprotnom smeru.* U literaturi i u ovom istraživanju identifikovani su sledeći adekvatni mehanizmi: (1) nagla

promena pravca tečenja prilikom prelaska mlaza iz brzotoka u umirujući bazen, (2) korišćenje stabilizacionih elemenata u bazenu i (3) visoka hrapavost dna bazena.

a) Horizontalni bazen



b) Bazeni negativnog nagiba dna



Slika 132. Poređenje skoka u bazenu horizontalnog dna (a) i u bazenu negativnog nagiba dna (b).

Međutim, ukoliko formiranje valjka skoka započinje na brzotoku (koji ima pozitivan nagib dna) a završava u umirujućem bazenu negativnog nagiba, u određenom opsegu hidrauličkih uslova ne dolazi do aktivacije pozitivne povratne sprege koja izaziva „izbacivanje“ skoka iz bazena, tj. stabilnost skoka značajno je poboljšana. Iz tog razloga skokovi tipa B-F – prema analogiji sa skokovima tipa B – okupirali su i veću pažnju istraživača proteklih decenija.

U raspoloživoj literaturi postoji vrlo malo podataka o interakciji stepenastih brzotoka sa umirujućim bazenima negativnog nagiba. Ovo poglavlje pružiće uvid u dva rezultata ovog istraživanja:

1. Analitičko-empirijski model za predviđanje osnovnih hidrauličkih parametara hidrauličkog skoka (odnos spregnutih dubina, dužina valjka, koeficijent disipacije energije) u nagnutom bazenu bez elemenata za umirenje za poznate parametre tečenja u stepenastom brzotoku;
2. Analiza uticaja elemenata za umirenje na karakteristike stabilnosti skokova u bazenima negativnog nagiba dna.

Prema klasifikaciji sa slike 1, skok tipa F formira se slučaj položaja nožice skoka $L_1 = 0$ (slika 132b). Međutim, u odnosu na klasične brzotoke dva zapažanja su bitna:

1. Položaj nožice skoka nije nepromenljiv u vremenu već fluktuiru u podužnom pravcu. U ovom istraživanju utvrđeno je da opseg fluktuacija položaja iznosi približno $L_1 \leq 0.2h_B$. Pri tome, vrednost h_B odgovara spregnutoj dubini klasičnog skoka za izračunate parametre tečenja u brzotoku prema izrazu Bélanger-a (≈ 5.0 cm pri protoku od 40 L/s na prikazanoj modelskoj instalaciji);
2. Između glatkog brzotoka i umirujućeg bazena po pravilu se konstruiše zakrivljena prelazna deonica (Savić, 2009). Kod stepenastih brzotoka po pravilu se izostavlja takva deonica, što onemogućava primenu iste definicije F skoka u bazenima stepenastih brzotoka.

Za potrebe ovog istraživanja će se smatrati da definiciju F skoka zadovoljavaju svi slučajevi gde vremenski osrednjeni položaj nožice skoka zadovoljava uslov $L_1 \leq 0.2h_B$. Za položaj skoka $L_1 = 0.2h_B$ u ovom i prethodnim istraživanjima (Ljubičić i ostali, 2018) utvrđeno je da je skok stabilan bez upotrebe dodatnih elemenata za umirenje u bazenu.

5.2.1 Bazeni bez elemenata za umirenje

Analitičko-empirijski model

Analiziraće se zakon održavanja količine kretanja u horizontalnom pravcu, primenjen na kontrolnu zapreminu hidrauličkog skoka šematski prikazanog na slici 133. Pretpostaviće se (1) da se u presecima 1 i 2 ostvaruju hidrostatičke raspodele pritisaka, (2) da je promena pritisaka duž dna bazena linearna i (3) da je u preseku 1 tečenje neaerisano, odnosno da se javlja dubina „čiste“ vode. Na osnovu datih pretpostavki, zakon održavanja količine kretanja za skok tipa B-F može se napisati za jediničnu širinu kanala kao¹¹:

$$\rho g \frac{h_2^2}{2} \cos^2 \theta + R_a |\sin \theta| - \rho g \frac{h_{w1}^2}{2} \cos^2 \varphi - R_u = \rho q V_1 \beta_1 \cos \varphi - \rho q V_2 \beta_2 \cos \theta, \quad (5.9)$$

gde su:

θ – ugao nagiba dna umirujućeg bazena u odnosu na horizontalu,

φ – ugao nagiba dna brzotoka u odnosu na horizontalu,

R_a – sila usled pritisaka duž dna nagnutog bazena,

R_u – sila usled pritisaka duž dna stepenastog brzotoka,

¹¹ Umesto korišćenja apsolutnih vrednosti trigonometrijskih funkcija (npr. $|\sin \theta|$) u ovom i narednim izrazima može se promeniti predznak ispred odgovarajućeg člana. Međutim, to ovde nije učinjeno kako bi predznak direktno ukazivao na smer delovanja odgovarajućih sila.

h_{w1} i h_2 – dubine čiste vode u presecima 1 i 2 (u preseku 2 aeracija je po pravilu zanemarljiva pa iz indeksa izostaje w),

V_1 i V_2 – intenziteti brzine tečenja koje odgovaraju dubinama h_{w1} i h_2 ,

ρ – gustina vode,

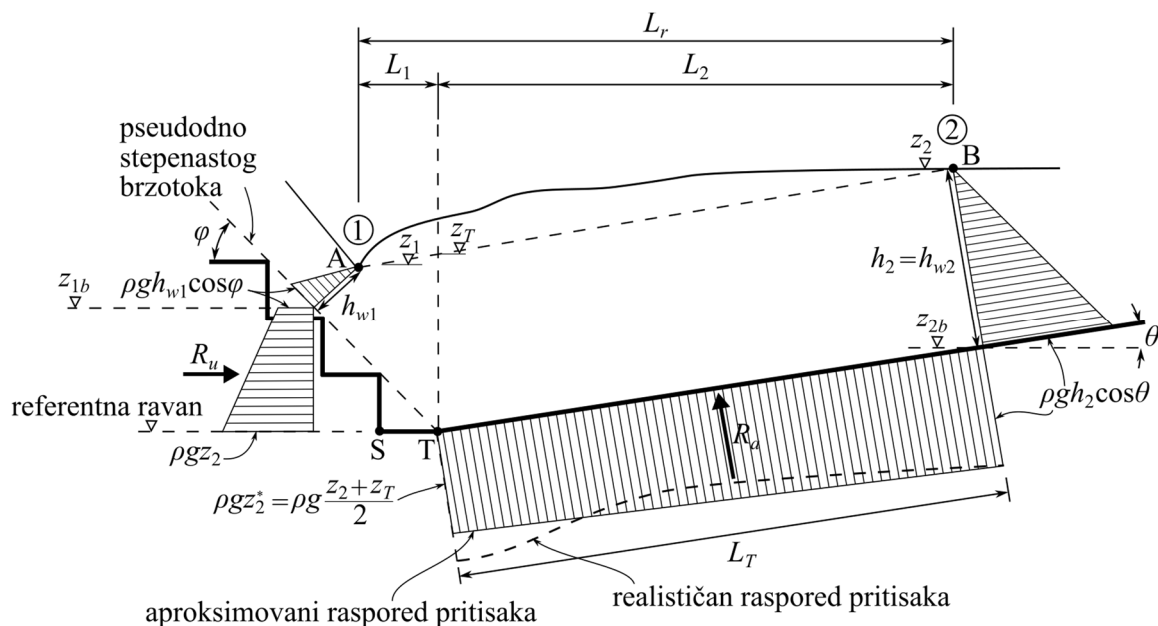
q – jedinični protok,

g – gravitaciono ubrzanje,

β_1 i β_2 – koeficijenti neravnomernosti brzina po dubini u presecima 1 i 2 u zakonu održanja količine kretanja.

U prethodnom izrazu (gde su svi članovi izraženi po jedinici težine vode), prvi član sa leve strane predstavlja silu pritiska u preseku 2, drugi član je reakciona sila usled pritiska duž nagnutog dna bazena, treći član je sila pritiska u preseku 1, a četvrti član je vrednost reakcione sile R_u na delu stepenastog brzotoka koji je obuhvaćen zapreminom skoka. Vrednost sa desne strane izraza predstavlja razliku količina kretanja u presecima 1 i 2, izraženu po jedinici težine vode.

Glavne nepoznanice u pretpostavljenom dinamičkom modelu skoka su vrednosti visina pritiska duž dna bazena od kojih zavise reakcije R_a i R_u . Linearni model raspodele pritiska uobičajen je u literaturi (Beirami i Chamani, 2006; Bateni i Yazdandoost, 2009), te je i ovde usvojen. Na ovaj način obe sile definisane su visinom pritiska u tački T i dubinom u preseku 2. Sličan model pretpostavili su i Bateni i Yazdandoost (2009), uz regresioni izraz za procenu visine pritiska u tački T. U ovom doktoratu, za usvojen položaj referentne ravni u nivou tačke T, visina pritiska u toj tački definisana je pomoću kote nivoa vode z_2 u preseku 2 i nivoa z_T koji odgovara tački u preseku duži AB i vertikalne prave koja prolazi kroz tačku T.



Slika 133. Skica pretpostavljenih rasporeda pritiska u podužnom preseku hidrauličkog skoka tipa F i B-F (Ljubičić i ostali, 2018).

Na osnovu ove dve vrednosti, pretpostavljeno je da visina pritiska u tački T iznosi:

$$z_2^* = \frac{z_2 + z_T}{2}, \quad (5.10)$$

te se intenzitet sile R_a može izračunati kao:

$$R_a = L_T \rho g \frac{z_2^* + h_2 \cos \theta}{2}, \quad (5.11)$$

gde je L_T rastojanje između tačke T i preseka 2, mereno duž dna bazena. Treba imati na umu da visina pritiska z_2^* nije merena u okviru ovog istraživanja, ali i to da ova vrednost nema za cilj da predstavi stvarnu vrednost visine pritiska u tački T. Cilj uvođenja hipotetičkog z_2^* je da se, uz zadržavanje pretpostavke o linearnom rasporedu pritiska, omogući jednostavna procena prosečnih pritiska duž dna bazena.

U toku ispitivanja je utvrđeno da vrednost reakcione sile R_u na delu stepenastog brzotoka koji se nalazi u kontrolnoj zapremini skoka zavisi prvenstveno od nivoa z_2 . Neke od glavnih razlika u odnosu na postojeće modele za glatke brzotoke (Beirami i Chamani, 2006; Bateni i Yazdandoost, 2009) nastaju usled izostajanja zakrivljene prelazne deonice između stepenastih brzotoka i bazena. Kod stepenastog brzotoka, visine pritiska u tački T i u najnižoj tački vertikalnog lica krajnjeg stepenika brzotoka S ne moraju biti isti.

Izraz (5.9) može se dalje napisati kao:

$$\begin{aligned} 1 - \frac{h_2^2 \cos^2 \theta}{h_{w1}^2 \cos^2 \varphi} + z_{1b} \frac{h_{w1} \cos \varphi + z_2}{h_{w1}^2 \cos^2 \varphi} - L_T \frac{h_2 \cos \theta + z_2^*}{h_{w1}^2 \cos^2 \varphi} |\sin \theta| = \\ = \frac{2V_1^2}{g} \left(\frac{\beta_2 \cos \theta}{h_2 \cos^2 \varphi} - \frac{\beta_1}{h_{w1} \cos \varphi} \right), \end{aligned} \quad (5.12)$$

gde je z_{1b} kota pseudo-dna brzotoka u preseku 1. Dužina dna bazena u kontrolnoj zapremini skoka L_T se može zapisati kao:

$$L_T = \frac{L_r - L_1}{\cos \theta} + h_2 |\tan \theta|, \quad (5.13)$$

gde je L_r ukupna horizontalna dužina valjka skoka, a L_1 vremenski osrednjeno horizontalno rastojanje preseka 1 od tačke T – položaj nožice hidrauličkog skoka u odnosu na uzvodni kraj bazena. Kompaktniji oblik izraza (5.12) može se dobiti formiranjem bezdimenzionih veličina:

$$\begin{aligned} D &= \frac{h_2}{h_{w1}}, \\ C &= \frac{\cos \theta}{\cos \varphi}, \\ D_1 &= \frac{z_{1b}}{h_{w1} \cos \varphi}, \end{aligned} \quad (5.14)$$

$$D_2 = \frac{z_2}{h_{w1} \cos \varphi},$$

$$D_L = \frac{L_T}{h_{w1} \cos \varphi},$$

$$D_2^* = \frac{z_2^*}{h_{w1} \cos \varphi},$$

$$Fr_{1,\varphi} = \frac{V_1}{\sqrt{gh_{w1} \cos \varphi}}.$$

U prethodnom izrazu $Fr_{1,\varphi}$ predstavlja vrednost Frudovog broja za slučaj kad se presek 1 nalazi iznad brzotoka. Na osnovu (5.14), izraz (5.12) svodi se konačno na:

$$1 - D^2 C^2 + D_1(1 + D_2) - D_L(DC + D_2^*)|\sin \theta| - 2Fr_{1,\varphi}^2 \left(\beta_2 \frac{C}{D} - \beta_1 \right) = 0. \quad (5.15)$$

Za potrebe rešavanja prethodnog izraza, vrednosti parametara tečenja u preseku 1 mogu se odrediti postupkom koji predlažu (Boes i Hager, 2003a, 2003b). Za slučaj hidrauličkog skoka tipa F, vrednost parametra D_2^* može se aproksimirati sa $z_2/2$. Za vrednost $\theta = 0$, prethodni izraz može dati procenu D i za skokove tipa B.

Rezultati ispitivanja

Za potrebe ispitivanja tačnosti modela koji je predstavljen u prethodnom delu, izvršena su zasebna eksperimentalna ispitivanja pri protocima od 16 do 52 L/s u bazenima ugla nagiba dna $\theta = \{0, -2.5, -5.0, -7.5\}^\circ$ bez elemenata za umirenje. Korišćenje bazena sa horizontalnim dnom u ovoj analizi omogućilo je proveru adekvatnosti predložene metodologije i za slučaj kada je horizontalna komponenta reakcije dna bazena $R_a = 0$. Kako u predloženim izrazima figuriše i položaj valjka hidrauličkog skoka kroz veličinu L_1 (odnosno z_{1b}), unapred su definisana tri položaja za ispitivanje $L_1 = \{4.5, 9.0, 13.5\}$ cm, pri čemu je usvojeno da vrednost $L_1 = 4.5$ cm odgovara skoku tipa F (skok započinje iznad poslednjeg stepenika brzotoka), a sve veće vrednosti skokovima tipa B-F. Na osnovu tako definisanih ograničenja, obavljeno je ukupno 104 eksperimenata u toku kojih su (osim prethodno navedenih veličina) merene dužina valjka L_r i dubina vode na nizvodnom kraju valjka h_2 . Vrednosti dužina L_r određene su neposrednim merenjem na način opisan u poglavlju 5.1.4 dok je dubina h_2 merena trakastim lenjirom. Napominje se da za vrednost ugla nagiba dna kanala od $\theta = -7.5^\circ$ nije bilo moguće realizovati položaje skoka $L_1 = 4.5$ cm i $L_1 = 9.0$ cm zbog znatnih dubina koji usled velike dužine podesive rampe nastaju u preseku iznad tačke T.

Za rešavanje izraza (5.15) moraju se omogućiti i procene nepoznatih β_1 , β_2 i L_r (odnosno L). Razni autori predlažu da se za vrednost β_2 usvoji 1 (Beirami i Chamani, 2006; Bateni i

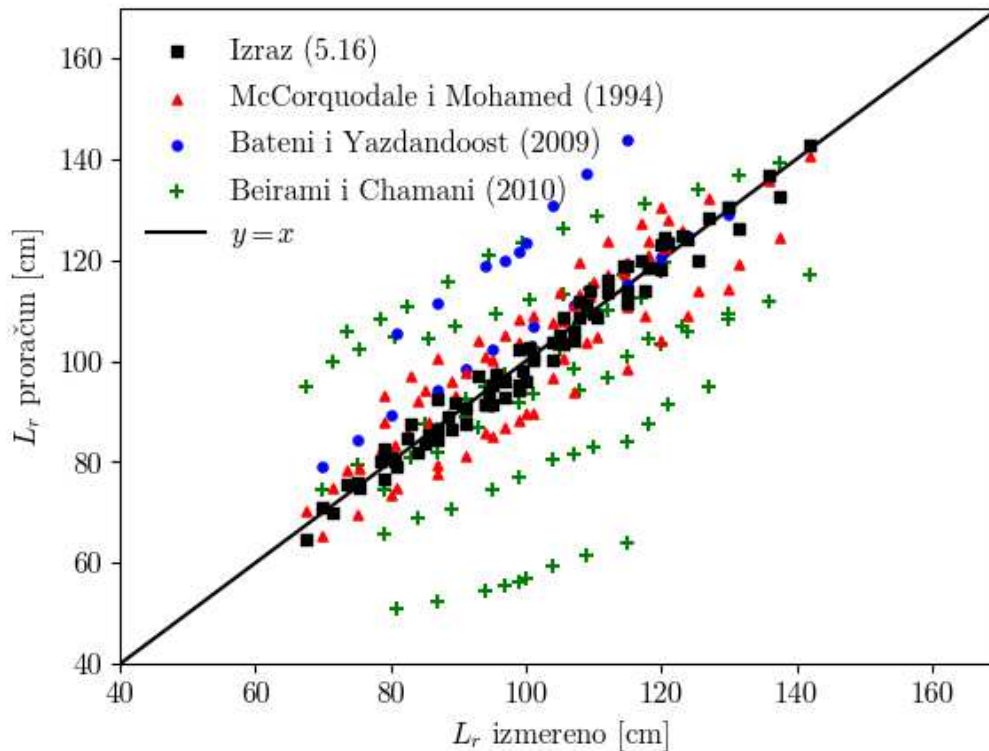
Yazdandoost, 2009), dok je za ispitivani opseg protoka u ovom istraživanju utvrđeno da se vrednost β_1 menja u opsegu od 1.16 do 1.22 (prosečno 1.18). Na osnovu izmerenih vrednosti, formirane su dve zavisnosti za predviđanje dužine L_r :

$$\frac{L_r}{h_{w1}} = a \left(\frac{z_{1b}}{h_{w1}} + 35.7 \right)^{1.1} Fr_{1,\varphi}^{0.4}, \quad (5.16)$$

gde je $a = 0.361e^{-1.715|\tan\theta|}$ za skokove sva tri tipa, i

$$\frac{L_r}{h_2} = -0.302Fr_{1,\varphi} + 6.756|\tan\theta| - 0.175 \frac{z_{1b}}{h_{w1}} + 7.764, \quad (5.17)$$

pri čemu je kod skokova tipa B drugi član sa desne strane jednak nuli.



Slika 134. Poređenje tačnosti rezultata različitih metodologija za procenu apsolutnih dužina valjka skokova tipa B, F i B-F (Ljubičić i ostali, 2018).

Izraz (5.16) predstavlja modifikovanu formu izraza koji za glatke brzotoke predlažu Bateni i Yazdandoost (2009). Iako obe zavisnosti (5.16) i (5.17) sačinjavaju iste nezavisne promenljive, korelacija između L_r i uzvodne dubine u burnom režimu h_{w1} veća je od korelacije između L_r i nizvodne dubine u mirnom režimu h_2 . Zavisnost (5.17) nije bilo moguće predstaviti u kompaktnom obliku nalik na izraz (5.16), te je predložena regresiona forma. Uvidom u izraze (5.16) i (5.17) lako se može zaključiti da relativna dužina valjka skoka raste sa porastom uzvodnog Frudovog broja Fr_1 (odnosno sa smanjenjem protoka) što je u saglasnosti sa zapažanjima Peterka-e (1958) i rezultatima iz tabele 2. Međutim, za iste uslove tečenja u brzotoku, odnos L_r/h_{w1} opada sa porastom nagiba dna umirujućeg bazena ($|\tan\theta|$ u imeniocu), dok odnos L_r/h_2 raste ($|\tan\theta|$ uvek sa pozitivnim predznakom). Ova

razlika posledica je činjenice da pri promeni nagiba dna bazena dolazi do povećanja reakcione sile R_a a smanjenja vrednosti nizvodne dubine h_2 , i konačno do povećanja odnosa L_r/h_2 . Iako oba izraza pružaju dobro slaganje sa izmerenim vrednostima, pošto između ugla nagiba θ i nizvodne dubine h_2 vlada slabija korelacija, za potrebe analiza uticaja nagiba bazena i položaja skoka na dužinu valjka L_r preporučljivije je korišćenje izraza (5.16). Takođe, izraz (5.17) sadrži više parametara od izraza (5.16), što dodatno otežava njegovu primenu. Određivanje dubine h_2 i dužine valjka skoka L_r na osnovu izraza (5.15) i (5.16) mora se sprovesti iterativno.

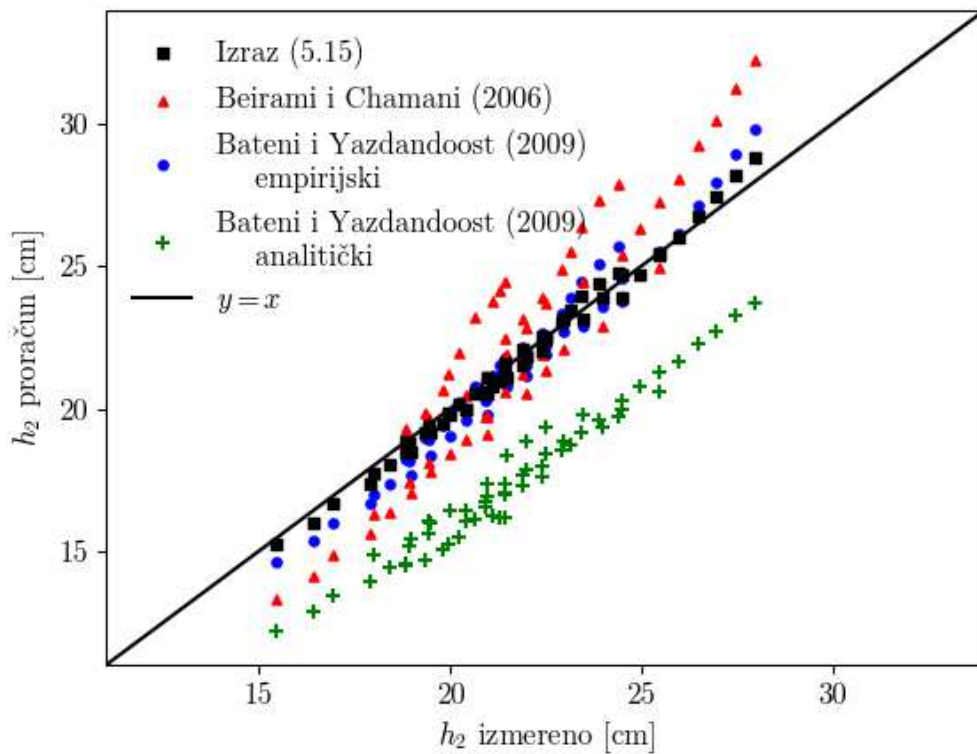
U prilogu 15 predstavljeno je poređenje izmerenih i računskih relativnih dužina valjka skoka prema izrazu (5.16), a poređenja radi prikazani su i rezultati proračuna L_r/h_{w1} prema izrazu koji predlažu Bateni i Yazdandoost (2009) za bazene glatkih brzotoka. Poređenjem vrednosti R^2 za dva skupa rezultata, uočava se da rezultati prema metodi za glatke brzotoke prate globalni trend promene L_r/h_{w1} , ali da je disperzija rezultata oko izmerenih vrednosti značajna. S druge strane, izraz (5.16) dobro predviđa relativnu dužinu skoka L_r/h_{w1} sa $R^2 = 0.932$. Kod rezultata metode koju predlažu Bateni i Yazdandoost (2009) uočava se i grupisanje rezultata koji potiču od bazena različitih nagiba dna, dok kod rezultata predloženog izraza (5.16) to nije uočljivo.

Prilog 16 prikazuje poređenje izmerenih i izračunatih vrednosti relativne dužine valjka skoka L_r/h_2 prema regresionom izrazu (5.17). Rezultati ukazuju na relativno dobro slaganje sa $R^2 = 0.924$, pri čemu se ne uočava da greška merenja zavisi od konkretne vrednosti L_r/h_2 (odnosno Frudovog broja, odnosno protoka).

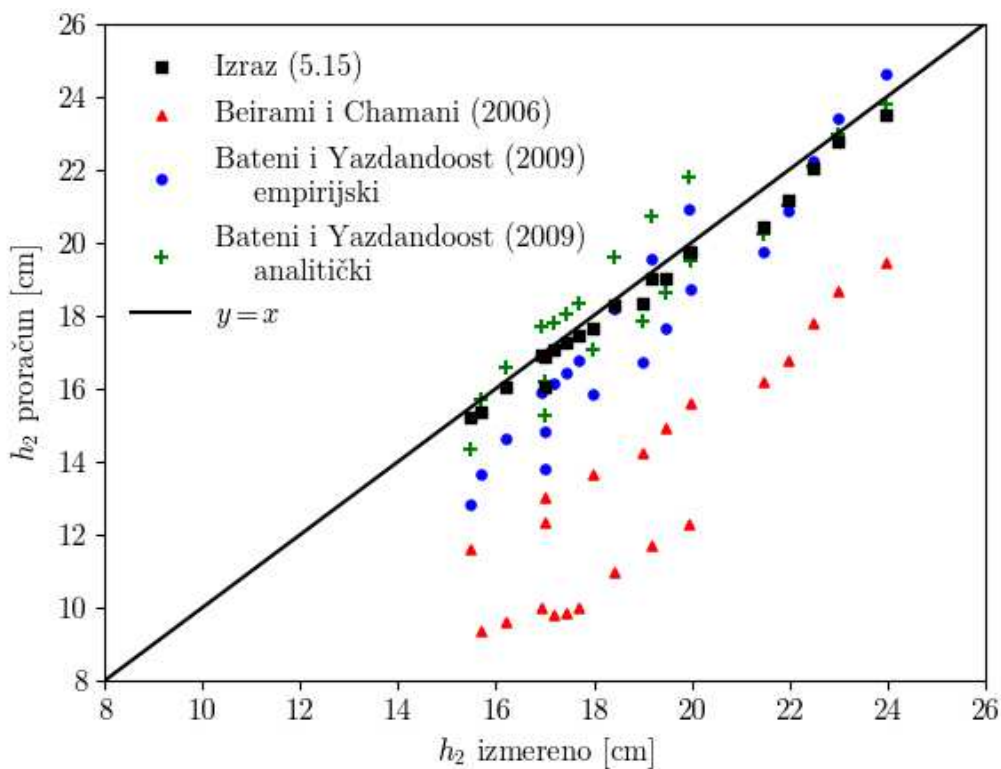
Kada se u obzir uzmu konkretne vrednosti dubina h_{w1} i h_2 , kao i vrednosti Frudovog broja Fr_1 i položaj skoka izražen putem z_{1b} , predložena metodologija pruža bolje slaganje sa izmerenim vrednostima od metodologija za glatke brzotoke iz dostupne literature (slika 134). Na osnovu grupisanja rezultata na slici, jasno je da tačnosti izraza koje predlažu McCorquodale i Mohamed (1994) i Beirami i Chamani (2010) zavise prvenstveno od ugla nagiba dna bazena θ . Izraz koji predlažu Bateni i Yazdandoost (2009) pruža prihvatljive rezultate, ali u odnosu na izraz (5.16) pokazuje veća odstupanjima od izmerenih dužina. Direktno poređenje izraza tačnosti (5.16) i (5.17) prikazano je u prilogu 17.

Nakon procene dužine valjka skoka L_r može se konačno odrediti i odnos spregnutih dubina $D = h_2/h_{w1}$ pomoću izraza (5.15). Jednostavnosti radi, za potrebe ovog istraživanja pri svim protocima i za sve položaje skoka korišćena je prosečna vrednost koeficijenta β_1 od 1.18. Poređenje izmerenih i računskih vrednosti D prikazano je u prilogu 18, i to za slučaj skokova tipa B, F i B-F. Uočava se da predložena metodologija postiže visoku tačnost nezavisno od tipa skoka ($R^2 = 0.989$). Poređenje tačnosti procene nizvodne spregnute dubine putem

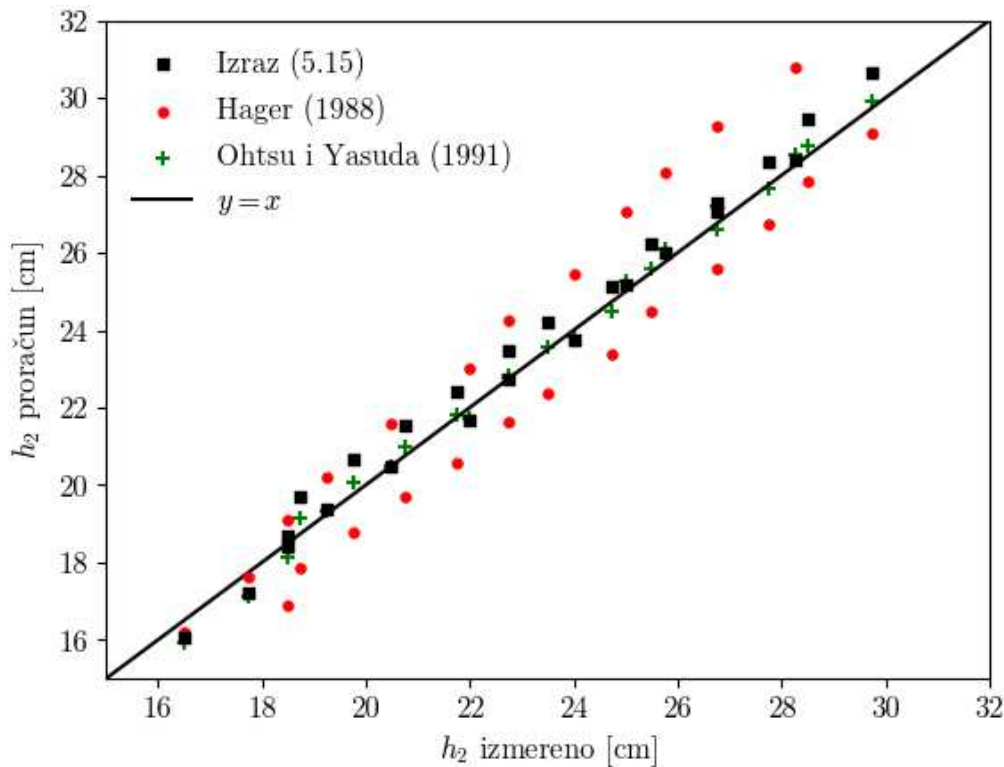
metodologija dostupnih u literaturi i one predstavljene u ovom istraživanju prikazano je na slikama 135, 136 i 137 redom za skokove tipa B-F, F i B.



Slika 135. Poređenje izmerenih i računskih vrednosti nizvodne spregnute dubine h_2 za skokove tipa B-F prema različitim metodologijama (Ljubičić i ostali, 2018).



Slika 136. Poređenje izmerenih i računskih vrednosti nizvodne spregnute dubine h_2 za skokove tipa F prema različitim metodologijama (Ljubičić i ostali, 2018).



Slika 137. Poređenje izmerenih i računskih vrednosti nizvodne spregnute dubine h_2 za skokove tipa B prema različitim metodologijama procene (Ljubičić i ostali, 2018).

Tačnost metodologije koju za skokove tipa F i B-F predlažu Beirami i Chamani (2006), kako za procenu dužine valjka skoka, tako i za procenu D , drastično varira u zavisnosti od posmatranog ugla nagiba dna bazena θ (slike 135 i 136). Zanimljivo je da Bateni i Yazdandoost (2009) za procenu D pružaju dva izraza: (1) analitički izraz dobijen iz zakona održanja količine kretanja i (2) empirijski izraz dobijen regresionom i dimenzionalnom analizom (slike 135 i 136). Prvi od dva postupka drastično potcenjuje vrednosti odnosa spregnutih dubina u odnosu na izmerene za skokove tipa B-F; međutim, empirijski izraz obezbeđuje bolju tačnost kod skokova tipa B-F, uporedivu sa tačnošću metodologije predložene u ovom istraživanju. Paradoksalno u odnosu na prethodno zapažanje, za slučaj skokova tipa F nešto bolje rezultate zapravo pruža analitički metod. Ovakva nedoslednost performansi dveju metodologija koje pružaju Bateni i Yazdandoost (2009), u zavisnosti od nagiba dna i položaja skoka, čini njene primene na bazene stepenastih brzotoka problematičnim. Konkretni izvori ovih nedoslednosti nisu ispitani u ovom istraživanju.

Za skokove tipa B rezultati procene odnosa spregnutih dubina D pomoću predloženih izraza uporedivi su sa rezultatima drugih izraza dostupnih u literaturi (Hager, 1988; Ohtsu i Yasuda, 1990). Najbolje slaganje sa izmerenim vrednostima ($R^2 = 0.996$) pokazuje metoda koju predlažu Ohtsu i Yasuda (1990), dok predložena metodologija ostvaruje $R^2 = 0.989$.

Pomoću izraza (5.15) i (5.16) moguće je proceniti efikasnost disipacije energije za skokove tipa B, F i B-F:

$$\eta = 1 - \frac{E_2}{E_1} = 1 - \frac{z_{2b} + h_2 \cos \theta + \frac{V_2^2}{2g}}{z_{1b} + h_{w1} \cos \varphi + \frac{V_1^2}{2g}}, \quad (5.18)$$

gde je z_{2b} kota dna u preseku 2 koja se može odrediti kao:

$$z_{2b} = (L_r - L_1)|\tan \theta|. \quad (5.19)$$

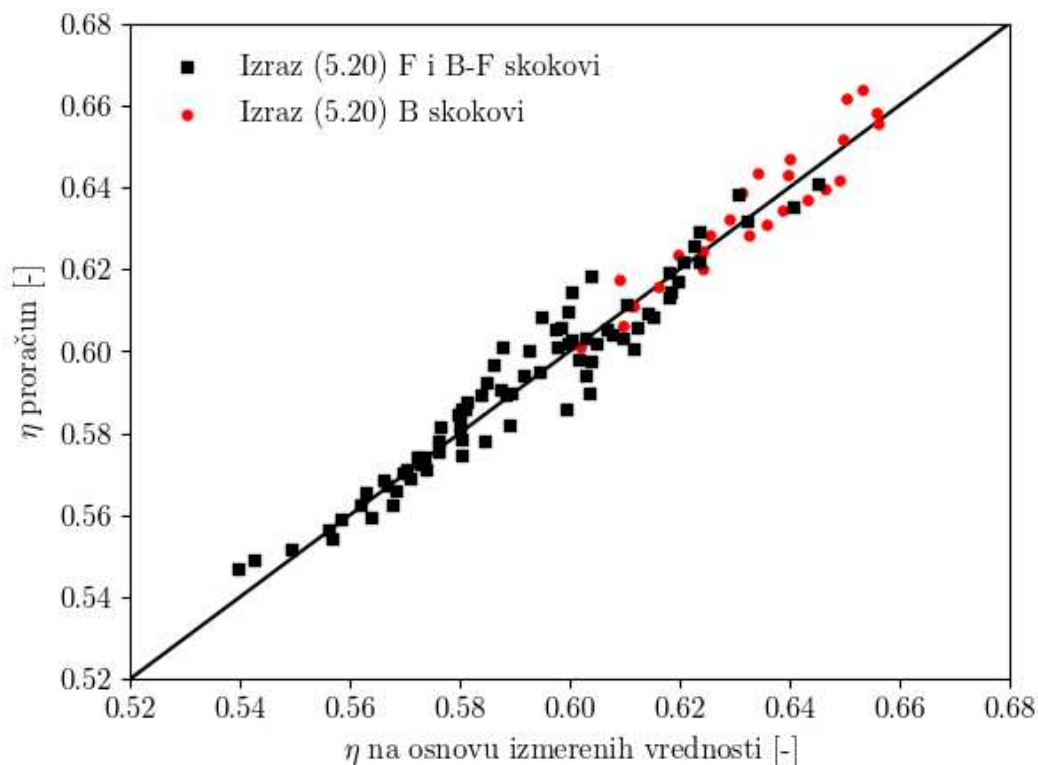
Međutim, u procesu projektovanja pogodno je na raspolaganju imati i jednostavan izraz za procenu efikasnosti disipacije mehaničke energije u hidrauličkom skoku. Za parametre nagiba dna bazena, dubine i brzine „čiste“ vode u preseku 1, kao i položaja valjka skoka u odnosu na brzotok, može se konstruisati regresioni izraz za preliminarne procene koeficijenta disipacije energije:

$$\eta = b \left(\frac{z_{1b}}{h_{w1}} \right)^{-0.10} Fr_1 + 0.336, \quad (5.20)$$

gde se vrednost koeficijenta b računa kao:

$$b = 0.148 \tan^2 \theta - 0.065 |\tan \theta| + 0.040. \quad (5.21)$$

Poređenje rezultata procene koeficijenta disipacije energije putem regresionog izraza (5.20) sa vrednostima dobijenim na osnovu izmerenih veličina prikazano je na slici 138.

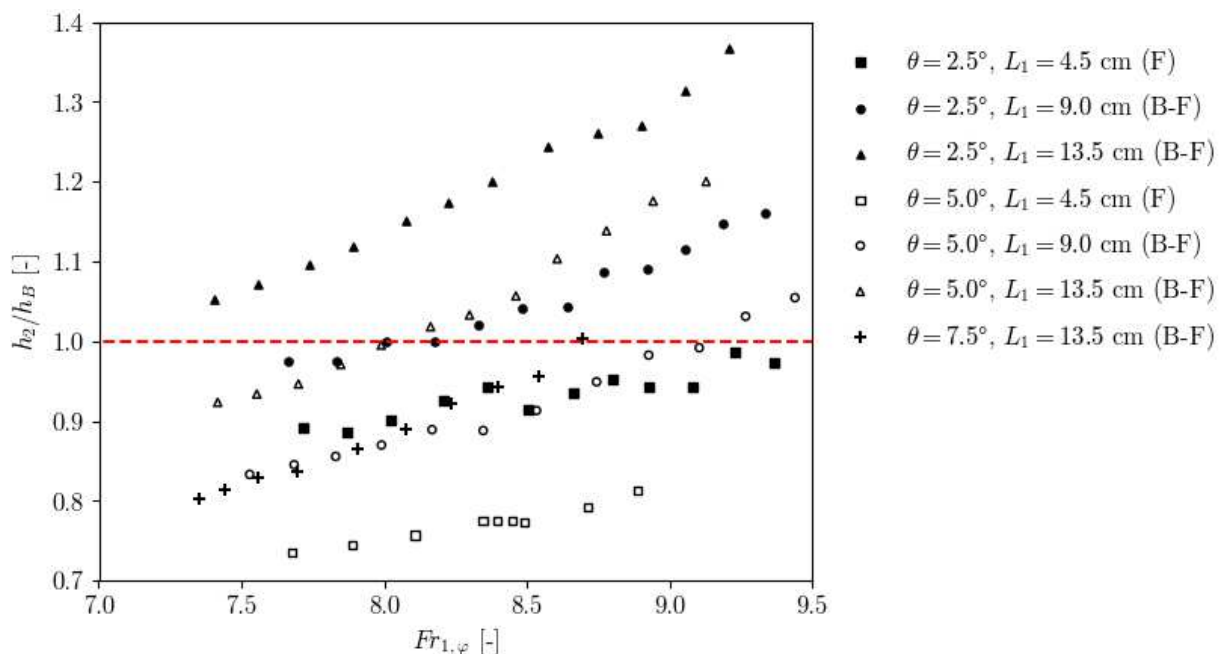


Slika 138. Poređenje izmerenih vrednosti koeficijenata disipacije energije u hidrauličkom skoku sa vrednostima procenjenim putem izraza (5.20) (Ljubičić i ostali, 2018).

Međutim, sa projektantskog stanovišta bitno je primetiti iz izraza (5.20) da se efikasnost skoka povećava sa smanjenjem z_{1b}/h_{w1} , odnosno sa približavanjem uzvodnog kraja valjka

skoka („nožice“ skoka) umirujućem bazenu. To je u skladu sa zaključcima prethodnih istraživanja (Beirami i Chamani, 2006; Bateni i Yazdandoost, 2009) koji svedoče o tome da je F skok, iako nestabilniji, zapravo hidraulički efikasniji od B-F skoka. Isto tako, klasičan hidraulički skok, kao i skok tipa A, efikasniji su u pogledu disipacije mehaničke energije od skokova tipa B (Hager, 1988; Kawagoshi i Hager, 1990). Takav zaključak ukazuje na priliku za ostvarivanje značajne efikasnosti umirujućih bazena, ukoliko se na određeni način može obezbediti stabilnost valjka skoka tipa F.

Konačno, na umu treba imati činjenicu da ne obezbeđuju sve konfiguracije F i B-F skokova manje nizvodne spregnute dubine od klasičnog hidrauličkog skoka. Sa povećanjem nagiba dna umirujućeg bazena, iako dolazi do smanjenja dubine h_2 u preseku 2 nizvodno od valjka skoka, usled podužne promene kote dna bazena može se formirati skok koji je hidraulički nepovoljniji od klasičnog hidrauličkog skoka. Na slici 139 prikazana je analiza odnosa dubina h_2 izmerenih na modelu sa skokovima tipa F i B-F, i vrednosti h_B prema izrazu Bélanger-a (2.1). Pod pretpostavkom jednolikog tečenja u brzotoku, svi skokovi kod kojih je $h_2/h_B < 1$ hidraulički su povoljniji od klasičnog hidrauličkog skoka. Ukoliko pretpostavka o jednolikom tečenju u brzotoku nije ispunjena, analiza se mora dopuniti proračunom konkretne kote nivoa z_2 . Primećuje se da se odnos h_2/h_B smanjuje sa smanjenjem L_1 (odnosno z_{1b}), odnosno da je najmanji za skok tipa F. Sličan zaključak može se izvesti i za skokove u bazenima horizontalnog dna – najefikasnija disipacija mehaničke energije ostvaruje se za slučaj klasičnog skoka, dok skokovi tipa B ostvaruju manju vrednost η .



Slika 139. Odnos nizvodne spregnute dubine skokova tipa F i B-F i nizvodne dubine skoka prema izrazu Bélanger-a (Ljubičić i ostali, 2018).

Rezultati analiza prikazanih u ovom poglavlju mogu se sumirati sledećim zaključcima:

1. Dostupne metode za procenu hidrauličkih karakteristika skokova tipa F i B-F nizvodno od glatkih brzotoka ne pružaju zadovoljavajuću tačnost. Metodologija predložena u ovom istraživanju jedinstvena je za konfiguracije bazena stepenastih brzotoka;
2. Predloženi izrazi omogućavaju procenu dužine valjka skoka L_r , odnosa spregnutih dubina $D = h_2/h_{w1}$ i koeficijenta disipacije energije η , sa visokom tačnošću za slučajeve skokova tipa F i B-F. Štaviše, struktura metodologije u zakonu održanja količine kretanja omogućava pouzdanu procenu navedenih parametara čak i za slučaj skokova tipa B u horizontalnim bazenima;
3. Za skokove tipa F, predloženi izrazi uglavnom blago potcenjuju izmerene vrednosti nizvodne spregnute dubine – relativne greške bile su u opsegu od -4.9% do $+0.5\%$. U dostupnoj literaturi za glatke brzotoke najbolje rezultate pruža analitička metoda Bateni i Yazdandoost (2009) sa relativnim greškama u opsegu od -8.9% do $+8.9\%$;
4. Za skokove tipa B-F predloženi izrazi pružaju rezultate procene nizvodne spregnute dubine h_2 sa relativnim odstupanjima od izmerenih vrednosti od -2.1% do $+4.2\%$. U dostupnoj literaturi najbolje rezultate pruža empirijska metoda Bateni i Yazdandoost (2009) sa relativnim odstupanjima od -8.7% do $+5.0\%$;
5. Za skokove tipa B, predložena metodologija pruža rezultate procene nizvodne spregnute dubine uporedive sa rezultatima dobro poznatih metodologija dostupnih u literaturi. Relativna odstupanja od izmerenih vrednosti u ovom istraživanju bila su između -3.0% i $+6.1\%$;
6. Na osnovu predložene metodologije mogu se adekvatno proceniti dužine valjka skokova tipa B, F i B-F, sa relativnim greškama između -4.8% i $+6.1\%$ u ovom istraživanju;
7. Za adekvatnu procenu hidrauličke „isplativosti“ skokova tipa F i B-F u bazenima sa nagnutim dnom, potrebno je sagledati koeficijent disipacije mehaničke energije η , ali i smanjenje potrebne nizvodne spregnute dubine u odnosu na nizvodnu dubinu klasičnog skoka prema izrazu Bélanger-a (2.1). Konfiguracije skoka koje zadovoljavaju uslov $h_2/h_B < 1$ mogu se smatrati hidraulički „isplativim“.

Na osnovu svih ranijih diskusija, jasno je da se značajno unapređenje efikasnosti bazena sa dnom negativnog nagiba može ostvariti ako se „popravi“ stabilnost skokova tipa F. Planiranje i primena skokova tipa F i B-F opravdana je prvenstveno u onim slučajevima kada se klasičnim skokom ne mogu nizvodno od bazena ostvariti dubine vode koje obezbeđuju stabilnost skoka.

U narednom poglavlju biće prikazana analiza ponašanja skokova tipa F i B-F za slučaj bazena sa elementima za umirenje. Kao polazna osnova, koristiće se dosadašnja saznanja u vezi sa bazenima horizontalnog dna koja su predstavljena u poglavlju 5.1.

5.2.2 Bazeni sa elementima za umirenje

U prethodnom poglavlju je objašnjeno da skokovi tipa B-F obezbeđuju dovoljnu stabilnost skoka, ali zahtevaju veću vrednost nizvodnog graničnog uslova (NGU) nego skok tipa F kako bi se formirali. Stoga je maksimizacija „iskorišćenosti“ disipacionih kapaciteta bazena sa dnom negativnog nagiba ograničena uslovima stabilnosti hidrauličkog skoka tipa F. U ovom poglavlju biće predstavljena zapažanja – prvenstveno kvalitativnog oblika – u vezi sa strujanjem u nagnutim bazenima uz korišćenje dodatnih konstruktivnih elemenata u cilju poboljšanja stabilnosti skoka.

Zbog dužine rampe koja omogućava promenu nagiba dna bazena (~1.50 m, slika 7), u određenom opsegu protoka skok će biti stabilan bez zadavanja NGU pomoću nizvodne ustave. U tim slučajevima, NGU predstavljen je pojavom kritične dubine u blizini nizvodnog kraja rampe. Najveći protok koji obezbeđuje formiranje takvih uslova nazvan je „kritičnim“ protokom. Pri svim protocima većim od kritičnog, skok se ne može stabilizovati za bilo koju otvorenost ustave bez korišćenja ustave za definisanje nizvodnog graničnog uslova.

Treba napomenuti da dužina rampe, koja predstavlja nagnuto dno umirujućeg bazena, igra značajnu ulogu u stabilnosti skoka, i da se značaj dužine rampe povećava sa povećanjem njenog nagiba. Međutim, u ovom istraživanju nije predviđena mogućnosti ispitivanja različitih dužina rampe.

Zbog relativno malih dubina tečenja u umirujućem bazenu negativnog nagiba dna merenje brzina u polju nije dalo adekvatne i upotrebljive rezultate – velike brzine tečenja u ovakvim uslovima zahtevaju povećanje dimenzija oblasti pretrage (SA) i ispitivanja (IA) u odnosu na horizontalne bazene, što omogućava procenu vektora brzina u svega nekoliko tačaka po dubini toka (slike 142 i 143). Ovakav zaključak smatra se prvenstveno ograničenjem merne opreme jer se u opisanim uslovima smanjenje SA i IA može ostvariti jedino povećanjem brzine snimanja, dok je za korišćenu kameru ona bila ograničena na 119.88 slika u sekundi. Iako korišćena kamera ima mogućnost snimanja u režimima 239.76, 479.52 i 959.04 slika u sekundi, trajanje snimanja je u ovim slučajevima ograničeno na svega 4 sekunde što nije dovoljno za procenu dugoročnih prosečnih i fluktuacionih komponenti vektora brzina. Slike 142 i 143 ilustruju relativno mali broj vektora brzine koji se mogu proceniti posredstvom korišćene metodologije u slučaju negativnog nagiba dna kanala.

Konačno, kao i kod bazena horizontalnog dna, merenje dužina valjka hidrauličkog skoka nije bilo moguće ukoliko se u njemu nalaze elementi za umirenje (videti diskusiju u poglavlju 5.1.4).

Nagib dna -5.0°

U hronologiji ovog ispitivanja, merenja pri ovom nagibu sprovedena su najranije, te će rezultati ovih merenja biti prvi i predstavljeni. Vrednost kritičnog protoka bazena bez elemenata za umirenje (konfiguracija 5.0/0) i sa uglom nagibom dna od $\theta = -5.0^\circ$ iznosila je ~ 37 L/s. Prilikom ispitivanja korišćeni su elementi za umirenje tipa A i D. Ispitane konfiguracije pri ovom nagibu opisane su u tabeli 29.

Glavna zapažanja u vezi sa ispitivanjima pri uglu nagibu dna bazena od $\theta = -5.0^\circ$ navedena su u tabeli 30. Linije nivoa u bazenu za ispitane konfiguracije predstavljene su na slikama 141 i 144 i u priložima 19–22.

Pri merodavnom protoku od 40 L/s, skok je bio stabilan do vrednosti otvorenosti ustave od $z_{ust} = 7.10$ cm, kada vremenski osrednjeni položaj nožice skoka iznosi $L_1 = -1.5$ cm. Pri otvorenosti ustave $z_{ust} = 7.20$ cm položaj nožice približava se vrednosti -4.5 (približno $0.2h_2$), nakon čega nastupaju efekti pozitivne povratne sprege i skok biva odbačen iz bazena. U odnosu na kasnije prikazane rezultate za bazene nagiba -2.5° , uočava se da se stabilan skok tipa F može formirati sa nizvodnijim položajima nožice, što po pravilu pogoduje povećanju efikasnosti skoka u pogledu disipacije mehaničke energije.

Elementi tipa A pri ovom nagibu omogućavaju stabilizaciju skoka u bazenu čak do protoka ~ 60 L/s što predstavlja i maksimalni kapacitet preлива varijante 1, i to bez korišćenja ustave kao NGU i u svim ispitivanim položajima – 0.5, 0.7, 0.8 i $1.0h_{2@40}$. Stoga su u nastavku ispitivanja umesto elemenata tipa A korišćeni najmanji dostupni elementi – tip D.

Konfiguracija 5.0/7D-1 na položaju $0.5h_{2@40}$ stabilna je bez korišćenja ustave kao NGU, sa položajem nožice skoka od $L_1 = 4.5$ cm. Skok ostaje stabilan bez ustave kao NGU čak i nakon uklanjanja elemenata 2, 4 i 6 iz rasporeda R1 (konfiguracija 5.0/4D-1), ali i nakon uklanjanja elemenata 1, 2, 4, 6 i 7 (konfiguracija 5.0/2D-1) kada položaj nožice skoka iznosi $L_1 = -0.5$ cm.

Za konfiguracije sa elementima na položajima 0.8 i $1.0h_{2@40}$ važe isti zaključci kao i za položaj $0.5h_{2@40}$, s tim da konfiguracije na položaju $0.8h_{2@40}$ obezbeđuju nešto uzvodnije položaje nožice skoka (tabela 30). Veoma interesantno je zapažanje da čak i jedan element tipa D može kratkoročno stabilizovati skok (oko 30 sekundi u toku trajanja eksperimenta). Ovakvo ponašanje može ukazati na to da se efekti pozitivne povratne sprege koja konačno odbacuje skok iz bazena mogu savladati sa znatno manjim brojem elemenata u bazenu nego što je na početku istraživanja bilo očekivano.

Zbog toga što pri uglu nagiba od -5.0° nije neophodan NGU, može se smatrati da je dostupna dužina nagnutog dna bazena veća od neophodne. Iz tog razloga ispitivanja pri uglu nagiba dna od -7.5° nisu sprovedena u ovom istraživanju.

Tabela 29. Podaci o ispitivanim konfiguracijama u bazenu ugla nagiba dna $\theta = -5.0^\circ$.

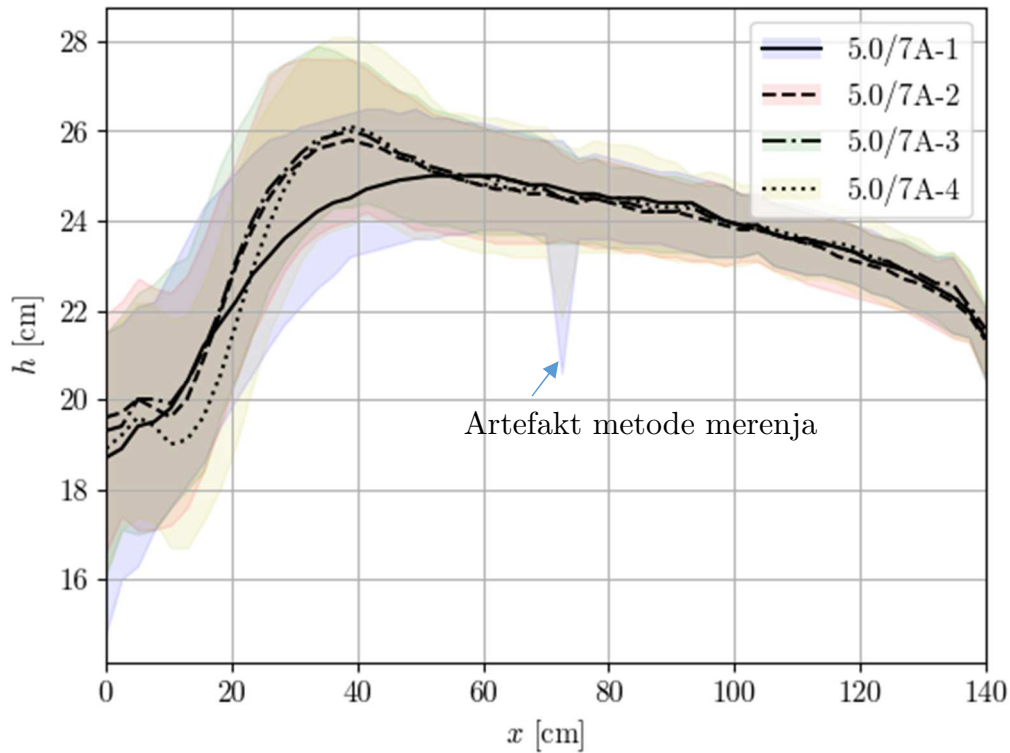
Konf.	Elementi za umirenje			
	Broj: Rasp. [-]	Veličina [cm]	Položaj [cm]	Položaj/ $h_{2@40}$ [-]
5.0/0	-	-	-	-
5.0/7A-1	7: R1	A: 4.4×3.3	11.5	0.5
5.0/7A-2	7: R1		16.5	0.7
5.0/7A-3	7: R1		18.5	0.8
5.0/7A-4	7: R1		23.5	1.0
5.0/7D-1	7: R1	D: 3.0×3.0	11.5	0.5
5.0/4D-1	*4: R1-{2,4,6}			
5.0/2D-1	**2: R1-{1,2,4,6,7}			
5.0/7D-2	7: R1			
5.0/4D-2	*4: R1-{2,4,6}		18.5	0.8
5.0/2D-2	**2: R1-{1,2,4,6,7}			
5.0/1D	1 u osi kanala			
5.0/7D-3	7: R1	23.5	1.0	
5.0/4D-3	*4: R1-{2,4,6}			
5.0/2D-3	**2: R1-{1,2,4,6,7}			

* – raspored R1 bez elemenata na pozicijama 2, 4 i 6

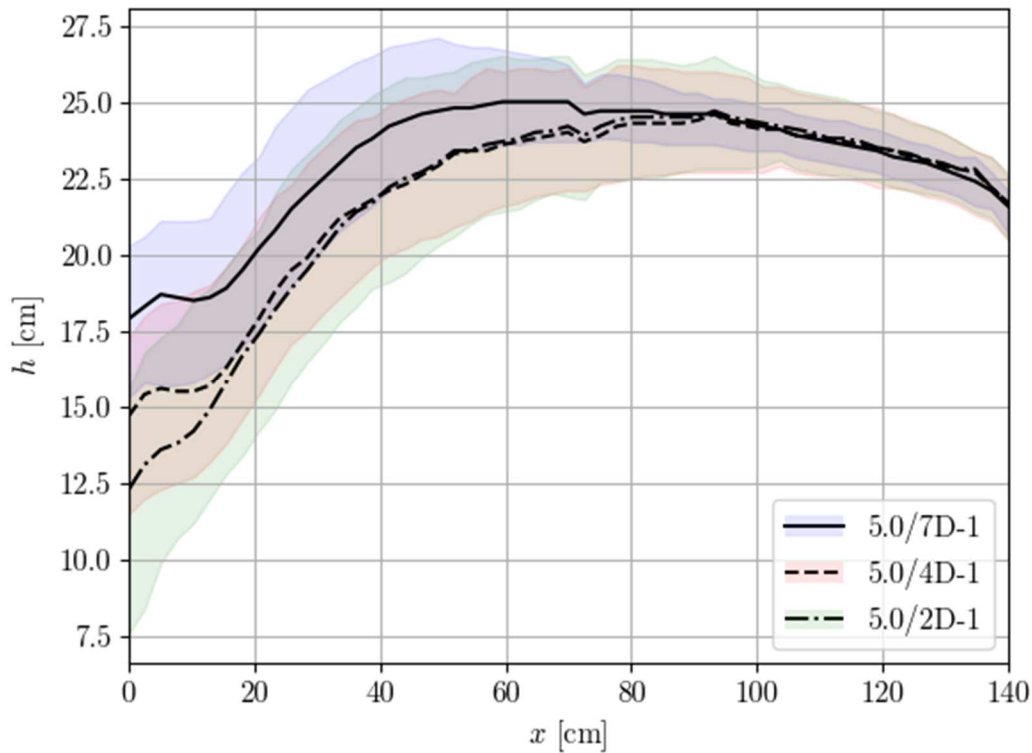
** – raspored R1 bez elemenata na pozicijama 1, 2, 4, 6 i 7

Tabela 30. Granice stabilnosti ispitivanih konfiguracija bazena ugla nagiba dna $\theta = -5.0^\circ$.

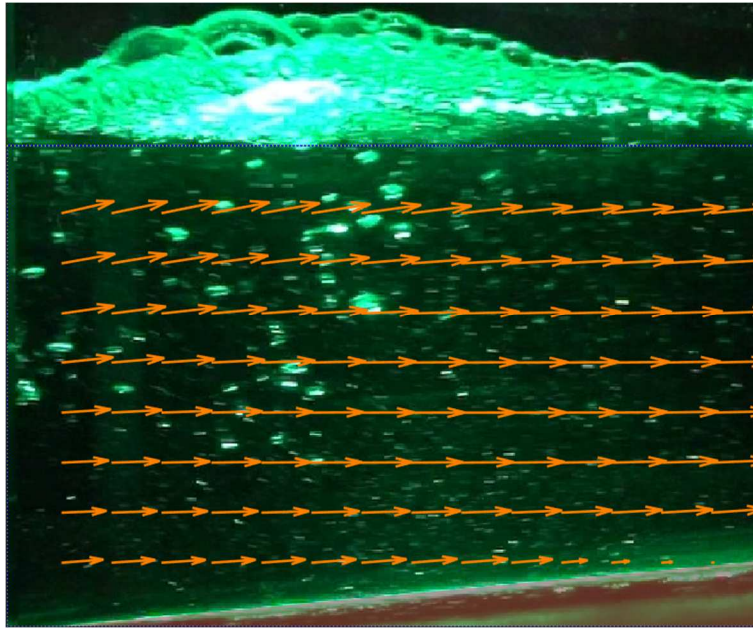
Konf.	z_{ust}^{min} [cm]	L_1 [cm]	Napomene i zapažanja
5.0/0	7.10	-1.5	F skok, odbačen pri $z_{ust} \geq 7.20$
5.0/7A-1		6.5	
5.0/7A-2		7.5	
5.0/7A-3		7.5	B-F skok
5.0/7A-4		6.5	
5.0/7D-1	bez NGU	4.5	F skok
5.0/4D-1		1.5	F skok
5.0/2D-1		-0.5	F skok
5.0/7D-2		5.5	B-F skok
5.0/4D-2		2.5	F skok
5.0/2D-2		0.5	F skok
5.0/1D		-3.5	F skok, samo kratkoročno stabilan
5.0/7D-3		4.5	F skok
5.0/4D-3		1.5	F skok
5.0/2D-3	-0.5	F skok	



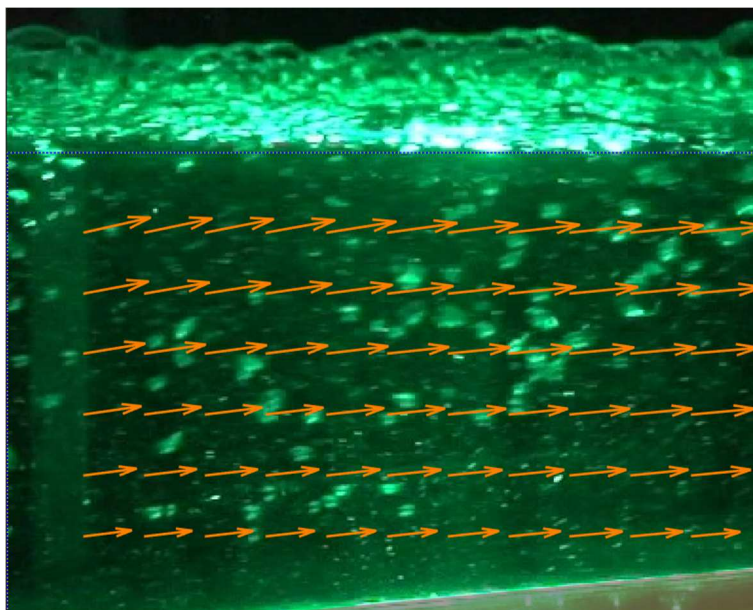
Slika 140. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 5.0/7A-1..4 pri protoku od 40 L/s.



Slika 141. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 5.0/7D-1, 5.0/4D-1 i 5.0/2D-1 pri protoku od 40 L/s.



Slika 142. Vremenski uprosečeni vektori u polju brzina, konfiguracija 5.0/7D-2, $x = 4.9h_{2@40}$, $l_3 = 5.5$ cm, pri protoku od 40 L/s.



Slika 143. Vremenski uprosečeni vektori u polju brzina, konfiguracija 5.0/7D-2, $x = 4.9h_{2@40}$, $l_3 = 22$ cm, pri protoku od 40 L/s.

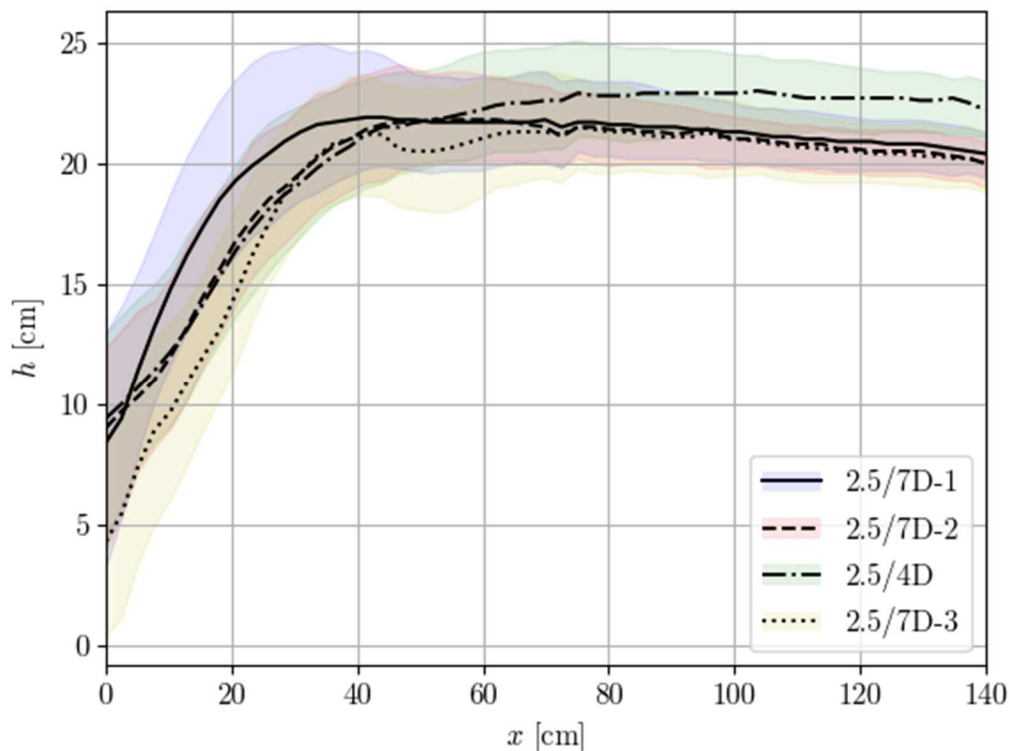
Nagib dna -2.5°

Za ugao nagiba dna bazena $\theta = -2.5^\circ$ (konfiguracija 2.5/0 prema šablonu (5.1)) vrednost kritičnog protoka iznosila je ~ 15 L/s, za koji se u brzotoku ne formira klizeći tok (Zindović *i ostali*, 2016). Za formiranje stabilnog skoka pri većim protocima od navedenog korišćeni su elementi za umirenje tipa D (naličje 3.0×3.0 cm, tabela 2), koji su ujedno i najmanjih

dimenzija od svih tipova elemenata korišćenih u ovom istraživanju. Ispitane konfiguracije opisane su u tabeli 31.

Glavna zapažanja u vezi sa ispitivanjima pri uglu nagiba dna bazena od $\theta = -2.5^\circ$ navedena su u tabeli 32. Linije nivoa u bazenu za ispitane konfiguracije predstavljene su na slici 144.

Pri merodavnom protoku od 40 L/s, u bazenu bez elemenata za umirenje (konfiguracija 2.5/0) skok je bio stabilan do vrednosti otvorenosti ustave $z_{ust} = 6.60$ cm ($z_{ust} = 7.10$ cm za $\theta = -5.0^\circ$). Interesantno je da pri otvorenosti ustave $z_{ust} = 6.70$ cm skok kratkoročno ostaje stabilan, pre nego što nastupe efekti pozitivne povratne sprege i skok ne postane odbačen. Ukoliko nastupe efekti povratne sprege, vraćanje otvorenosti ustave na vrednost $z_{ust} = 6.60$ cm ne obezbeđuje stabilizaciju skoka, već se otvorenost najpre mora smanjiti na $z_{ust} = 6.40$ cm. Razlika vremenski osrednjene nizvodne dubine u hidrauličkom kanalu za slučajeve otvorenosti ustave $z_{ust} = 6.60$ i 6.70 cm manja je od 0.5 cm, što svedoči o delikatnosti ravnoteže skoka tipa F čak i pri malim nagibima dna bazena.



Slika 144. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za različite konfiguracije u bazenu nagiba dna $\theta = -2.5^\circ$ pri protoku od 40 L/s.

Korišćenje elemenata za umirenje omogućava stabilizaciju skoka u znatno većem opsegu otvorenosti ustave nego kod 2.5/0. Ispitane su konfiguracije sa elementima tipa D u tri položaja u kanalu: $\{0.5, 0.8, 1.0\} \times h_{2@40}$. Ističu se sledeći zaključci:

1. Prilikom ispitivanja konfiguracije 2.5/0 primećeno je da je potreban veći pređeni put mlaza u bazenu za dostizanje preseka u kom su strujnice paralelne sa pravcem dna zbog većeg skretnog ugla između pravca dna brzotoka i pravca dna umirujućeg bazena.

- Kako bi ugao između pravca mlaza vode i naličja elemenata bio upravniji, razumna je pretpostavka da bi elemente trebalo postaviti nizvodnije nego kod horizontalnih bazena;
- Kod konfiguracije 2.5/7D-1 na položaju $0.5h_{2@40}$ primetna je pojava nestabilnosti položaja „nožice“ hidrauličkog skoka u vidu fluktuacija nizvodno od tačke spajanja pseudo-dna brzotoka i dna umirujućeg bazena ($L_1 = -4.5$ cm, približno $0.2h_2$), koje nestaju pri položaju ustave $z_{ust} = 7.30$ cm. Na slici 144 može se uočiti da su u ovoj konfiguraciji uočene i nešto veće dubine na uzvodnom kraju bazena nego u ostalim konfiguracijama;
 - Dalje je odabran nizvodniji položaj $0.8h_{2@40}$ – konfiguracija 2.5/7D-2. U datoj konfiguraciji skok je nešto stabilniji nego kod 2.5/7D-1, do otvorenosti ustave $z_{ust} = 7.40$. Interesantno je da iako su elementi pozicionirani nizvodnije, položaj „nožice“ skoka pomera se u nizvodnom smeru do $L_1 = -1.5$ cm. Na slici 144 se uočava i da je u ovoj konfiguraciji opseg između dubina 5% i 95% u bazenu najmanji;
 - Ukoliko se iz konfiguracije 2.5/7D-2 sa sedam elemenata za umirenje uklone elementi na rednim mestima 2, 4 i 6, dobijena konfiguracija 2.5/4D takođe obezbeđuje formiranje stabilnog skoka do $z_{ust} = 7.00$ cm, sa položajem „nožice“ $L_1 = -1.5$ cm. Iako je skok dugoročno stabilan u ovakvim uslovima, sa slike 144 je uočljivo da su izmerene dubine na nizvodnom kraju bazena ~10% veće nego kod 2.5/7D-2;
 - Daljim uklanjanjem elemenata na položajima 1 i 7 iz rasporeda R1 nije moguće formirati stabilan skok na poziciji $0.8h_{2@40}$;
 - Kod konfiguracije bazena sa još nizvodnijim položajem elemenata 2.5/7D-3 stabilan skok se ostvaruje do vrednosti otvorenosti ustave od $z_{ust} = 7.40$ cm, kao i kod 0/7D-2. Položaj nožice skoka u ovoj konfiguraciji iznosi $L_1 = -4.5$ cm. U odnosu na profil vremenski osrednjenih dubina kod 2.5/7D-2 na slici 144 se ne uočavaju značajne razlike, osim na uzvodnom kraju bazena. Na nizvodnom kraju bazena, razlika između dubina percentila 5% i 95% slična je kao kod 2.5/7D-2.

Tabela 31. Podaci o ispitivanim konfiguracijama u bazenu ugla nagiba dna $\theta = -2.5^\circ$.

Konf.	Elementi za umirenje			
	Broj: Raspor.	Veličina	Položaj	Položaj/ $h_{2@40}$
	[-]	[cm]	[cm]	[-]
2.5/0	-	-	-	-
2.5/7D-1	7: R1		11.5	0.5
2.5/7D-2	7: R1		18.5	0.8
2.5/4D	*4: R1-{2,4,6}	D: 3.0×3.0	18.5	0.8
2.5/7D-3	7: R1		23.5	1.0

* raspored R1 bez elemenata na pozicijama 2, 4 i 6

Tabela 32. Granice stabilnosti ispitivanih konfiguracija bazena ugla nagiba dna $\theta = -2.5^\circ$.

Konf.	z_{ust}^{min} [cm]	L_1 [cm]	Napomene i zapažanja
2.5/0	6.60	-4.5	F skok, dugoročna stabilnost za $z_{ust} \leq 6.60$, odbačen već pri $z_{ust} = 6.70$
2.5/7D-1	7.30	-4.5	F skok, za $z_{ust} = 7.40$ javljaju se pulzacije položaja „nožice“ koje nestaju pri $z_{ust} = 7.30$
2.5/7D-2	7.40	-1.5	F skok, dugoročno stabilan
2.5/4D	7.00	-1.5	F skok, dugoročno stabilan
2.5/7D-3	7.40	-4.5	F skok, dugoročno stabilan

5.3 Dimenzionisanje bazena sa negativnim nagibom dna

Rezultati prikazani u prethodnim potpoglavljima ukazuju na to da, osim nagiba, broja i položaja elemenata za umirenje, dužina bazena ima značajnu ulogu pri formiranju stabilnog skoka. Ispitivanje uticaja ovog dodatnog stepena slobode nije bio jedan od predmeta ovog istraživanja, ali je sa praktičnog stanovišta neophodna strategija za izbor optimalnih dimenzija umirujućeg bazena:

1. Minimalnog dozvoljenog položaja nožice valjka skoka L_1 ;
2. Broja i rasporeda elemenata za umirenje ukoliko se oni koriste;
3. Ugla nagiba dna kanala θ ;
4. Dužine bazena koja zavisi od dužine valjka skoka L_r .

Parametar položaja nožice skoka nedovoljno je istražen prvenstveno zbog malog broja radova na temu bazena stepenastih brzotoka sa negativnim nagibom dna. U ovom istraživanju, F skokom smatran je onaj kod kog je $L_1 \leq 0.2h_B$, pri čemu je $0.2h_B$ maksimalna opažena vrednost fluktuacija položaja nožice skoka L_1 .

Prilikom ispitivanja bazena ugla nagiba $\theta = \{-2.5, -5.0\}^\circ$, položaj elemenata za umirenje od $0.8h_{2@40}$ obezbeđivao je nešto povoljnije parametre stabilnosti skoka (L_1 i z_{ust}) od preostalih ispitanih položaja ($0.5h_{2@40}$ i $1.0h_{2@40}$), te će se u ovom stadijumu istraživanja smatrati optimalnim. S druge strane, rezultati ovog istraživanja pokazuju da se stabilizacija skoka može ostvariti i sa elementima manjih dimenzija od onih koji se dobijaju na osnovu preporuka za središnje elemente bazena tipa USBR III – elementi tipa D korišćeni u ovom istraživanju iznose približno 120% dubine čiste vode iz preseka 1 neposredno uzvodno od hidrauličkog skoka.

Određivanje ugla nagiba dna kanala θ i dužine bazena L_r , ne može se obaviti bez obaziranja na konkretne projektantske zahteve, a prvenstveno u zavisnosti od dubine tečenja u

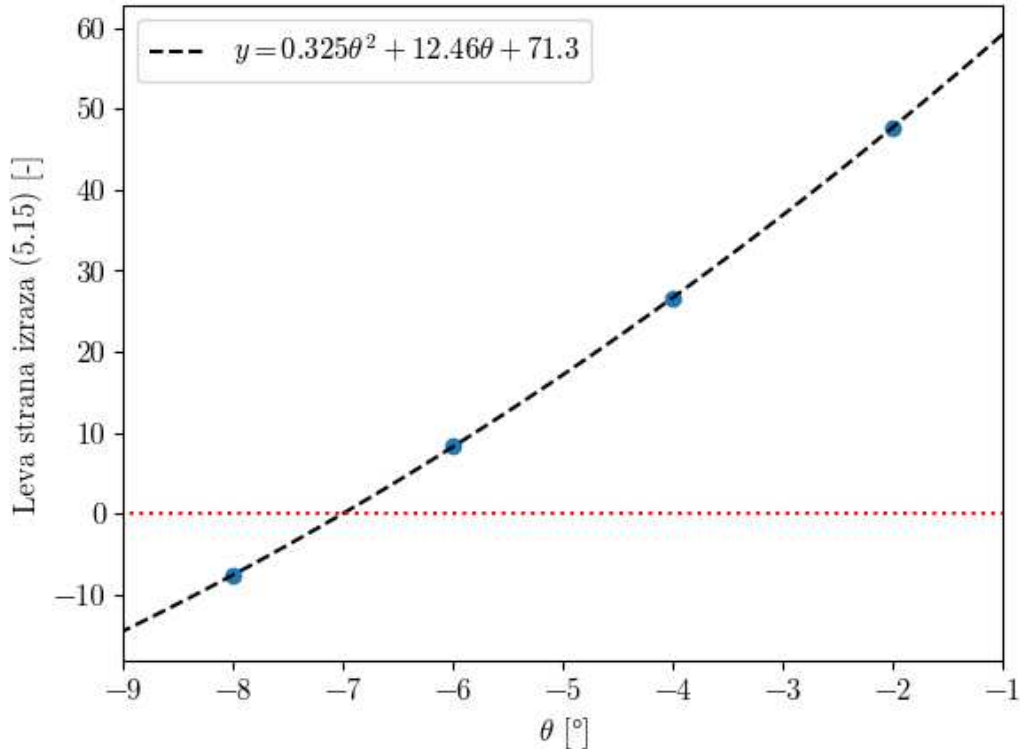
nizvodnom rečnom koritu. Postupak koji se u ovom stadijumu istraživanja preporučuje je sledeći:

1. Pošto sila kojom elementi za umirenje deluju na tok još uvek nije kvantifikovana, preporučuje se da se elementi koriste samo u cilju poboljšanja stabilnosti hidrauličkog skoka, te da se preostali parametri – h_2, L_r – mogu proceniti putem postupka koji je predstavljen u poglavlju 5.2.1. Takođe, dok izrazi za procenu takve sile ne budu dostupni u literaturi, dužinu bazena treba računati na osnovu dužine skoka u bazenu bez elemenata za umirenje;
2. Na osnovu definisane dubine vode u nizvodnom rečnom koritu h_{niz} , usvojiti da je vrednost nizvodne spregnute dubine skoka $h_2 = h_{niz} \cos \theta / \sigma$, gde je σ koeficijent sigurnosti (odnosno koeficijent potopljenosti hidrauličkog skoka). U ovom stadijumu istraživanja nije poznat opseg pogodnih vrednosti σ , te se mogu koristiti preporuke za bazene horizontalnog dna – od 1.05 do 1.25 (Savić, 2009);
3. Izračunati parametre tečenja u brzotoku h_{w1}, V_1 i Fr_1 ;
4. Usvojiti položaj nožice skoka $L_1 = 0.2h_2$ i izračunati z_{1b} ;
5. Za usvojene vrednosti h_2 i z_{1b} na osnovu izraza za procenu dužine skoka (5.15) i zakona održanja količine kretanja (5.16) proceniti potreban nagib dna umirujućeg bazena $\tan \theta$ – postupak se mora sprovesti iterativno jer vrednosti C, D_2, D_L i D_2^* u izrazu (5.15) zavise od θ . Treba primetiti i da se D i D_1 u izrazu (5.15) ne menjaju kad se usvoje vrednosti h_{w1} i h_2 ;
6. Ukoliko na brzotoku nije ostvareno jednoliko tečenje, za dobijeno rešenje potrebno je izračunati nove vrednosti h_{w1} i V_1 ponoviti postupak od tačke 4;
7. Postupak ponavljati do konvergencije.

Ukoliko vrednost dobijenog nagiba dna bazena prekoračuje ograničenja tehničke izvodljivosti takvog bazena, preporučuje se razmatranje upotrebe alternativnih objekata za disipaciju energije.

Primer rezultata procene potrebnog nagiba dna kanala sprovede se korišćenjem rezultata prikazanih u tabeli 2 za merodavni protok od 40 L/s. Primera radi, usvojiće se da maksimalna dozvoljena vrednost dubine h_2 iznosi 18 cm, što je oko 10% manje od vrednosti koja se dobija u konfiguraciji 0/7A-3 kada se upotrebljavaju elementi za umirenje u preporučenim USBR dimenzijama. Proračun će se sprovesti najpre za četiri vrednosti $\theta = \{-2, -4, -6, -8\}^\circ$. Prema tački 1 u preporučenom postupku razumno je očekivati da je predloženo rešenje na strani sigurnosti – korišćenje elemenata za umirenje može bitno smanjiti potrebne nagibe i dužine bazena. Međutim, u ovom trenutku nije dostupna dovoljna količina podataka kako bi takvo rešenje moglo biti predloženo.

Proračun parametara tečenja u bazenu prikazan je u tabeli 33 za različite vrednosti ugla θ . Rezultati su prikazani i na slici 145 gde su prikazani i parametri regresije polinomom drugog stepena u funkciji ugla θ . Vrednost koeficijenta određenosti $R^2 \approx 1$ omogućava da se izračuna vrednost θ koja zadovoljava izraz (5.15) od -7.0° , za koju su konačno izračunati parametri tečenja u bazenu i pridodati tabeli 33.



Slika 145. Zavisnost vrednosti leve strane izraza (5.15) od ugla nagiba dna bazena θ .

U odnosu na spregnutu dubinu klasičnog skoka h_B za zadate uslove tečenja u preseku 1, dužina bazena iznosi $\sim 4.0h_B$, što čak i bez primene elemenata za umirenje omogućava delimično skraćenje bazena i stabilizaciju skoka pri $\sim 31\%$ manjoj spregnutoj dubini od h_B ($\sigma \approx 1.31$). Primena dodatnih elemenata za umirenje zasigurno može dodatno smanjiti potrebne gabarite bazena. Prikazani postupak treba da posluži za grubu procenu potrebnih gabarita umirujućih bazena u preliminarnim fazama projektovanja. Konačna geometrija bazena mora se utvrditi fizičkim modelskim ispitivanjima.

Tabela 33. Proračun parametara tečenja u bazenu za različite vrednosti ugla nagiba dna.

Veličina	Jed.	Ugao nagiba dna bazena θ [°]				
		-2	-4	-6	-8	-7.0
h_{w1}	[cm]			2.48		
V_1	[m/s]			3.50		
$Fr_{1,\varphi}$	[-]			8.44		
L_1	[cm]			3.60		
z_{1b}	[cm]			5.54		
z_1	[cm]			7.31		
L_r/h_{w1}	[-]	43.5	41.0	38.6	36.3	37.3
L_r	[cm]	108.0	101.7	95.7	90.1	92.6
L_T	[cm]	104.5	98.2	92.7	87.3	89.0
z_{2b}	[cm]	3.65	6.86	9.68	12.16	11.08
z_2	[cm]	21.63	24.82	27.59	29.98	28.94
z_2^*	[cm]	7.79	7.94	8.08	8.23	8.17
D	[-]			7.26		
C	[-]	1.41	1.41	1.41	1.40	1.40
D_1	[-]			3.16		
D_2	[-]	12.34	14.15	15.73	17.10	16.50
D_L	[-]	59.56	56.08	52.83	49.81	50.76
D_2^*	[-]	4.44	4.53	4.61	4.69	4.66
Leva strana (5.15)	[-]	47.7	26.6	8.3	-7.6	0.0

5.4 Rezime rezultata istraživanja

5.4.1 Bazeni horizontalnog dna

Detaljno su ispitane tri grupe konfiguracija bazena: (1) grupa 7A sa elementima dimenzionisanim prema preporukama USBR-a za bazene tipa USBR III, (2) grupa 7E, čiji elementi su 36% veće visine u od odnosu na elemente grupe 7A i (3) grupa 7A-6E koja predstavlja kombinaciju prethodne dve grupe elemenata u naizmeničnom rasporedu.

U pogledu izmerenih profila dubina u kanala kod navedenih grupa, najznačajniji su sledeći zaključci:

1. U grupi 7A, pogodne su konfiguracije sa položajima elemenata $0.7h_{2@40}$ (0/7A-3) i $0.8h_{2@40}$ (0/7A-4), gde je poslednja preporučena i od strane USBR-a. Pozicija $0.7h_{2@40}$ nešto je povoljnija od $0.8h_{2@40}$, mada razlike nisu dovoljno izražene da bi opažena prednost bila definitivna. Ovi zaključci ukazuju na to da preporuke USBR-a mogu obezbediti adekvatnu disipaciju energije čak i za stepenaste brzotoke;

2. U grupi 7E, pogodna je konfiguracija sa položajem elemenata $0.8h_{2@40}$ (0/7E-3). U odnosu na profile dubina grupe 7A uočena je prednost u pogledu manjih vremenski osrednjenih i ekstremnih dubina, ali i manjih varijansi dubina u toku eksperimenata. Ovaj zaključak potvrđuje jednu od glavnih hipoteza ovog istraživanja – da se u umirujućim bazenima stepenastih brzotoka može ostvariti bolja disipacija energije upotrebom elemenata većih dimenzija od preporuka USBR-a;
3. Grupa konfiguracija 7A-6E pokazala je rezultate slične grupi 7A, s tim da se u slučaju malog rastojanja između elemenata tipa A i E mogu javiti nestabilnosti u pogledu podužnih stojećih talasa u kanalu. Pogodne konfiguracije bile su one čiji elementi tipa A imaju položaj $0.5h_{2@40}$, a nizvodni $\sim 1.5h_{2@40}$ (0/7A-6E-4 ili 0/7A-6E-5);
4. Analizom stabilnosti skoka između konfiguracija istaknutih u tačkama 1–3 utvrđeno je da kod konfiguracije 0/7E-3 sa položajem $0.8h_{2@40}$ skok ostaje stabilan u umirujućem bazenu za manje vrednosti nizvodnog graničnog uslova nego konfiguracije preostale dve grupe;
5. Verifikaciona merenja na prelivu i brzotoku varijante 2 u potpunosti su potvrdila zaključke iskazane tačkama 1–3.

Na osnovu analize rezultata merenja brzina nizvodno od valjka hidrauličkog skoka (položaj $\sim 5.5h_{2@40}$) mogu se istaći sledeći rezultati:

1. Uočene su relativno male razlike između vremenski osrednjenih profila po dubini u okviru pojedinačnih grupa (7A i 7A-6E), ali su razlike između konfiguracija različitih grupa značajne. Izuzetak je grupa 7E gde su i u okviru same grupe primećene veće razlike između vremenski osrednjenih profila brzina po dubini;
2. Konfiguracije grupe 7A pokazale su gotovo linearne profile. Koeficijenti prostorne neravnomernosti brzina α za reprezentativnu konfiguraciju 0/7A-3 određeni su u opsegu 1.11–1.24;
3. Konfiguracije grupe 7E pokazale profile sa relativno malim gradijentima brzina, osim u blizini dna bazena. Koeficijenti prostorne neravnomernosti brzina α za reprezentativnu konfiguraciju 0/7E-3 određeni su u opsegu 1.05–1.08, što je najmanja vrednosti među analiziranim konfiguracijama;
4. Konfiguracija 0/7A-6E-4, čiji elementi tipa E su postavljeni nizvodnije nego kod 0/7A-3 i 0/7E-3 prikazale su konkavne profile dubina u okolini ose kanala. Koeficijenti prostorne neravnomernosti brzina α za datu konfiguraciju određeni su u opsegu 1.11–1.37, što je najveća vrednost među analiziranim konfiguracijama;
5. Koeficijenti vremenske neravnomernosti C_1, C_5 i C_{25} najviše su zavisili od položaja merne ravni u kanalu. Za preseke $l_3 = \{5.5, 12, 22\}$ cm, prosečne vrednosti ovih koeficijenata iznosile su redom 0.23, 0.57 i 0.83. Najmanje vrednosti pri merodavnom protoku ostvarila je konfiguracija 0/7E-3: (redom) 0.19, 0.47 i 0.67;

6. U pogledu brzina pri dnu kanala, najmanje vrednosti ostvaruju konfiguracije grupe sa dva reda elemenata 7A-6E, a najveće konfiguracije grupe 7E. Ove rezultate u potpunosti potvrđuju i verifikaciona merenja na prelivu i brzotoku varijante 2;
7. Analizom intenziteta vrtloga u poljima brzina uglavnom su potvrđeni zaključci iskazani u tačkama 2–4. Primenjeni su kriterijumi Q i Γ_2 čiji rezultati su u direktnoj korelaciji sa vrednostima koeficijenata vremenske neravnomernosti C_p , što je bila jedna od hipoteza u poglavlju 4.1.

5.4.2 Bazeni negativnog nagiba dna

U radu je prikazana analitičko-empirijska metodologija za proračun glavnih geometrijskih parametara hidrauličkih skokova u bazenima negativnih nagiba za stepenaste brzotoke: (1) odnosa spregnutih dubina i (2) relativne dužine valjka skoka. Predložena metodologija pružila je zadovoljavajuće rezultate i za skokove tipa B u bazenima stepenastih brzotoka. Na osnovu analize eksperimentalnih rezultata dokazano je da skokovi u bazenima nagnutog dna imaju manje odnose spregnutih dubina i manje relativne dužine skoka u odnosu na odgovarajuće skokove u horizontalnim bazenima. Utvrđen je pogodan položaj nožice valjka hidrauličkog skoka koji obezbeđuje stabilnost skoka u bazenu.

Konačno, analiziran je uticaj elemenata za umirenje na strujanje u bazenima negativnog nagiba dna. Pokazano je da upotreba elemenata za umirenje značajno poboljšava stabilnost skoka, čak i prilikom upotrebe elemenata manjih dimenzija od USBR preporuka za bazen tipa USBR III. Takođe, utvrđeno je da se stabilnost skoka može ostvariti čak i prilikom upotrebe manjeg broja elemenata za umirenje od preporučenog.

6 Zaključci

U predstavljenom radu ispitani su glavni hidraulički parametri strujanja u umirujućim bazenima stepenastih brzotoka, u cilju utvrđivanja njihovih disipacionih karakteristika. Potreba za ovakvim istraživanjem proizvedena je popularnosti stepenastih brzotoka kao sprovodnih građevina visokih brana i pouzdanosti umirujućih bazena za disipaciju mehaničke energije. Konačno, ova potreba opravdana je i iz razloga što se u dostupnoj literaturi preporuke za dimenzionisanje umirujućih bazena stepenastih brzotoka baziraju prvenstveno na onim za glatke brzotoke, iako postoje očigledne i značajne razlike između strujanja na glatkim i stepenastim brzotocima. Pri tome, određen broj prethodnih istraživanja eksplicitno ističe manju efikasnost stabilizacionih elemenata od očekivane za slučaj bazena stepenastih brzotoka, ako se isti dimenzionišu isključivo na osnovu metodologija za bazene glatkih brzotoka.

Doprinosi ovog istraživanja su dvojaki: (1) metodološki, predstavljeni kroz razvoj i upotrebu savremenih beskontaktnih metoda merenja hidrauličkih veličina i (2) praktični, predstavljeni kroz zaključke u vezi sa efikasnošću disipacije energije u različitim konfiguracijama bazena i kroz konkretne preporuke za njihovo dimenzionisanje.

Metodologija određivanja relevantnih hidrauličkih veličina u ovom istraživanju bila je u potpunosti beskontaktnog karaktera. Za potrebe merenja dubina u hidrauličkom kanalu razvijena je nova metoda bazirana na automatskoj identifikaciji nivoa slobodne površine vode u video zapisu eksperimenta. Razvijena metoda omogućila je efikasno i pouzdano određivanje dubina duž kanala, čime je olakšano opisivanje profila hidrauličkih skokova u različitim umirujućim bazenima. Metodologija za merenje brzina bazirana je na postojećoj laser PIV tehnici, s tim što ista nije prethodno primenjivana za potrebe procene efikasnosti disipacije energije u umirujućim bazenima. Primena takvih metodologija merenja omogućila je prikupljanje znatno većeg broja podataka nego prilikom upotrebe tradicionalnih (uglavnom invazivnih) tehnika merenja, dok su tako prikupljeni podaci omogućili direktno poređenje efikasnosti različitih konfiguracija umirujućih bazena.

U cilju poboljšanja efikasnosti disipacije energije u bazenima stepenastih brzotoka, razmatrani su: (1) stabilizacioni elementi različitih dimenzija, položaja i rasporeda, koji značajno doprinose stabilizaciji hidrauličkog skoka i disipaciji energije u njemu i (2) uticaj nagiba dna bazena na glavne parametre strujanja u cilju angažovanja dodatnih stabilisućih sila na skok.

Rezultati ispitivanja dosledno su demonstrirali prednost upotrebe elemenata veće visine u odnosu na preporuke USBR-a za glatke brzotoke, ogledanu kroz manje vrednosti dubina duž profila skoka i u nizvodnom rečnom koritu, ali takođe (i daleko značajnije) i kroz ravnomerniji raspored brzina po dubini nizvodno od valjka skoka. Poslednji zaključak potkrepljen je rezultatima analize intenziteta vrtloga nizvodno od skoka, ali i analizom stabilnosti skoka koja je sprovedena snižavanjem nizvodnog graničnog uslova.

Konačno, analiziran je i uticaj negativnog nagiba dna bazena na ponašanje hidrauličkog skoka stepenastog brzotoka. Primeri ove analize nisu pronađeni u literaturi. Iako su glavni efekti negativnog nagiba dna isti kao i kod glatkih brzotoka, uočene su pojedinosti koje onemogućavaju primenu postojećih proračunskih modela na bazene stepenastih brzotoka. Stoga je u ovom istraživanju razvijen naročit analitičko-empirijski model za predviđanje glavnih parametara odgovarajućeg hidrauličkog skoka u bazenima bez elemenata za umirenje. Za bazene sa stabilizacionim elementima nije bilo dovoljno podataka kako bi bio predložen sličan predikcioni model. Međutim, ispitivanje je pokazalo da se upotrebom stabilizacionih elemenata može eliminisati karakteristična nestabilnost skokova u nagnutim bazenima, čime se proširuje spektar njihove primene u praksi.

Predstavljeno istraživanje potvrdilo je hipotezu postavljenu u Uvodu – osobenosti stepenastih brzotoka u značajnoj meri utiču na strujanje u umirujućem bazenu, u kom se disipacija energije može znatno poboljšati korišćenjem drugačijih konfiguracija od onih koje za glatke brzotoke predlaže USBR. Takođe, istraživanje predstavlja kvalitetan osnov za buduća ispitivanja u vezi sa umirujućim bazenima i brzotocima, ali i u vezi metodologija merenja hidrauličkih veličina u laboratorijskim uslovima.

7 Predlozi budućih istraživanja

7.1 Predlozi u vezi metodologije istraživanja

- Poželjno je dalje usavršavanje predložene metodologije za merenje dubina u kanalu – od velikog interesa je ispitivanje uticaja parametara kamere (unutrašnjih i spoljašnjih) na robusnost i tačnost metodologije – na prvom mestu uticaja rezolucije video zapisa i brzine snimanja.
- Potrebno je unapređenje predložene metodologije za procenu dužine valjka skoka na osnovu rezultata merenja dubina u kanalu. Ostvarena tačnost u ovom istraživanju je dovoljna samo za grubu procenu dužine valjka, i u trenutnom obliku se ne može automatizovati već zahteva neposredan uvid u rezultate FFT analize.
- Primena PIV metodologije u ovom istraživanju ograničena je brzinom snimanja kamere. Kako bi se povećala rezolucija vektora u polju brzina, neophodna su ispitivanja upotrebom kamere sa većom brzinom snimanja (>120 slika u sekundi).
- Povećanje broja detektovanih vektora u mernoj ravni pogodovalo bi primeni metoda detekcije vrtloga u kanalu. U ovom istraživanju nije uspešno razvijena metoda za detekciju i praćenje pojedinačnih vrtloga u mernoj ravni. Razvoj takve metode omogućio bi procenu veličine, brzine i frekvencije pojave vrtloga nizvodno od valjka skoka koji su značajni nosioci mehaničke energije u toku.
- Naredno ograničenje primene PIV metodologije je vremenska složenost obrade podataka. U ovom istraživanju merenja polja brzina obavljena su u svega tri merne ravni u jednoj (desnoj) polovini kanala, dok su nedostajući podaci nadomešćeni ekstrapolacijom rezultata. Od velikog je praktičnog značaja utvrđivanje zavisnosti između dobijenih rezultata i broja i položaja mernih ravni u kanalu.
- Konačno, korišćeni softver PIVlab ne omogućava automatsku adaptivnu promenu granica ispitivanja polja brzina kakva bi pogodovala primeni u uslovima gde postoje stalne fluktuacije nivoa vode. U ove svrhe pogodna bi bila sprega predložene metodologije za detekciju dubina sa postojećim PIVlab interfejsom, tako da se omogućí procena vektora brzina do trenutnog nivoa vode na svakoj pojedinačnoj slici.

7.2 Predlozi u vezi ispitivanja umirujućih bazena

7.2.1 Bazeni horizontalnog dna

- Za odabrane konfiguracije bazena, ispitivanje evolucija profila brzina duž kanala bilo bi od velikog značaja za razumevanje mehanizama disipacije energije koji se u njima odvijaju.
- Brzine pri dnu bazena u ovom istraživanju analizirane su samo za merne ravni najbliže podužnoj osi kanala. Kako bi se razvile pouzdane preporuke za određivanje potrebnih dužina bazena različitih konfiguracija neophodna su ispitivanja u većem broju mernih ravni duž poprečne ose kanala.
- U ovom ispitivanju uticaj oblika i širine elemenata za umirenje nije analiziran. Dodatna poboljšanja efikasnosti disipacije energije mogu se potencijalno ostvariti sa drugačijim proporcijama dimenzija elemenata za umirenje.
- Zbog relativno niskih vrednosti Rejnoldsovog broja na fizičkom modelu, preporučuje se verifikacija dobijenih zaključaka na modelu krupnije razmere, na kom bi intenzitet aeracionih procesa u hidrauličkom skoku bio sličniji onim intenzitetima koji bi se javili na prototipu.
- Ispravnost navedenih zaključaka mora se ispitati na modelima sa brzotocima različitih nagiba i visina stepenika pre nego što se isti mogu uopštiti.

7.2.2 Bazeni negativnog nagiba dna

- U ovom istraživanju dužina nagnutog dna umirujućeg bazena bila je konstantna i veća od dužine skoka. Kako bi se zaključci istraživanja uopštiti, potrebno je dodatno istraživanje na modelu u kom bi se dužina nagnute „rampe“ mogla menjati u skladu sa dužinom skoka u bazenu. Takođe, poželjno je da na modelu kota dna deonice nizvodno od umirujućeg bazena bude jednaka koti dna na nizvodnom kraju bazena, što na modelu korišćenom u ovom istraživanju nije bilo moguće ostvariti.
- Za uopštavanje zaključaka ovog istraživanja neophodna su dodatna ispitivanja u umirujućim bazenima brzotoka različitih nagiba i visina stepenika.

8 Literatura

- Abas, M. A. *i ostali* (2017) „PIV Study of Aeration Efficient of Stepped Spillway System“, *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 209(1), str. 012090. doi: 10.1088/1757-899X/209/1/012090.
- Abuaf, N., Jones, O. C. i Zimmer, G. A. (1978) „Optical probe for local void fraction and interface velocity measurements“, *Review of Scientific Instruments*, 49(8), str. 1090–1094. doi: 10.1063/1.1135524.
- Adam, A. M. *i ostali* (1993) „Characteristics of B-jump with different toe locations“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 119(8), str. 938–948.
- Akbarpour, F., Fathi-Moghadam, M. i Schneider, J. (2020) „Application of LSPIV to measure supercritical flow in steep channels with low relative submergence“, *Flow Measurement and Instrumentation*. Elsevier Ltd, 72(February), str. 101718. doi: 10.1016/j.flowmeasinst.2020.101718.
- Amador, A. T. i Puertas, J. (2004) „Characterization of the flow field in a stepped spillway by PIV“, *12th International Symposium on Applications of Laser Techniques*, (1), str. 1–10.
- Argyropoulos, P. A. (1962) „General Solution of the Hydraulic Jump in Sloping Channels“, *Journal of the Hydraulics Division*, 88(4), str. 61–75.
- Baines, P. G. i Whitehead, J. A. (2003) „On multiple states in single-layer flows“, *Physics of Fluids*, 15(2), str. 298–307. doi: 10.1063/1.1531178.
- Bakhmeteff, B. A. i Matzke, A. E. (1936) „The Hydraulic Jump In Terms of Dynamic Similarity“, *Transactions of the American Society of Civil Engineers*, 101(1), str. 630–647.
- Bateni, S. M. i Yazdandoost, F. Y. (2007) „B-Jump: Roller length, sequent depth, and relative energy loss using artificial neural networks“, *Journal of Hydraulic Research*, 45(4), str. 529–537. doi: 10.1080/00221686.2007.9521788.
- Bateni, S. M. i Yazdandoost, F. Y. (2009) „Hydraulics of B-F and F jumps in adverse-slope stilling basins“, *Proceedings of the ICE - Water Management*, 162(5), str. 321–327. doi: 10.1680/wama.2009.162.5.321.
- Beirami, M. K. i Chamani, M. R. (2006) „Hydraulic Jumps in Sloping Channels: Sequent Depth Ratio“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 132(10), str. 1061–1068. doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(2006)132:10(1061).

- Beirami, M. K. i Chamani, M. R. (2010) „Hydraulic jump in sloping channels: roller length and energy loss“, *Canadian Journal of Civil Engineering*, 37(4), str. 535–543. doi: 10.1139/L09-175.
- Bélanger, J. B. (1828) *Essai sur la Solution Numérique de quelques Problèmes Relatifs au Mouvement Permanent des Eaux Courantes*. Carilian-Goeury, Paris, France.
- Boes, R. M. i Hager, W. H. (2003a) „Hydraulic Design of Stepped Spillways“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 129(9), str. 671–679. doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(2003)129:9(671).
- Boes, R. M. i Hager, W. H. (2003b) „Two-Phase Flow Characteristics of Stepped Spillways“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 129(9), str. 661–670. doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(2003)129:9(661).
- Bung, D. B. (2011) „Non-intrusive measuring of air–water flow properties in self-aerated stepped spillway flow“, u *Proceedings of the 34th IAHR World Congress*. Brisbane, Australia: IAHR.
- Bung, D. B. i ostali (2012) „USBR type III stilling basin performance for steep stepped spillways“, u *Proc. 4th Intl. IAHR Symposium on Hydraulic Structures*. Porto, Portugal: IAHR. Dostupno na: <http://repositorio.lnec.pt:8080/xmlui/handle/123456789/1003232>.
- Bung, D. B. (2013) „Non-intrusive detection of air–water surface roughness in self-aerated chute flows“, *Journal of Hydraulic Research*, 51(3), str. 322–329. doi: 10.1080/00221686.2013.777373.
- Bung, D. B. i Valero, D. (2015) „Image Processing for Bubble Image Velocimetry in Self-Aerated Flows“, u *E-proceedings of the 36th IAHR World Congress*. The Hague, Netherlands: IAHR, str. 8.
- Bung, D. B. i Valero, D. (2016a) „Application of the optical flow method to velocity determination in hydraulic structure models“, *6th International Symposium on Hydraulic Structures: Hydraulic Structures and Water System Management, ISHS 2016*, 3150628160, str. 223–232. doi: 10.15142/T3150628160853.
- Bung, D. B. i Valero, D. (2016b) „Optical flow estimation in aerated flows“, *Journal of Hydraulic Research*, 54(5), str. 575–580. doi: 10.1080/00221686.2016.1173600.
- Cardoso, G. F., Meireles, I. O. de C. i Matos, J. (2007) „Pressure head along baffle stilling basins downstream of steeply sloping stepped chutes“, u *Proceedings of the 32nd IAHR Congress*. Venice, Italy: IAHR.
- Carollo, F. G., Ferro, V. i Pampalone, V. (2007) „Hydraulic jumps on rough beds“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 133(9), str. 989–999. doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(2007)133:9(989).
- Carollo, F. G., Ferro, V. i Pampalone, V. (2009) „New solution of classical hydraulic jump“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 135(6), str. 527–531. doi: 10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0000036.
- Carollo, F. G., Ferro, V. i Pampalone, V. (2011) „Sequent Depth Ratio of a B-Jump“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 137(6), str. 651–658. doi: 10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0000342.
- Cartellier, A. i Barrau, E. (1998) „Monofiber optical probes for gas detection and gas velocity measurements: Optimised sensing tips“, *International Journal of Multiphase Flow*, 24(8), str. 1295–1315. doi: 10.1016/S0301-9322(98)00033-0.
- de Carvalho, R. F. i Amador, A. T. (2009) „Physical And Numerical Investigation of the Skimming

- Flow Over a Stepped Spillway“, u *Advances in Water Resources and Hydraulic Engineering*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, str. 1767–1772. doi: 10.1007/978-3-540-89465-0_304.
- de Carvalho, R. F., Lemos, C. M. i Ramos, C. M. (2008) „Numerical computation of the flow in hydraulic jump stilling basins“, *Journal of Hydraulic Research*, 46(6), str. 739–752. doi: 10.1080/00221686.2008.9521919.
- Castillo, L. G. (2010) „Filtering and validation of velocities obtained with ADV equipment inside of hydraulic jumps“, *Environmental Hydraulics: Theoretical, Experimental and Computational Solutions - Proceedings of the International Workshop on Environmental Hydraulics, IWEH 2009*, (December 2009), str. 207–210. doi: 10.1201/b10999-53.
- Castro-Orgaz, O. i Hager, W. H. (2009) „Classical hydraulic jump: Basic flow features“, *Journal of Hydraulic Research*, 47(6), str. 744–754. doi: 10.3826/jhr.2009.3610.
- Chachereau, Y. i Chanson, H. (2011) „Free-surface fluctuations and turbulence in hydraulic jumps“, *Experimental Thermal and Fluid Science*. Elsevier Inc., 35(6), str. 896–909. doi: 10.1016/j.expthermflusci.2011.01.009.
- Chamani, M. R. i Rajaratnam, N. (1999) „Characteristics of Skimming Flow over Stepped Spillways“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 125(4), str. 361–368. doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(1999)125:4(361).
- Chanson, H. (1993) „Stepped spillway flows and air entrainment“, *Canadian Journal of Civil Engineering*, 20(3), str. 422–435. doi: 10.1139/193-057.
- Chanson, H. (1994) „Hydraulics of stepped spillways and cascades“, *National Conference Publication - Institution of Engineers, Australia*, str. 217–222.
- Chanson, H. (1995) „History of stepped channels and spillways: a rediscovery of the “wheel”“, *Canadian Journal of Civil Engineering*, 22(2), str. 247–259. doi: 10.1139/195-034.
- Chanson, H. (1996) *Air Bubble Entrainment in Free-Surface Turbulent Shear Flows*. Elsevier. doi: 10.1016/B978-0-12-168110-4.X5000-0.
- Chanson, H. (2002a) „Air-water flow measurements with intrusive, phase-detection probes: Can we improve their interpretation?“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 128(3), str. 252–255. doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(2002)128:3(252).
- Chanson, H. (2002b) *Hydraulics of Stepped Chutes and Spillways*. CRC Press.
- Chanson, H. (2004) „Understanding air-water mass transfer in rectangular dropshafts“, *Journal of Environmental Engineering and Science*, 3(5), str. 319–330. doi: 10.1139/S04-014.
- Chanson, H. (2007) „Bubbly flow structure in hydraulic jump“, *European Journal of Mechanics - B/Fluids*, 26(3), str. 367–384. doi: 10.1016/j.euromechflu.2006.08.001.
- Chanson, H. (2009a) „Development of the Bélanger Equation and Backwater Equation by Jean-Baptiste Bélanger (1828)“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 135(3), str. 159–163. doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(2009)135:3(159).
- Chanson, H. (2009b) „Turbulent air-water flows in hydraulic structures: Dynamic similarity and scale effects“, *Environmental Fluid Mechanics*, 9(2), str. 125–142. doi: 10.1007/s10652-008-9078-3.

- Chanson, H. (2016) „Phase-detection measurements in free-surface turbulent shear flows“, *Journal of Geophysics and Engineering*, IOP Publishing, 13(2), str. S74–S87. doi: 10.1088/1742-2132/13/2/S74.
- Chanson, H. i Brattberg, T. (2000) „Experimental study of the air-water shear flow in a hydraulic jump“, *International Journal of Multiphase Flow*, 26(4), str. 583–607. doi: 10.1016/S0301-9322(99)00016-6.
- Chanson, H. i Chachereau, Y. (2013) „Scale effects affecting two-phase flow properties in hydraulic jump with small inflow Froude number“, *Experimental Thermal and Fluid Science*. Elsevier Inc., 45, str. 234–242. doi: 10.1016/j.expthermflusci.2012.11.014.
- Chanson, H. i Gonzalez, C. A. (2005) „Physical modelling and scale effects of air-water flows on stepped spillways“, *Journal of Zhejiang University: Science*, 6 A(3), str. 243–250. doi: 10.1631/jzus.2005.A0243.
- Chanson, H., Yasuda, Y. i Ohtsu, I. (2002) „Flow resistance in skimming flows in stepped spillways and its modelling“, *Canadian Journal of Civil Engineering*, 29(6), str. 809–819. doi: 10.1139/102-083.
- Christodoulou, G. C. (1993) „Energy Dissipation on Stepped Spillways“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 119(5), str. 644–650. doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(1993)119:5(644).
- Defina, A. i Susin, F. M. (2003) „Stability of a stationary hydraulic jump in an upward sloping channel“, *Physics of Fluids*, 15(12), str. 3883–3885. doi: 10.1063/1.1624839.
- Defina, A., Susin, F. M. i Viero, D. Pietro (2008) „Bed friction effects on the stability of a stationary hydraulic jump in a rectangular upward sloping channel“, *Physics of Fluids*, 20(3), str. 1–7. doi: 10.1063/1.2841622.
- de Dios, M. i ostali (2017) „Experimental characterization of three-dimensional flow vortical structures in submerged hydraulic jumps“, *Journal of Hydro-Environment Research*, 15, str. 1–12. doi: 10.1016/j.jher.2016.11.001.
- Duane, C. B. (1971) „Close-range camera calibration“, *Photogrammetry Engineering*, 37(8), str. 855–866.
- Ead, S. A. i Rajaratnam, N. (2002) „Hydraulic Jumps on Corrugated Beds“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 128(7), str. 656–663. doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(2002)128:7(656).
- Ennos, A. E. (1978) „Speckle interferometry“, *Progress in Optics*, 16(C), str. 233–288. doi: 10.1016/S0079-6638(08)70073-8.
- Erikson, L. H. i Hanson, H. (2005) „A method to extract wave tank data using video imagery and its comparison to conventional data collection techniques“, *Computers and Geosciences*, 31(3), str. 371–384. doi: 10.1016/j.cageo.2004.10.006.
- Fage, A. i Townend, H. C. H. (1932) „Examination of turbulent flow with an ultramicroscope“, *Nature*, 129(3263), str. 728. doi: 10.1098/rspa.1932.0059.
- Farneback, G. (2003) „Two-Frame Motion Estimation Based on Polynomial Expansion“, u *Lecture Notes in Computer Science*, str. 363–370. doi: 10.1007/3-540-45103-X_50.
- Felder, S. i Chanson, H. (2009) „Turbulence, dynamic similarity and scale effects in high-velocity

- free-surface flows above a stepped chute“, *Experiments in Fluids*, 47(1), str. 1–18. doi: 10.1007/s00348-009-0628-3.
- Felder, S. i Pfister, M. (2017) „Comparative analyses of phase-detective intrusive probes in high-velocity air–water flows“, *International Journal of Multiphase Flow*. Elsevier Ltd, 90, str. 88–101. doi: 10.1016/j.ijmultiphaseflow.2016.12.009.
- Fischler, M. A. i Bolles, R. C. (1981) „Random sample consensus: a paradigm for model fitting with applications to image analysis and automated cartography“, *Communications of the ACM*, 24(6), str. 381–395. doi: 10.1145/358669.358692.
- Frizell, K. W. (2000) „Effects of aeration on the performance of an ADV“, u *Joint Conference on Water Resource Engineering and Water Resources Planning and Management 2000: Building Partnerships*. doi: 10.1061/40517(2000)299.
- Frizell, K. W., Kubitschek, J. P. i Matos, J. (2009) „Stilling basin performance for stepped spillways of mild to steep slopes – Type III Basins“, u *33rd IAHR Congress*. Vancouver, British Columbia, Canada: IAHR.
- Frizell, K. W. i Svoboda, C. D. (2012) *Performance of Type III Stilling Basins – Stepped Spillway Studies, Hydraulic Laboratory Report*. Dostupno na: https://www.usbr.gov/research/projects/download_product.cfm?id=642.
- Frizell, K. W., Svoboda, C. D. i Matos, J. (2016) „Performance of Type III Stilling Basins for Stepped Spillways“, u *2nd International Seminar on Dam Protection Against Overtopping*. Ft. Collins, Colorado, USA: The University of Queensland. Dostupno na: <http://espace.library.uq.edu.au/view/UQ:329688>.
- Fujita, I. (2002) „Particle image analysis of open-channel flow at a backward facing step having a trench“, *Journal of Visualization*, 5(4), str. 335–342. doi: 10.1007/BF03182348.
- Goring, D. G. i Nikora, V. I. (2002) „Despiking acoustic Doppler velocimeter data“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 128(1), str. 117–126. doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(2002)128:1(117).
- Graftieaux, L., Michard, M. i Nathalie, G. (2001) „Combining PIV, POD and vortex identification algorithms for the study of unsteady turbulent swirling flows“, *Measurement Science and Technology*, 12(9), str. 1422–1429. doi: 10.1088/0957-0233/12/9/307.
- Gumbel, E. J. (1941) „The Return Period of Flood Flows“, *The Annals of Mathematical Statistics*, 12(2), str. 163–190. doi: 10.1214/aoms/1177731747.
- Hager, W. H. (1988) „B-jump in sloping channel“, *Journal of Hydraulic Research*, 26(5), str. 539–558. doi: 10.1080/00221688809499192.
- Hager, W. H. (1993) „Classical hydraulic jump: free surface profile“, *Canadian Journal of Civil Engineering*, 20(3), str. 536–539. doi: 10.1139/193-068.
- Hager, W. H. i Bremen, R. (1989) „Classical hydraulic jump: sequent depths“, *Journal of Hydraulic Research*, 27(5), str. 565–585. doi: 10.1080/00221688909499111.
- Hager, W. H., Bremen, R. i Kawagoshi, N. (1990) „Classical hydraulic jump: length of roller“, *Journal of Hydraulic Research*, 28(5), str. 591–608. doi: 10.1080/00221689009499048.
- Hager, W. H. i Bretz, N. V. (1986) „Hydraulic jumps at positive and negative steps“, *Journal of*

- Hydraulic Research*, 24(4), str. 237–253. doi: 10.1080/00221688609499303.
- Harleman, D. R. F. (1959) „Discussion of ‘Turbulence characteristics of the hydraulic jump’ by Rouse, H., Siao, T. T., and Nagaratnam, S.“, *Transactions of the American Society of Civil Engineers*, 124, str. 959–962.
- Hasan, I. *i ostali* (2016) „An Effective Camera Based Water level recording Technology for Flood Monitoring“, u *INTERPAEVENT*. Lucerne, Switzerland, Switzerland, str. 290–295.
- Hassanpour, N. *i ostali* (2017) „An experimental study of hydraulic jump in a gradually expanding rectangular stilling basin with roughened bed“, *Water (Switzerland)*, 9(12), str. 1–23. doi: 10.3390/w9120945.
- Hies, T. *i ostali* (2012) „Enhanced water-level detection by image processing“, (October 2015).
- Hong, J., Yu, J. i Hahn, H. (2010) „Remote Detection and Monitoring of a Water Level Using Narrow Band Channel“, *Journal of Information Science and Engineering*, 26, str. 71–82.
- Horn, B. K. i Schunck, B. G. (1981) „Determining optical flow“, *Techniques and Applications of Image Understanding*, 0281, str. 319–331. doi: 10.1117/12.965761.
- Hornung, H. G., Willert, C. i Turner, S. (1995) „The flow field downstream of a hydraulic jump“, *Journal of Fluid Mechanics*, 287, str. 299–316. doi: 10.1017/S0022112095000966.
- Hughes, W. C. i Flack, J. E. (1984) „Hydraulic jump properties over a rough bed“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 110(12), str. 1755–1771. doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(1984)110:12(1755).
- Hunt, J. C. R., Wray, a a i Moin, P. (1988) „Eddies, streams, and convergence zones in turbulent flows“, *Center for Turbulence Research, Proceedings of the Summer Program*, (1970), str. 193–208.
- Husain, D., Alhamid, A. A. i Negm, A.-A. M. (1994) „Length and depth of hydraulic jump in sloping channels“, *Journal of Hydraulic Research*, 32(6), str. 899–910. doi: 10.1080/00221689409498697.
- Jia, Y. (2013) „Caffe: An Open Source Convolutional Architecture for Fast Feature Embedding“.
- Kawagoshi, N. i Hager, W. H. (1990) „B-Jump in Sloping Channel, II“, *Journal of Hydraulic Research*, 28(4), str. 461–480. doi: 10.1080/00221689009499060.
- Keane, R. D. i Adrian, R. J. (1992) „Theory of cross-correlation analysis of PIV images“, *Applied Scientific Research*, 49(3), str. 191–215. doi: 10.1007/BF00384623.
- Khatsuria, R. M. (2005) *Hydraulics of spillways and energy dissipators*. New York, USA: MacMillan Publishing.
- Kindsvater, C. E. (1944) *The Hydraulic Jump in Sloping Channels*. TRANSACTIONS ASCE PAPER. Dostupno na: <https://books.google.rs/books?id=JRyJAQAACAAJ>.
- Kramer, M. i Chanson, H. (2018) „Free-surface instabilities in high-velocity air-water flows down stepped chutes“, *7th IAHR International Symposium on Hydraulic Structures, ISHS 2018*, str. 55–66. doi: 10.15142/T3XS8P.
- Kramer, M. i Chanson, H. (2019) „Optical flow estimations in aerated spillway flows: Filtering and

- discussion on sampling parameters“, *Experimental Thermal and Fluid Science*. Elsevier Inc., 103, str. 318–328. doi: 10.1016/j.expthermflusci.2018.12.002.
- Kramer, M., Chanson, H. i Felder, S. (2019) „Can we improve the non-intrusive characterization of high-velocity air–water flows? Application of LIDAR technology to stepped spillways“, *Journal of Hydraulic Research*, 1686. doi: 10.1080/00221686.2019.1581670.
- Kröhnert, M. i Meichsner, R. (2017) „Segmentation of environmental time lapse image sequences for the determination of shore lines captured by hand-held smartphone cameras“, *ISPRS Annals of Photogrammetry, Remote Sensing and Spatial Information Sciences*, IV-2/W4(2W4), str. 1–8. doi: 10.5194/isprs-annals-IV-2-W4-1-2017.
- Kucukali, S. i Chanson, H. (2008) „Turbulence measurements in the bubbly flow region of hydraulic jumps“, *Experimental Thermal and Fluid Science*. Elsevier Inc., 33(1), str. 41–53. doi: 10.1016/j.expthermflusci.2008.06.012.
- Kumar, M. i Lodhi, A. S. (2016) „Hydraulic jump over sloping rough floors“, *ISH Journal of Hydraulic Engineering*, 22(2), str. 127–134. doi: 10.1080/09715010.2015.1088409.
- Leandro, J. *i ostali* (2012) „Estimating void fraction in a hydraulic jump by measurements of pixel intensity“, *Experiments in Fluids*, 52(5), str. 1307–1318. doi: 10.1007/s00348-011-1257-1.
- Leandro, J., Bung, D. B. i Carvalho, R. (2014) „Measuring void fraction and velocity fields of a stepped spillway for skimming flow using non-intrusive methods“, *Experiments in Fluids*, 55(5). doi: 10.1007/s00348-014-1732-6.
- Lennon, J. M. i Hill, D. F. (2006) „Particle Image Velocity Measurements of Undular and Hydraulic Jumps“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 132(12), str. 1283–1294. doi: 10.1061/(asce)0733-9429(2006)132:12(1283).
- Leutheusser, H. J. i Alemu, S. (1979) „Flow separation under hydraulic jump“, *Journal of Hydraulic Research*, 17(3), str. 193–206. doi: 10.1080/00221687909499583.
- Li, R. *i ostali* (2019) „Opportunities of LIDAR measurements in air-water flows“, u *E-proceedings of the 38th IAHR World Congress*. Panama City, Panama: IAHR.
- Li, R., Montano, L. i Felder, S. (2017) „LIDAR measurements of free-surface characteristics in a hydraulic jump“, u *Hydraulics in Water Engineering Conference*, str. 9.
- Lin, C. *i ostali* (2012a) „Flow property and self-similarity in steady hydraulic jumps“, *Experiments in Fluids*, 53(5), str. 1591–1616. doi: 10.1007/s00348-012-1377-2.
- Lin, C. *i ostali* (2012b) „Laboratory measurements of a steady breaker using PIV and BIV“, *Proceedings of the Coastal Engineering Conference*, str. 1–9.
- Lin, Yan-ting, Lin, Yi-chun i Han, J. (2018) „Automatic water-level detection using single-camera images with varied poses“, *Measurement*. Elsevier, 127(May), str. 167–174. doi: 10.1016/j.measurement.2018.05.100.
- List of refractive indices* (2020) *Wikipedia*.
- Liu, M., Rajaratnam, N. i Zhu, D. Z. (2004) „Turbulence Structure of Hydraulic Jumps of Low Froude Numbers“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 130(6), str. 511–520. doi: 10.1061/(asce)0733-9429(2004)130:6(511).

- Ljubičić, R. *i ostali* (2018) „Hydraulic Jumps in Adverse-Slope Stilling Basins for Stepped Spillways“, *Water*, 10(4), str. 460. doi: 10.3390/w10040460.
- Ljubičić, R. *i ostali* (2019) „Image processing for hydraulic jump free-surface detection“, u *38th IAHR World Congress*. Panama City, Panama: IAHR. doi: 10.3850/38WC092019-0602.
- Ljubičić, R. *i ostali* (2020) „Image processing for hydraulic jump free-surface detection: coupled gradient/machine learning model“, *Measurement Science and Technology*, (1). doi: 10.1088/1361-6501/ab8b22.
- Ljubičić, R. *i ostali* (bez datuma) „A comparison of tools and techniques for stabilising UAS imagery for surface flow observations“, *Hydrology and Earth System Sciences Discussions*, (April), str. 1–42. doi: 10.5194/hess-2021-112.
- Ljubičić, R., Zindović, B. i Savić, L. (2018) „Adverse-slope stilling basins: machine learning approach to estimation of hydraulic jump features“, u *Zbornik radova 18. savetovanja SDHI/SDH*. Niš: SDHI/SDH.
- Long, D., Steffler, P. M. i Rajaratnam, N. (1990) „LDA study of flow structure in submerged hydraulic jump“, *Journal of Hydraulic Research*, 28(4), str. 437–460. doi: 10.1080/00221689009499059.
- Lucas, B. D. i Kanade, T. (1981) „Iterative Image Registration Technique With an Application To Stereo Vision“, u *Proceedings of the 7th International Joint Conference on Artificial Intelligence*, str. 121–130.
- Luff, J. D. *i ostali* (1999) „Experimental uncertainties associated with particle image velocimetry (PIV) based vorticity algorithms“, *Experiments in Fluids*, 26(1–2), str. 36–54. doi: 10.1007/s003480050263.
- Martin, D. *i ostali* (2001) „A Database of Human Segmented Natural Images and its Application to Evaluating Segmentation Algorithms and Measuring Ecological Statistics“, u *Proc. 8th Int'l Conf. Computer Vision*, str. 416–423.
- MathWorks (2019a) *Camera Calibrator*. Dostupno na: <https://www.mathworks.com/help/vision/ug/single-camera-calibrator-app.html> (Pristupljeno: 26. ožujak 2019.).
- MathWorks (2019b) *What Is Camera Calibration?* Dostupno na: <https://www.mathworks.com/help/vision/ug/camera-calibration.html> (Pristupljeno: 26. ožujak 2019.).
- McCorquodale, J. A. i Khalifa, A. (1983) „Internal Flow in Hydraulic Jumps“, *Journal of Hydraulic Engineering, ASCE*, 109(5), str. 684–701.
- McCorquodale, J. A. i Mohamed, M. S. (1994) „Hydraulic jumps on adverse slopes“, *Journal of Hydraulic Research*, 32(1), str. 119–130. doi: 10.1080/00221689409498793.
- Mehrotra, S. C. (1976) „Length of Hydraulic Jump“, *Journal of the Hydraulics Division*, 102(7), str. 1027–1033.
- Meireles, I. O. de C., Matos, J. i Silva-Afonso, A. (2010) „FLOW CHARACTERISTICS ALONG USBR TYPE III STILLING BASINS DOWNSTREAM OF STEEP STEPPED SPILLWAYS“, u *3rd International Junior Researcher and Engineer Workshop on Hydraulic*

Structures, str. 56–64.

- Meynart, R. (1983) „Instantaneous velocity field measurements in unsteady gas flow by speckle velocimetry“, *Applied Optics*, 22(4), str. 535. doi: 10.1364/ao.22.000535.
- Miller, N. i Mitchie, R. E. (1970) „Measurement of local voidage in liquid/gas two-phase flow systems using a universal probe“, *Journal of British Nuclear Energy Society*, 9(2), str. 94–100.
- Milovanović, B. (2018) *Hidrodinamički uticaji na evakuacione objekte hidrotehničkih građevina*. Univerzitet u Beogradu, Građevinski fakultet.
- Misra, S. K. i ostali (2006) „Estimation of complex air-water interfaces from particle image velocimetry images“, *Experiments in Fluids*, 40(5), str. 764–775. doi: 10.1007/s00348-006-0113-1.
- Montano, L. i Felder, S. (2018) „LIDAR measurements of free-surface profiles and turbulent scales in a hydraulic jump“, u *7th IAHR International Symposium on Hydraulic Structures, ISHS 2018*, str. 537–546. doi: 10.15142/T3Q64F.
- Montano, L., Li, R. i Felder, S. (2018) „Continuous measurements of time-varying free-surface profiles in aerated hydraulic jumps with a LIDAR“, *Experimental Thermal and Fluid Science*. Elsevier, 93(January), str. 379–397. doi: 10.1016/j.expthermflusci.2018.01.016.
- Mossa, M. i Tolve, U. (1998) „Flow Visualization in Bubbly Two-Phase Hydraulic Jump“, *Journal of Fluids Engineering*, 120(1), str. 160. doi: 10.1115/1.2819641.
- Mouazé, D., Murzyn, F. i Chaplin, J. R. (2005) „Free Surface Length Scale Estimation in Hydraulic Jumps“, *Journal of Fluids Engineering*, 127(6), str. 1191. doi: 10.1115/1.2060736.
- Mousavi, S. N. i ostali (2020) „Predictive modeling the free hydraulic jumps pressure through advanced statistical methods“, *Mathematics*, 8(3). doi: 10.3390/math8030323.
- Murzyn, F. i Chanson, H. (2008) „Experimental assessment of scale effects affecting two-phase flow properties in hydraulic jumps“, *Experiments in Fluids*, 45(3), str. 513–521. doi: 10.1007/s00348-008-0494-4.
- Murzyn, F. i Chanson, H. (2009) „Free-surface fluctuations in hydraulic jumps: Experimental observations“, *Experimental Thermal and Fluid Science*. Elsevier Inc., 33(7), str. 1055–1064. doi: 10.1016/j.expthermflusci.2009.06.003.
- Murzyn, F., Mouazé, D. i Chaplin, J. R. (2005) „Optical fibre probe measurements of bubbly flow in hydraulic jumps“, *International Journal of Multiphase Flow*, 31(1), str. 141–154. doi: 10.1016/j.ijmultiphaseflow.2004.09.004.
- Murzyn, F., Mouazé, D. i Chaplin, J. R. (2007) „Air-water interface dynamic and free surface features in hydraulic jumps“, *Journal of Hydraulic Research*, 45(5), str. 679–685. doi: 10.1080/00221686.2007.9521804.
- Niklaus, S. (2018) „A Reimplementation of HED Using PyTorch“. Dostupno na: <https://github.com/sniklaus/pytorch-hed>.
- Nóbrega, J. D., Schulz, H. E. i Zhu, D. Z. (2014) „Free surface detection in hydraulic jumps through image analysis and ultrasonic sensor measurements“, u *Hydraulic structures and society - Engineering challenges and extremes*. The University of Queensland, str. 1–8. doi:

10.14264/uql.2014.42.

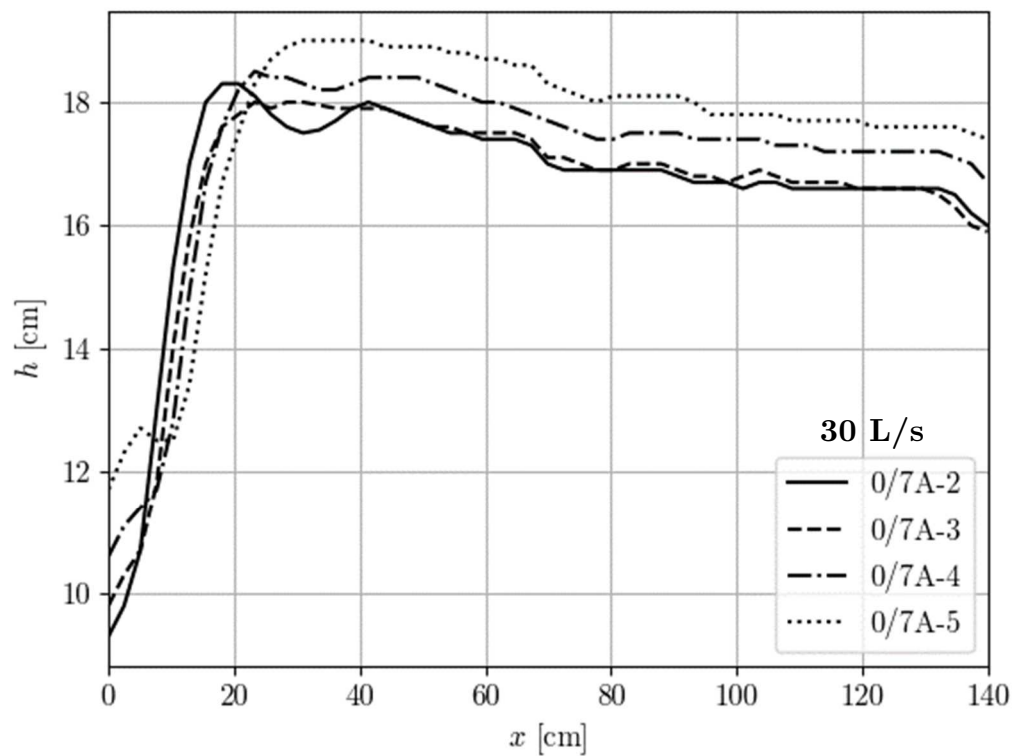
- Nyquist, H. (1928) „Thermal agitation of electric charge in conductors“, *Physical Review*, 32(1), str. 110–113. doi: 10.1103/PhysRev.32.110.
- Ohtsu, I. i Yasuda, Y. (1987) „Hydraulic Jumps At Positive And Negative Steps“, *Journal of Hydraulic Research*, 25(3), str. 407–413. doi: 10.1080/00221688709499279.
- Ohtsu, I. i Yasuda, Y. (1990) „Discussion on ‚B-Jump In Sloping Channel‘ by W. H. Hager“, *Journal of Hydraulic Research*, 28(1), str. 105–119. doi: 10.1080/00221689009499150.
- Ohtsu, I. i Yasuda, Y. (1991) „Hydraulic Jump In Sloping Channels“, 117(7), str. 905–921.
- OpenCV: Camera Calibration and 3D Reconstruction* (2021). Dostupno na: https://docs.opencv.org/4.5.2/d9/d0c/group___calib3d.html#ga4abc2ece9fab9398f2e560d53c8c9780 (Pristupljeno: 30. lipanj 2021.).
- Orendorff, B., Rennie, C. D. i Nistor, I. (2011) „Using PTV through an embankment breach channel“, *Journal of Hydro-Environment Research*. Elsevier B.V, 5(4), str. 277–287. doi: 10.1016/j.jher.2010.12.003.
- Pagliara, S. i Palermo, M. (2015) „Hydraulic jumps on rough and smooth beds: Aggregate approach for horizontal and adverse-sloped beds“, *Journal of Hydraulic Research*, 53(2), str. 243–252. doi: 10.1080/00221686.2015.1017778.
- Pagliara, S. i Peruginelli, A. (2000) „Limiting and Sill-Controlled Adverse-Slope Hydraulic Jump“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 126(11), str. 847–851. doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(2000)126:11(847).
- Peterka, A. J. (1958) „Hydraulic design of stilling basins and energy dissipators“, *Water resources technical publication*, (25), str. 240.
- Pfister, M. i Chanson, H. (2014) „Two-phase air-water flows: Scale effects in physical modeling“, *Journal of Hydrodynamics*. Publishing House for Journal of Hydrodynamics, 26(2), str. 291–298. doi: 10.1016/S1001-6058(14)60032-9.
- Pfister, M. i Hager, W. H. (2011) „Self-entrainment of air on stepped spillways“, *International Journal of Multiphase Flow*. Elsevier Ltd, 37(2), str. 99–107. doi: 10.1016/j.ijmultiphaseflow.2010.10.007.
- Pfister, M. i Hager, W. H. (2014) „History and significance of the Morton number in hydraulic engineering“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 140(7). doi: 10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0000870.
- Pfister, M., Hager, W. H. i Minor, H. E. (2006) „Stepped chutes: Pre-aeration and spray reduction“, *International Journal of Multiphase Flow*, 32(2), str. 269–284. doi: 10.1016/j.ijmultiphaseflow.2005.10.004.
- Pietrowski, J. (1932) „Beitrag zur Kenntnis des Wechselsprunges (Contribution to the Knowledge on Hydraulic Jumps)“, *Die Wasserwirtschaft*, (25; 26; 27; 28), str. 356–358; 370–372; 377–379; 397–400.
- Pizer, S. M. i ostali (1987) „Adaptive histogram equalization and its variations“, *Computer Vision, Graphics, and Image Processing*, 39(3), str. 355–368. doi: 10.1016/S0734-189X(87)80186-X.

- Quraishi, A. A. i Al-Brahim, A. M. (1992) „Hydraulic jump in sloping channel with positive or negative step“, *Journal of Hydraulic Research*, 30(6), str. 769–782. doi: 10.1080/00221689209498908.
- Raffel, M. *i ostali* (2007) *Particle Image Velocimetry*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg. doi: 10.1007/978-3-540-72308-0.
- Rajaratnam, N. (1963) „Discussion of ‚General Solution of the Hydraulic Jump in Sloping Channels‘ by P. A. Argyropoulos“, *Journal of the Hydraulics Division*, 89(2), str. 165–169.
- Rajaratnam, N. (1965) „The Hydraulic Jump as a Well Jet“, *Journal of the Hydraulics Division*, 91(5), str. 107–132.
- Rajaratnam, N. (1966) „The Hydraulic Jump in Sloping Channels“, *Irrigation and Power*, 23(2), str. 137–149.
- Rajaratnam, N. (1967) *Hydraulic Jumps, Advances in HYDROSCIENCE*. ACADEMIC PRESS INC. doi: 10.1016/b978-1-4831-9935-1.50011-2.
- Rajaratnam, N. (1990) „Skimming Flow in Stepped Spillways“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 116(4), str. 587–591. doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(1990)116:4(587).
- Rajaratnam, N. i Subramanya, K. (1968) „Profile of the Hydraulic Jump“, *Journal of the Hydraulics Division*, 94(3), str. 663–674. doi: 10.1061/JYCEAJ.0001810.
- Robinson, S. K. (1991) „Coherent Motions in the Turbulent Boundary Layer“, *Annual Review of Fluid Mechanics*, 23(1), str. 601–639. doi: 10.1146/annurev.fl.23.010191.003125.
- Romagnoli, M., García, C. M. i Lopardo, R. A. (2012) „Signal Postprocessing Technique and Uncertainty Analysis of ADV Turbulence Measurements on Free Hydraulic Jumps“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 138(4), str. 353–357. doi: 10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0000507.
- Rouse, H. (1938) *Fluid mechanics for civil engineers*. New York: McGraw-Hill.
- Ryu, Y., Chang, K. A. i Lim, H. J. (2005) „Use of bubble image velocimetry for measurement of plunging wave impinging on structure and associated greenwater“, *Measurement Science and Technology*, 16(10), str. 1945–1953. doi: 10.1088/0957-0233/16/10/009.
- Safranez, K. (1929) „Untersuchung iiber den Wechselsprung (Investigation on the Hydraulic Jump)“, *Der Bauingenieur*, 10(37; 38), str. 649–651; 668–678.
- Savić, L. (2009) *Uvod u hidrotehničke građevine*. Beograd: Građevinski fakultet u Beogradu.
- Savitzky, A. i Golay, M. J. E. (1964) „Smoothing and Differentiation of Data by Simplified Least Squares Procedures.“, *Analytical Chemistry*, 36(8), str. 1627–1639. doi: 10.1021/ac60214a047.
- Scarano, F. i Riethmuller, M. L. (1999) „Iterative multigrid approach in PIV image processing with discrete window offset“, *Experiments in Fluids*, 26(6), str. 513–523. doi: 10.1007/s003480050318.
- Sobel, I. (2015) „An Isotropic 3x3 Image Gradient Operator“. doi: 10.13140/rg.2.1.1912.4965.
- Sorensen, R. M. (1985) „Stepped Spillway Hydraulic Model Investigation“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 111(12), str. 1461–1472. doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(1985)111:12(1461).
- Stojnić, I. *i ostali* (2019) „Hydraulic jump downstream of a stepped chute: an experimental study“,

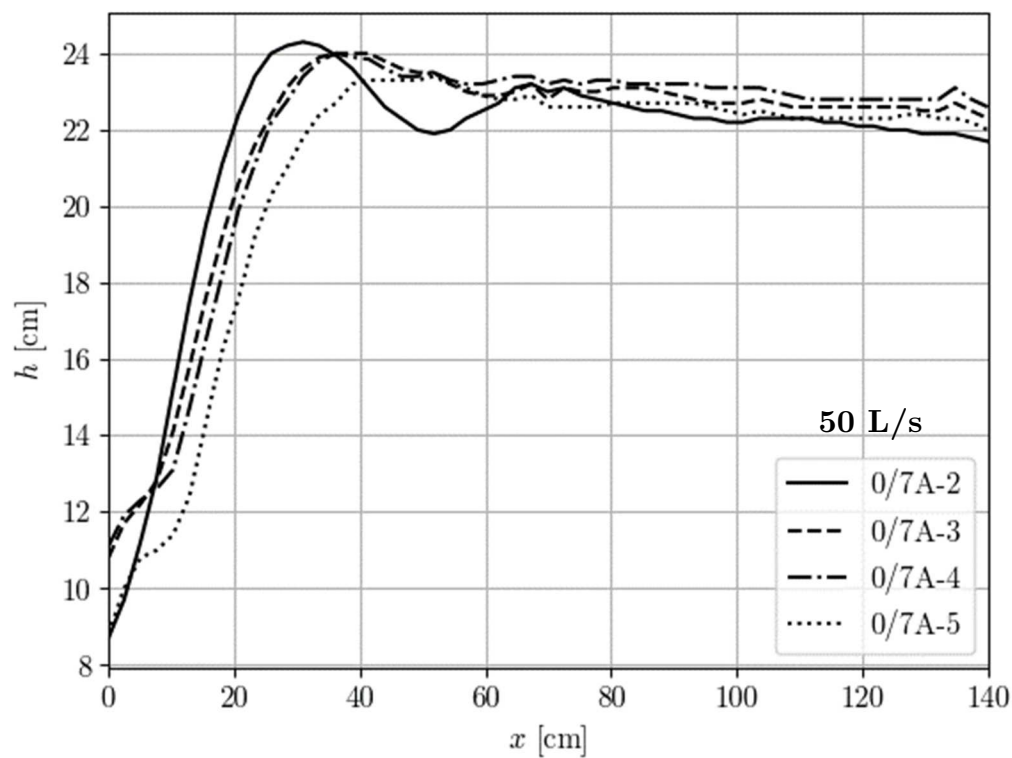
- u *Proc. 38th IAHR World Congress*, str. 2056–2065. doi: 10.3850/38WC092019-0705.
- Svendsen, I. B. A. i *ostali* (2000) „The flow in weak turbulent hydraulic jumps“, *Journal of Fluid Mechanics*, 418, str. 25–57. doi: 10.1017/S0022112000008867.
- Takahashi, M. i Ohtsu, I. (2017) „Effects of inflows on air entrainment in hydraulic jumps below a gate“, *Journal of Hydraulic Research*, 55(2), str. 259–268. doi: 10.1080/00221686.2016.1238016.
- Thielicke, W. (2014) *The Flapping Flight of Birds Analysis and Application*. University of Gronin.
- Thielicke, W. i Stamhuis, E. J. (2014) „PIVlab – Towards User-friendly, Affordable and Accurate Digital Particle Image Velocimetry in MATLAB“, *Journal of Open Research Software*, 2. doi: 10.5334/jors.bl.
- Tomasi, C. i Manduchi, R. (1998) „Bilateral filtering for gray and color images“, u *Sixth International Conference on Computer Vision (IEEE Cat. No.98CH36271)*. Narosa Publishing House, str. 839–846. doi: 10.1109/ICCV.1998.710815.
- Valero, D. i *ostali* (2016) „Numerical investigation of USBR type III stilling basin performance downstream of smooth and stepped spillways“, u *6th International Symposium on Hydraulic Structures: Hydraulic Structures and Water System Management, ISHS 2016*. Portland, OR: IAHR, str. 635–646. doi: 10.15142/T340628160853.
- Valero, D., García-Bartual, R. i Marco, J. (2014) „Optimisation of Stilling Basin Chute Blocks Using a Calibrated Multiphase RANS Model“, *5th International Junior Researcher and Engineer Workshop on Hydraulic Structures*, (August), str. 9.
- Valero, D., Viti, N. i Gualtieri, C. (2018) „Numerical simulation of hydraulic jumps. Part 1: Experimental data for modelling performance assessment“, *Water (Switzerland)*, 11(1), str. 1–16. doi: 10.3390/w11010036.
- Viriyakijja, K. i Chinnarasri, C. (2015) „Wave Flume Measurement Using Image Analysis“, *Aquatic Procedia*. Elsevier B.V., 4(Icwrcoe), str. 522–531. doi: 10.1016/j.aqpro.2015.02.068.
- Viti, N., Valero, D. i Gualtieri, C. (2018) „Numerical simulation of hydraulic jumps. part 2: Recent results and future outlook“, *Water (Switzerland)*, 11(1), str. 1–18. doi: 10.3390/w11010028.
- Wang, H. (2014) *Turbulence and Air Entrainment in Hydraulic Jumps*. The University of Queensland.
- Wang, H. i Chanson, H. (2015) „Experimental Study of Turbulent Fluctuations in Hydraulic Jumps“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 141(7), str. 1–10. doi: 10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0001010.
- Wang, H. i Chanson, H. (2019) „Characterisation of transverse turbulent motion in quasi-two-dimensional aerated flow: Application of four-point air-water flow measurements in hydraulic jump“, *Experimental Thermal and Fluid Science*, 100, str. 222–232. doi: 10.1016/j.expthermflusci.2018.09.004.
- Wang, H. i Murzyn, F. (2017) „Experimental assessment of characteristic turbulent scales in two-phase flow of hydraulic jump: from bottom to free surface“, *Environmental Fluid Mechanics*, 17(1), str. 7–25. doi: 10.1007/s10652-016-9451-6.
- Waniewski, T. A., Hunter, C. i Brennen, C. E. (2001) „Bubble measurements downstream of

- hydraulic jumps“, *International Journal of Multiphase Flow*, 27(7), str. 1271–1284. doi: 10.1016/S0301-9322(01)00003-9.
- Wiest, R. A. *i ostali* (2020) „Start position of a sloping hydraulic jump“, *Brazilian Journal of Water Resources*, 25, str. 1–9. doi: 10.1590/2318-0331.252020190090.
- Wu, S. i Rajaratnam, N. (1996) „Transition from Hydraulic Jump to Open Channel Flow“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 122(9), str. 526–528. doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(1996)122:9(526).
- Xie, S. i Tu, Z. (2017) „Holistically-Nested Edge Detection“, *International Journal of Computer Vision*, 125(1–3), str. 3–18. doi: 10.1007/s11263-017-1004-z.
- Zare, H. K. i Baddour, R. E. (2007) „Three-dimensional study of spatial submerged hydraulic jump“, *Canadian Journal of Civil Engineering*, 34(9), str. 1140–1148. doi: 10.1139/L07-041.
- Zhang, G. *i ostali* (2018) „On the estimation of free-surface turbulence using ultrasonic sensors“, *Flow Measurement and Instrumentation*. Elsevier Ltd, 60, str. 171–184. doi: 10.1016/j.flowmeasinst.2018.02.009.
- Zhang, G. i Chanson, H. (2018) „Application of local optical flow methods to high-velocity free-surface flows: Validation and application to stepped chutes“, *Experimental Thermal and Fluid Science*. Elsevier, 90(July 2017), str. 186–199. doi: 10.1016/j.expthermflusci.2017.09.010.
- Zhang, G. i Chanson, H. (2019) „Application of optical flow methods to aerated skimming flows above triangular and trapezoidal step cavities“, *Journal of Hydraulic Research*, 57(4), str. 488–497. doi: 10.1080/00221686.2018.1489900.
- Zhang, W. *i ostali* (2014) „Mean and turbulent bubble velocities in free hydraulic jumps for small to intermediate froude numbers“, *Journal of Hydraulic Engineering*, 140(11), str. 1–9. doi: 10.1061/(ASCE)HY.1943-7900.0000924.
- Zhou, Y. *i ostali* (2020) „Uniform flow and energy dissipation of hydraulic-jump-stepped spillways“, *Water Supply*, 64(11), str. 2230–2238. doi: 10.2166/ws.2020.056.
- Zindović, B. *i ostali* (2016) „Converging stepped spillway flow“, *Journal of Hydraulic Research*, 54(6), str. 699–707. doi: 10.1080/00221686.2016.1196754.

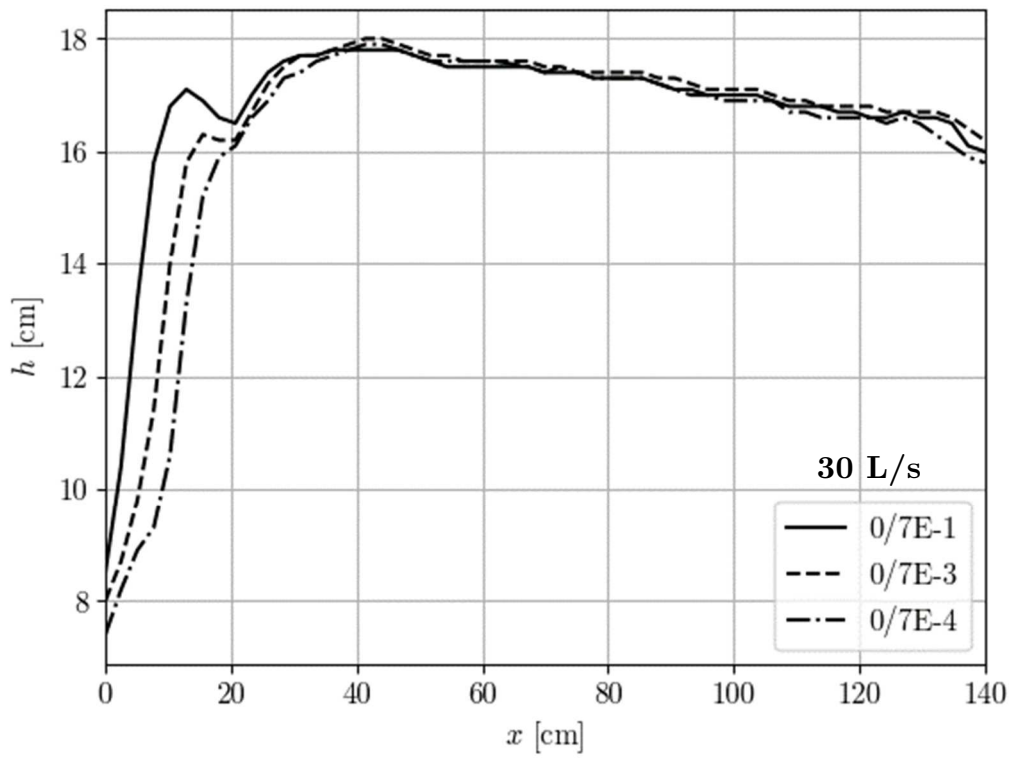
Prilozi



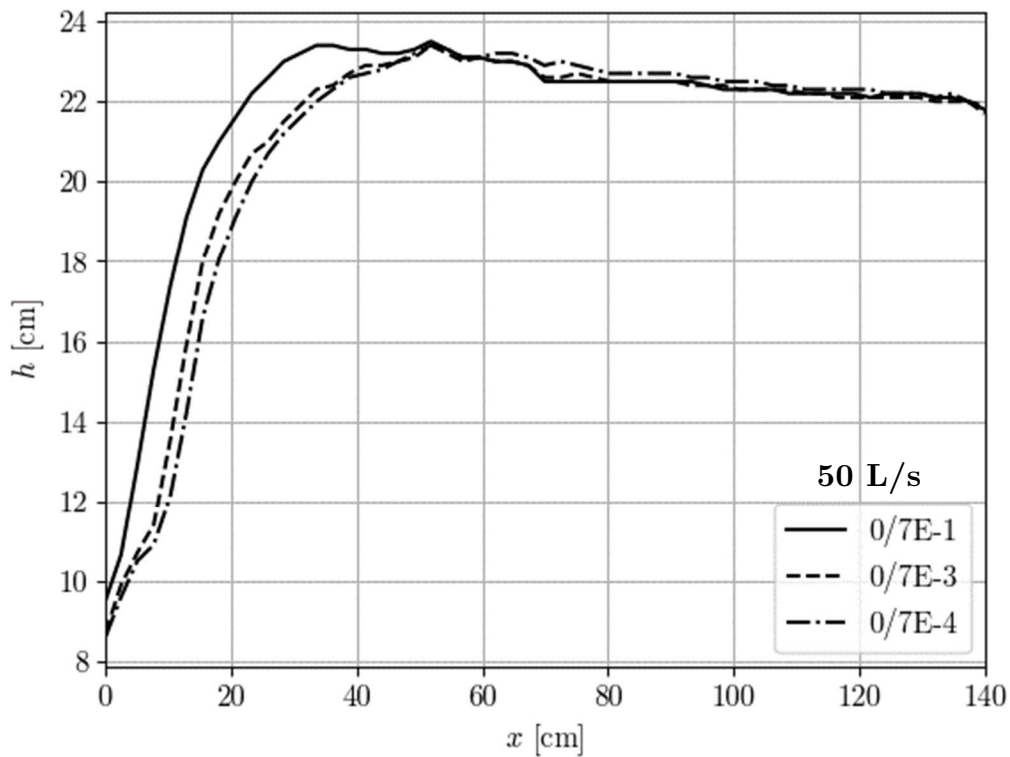
Prilog 1. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 30 L/s, grupa 7A.



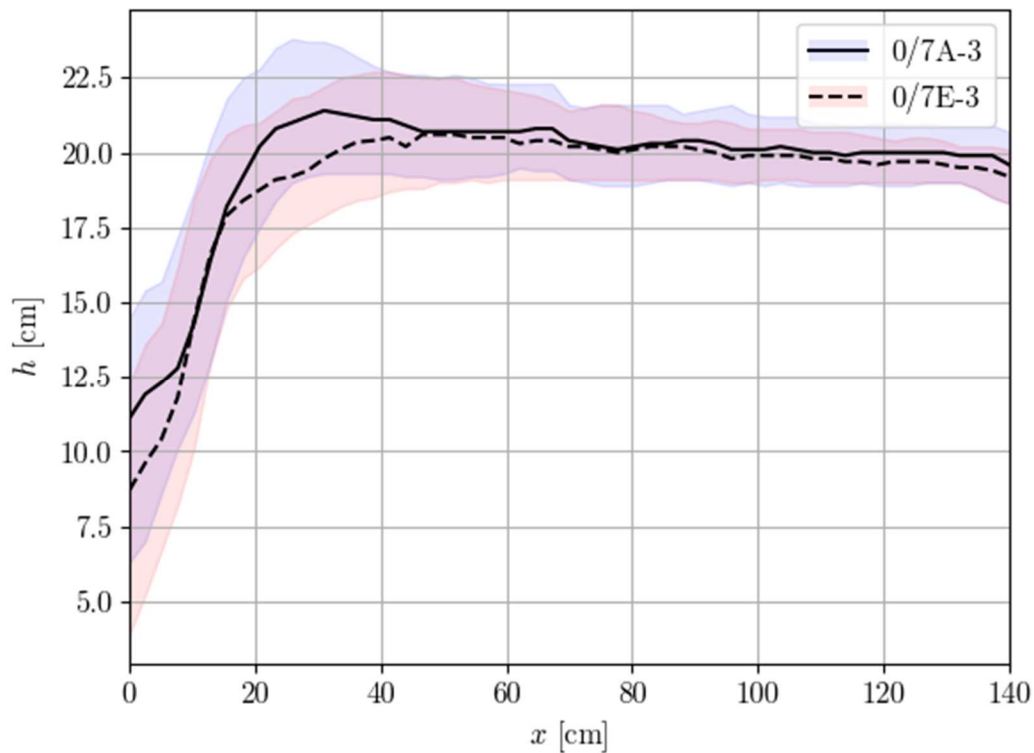
Prilog 2. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 50 L/s, grupa 7A.



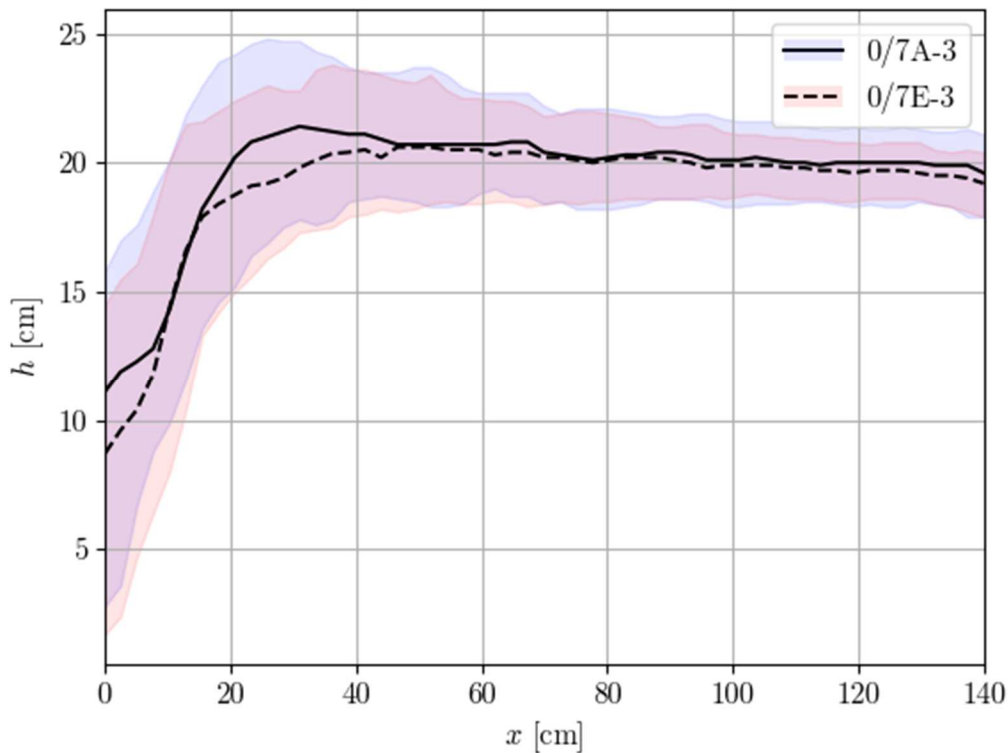
Prilog 3. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 30 L/s, grupa 7E.



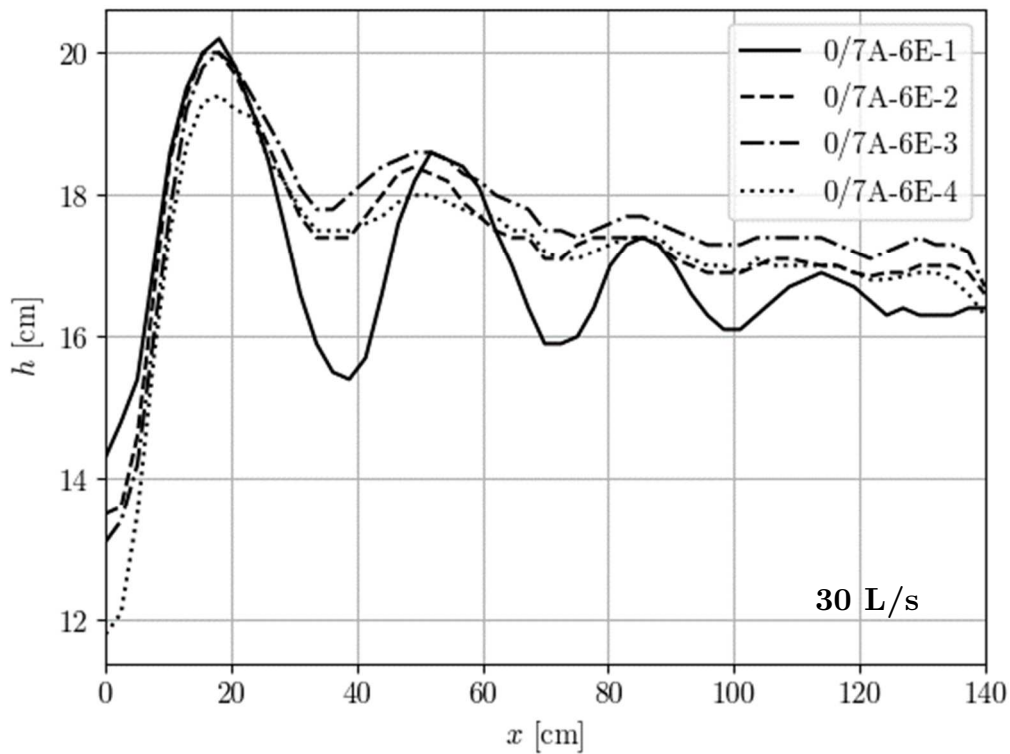
Prilog 4. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 50 L/s, grupa 7E.



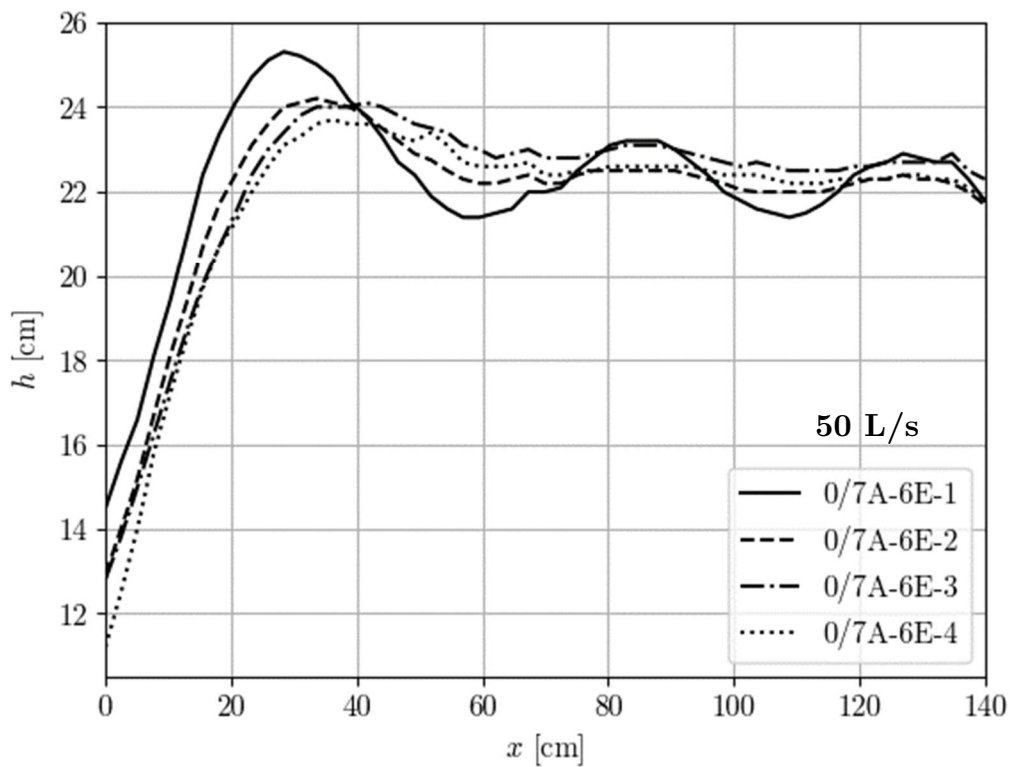
Prilog 5. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 0/7A-3 i 0/7E-3 pri protoku od 40 L/s.



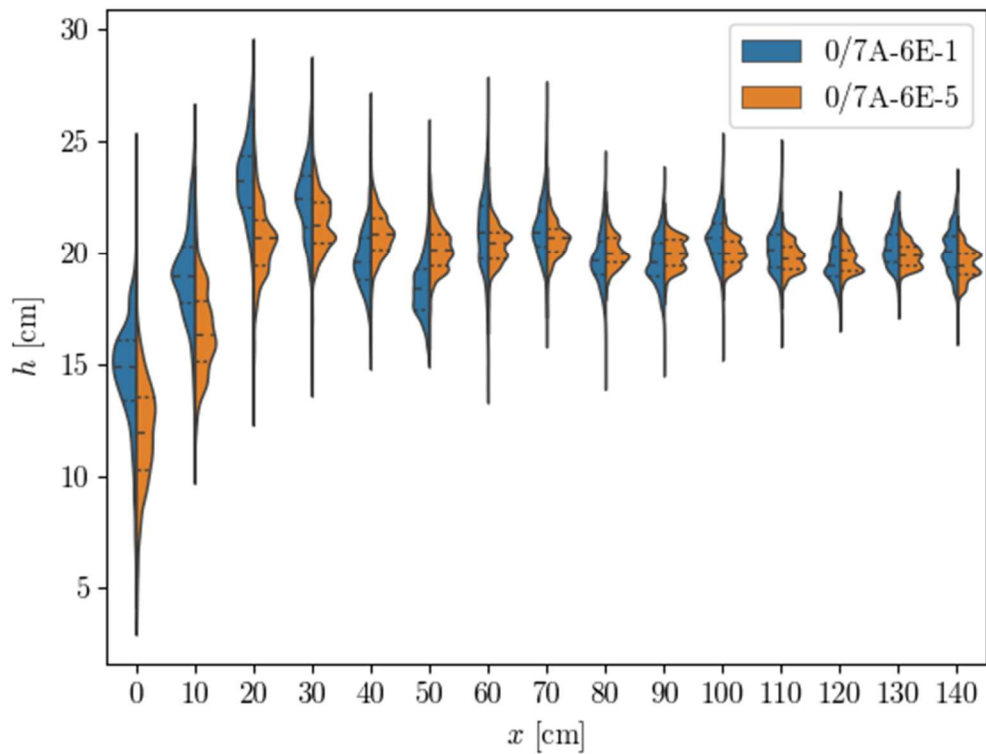
Prilog 6. Opsezi dubina između 1% i 99% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 0/7A-3 i 0/7E-3 pri protoku od 40 L/s



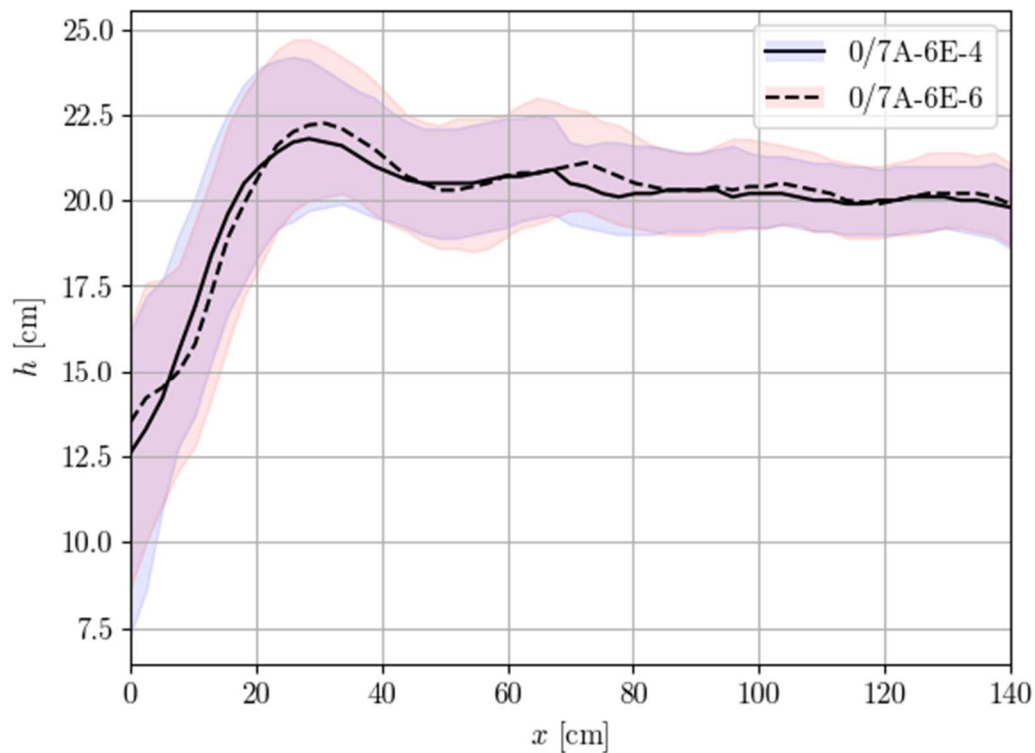
Prilog 7. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 30 L/s, konfiguracije 0/7A-6E-1 do 0/7A-6E-4.



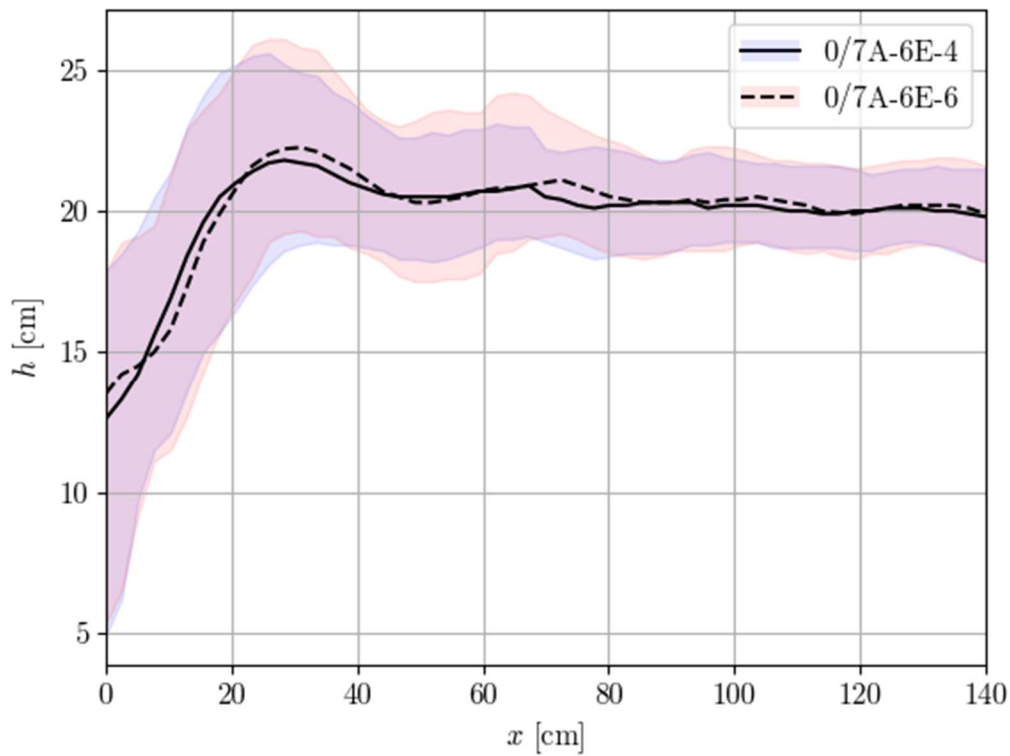
Prilog 8. Profili vremenski osrednjenih dubina pri protoku od 50 L/s, konfiguracije 0/7A-6E-1 do 0/7A-6E-4.



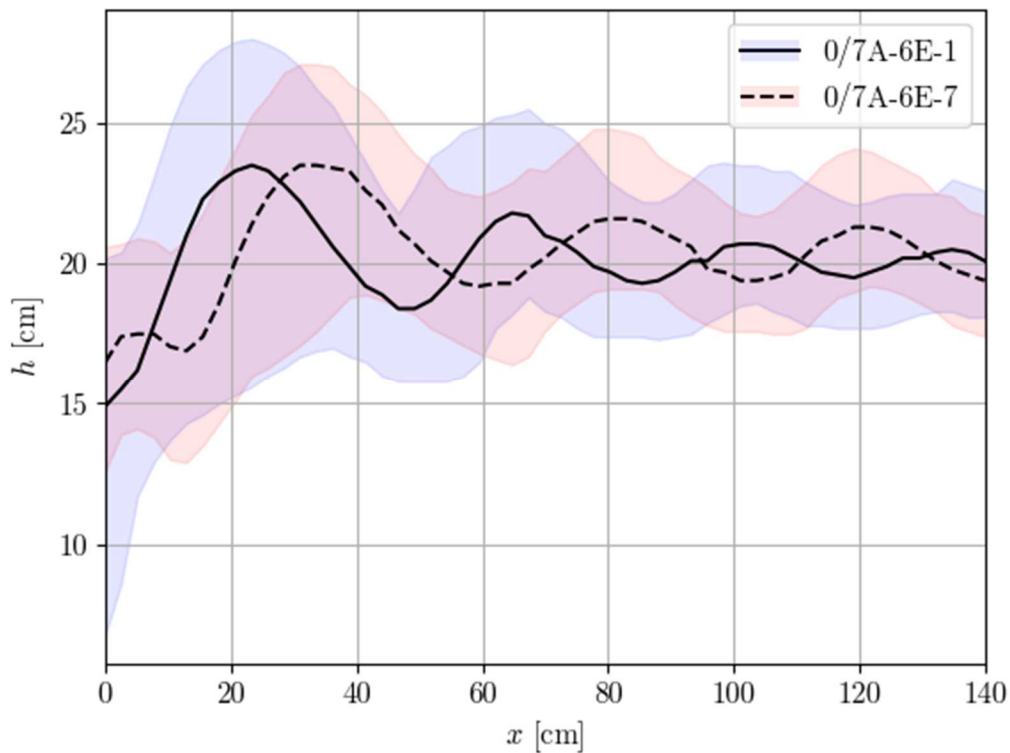
Prilog 9. Gustine raspodela dubina duž profila hidrauličkog skoka: poređenje konfiguracija 0/7A-6E-1 i 0/7A-6E-5 pri protoku od 40 L/s.



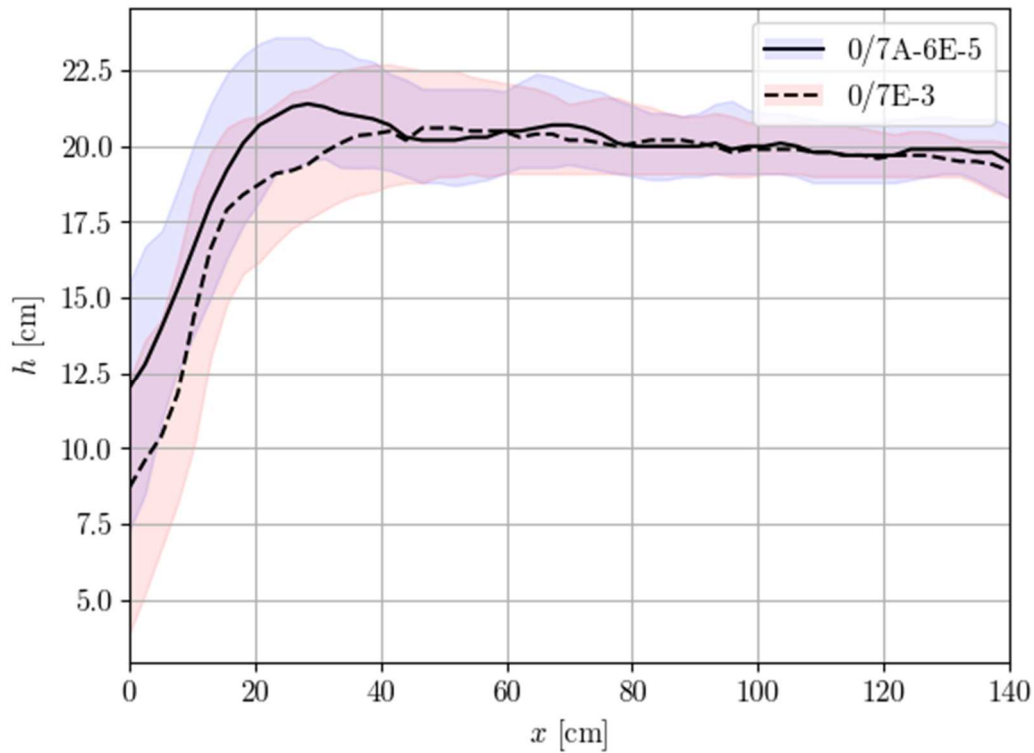
Prilog 10. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 0/7A-6E-4 i 0/7A-6E-6 pri protoku od 40 L/s.



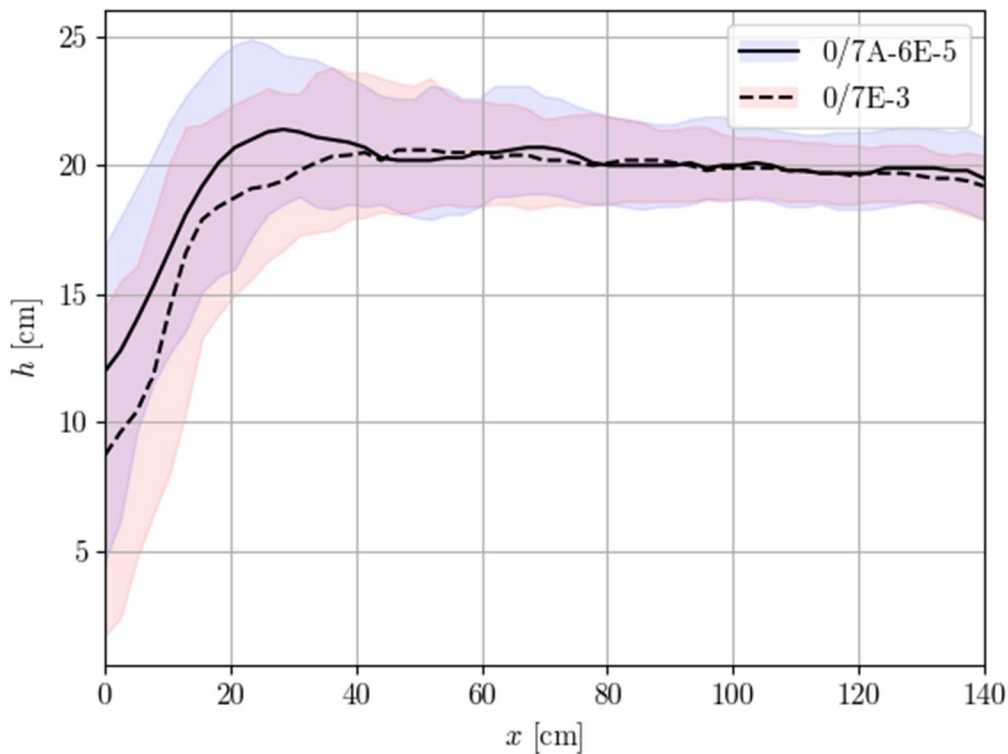
Prilog 11. Opsezi dubina između 1% i 99% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 0/7A-6E-4 i 0/7A-6E-6 pri protoku od 40 L/s.



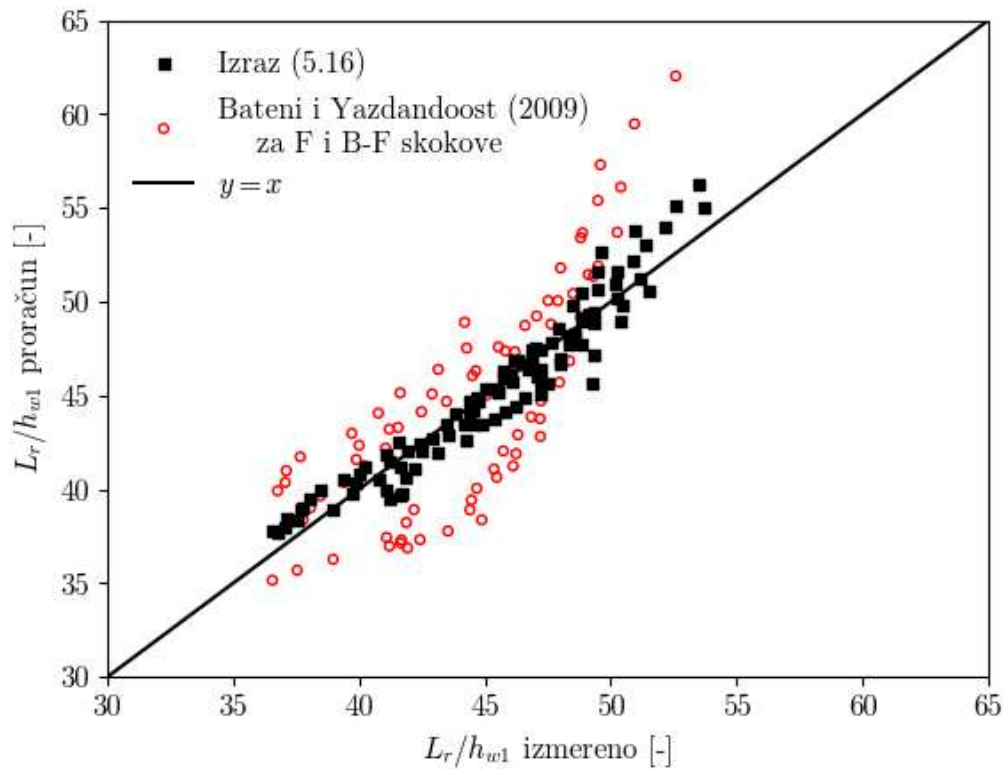
Prilog 12. Opsezi dubina između 1% i 99% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 0/7A-6E-1 i 0/7A-6E-7 pri protoku od 40 L/s.



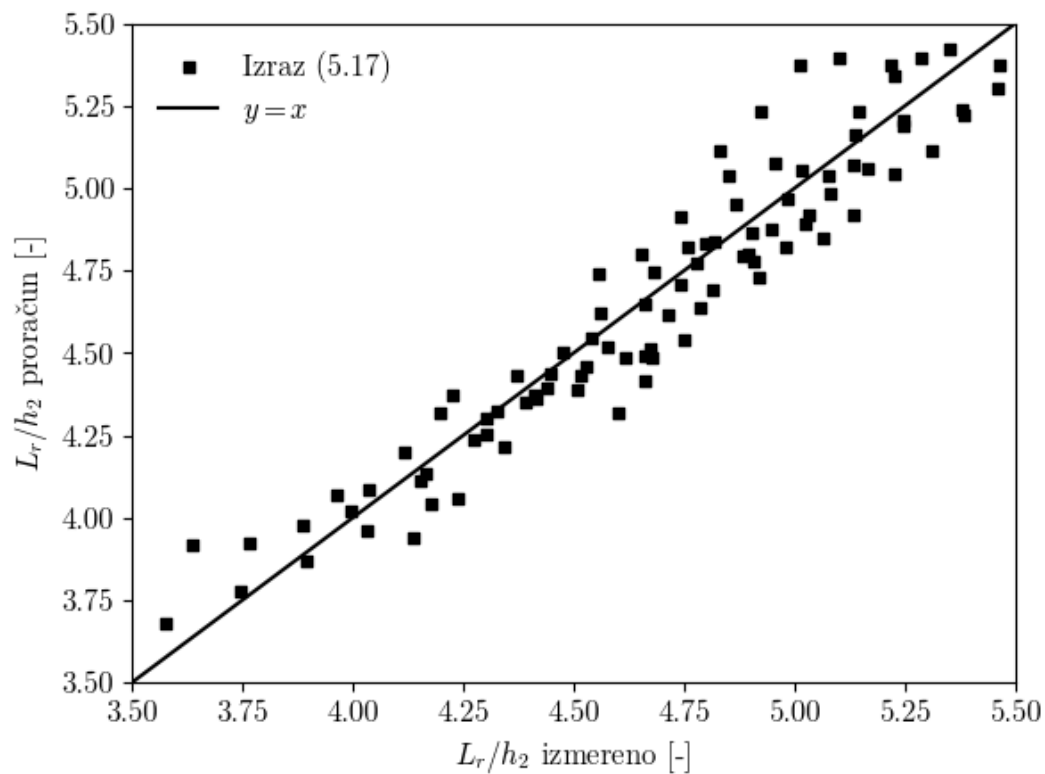
Prilog 13. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 0/7A-6E-5 i 0/7E-3 pri protoku od 40 L/s.



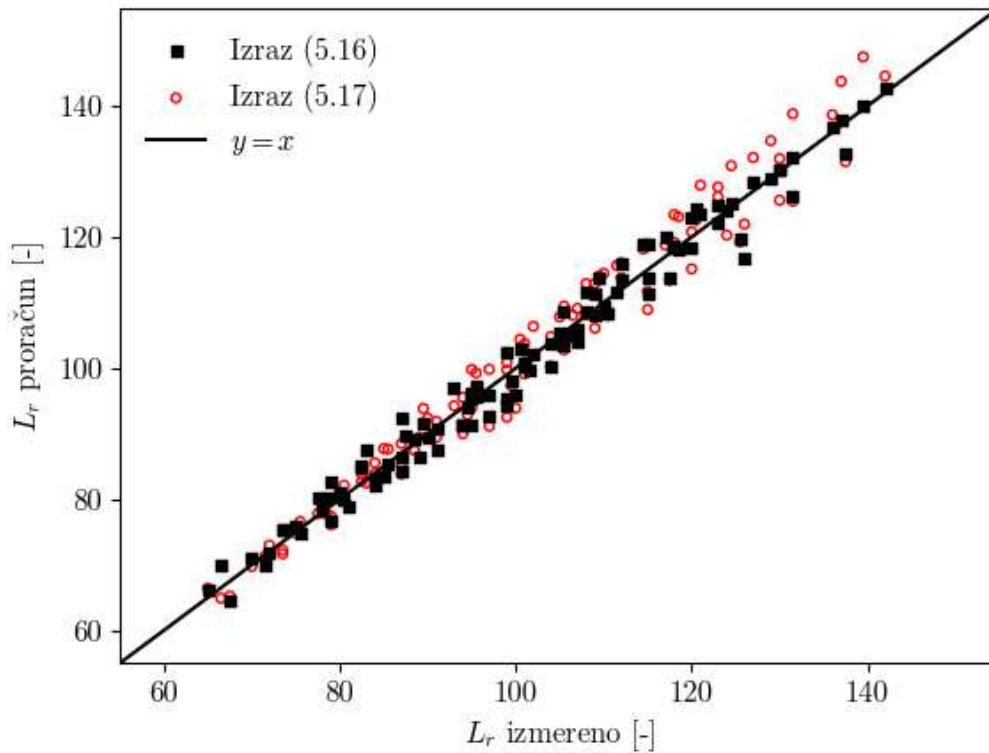
Prilog 14. Opsezi dubina između 1% i 99% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 0/7A-6E-5 i 0/7E-3 pri protoku od 40 L/s.



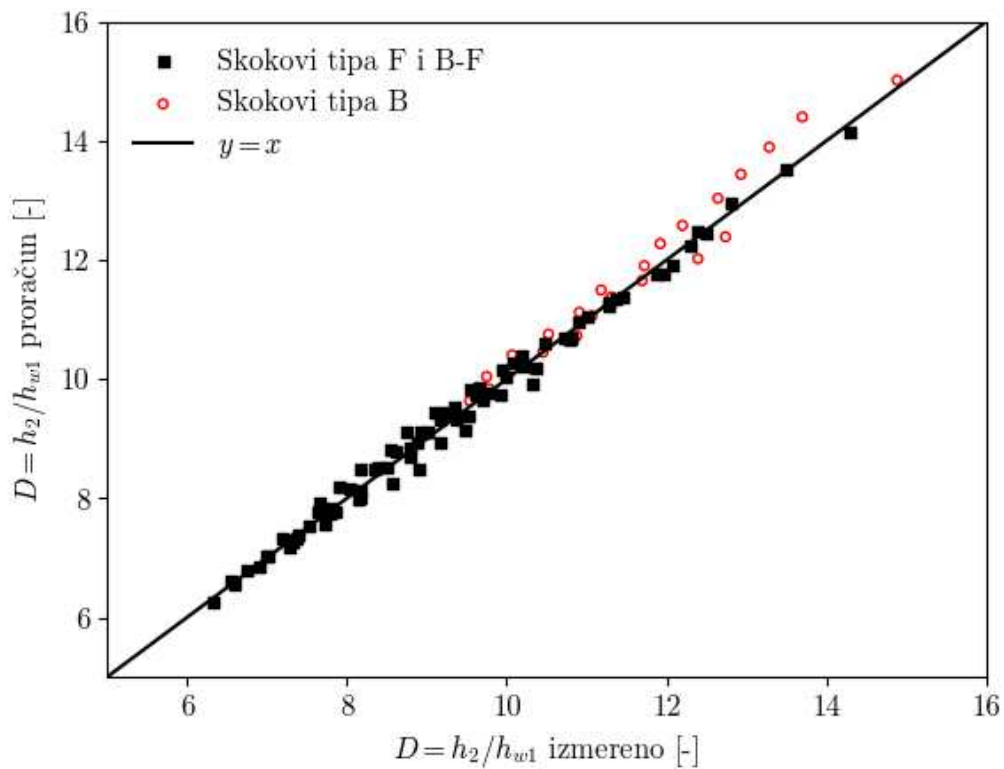
Prilog 15. Poređenje izmerenih i izračunatih relativnih dužina valjka skoka L_r/h_{w1} prema izrazu (5.16) za skokove tipa B, F i B-F (Ljubičić i ostali, 2018). Radi poređenja predstavljene i relativne dužine prema metodologiji koju predlažu Bateni i Yazdandoost (2009).



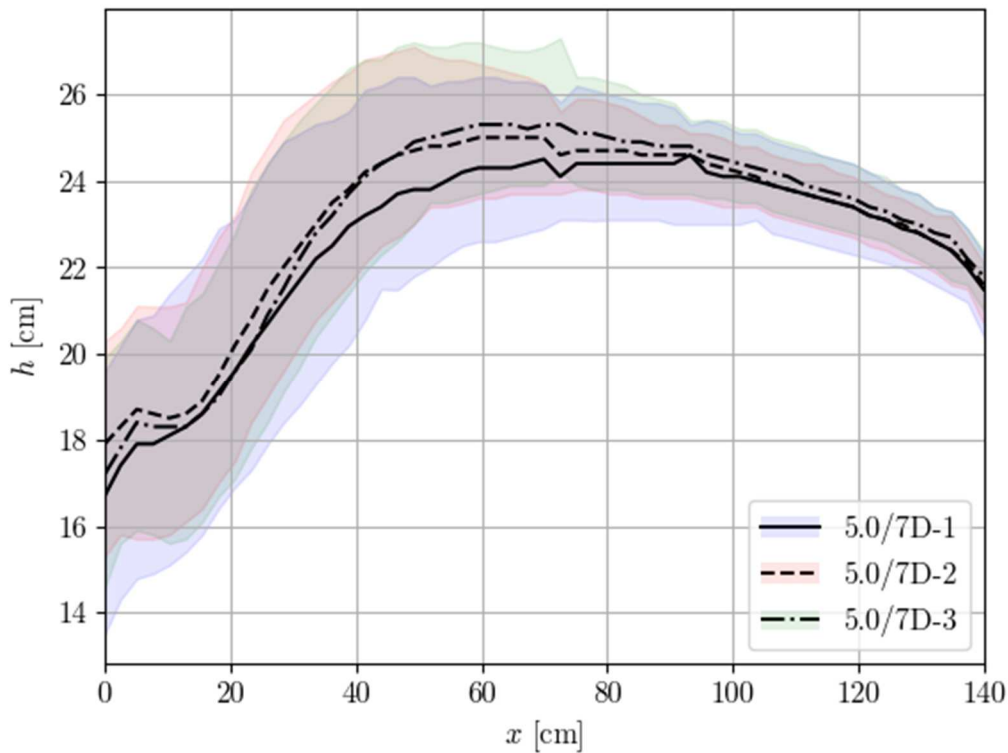
Prilog 16. Poređenje izmerenih i izračunatih relativnih dužina valjka skoka L_r/h_2 prema izrazu (5.17) za skokove tipa B, F i B-F (Ljubičić i ostali, 2018).



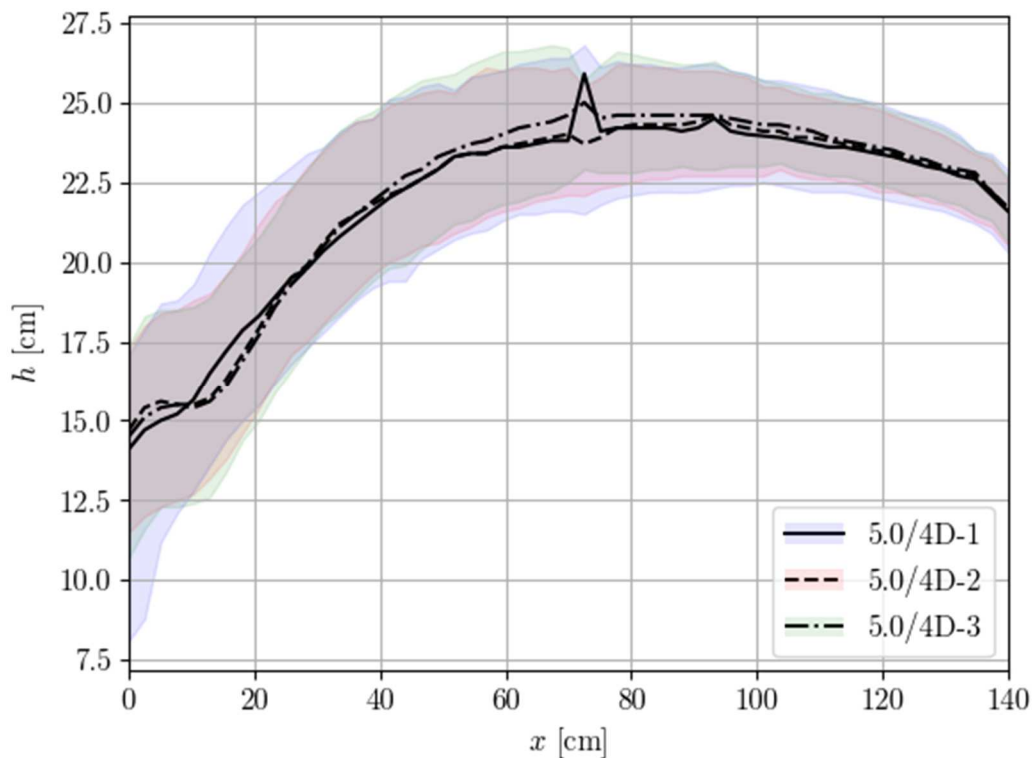
Prilog 17. Poređenje tačnosti izrasa (5.16) i (5.17) za procenu apsolutnih dužina valjka skoka tipa B, F i B-F (Ljubičić i ostali, 2018).



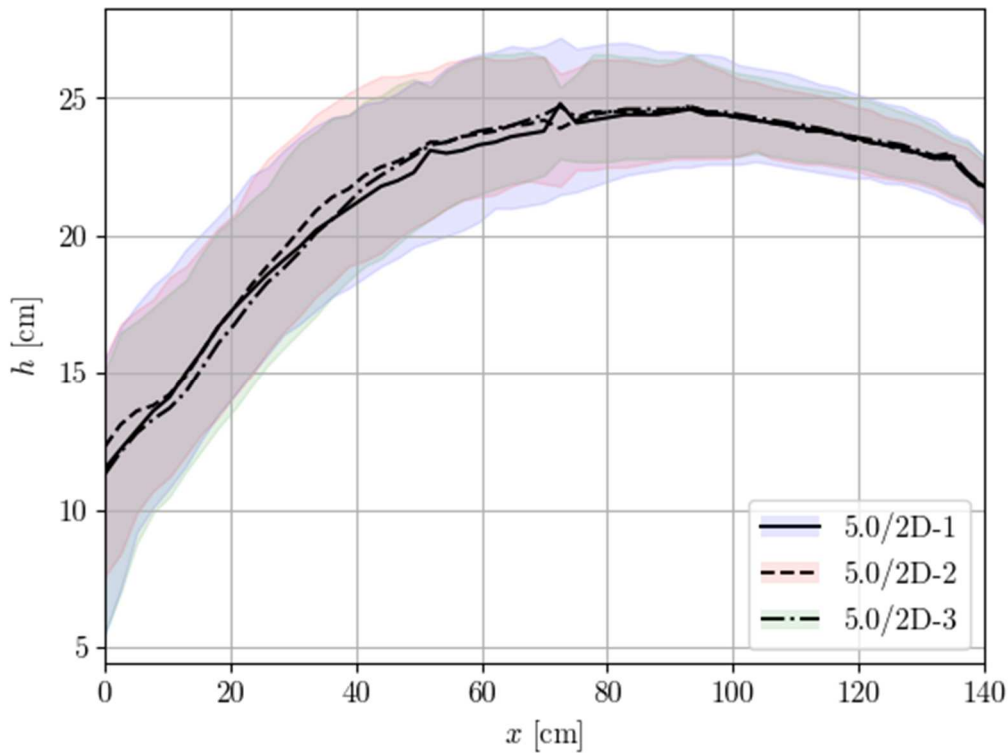
Prilog 18. Poređenje izmerenih i računskih odnosa spregnutih dubina prema izrazu (5.15) za skokove tipa B, F i B-F (Ljubičić i ostali, 2018). Dužine valjka skoka procenjene izrazom (5.16).



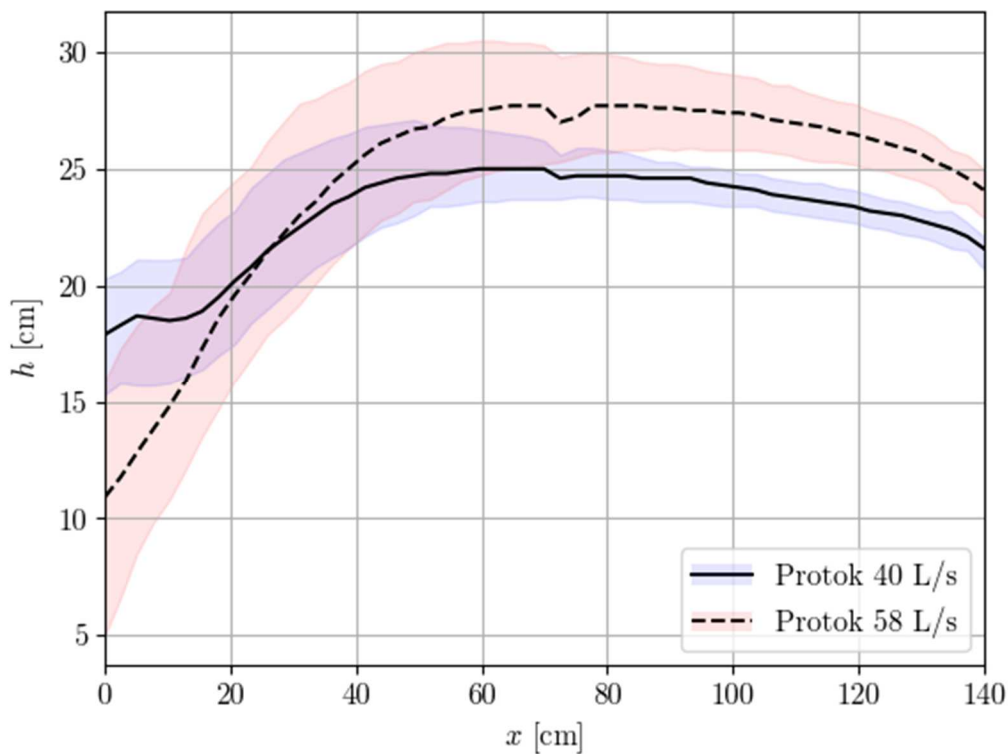
Prilog 19. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 5.0/7D-1..3 pri protoku od 40 L/s.



Prilog 20. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 5.0/4D-1..4 pri protoku od 40 L/s.



Prilog 21. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: poređenje za konfiguracije 5.0/2D-1..3 pri protoku od 40 L/s.



Prilog 22. Opsezi dubina između 5% i 95% i vremenski osrednjene dubine: konfiguracija 5.0/7D-2 pri protocima od 40 L/s i 58 L/s.

BIOGRAFIJA AUTORA

Robert Ljubičić rođen je 17. maja 1991. godine u Valjevu. Osnovnu školu „Milan Munjas“ završio je 2006. godine u Ubu kao nosilac diplome „Vuk Karadžić“. Srednje obrazovanje započinje 2006. godine u gimnaziji opšteg tipa „Branislav Petronijević“ u Ubu, a završava 2010. godine u XII beogradskoj gimnaziji.

Fakultetsko obrazovanje započinje školske 2010/2011. godine na Građevinskom fakultetu Univerziteta u Beogradu, studijski program Građevinarstvo. Nakon trećeg semestra studija pridružuje se Odseku za hidrotehniku i vodno ekološko inženjerstvo. Osnovne akademske studije završava 2014. godine sa prosekom 9.39/10 i stiče zvanje diplomirani inženjer građevinarstva. Master studije na Odseku za hidrotehniku i vodno ekološko inženjerstvo završava 2015. godine sa prosekom 10/10 i stiče zvanje master inženjer građevinarstva. Za master rad pod nazivom „Proračun umirujućeg bazena stepenastog brzotoka sa primerom na brani *Arilje*“ nagrađen je od strane Katedre za hidrotehniku i vodno ekološko inženjerstvo.

Doktorske studije započinje 2015. godine na Građevinskom fakultetu Univerziteta u Beogradu, pod tutorstvom prof. dr Ljubodraga Savića. Na istom fakultetu naredne godine zasniva i radni odnos u statusu asistenta–studenta doktorskih studija za uže naučne oblasti (1) Mehanika nestišljivih fluida i hidraulika i (2) Ekološko inženjerstvo. Na studijskom programu Građevinarstvo angažovan je u nastavi na Osnovnim akademskim studijama. Član je Međunarodnog društva za hidro–ekološko inženjerstvo i istraživanja – IAHR. Angažovan je kao istraživač na naučnom projektu TR37010 – „*Sistemi za odvođenje kišnih voda kao deo urbane i saobraćajne infrastrukture*“, i na projektu COST CA16219 HARMONIOUS – „*Harmonization of UAS techniques for agricultural and natural ecosystems monitoring*“.

Kao autor ili koautor objavio je pet radova u časopisima sa SCI liste, brojne druge u domaćim časopisima i na međunarodnim i domaćim naučnim i stručnim skupovima. Tečno govori i piše engleski jezik.

Изјава о ауторству

Име и презиме аутора Роберт Љубичић

Број индекса 916/15

Изјављујем

да је докторска дисертација под насловом

СТРУЈАЊЕ У УМИРУЈУЋИМ БАЗЕНИМА СТЕПЕНАСТИХ БРЗОТОКА
(STILLING BASIN FLOW FOR STEPPED SPILLWAYS)

- резултат сопственог истраживачког рада;
- да дисертација у целини ни у деловима није била предложена за стицање друге дипломе према студијским програмима других високошколских установа;
- да су резултати коректно наведени и
- да нисам кршио/ла ауторска права и користио/ла интелектуалну својину других лица.

Потпис аутора

У Београду, 7.9.2021.

Изјава о истоветности штампане и електронске верзије докторског рада

Име и презиме аутора	Роберт Љубичић
Број индекса	916/15
Студијски програм	Грађевинарство
Наслов рада	СТРУЈАЊЕ У УМИРУЈУЋИМ БАЗЕНИМА СТЕПЕНАСТИХ БРЗОТОКА (STILLING BASIN FLOW FOR STEPPED SPILLWAYS)
Ментор	проф. др Љубодраг Савић

Изјављујем да је штампана верзија мог докторског рада истоветна електронској верзији коју сам предао/ла ради похрањена у **Дигиталном репозиторијуму Универзитета у Београду**.

Дозвољавам да се објаве моји лични подаци везани за добијање академског назива доктора наука, као што су име и презиме, година и место рођења и датум одбране рада.

Ови лични подаци могу се објавити на мрежним страницама дигиталне библиотеке, у електронском каталогу и у публикацијама Универзитета у Београду.

Потпис аутора

У Београду, 7.9.2021.

Изјава о коришћењу

Овлашћујем Универзитетску библиотеку „Светозар Марковић“ да у Дигитални репозиторијум Универзитета у Београду унесе моју докторску дисертацију под насловом:

СТРУЈАЊЕ У УМИРУЈУЋИМ БАЗЕНИМА СТЕПЕНАСТИХ БРЗОТОКА
(STILLING BASIN FLOW FOR STEPPED SPILLWAYS)

која је моје ауторско дело.

Дисертацију са свим прилозима предао/ла сам у електронском формату погодном за трајно архивирање.

Моју докторску дисертацију похрањену у Дигиталном репозиторијуму Универзитета у Београду и доступну у отвореном приступу могу да користе сви који поштују одредбе садржане у одабраном типу лиценце Креативне заједнице (Creative Commons) за коју сам се одлучио/ла.

1. Ауторство (CC BY)
2. Ауторство – некомерцијално (CC BY-NC)
3. Ауторство – некомерцијално – без прерада (CC BY-NC-ND)
4. Ауторство – некомерцијално – делити под истим условима (CC BY-NC-SA)
5. Ауторство – без прерада (CC BY-ND)
6. Ауторство – делити под истим условима (CC BY-SA)

(Молимо да заокружите само једну од шест понуђених лиценци.
Кратак опис лиценци је саставни део ове изјаве).

Потпис аутора

У Београду, 7.9.2021.

1. **Ауторство.** Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце, чак и у комерцијалне сврхе. Ово је најслободнија од свих лиценци.

2. **Ауторство – некомерцијално.** Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела.

3. **Ауторство – некомерцијално – без прерада.** Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, без промена, преобликовања или употребе дела у свом делу, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела. У односу на све остале лиценце, овом лиценцом се ограничава највећи обим права коришћења дела.

4. **Ауторство – некомерцијално – делити под истим условима.** Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце и ако се прерада дистрибуира под истом или сличном лиценцом. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела и прерада.

5. **Ауторство – без прерада.** Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, без промена, преобликовања или употребе дела у свом делу, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца дозвољава комерцијалну употребу дела.

6. **Ауторство – делити под истим условима.** Дозвољаваате умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце и ако се прерада дистрибуира под истом или сличном лиценцом. Ова лиценца дозвољава комерцијалну употребу дела и прерада. Слична је софтверским лиценцама, односно лиценцама отвореног кода.