

PREGLED I PRIMENA REZULTATA SAVREMENIH HIDRAULIČKIH ISTRAŽIVANJA U PROJEKTOVANJU PRELIVA VISOKIH BRANA (četvrti deo)

Živodar ERČIĆ
Energoprojekt, Beograd
E-mail: erra@eunet.rs

REZIME

Osnovna tema četvrtog dela rada pod gornjim naslovom je uticaj hidrodinamičkih sila na dimenzije donje ploče bučnice. Iznose se rezultati dosadašnjih istraživanja na hidrauličkim modelima bučnice sa klasičnim hidrauličkim skokom. Prikazane su empirijske formule za određivanje hidrodinamičkih uticaja na betonsku ploču bučnice koje se mogu koristiti u ranim fazama projektovanja.

Ključne reči: hidrodinamičke sile, fluktuacija pritisaka, fluktuacija sila, hidraulički skok

1 UVOD

Problemom rasipanja kinetičke energije u hidrauličkom skoku bavili su se brojni istraživači u svetu i rezultate istraživanja prikazali u velikom broju radova. U našoj tehničkoj literaturi novijeg datuma takođe se opisuje strujanje vode u bučnici, važnoj komponenti preliva visokih brana sa stanovišta funkcionalne pouzdanosti. Tako, u prethodna tri rada ovog autora prikazane su karakteristike nerazvijenog, delimično razvijenog i potpuno razvijenog toka u brzotoku (Erčić, 2005), strujna slika i hidrauličke dimenzije bučnice sa ravnim dnom (Erčić, 2007) i bučnice sa prinudnim hidrauličkim skokom (Erčić, 2009). Savić, Kuzmanović i Milovanović (2010) prikazuju uticaj stepenastog preliva na karakteristike prinudnog hidrauličkog skoka u bučnici sa odbojnom gredom, a njene konstruktivne karakteristike prikazane su u radu Kuzmanović, Savić i Milovanović (2010).

U nastavku rada se, najpre, vrlo kratko opisuju dešavanja u hidrauličkom skoku, a zatim iznose rezultati dosadašnjih istraživanja fluktuacija pritiska, najznačajnijeg uticajnog elementa na hidrauličku

pouzdanost bučnice, a samim tim i preliva i ispusta visokih brana.

Hidraulički skok u bučnici je nagli prelaz iz burnog u mirno strujanje vode, praćen rasipanjem kinetičke energije toka zbog formiranja turbulencije velikih razmera. Ovaj fenomen se često koristi kao vrlo efikasno sredstvo za rasipanje kinetičke energije ulazećeg vodnog toka iz brzotoka u donju vodu. Odlika ovog procesa su dinamički pritisci male učestalosti koji deluju na ploču dna, bočne zidova i ostale betonske elemente u bučnici. Ovi hidrodinamički pritisci mogu da izazovu velike negativne pojave, kao što su izdizanje betonske ploče u dnu bučnice, zamor materijala i velike trenutne depresije pritiska sa pojavom povremene kavitacije.

Rušilački uticaj fluktuacija pritisaka koje deluju na betonsku ploču na dnu brzotoka ili bučnice je evidentan, jer su velika oštećenja registrovana na više izvedenih objekata (Karnafuli – Pakistan; Netzahualcoyotl – Meksiko; Xavantes – Brazil; Bhakra – Indija; Tarbela – Pakistan; Home, Bonneville; Chief Joseph, Pit 6, Pit 7; Texarbana, Glendo i Almagordo u SAD; Salto Grande – Argentina/Urugvaj; Lin Jia – Xia i Wu Quiang – Xi u Kini, i bučnica na Sajano-Šušenskoj brani – Rusija).

Tipičan primer rušenja donje ploče brzotoka usled dejstva fluktuirajućih hidrotehničkih sila je oštećenje brzotoka brane Karnafuli u Pakistanu, pri protoku veličine oko 20% od projektog protoka i pri visinskoj razlici između gornje i donje vode od 37,0 m. Ispod betonske ploče dna brzotoka, debljine 0,3÷1,5 m, projektovan je kontinualni drenažni sistem od peska određenog granulometrijskog sastava sa odvodnim drenažnim cevima koje su se izlivala u bučnicu kroz betonske blokove na kraju brzotoka. Projektantska

procena je bila da će se početak hidrauličkog skoka formirati na početku bučnice nizvodno od blokova. Međutim, u praksi se pokazalo da se početak hidrauličkog skoka formirao na kosini brzotoka, uzvodno od betonskih blokova, potapajući ih i izlažući uticaju intenzivne turbulencije i fluktuirajućim pritiscima koji su se prenosili uzvodno kroz drenažne cevi i, kroz otvorene spojnice na cevima, dopirali do donje površine betonske ploče na dnu brzotoka. Simultana merenja pritiska u tačkama na gornjoj i donjoj površini ploče su pokazala da se trenutni visoki pritisci na donjoj i niski pritisci na gornjoj površini ploče vremenski podudaraju, a razlika ukupnog pritiska na gornju i donju površinu ploče bila je dovoljno velika da izdigne betonsko dno brzotoka i ošteti ga na širini od 120 m i u dužini od 23 m.

Tipičan primer negativnog dejstva hidrodinamičkih sila u bučnicama su oštećenja betonskog dna bučnice brane Netzahualcoyotl (Malpaso) u Meksiku. Oštećenja su se desila pri protoku od oko 1/3 projektnog protoka (oko 3000 m³/s) i pri razlici nivoa gornje i donje vode od oko 100 m. Armirano-betonske ploče, dimenzija 12,0 m x 12,0 m x 2,0 m, bile su izlivene na licu mesta a spojnice između njih brižljivo zalivene bitumenoznom zaptivkom. Svaka ploča bila je ankerisana sa 12 ankera, svaki prečnika 32 mm. Međutim, pod dejstvom fluktuirajućih hidrodinamičkih sila koje su dejstvovala na dno bučnice oko 2 nedelje, najpre je odneti bitumenozna zaptivka u spojnica između betonskih ploča, što je omogućilo prenošenje pritiska iz bučnice do donje površine ploče. Stvorena razlika između ukupnih sila koje deluju na gornju i donju površinu ploče bila je dovoljna da izdigne veći broj betonskih ploča, svaka težine 720 t, i izmesti je nizvodno. Stenska masa u zoni odnetih betonskih ploča bila je erodovana u dubini od oko 5 m.

Kasnija istraživanja uzroka napred iznetih oštećenja ukazuju da ona mogu da budu posledica sledećih uticaja:

- Povremene depresije pritiska izazvane turbulencijom, specijalno na početnom delu hidrauličkog skoka. Zbog ovih depresija može da se desi slučaj da je ustaljeni uzgon na donju površinu ploče veći od hidrodinamičke sile na gornju površinu ploče. Ukoliko je ova razlika veća od potopljene težine ploče, ona će biti izdignuta iz ležišta i pomerena nizvodno.
- Razlike između fluktuirajućih pritiska na gornju i donju površinu monolitne ploče. Ova razlika je posledica prenošenja pritiska sa gornje na donju površinu ploče kroz nezaptivene spojnice između

ploča, prsline i drenažne otvore na ploči. U ovom slučaju će ploča biti izdignuta i pomerena ukoliko je dejstvujuća sila na donju površinu veća od istovremeno dejstvujuće sile na gornju površinu ploče, a razlika nešto veća od potopljene težine ploče.

Registrovana oštećenja betonskih ploča brzotoka i bučnice mnogih brana u svetu pokazuju da verovatnoća događanja nepovoljnih kombinacija koja izazivaju oštećenje ovih objekata nije zanemarivo mala.

Izlaganja u ovom, četvrtom, delu rada ograničena su na bučnice sa klasičnim hidrauličkim skokom. Prikazani su postupci za grubu procenu hidrodinamičkih sila, odnosno za procenu približne debljine betonske ploče čija vrednost se obavezno mora proveriti na hidrauličkom modelu.

2 GENERALNA STRUKTURA POLJA PRITISAKA U BUČNICI

Bučnice sa hidrauličkim skokom se vrlo često koriste za rasipanje visokog energetskeg sadržaja u vodi koja izlazi iz brzotoka. Tom prilikom se u bučnici odvija proces pretvaranja mehaničke energije vodnog toka u toplotu posredstvom turbulencije velikih razmera, praćen jakim fluktuacijama pritiska male učestalosti. Ovi dinamički pritisci deluju na dno i bočne zidove bučnice i mogu da budu uzrok izdizanja i pomeranja betonskih ploča dna, zbog čega se ovi uticaji moraju poznavati i uzeti u obzir pri konstruktivnom oblikovanju objekata za rasipanje energije.

S obzirom da su fluktuirajući pritisci po prirodi slučajne veličine, polje pritiska se, matematički, može razmatrati kao stohastički proces, opisan odgovarajućim statističkim parametrima. Prema tome, fluktuacije pritiska u ustaljenom turbulentnom toku u zoni hidrauličkog skoka mogu se smatrati stacionarnom slučajnom funkcijom dve prostorne koordinate (x, y) i vremena (t). Ova slučajna funkcija, koju je neophodno poznavati pri rešavanju praktičnih problema, definisana je

- srednjom vrednošću

$$\bar{p}(x, y, t) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T p'(x, y, t) dt \dots \dots \dots (2.1)$$

- i duplom korelacionom funkcijom po prostoru i vremenu

$$R(x, \xi, y, \eta, \tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_0^T p'(x, y, t) \cdot p'(x + \xi, y + \eta, t + \tau) dt \dots \dots \dots (2.2)$$

gde je:

$$p'(x, y, t) = p(x, y, t) - \bar{p}(x, y, t) \dots\dots\dots(2.3)$$

Od posebnog interesa su sledeći posebni slučajevi funkcije (2.2)

- varijansa

$$\sigma^2(x, y) = R(x,0, y,0,0) \dots\dots\dots(2.4)$$

- autokorelaciona funkcija

$$R(x,0, y,0, \tau) \dots\dots\dots(2.5)$$

- prostorno dupla korelaciona funkcija

$$R(x, \zeta, y, \eta, 0) \dots\dots\dots(2.6)$$

kojom se definiše trenutna prostorna persistencija fluktuirajućih pritisa.

Od interesa je i poznavanje vrednosti integralnih mera (u tehničkoj literaturi se koristi i izraz „makromera“) u x i y pravcu, definisanih izrazima:

$$I_x = \int_0^\infty p(x, \xi, 0, 0, 0) d\xi \dots\dots\dots(2.7)$$

$$I_y = \int_0^\infty p(0, 0, y, \eta, 0) d\eta \dots\dots\dots(2.8)$$

Makro mera (ili integralna mera) korelacione funkcije fizički definiše rastojanje pri kome, u proseku, dve trenutne vrednosti fluktuirajućeg pritiska postaju nekorelisane.

Specifična izučavanja korelacione funkcije (2.2) pokazala su da je makromera (I_y) u y pravcu mnogo duža od makromere (I_x) u x pravcu. Fizički izraženo, poprečna persistencija je veća od podužne usled prirodne izduženosti turbulentnog polja.

Napred izneto se može redukovati na jednodimenzionalni slučaj ako je slučajno polje $p(x,y,t)$ homogeno, s obzirom na koordinate, uz preduslov da je polje pritisa izraženo anizotropno.

Međutim, karakteristike polja dinamičkih pritisa u praksi se opisuju veličinama određenim na osnovu izmerenih zapisa fluktuirajućeg pritiska u izolovanim tačkama na konturi voda-čvrsta granica. Tipičan vremenski zapis fluktuacije pritiska u tački prikazan je na slici 1.

Intenzitet fluktuacije pritiska u tačkama na dnu bučnice je promenljiv duž skoka. Najveći je na početku hidrauličkog skoka i postepeno se smanjuje. Na slici 2. grafički je prikazana ova karakteristika polja pritiska.

Karakteristične veličine slučajne funkcije $p=p(t)$ u jednoj tački su:

$$- \text{srednja vrednost } \bar{p} = (\Sigma p) / N \dots\dots\dots(2.9)$$

$$- \text{fluktuaciona odstupanja } p' = p - \bar{p} \dots\dots\dots(2.10)$$

$$- \text{varijansa } \overline{(p')^2} = (\Sigma p'^2) / N \dots\dots\dots(2.11)$$

$$- \text{standardna devijacija } \sigma = \sqrt{\overline{(p')^2}} \dots\dots\dots(2.12)$$

U praktičnoj upotrebi su sledeći bezdimenzionalni koeficijenti:

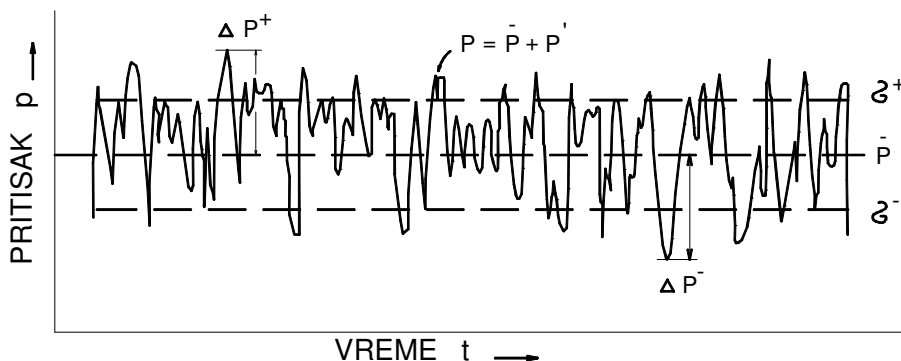
$$C_p^+ = \sigma / (V_1^2 / 2g)$$

$$\bar{C}_p = \bar{p} / (V_1^2 / 2g)$$

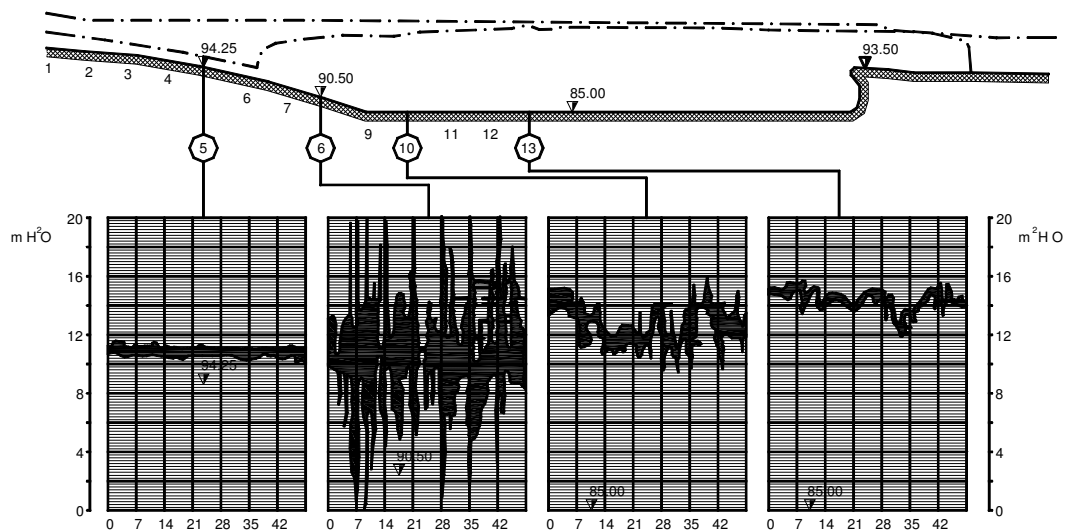
$$C_p^+ = \Delta p^+ / (V_1^2 / 2g)$$

$$C_p^- = \Delta p^- / (V_1^2 / 2g)$$

gde su Δp^+ i Δp^- maksimalna pozitivna i negativna odstupanja pritiska od srednje vrednosti.



Slika 1. Tipičan vremenski zapis fluktuacije pritiska u tački



Slika 2. Promena amplituda pritisaka duž bučnice (Fiorotto i dr, 1992)

2.1 Karakteristike koeficijenta C_p'

Zbog slučajne prirode fluktuacija pritiska jedan od najznačajnijih parametara koji opisuje karakteristike amplituda je koeficijent

$$C_p' = \sigma / (V_1^2 / 2g) \dots\dots\dots(2.13)$$

gde je V_1 - brzina vode u prvoj spregnutoj dubini skoka a mera za pritisak je visina vodnog stuba.

Ovaj parametar se može napisati i u obliku

$$C_p' = \frac{\sigma}{\frac{1}{2} \rho V_1^2} \dots\dots\dots(2.14)$$

gde je ρ gustina vode a mera za pritisak je Pa.

Parametar C_p' se u literaturi obično naziva i koeficijent fluktuacija pritiska. Ovaj koeficijent vezuje srednju kvadratnu vrednost fluktuacije i ulaznu kinetičku energiju po jedinici zapremine i kvalitativno označava deo kinetičke energije koju skok transformiše u makroturbulentne fluktuacije.

Promena vrednosti koeficijenta C_p' zavisi od Frudovog broja na početku skoka, udaljenosti merača pritiska od početka skoka, razvoja graničnog sloja u ulazećem toku u skok, (razvijeni ili nerazvijeni sloj), linearnih parametara ulaznog toka u bučnicu i tipa hidrauličkog skoka (slobodni potopljen ili nepotopljen, ili prinudni).

Raspodela koeficijenta C_p' u polju fluktuacije pritiska bila je predmet istraživanja većeg broja istraživača u proteklom pedesetogodišnjem periodu. Rezultati ovih istraživanja su ukratko prikazani u sledećem tekstu, sa odgovarajućim grafičkim priložima. Cilj prikaza je da se istaknu mogući uticaji na konstruktivno oblikovanje (oblici i dimenzije) betonskih elemenata objekata za rasipanje kinetičke energije vodnog toka.

a. Uticaj razvijenosti graničnog sloja u dolazećem toku

Ukoliko je turbulentni granični sloj izbio na površinu, dolazni tok do hidrauličkog skoka se smatra potpuno razvijenim. U suprotnom, dolazeći tok je turbulentno nerazvijen [5].

Nerazvijen tok teži da poveća vršnu vrednost koeficijenta C_p' za zadati Frudov broj u prvoj spregnutoj dubini skoka (slika 3.). Rezultati se odnose na nepotopljeni skok na horizontalnom dnu. Maksimalna vrednost koeficijenta C_p' iznosi oko 0,07 za potpuno razvijen dolazni tok i 0,08 za nerazvijen tok. Dešava se na rastojanju $0,2 L_R$ ili $(10 \div 15) y_1$ i brzo se smanjuju nizvodno.

b. Uticaj potopljenosti hidrauličkog skoka

Ovaj uticaj je prikazan za hidraulički skok formiran na horizontalnom dnu iza delimično otvorene ravne ustave u dnu ([26] i [21]).

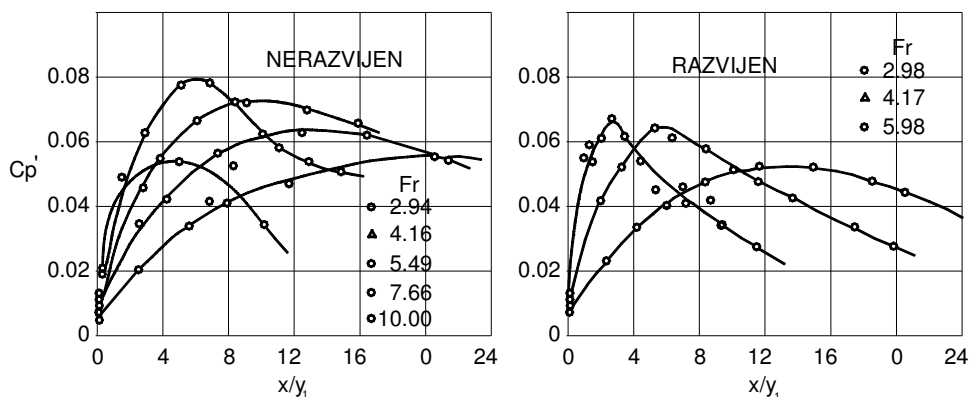
Vrednost koeficijenta C_p' za slobodni (nepotopljeni) hidraulički skok zavisi od veličine x/y_1 i F_1 , gde je: x – rastojanje od početka toka, y_1 – prva spregnuta dubina, F_1 – Frudov broj na početku skoka.

Dijagram na slici 4. prikazuje napred iznetu zavisnost.

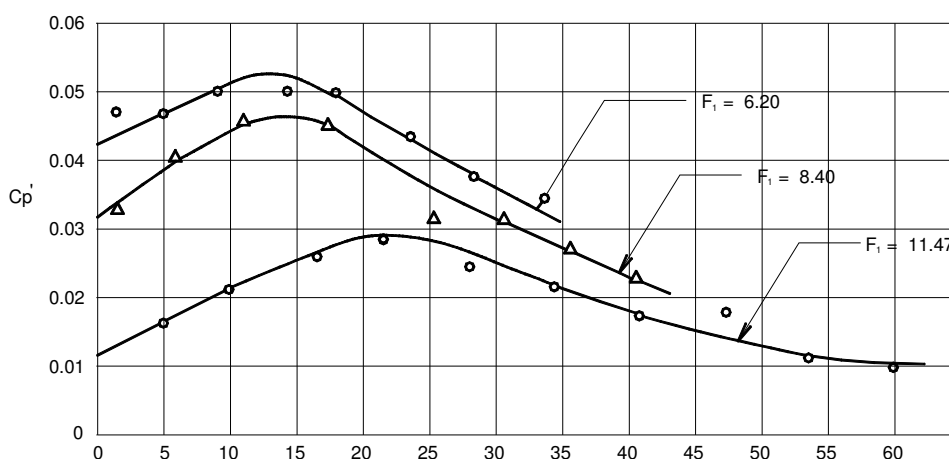
Promena vrednosti koeficijenta C_p' duž potopljenog hidrauličkog skoka zavisi dodatno i od odnosa h_{dv}/y_1 , gde je: h_{dv} – dubina donje vode na kraju hidrauličkog skoka (veća je od druge spregnute dubine). Dijagrami na Slici 5. prikazuju promenu koeficijenta C_p' za $F_1=2, 4, 5$ i 6 i različite odnose h_{dv}/y_1 .

Zapaža se da je smanjenje vrednosnih koeficijenata C_p' upadljivije i brže kod slobodnog hidrauličkog skoka u poređenju sa potopljenim skokom.

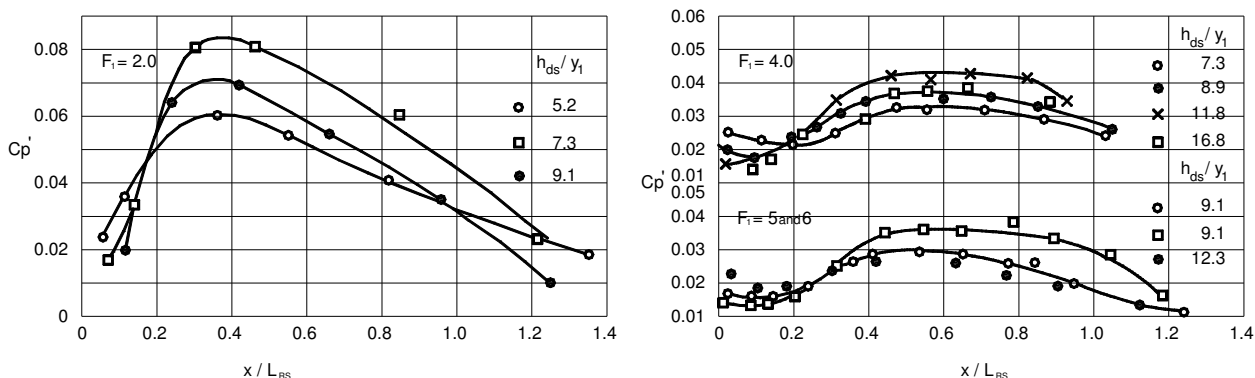
Ispitivanja su pokazala da se za zadati Frudov broj (F_1) potopljenog skoka, vršna vrednost koeficijenta C_p' povećava sa potopljenošću, ali nikada nije veća od vrednosti C_p' za nepotopljen skok. Položaj maksimalne vrednosti C_p' pomeren je nešto nizvodno u odnosu na nepotopljen skok. Izneti podaci ukazuju da erozioni potencijal nizvodno od skoka raste sa njegovom potopljenošću. Rezultati ispitivanja prikazanih u [21] pokazuju da koeficijent C_p' za potopljeni skok varira u granicama od 0,021 do 0,033 pri promeni odnosa d_{gb}/y_2 u granicama od 1,4 do 3,2 i promeni Frudovog broja (F_1) u granicama od 2 do 6 (slika 6.).



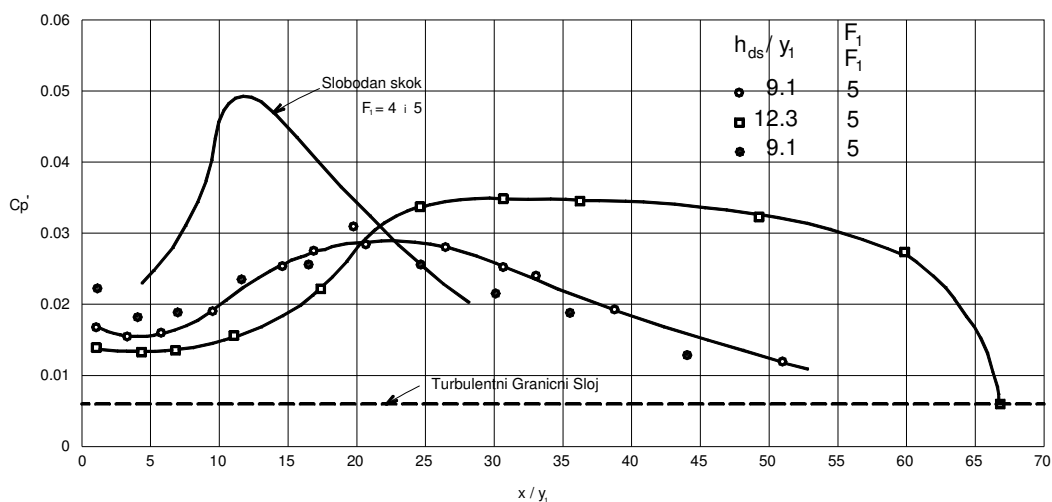
Slika 3. Promena vrednosti koeficijenta C_p' duž toka (Toso i dr, 1988)



Slika 4. Promena koeficijenta C_p' duž toka za nepotopljen hidraulički skok (Akbari i dr., 1982)



Slika 5. Promena koeficijenta C_p' duž potopljenog hidrauličkog skoka (Novak i dr., 1996)



Slika 6. Upoređenje promene vrednosti koeficijenta C_p' duž nepotopljenog i potopljenog skoka (Novak i dr., 1996)

c. Uticaj pragova na dnu bučnice (potopljen hidraulički skok)

Prisustvo pragova i blokova na dnu bučnice kojima se formira prinudni hidraulički skok ([7], [17] i [23]) znatno utiče na oblik dijagrama promene vrednosti koeficijenta C_p' duž skoka. U ovom slučaju veličina koeficijenta C_p' duž skoka zavisi od Frudovog broja (F_1) i bezdimenzionalnih vrednosti x/y_1 , x_S/y_1 i h_S/y_1 , gde je h_S – visina praga, x_S – udaljenost praga od početka skoka [1].

Ustanovljeno je da lokacija praga (vrednost x_S/y_1) znatno utiče na oblik dijagrama promene koeficijenta C_p' duž skoka, dok je uticaj vrednosti h_S/y_1 limitiran na region nizvodno od praga. U radu [1] meren je uticaj lokacije praga na maksimalnu vrednost koeficijenta. Lokacija praga je menjana u granicama $13 \leq x_S/y_1 \leq 41$, a

maksimalna vrednost koeficijenta je dobijena kada je prag postavljen u regionu maksimalne fluktuacije pritiska za slobodan hidraulički skok. Zaključeno je da prisustvo praga povećava maksimalnu vrednost koeficijenta C_p' . Tako, za $h_S/y_1 = 14$ i $F_1 = 7$, maksimalna vrednost je oko 0,085, što je 1,7 puta veće od maksimalne vrednosti za slobodni hidraulički skok.

Na slici 7. prikazana je, kao primer, promena vrednosti koeficijenta C_p' za zadate vrednosti F_R , x_S/y_1 i h_S/y_1 .

d. Uticaj geometrije dolazećeg toka

U radu [18] je analiziran uticaj geometrije dolazećeg toka na vrednost i distribuciju koeficijenta C_p' duž toka. Upoređivani su slučajevi da dolazeći tok ima nagnuto dno (dolazi brzotokom) i da je dno horizontalno, a tok izlazi ispod delimično otvorene

ravne ustave. Ispitivanja su realizovana u okviru radova [18] i [27]. U oba slučaja maksimalna vrednost koeficijenta C_p' je oko 0,07 a formira se na rastojanju u granicama od $8 \leq x/h_1 \leq 12$. Jedina razlika je što se maksimalna vrednost ovog koeficijenta u prvom slučaju dešava pri $F_1 \approx 6,5$ a u drugom pri $F_1 \approx 4,5$.

2.2 Karakteristike koeficijenta \bar{C}_p

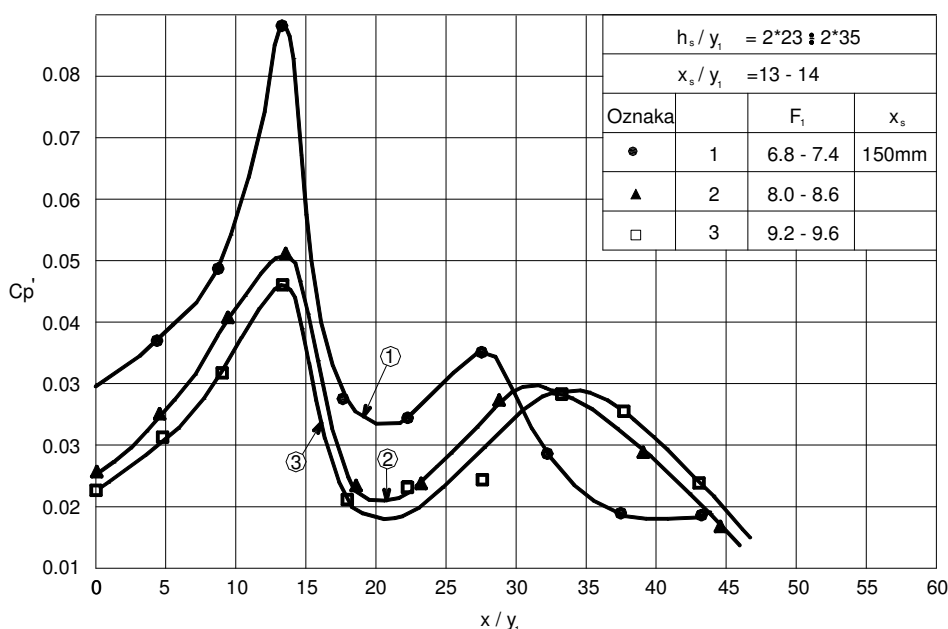
Osrednjeni pritisci iz izraza

$$\bar{C}_p = \bar{p} / (V_1^2 / 2g) \dots\dots\dots(2.15)$$

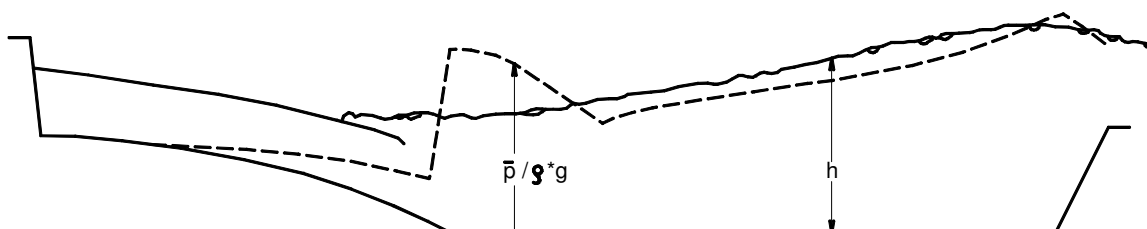
obično se određuju na hidrauličkom modelu merenjima nivoa vode u piježometarskim cevčicama. Osrednjeni

pritisci se uglavnom poklapaju sa pritiscima koje daje dubina vode u osmatranoj tački. Razlike se mogu javiti samo u tačkama na spoju nagnutog brzotoka i horizontalnog dna bučnice usled pojave zaustavnog pritiska u ovom profilu koji su zapaženo manji od vrednosti $\rho V_z^2 / 2$, gde je V_z – vertikalna komponenta brzine na mestu preloma i ρ – gustina vode . Na slici 8 prikazan je odnos između nivoa vode i piježometarskih pritisaka, izmerenih na hidrauličkom modelu jedne bučnice [24] .

Piježometarski pritisci u preseku upravnom na vodni tok se ne menjaju (ili malo menjaju) duž poprečnog preseka samo u slučaju da se širina bučnice i širina dolazećeg toka (na primer, brzotoka) podudaraju. U



Slika 7. Promena vrednosti koeficijenta C_p' duž prinudnog skoka sa pragom (Akbari i dr., 1982)



Slika 8. Promena nivoa vode i piježometarskih pritisaka duž bučnice (Špoljarić, 1982)

slučajevima da ovaj uslov nije ispunjen (na primer, kod prelivnih objekata sa više prelivnih polja) srednji pritisci duž jednog poprečnog preseka mogu znatno da variraju.

U literaturi [4] se, za slučaj ravanskog (dvodimenzionalnog) strujanja vode, preporučuje aproksimacija smanjenja srednjeg pritiska (\bar{p}) trapezom sa dužom uzvodnom stranom u suženom preseku i kraćom nizvodnom stranom na kraju skoka. Strane trapeza su definisane izrazima:

$$h_{d\max} = \left[0,85 \left(1 - 0,55 \sqrt[3]{\frac{h}{h_{kr}} - 1} \right) \sqrt{\frac{T_o}{h_{kr}} - 2} \right] h_{kr}$$

$$h_{d\min} = 0,15 h_{kr}$$

gde su: T_o – visinska razlika između gornje vode i dna slapišta; h_{kr} – kritična dubina toka $h_{kr} = (q^2/g)^{1/3}$; h – dubina donje vode; h_2 – druga spregnuta dubina. Gornji izrazi su primenjivi za $2 \leq T_o/h_{kr} \leq 10$ i $1 \leq h/h_2 \leq 2$.

Promena srednjeg pritiska duž bučnice sa nepotopljenim skokom prikazana je i u radu [16]. U bučnicu sa horizontalnim dnom voda je ulazila iz nagnutog brzotoka, povezanog sa dnom bučnice blagom krivinom. Početak hidrauličkog skoka bio je u zoni krivine. Utvrđeno je da se promena pritiska duž bučnice može definisati izrazom:

$$\bar{C}_p = \frac{2}{F_1^2} + \frac{x/L_R}{F_1^2} (\sqrt{1 + 8F_1^2} - 3)$$

gde je: $\bar{C}_p = \bar{p}/(V_1^2/2g)$; F_1 , V_1 – Frudov broj i brzina vode u profilu prve spregnute dubine, L_R – dužina skoka, x – udaljenost tačke od početka skoka.

2.3 Karakteristike koeficijenata C_p^+ i C_p^-

Poznavanje samo srednje vrednosti (\bar{p}) i standardne devijacije fluktuacije pritisaka (σ) nije dovoljno za rešavanje praktičnih zadataka, jer maksimalni (Δp^+) i minimalni (Δp^-) fluktuacioni dodatak može znatno da odstupa od srednje vrednosti pritiska (\bar{p}).

Trenutne vrednosti $\Delta p^+ = \Delta p^+(x,y,t)$ i $\Delta p^- = \Delta p^-(x,y,t)$ mogu se predstaviti sledećim bezdimenzionalnim koeficijentima

$$C_p^+ = \Delta p^+ / (V_1^2 / 2g) \text{ i } C_p^- = \Delta p^- / (V_1^2 / 2g) \dots\dots(2.16)$$

Sa praktičnog stanovišta, poznavanje veličina C_p^+ i C_p^- je izuzetno važno, jer zapaženo utiču na izbor merodavnog opterećenja, odnosno na konstruktivno oblikovanje bučnice.

U mnogim radovima na ovu temu se sugerise statistički pristup za izbor merodavnih maksimalnih vrednosti Δp^+ i Δp^- . Birane su vrednosti sa malom verovatnoćom pojave, uobičajeno 1%. Vrlo je rasprostranjena pretpostavka da se normalna (Gausova) distribucija najbolje prilagođava eksperimentalnim podacima. Posredstvom ove funkcije koju definišu veličine \bar{p} i standardna devijacija (σ), određenih na osnovu eksperimentalnih podataka, moguće je da se odrede amplitude pritisaka sa različitom verovatnoćom pojave.

S obzirom na napred izneto, u literaturi [12] i [13] je preporučeno da se ekstremne vrednosti funkcionalnog dodatka određuju pomoću izraza

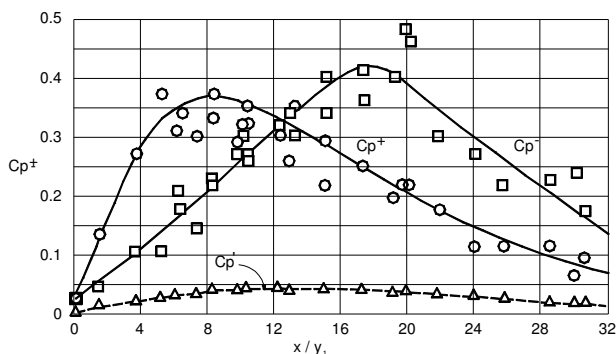
$$\Delta p^+ = \Delta p^- = k\sigma \dots\dots\dots(2.17)$$

Za faktor k predložena je vrednost $k=3\div 4$, što približno odgovara verovatnoći pojave 1%. Na ovaj način određene vrednosti Δp^+ i Δp^- smatraju se merodavnim pri proračunu opterećenja na betonske konstrukcije.

Međutim, rezultati ispitivanja na hidrauličkom modelu, prikazani u literaturi [26], ukazuju da se normalna distribucija ne prilagođava eksperimentalnoj distribuciji u regionu velikih impulsa pritiska kao i da izbor verovatnoće pojave ekstremnih pritisaka u 1% ne obezbeđuje vrednosti velikih opterećenja koja se mogu pojaviti u eksploatacionom periodu bučnice. Preporučeno je da se za prilagođavanje distribuciji registrovanih podataka koristi funkcija distribucije ekstremnih vrednosti tipa I.

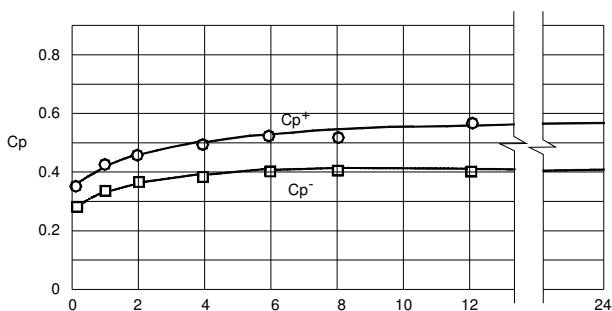
Promena fluktuacije pritisaka duž bučnice zavisi od Frudovog broja (F_1) i bezdimenzione udaljenosti (x/y_1) od početka skoka.

Na slici 9 se, kao primer, prikazuje raspodela koeficijenata C_p^+ i C_p^- za $F_1=5,7$, i razvijen prilazni tok na horizontalnom dnu. Na istoj slici prikazana je i promena koeficijenta C_p' duž toka. Zapaža se da su najveće vrednosti C_p^+ i C_p^- desetostruko veće od najvećih vrednosti koeficijenta C_p' .



Slika 9. Raspedela ekstremnih vrednosti fluktuacija pritiska (Toso i dr., 1988)

Ekstremne vrednosti koeficijenta C_p^+ i C_p^- , prikazane na Slici 5, dobijene su na osnovu merenja u periodu od 10 minuta. Međutim, u napred pomenutim optima neka od merenja su trajala 24 časa koja su pokazala da se, sa porastom vremena opita, povećava i vrednost koeficijenta C_p^+ i C_p^- . Utvrđeno je da se u periodu trajanja opita od 12 sati za 24 sata registruje praktična gornja granica amplitude pritiska (slika 10). Merenja su realizovana u tački $x/y_1=11$, pri $F_1=5,7$ i za razvijeni tok na horizontalnom dnu.



Slika 10. Uticaj dužine trajanja opita na vrednosti C_p^+ i C_p^- (Toso i dr., 1988)

U pomenutom radu [26] prikazani su i rezultati ispitivanja koeficijenta C_p^+ i C_p^- za nepotopljen i potopljen hidraulički skok, sa dolazećim tokom niz brzak u nagibu 30° . Frudov broj je menjan u granicama od 4,5 do 8,4, a opit je trajao 10 minuta. Utvrđeno je da se maksimalna vrednost koeficijenta C_p^+ i C_p^- smanjuje sa smanjenjem Frudovog broja.

Maksimalne vrednosti koeficijenta C_p^+ i C_p^- za nepotopljen skok su oko 0,4, a formiraju se na približnom rastojanju $x=10y_1$, mereno od početka hidrauličkog skoka. Maksimalne vrednosti koeficijenta C_p^+ i C_p^- za potopljeni skok su nešto veće

i iznose $0,4 \div 0,7$. Grafička predstava napred iznetog može se naći u radu [26].

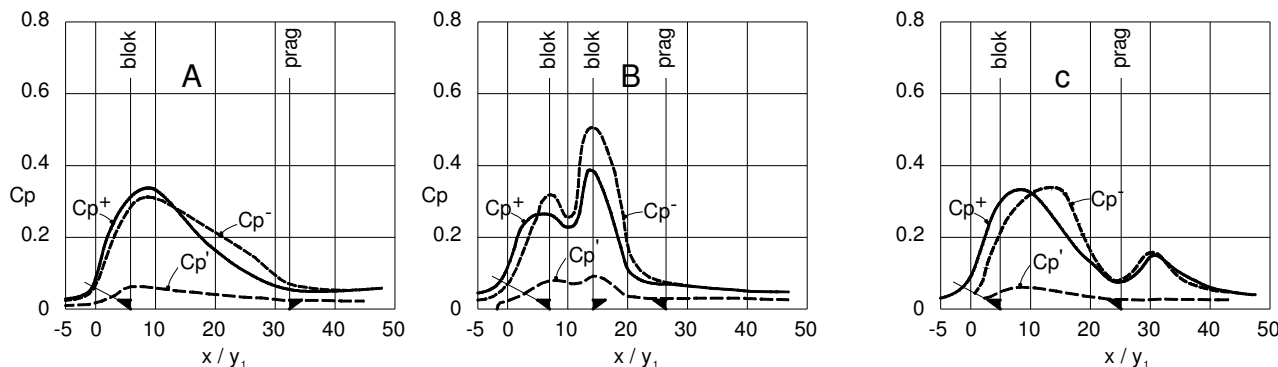
Dijagrami na slici 11 prikazuju promenu koeficijenta C_p^+ i C_p^- duž bučnice sa blokovima i pragom (bučnica USBR tipa II i tipa III) koja se vrlo često koristi u praksi. Transitni objekat od prelivnog praga do bučnice je brzotok u nagibu od 30° . Prikazane su promene ekstremnih vrednosti u bučnicama tipa II sa blokovima na kraju brzotoka i nazubljenim pragom na kraju bučnice (slika 11A), tipa III sa blokovima na kraju brzotoka, kontinualnim pragom na kraju bučnice i srednjim blokovima (slika 11B) i tipa III sa uklonjenim srednjim blokovima (slika 11C). U sva tri slučaja Frudov broj je imao vrednost 5,1 a vreme trajanja opita 10 minuta.

Na gornjim dijagramima se vidi da su vrednosti C_p^+ i C_p^- veće od vrednosti koeficijenta C_p 10÷20 puta.

Obično se smatra da blokovi i pragovi višestruko povećavaju vrednosti fluktuacije pritiska u odnosu na bučnice sa ravnim pragom. Međutim, izgleda da to nije tačno, jer se sa Slika 11A i 11B vidi da najveća vrednost koeficijenta C_p^+ iznosi 0,35, odnosno 0,60, što svakako nije izuzetno veliko povećanje vrednosti koeficijenta zbog postavljanja blokova i pragova na dnu bučnice.

Evidentan je uticaj dužine trajanja opita na ekstremne vrednosti koeficijenta C_p^+ i C_p^- (Slika 10). Realizovano je nekoliko opita u trajanju od 24 sata i uspostavljena je korelaciona veza između vrednosti dobijenih iz opita u trajanju od 10 minuta i onih iz opita u trajanju od 24 sata. Na ovaj način određene 24-satne vrednosti koeficijenta C_p^+ i C_p^- preporučene su kao vrednosti na osnovu kojih se određuju opterećenja na betonske elemente bučnice.

Preporučene maksimalne vrednosti koeficijenta C_p (iste za C_p^+ i C_p^-) u zavisnosti od nagiba brzotoka, Frudovog broja, lokacije početka skoka (na brzotoku ili na dnu brzotoka), tipa bučnice za prinudni skok (USBR tipovi II i III) prikazane su tabelarno u radovima [26] i [16]. Predložene maksimalne vrednosti koeficijenta C_p variraju u granicama od 0,6 do 1,3. Najmanje su za nerazvijeni prilazni tok na horizontalnom dnu za $F_1=3$, a najveće za potopljen tok sa brzotokom u nagibu 30° (u drugom slučaju brzinska visina je povećana za visinsku razliku između dna na početku potopljenog skoka i dna bučnice).



Slika 11. Promena vrednosti koeficijenta C_p^+ , C_p^- i C_p' u bučnicama USBR tip II i tip III (Toso, 1988)

U ovom radu su, zbog ograničenosti prostora, prikazane preporučene maksimalne vrednosti koeficijenta C_p za bučnice koje se najčešće primenjuju u praksi (Tabela 2.1).

Tabela 2.1

Prilazni uslovi	Tip skoka i bučnice	Frudov broj F_1	Preporučeno C_p
Brzotok u nagibu 15°	Nepotopljen, sa ravnim dnom	5	0.8
Brzotok u nagibu 30°	Nepotopljen, sa ravnim dnom	3.8	0.7
		4.5	0.8
		5.1	0.8
		8.4	0.9
Brzotok u nagibu 45°	Nepotopljen sa ravnim dnom	5.0	0.9
Brzotok u nagibu 30°	Nepotopljen, bučnica tipa II	5.0	0.7
Brzotok u nagibu 30°	Nepotopljen, bučnica tipa III	5.0	1.0

Na osnovu rezultata istraživanja u brojnim hidrauličkim laboratorijama u svetu, izvedeni su sledeći generalni zaključci o fluktuacijama pritiska ispod slobodnog i potopljenog hidrauličkog skoka, formiranog na ravnom dnu [16]:

- Koeficijent C_p dostiže maksimalnu vrednost od 0,07 do 0,08 na udaljenosti $0,2L_s$ ili $(10 \div 15)y_1$.
- Korelacija pritisaka u podužnom pravcu je približno $(2 \div 4)y_1$ a u poprečnom $(8 \div 10)y_1$.
- Preovlađujuća učestanost fluktuacija pritiska je u intervalu od $2H_z$ do $5H_z$.
- Koeficijenti C_p^+ i C_p^- su 10 do 20 puta veći od koeficijenta C_p' .

- Dodatak blokova i pragova na dno bučnice značajno ne menja ekstremne vrednosti pritiska.
- Površinska zona uticaja jednog ekstremnog impulsa pritiska ograničena je makromerama (ili integralnim merama) $I_x=8y_1$ u podužnom i $I_y=13y_1$ (odnosno $1,6L_s$) u poprečnom pravcu.

Ipak, poznavanje napred prikazanih statističkih parametara fluktuacije pritiska u jednoj tački (srednja vrednost, standardna devijacija, ekstremni impulsi) nije dovoljno za određivanje dinamičkih uticaja na površinu konačnih dimenzija zbog stohastičke prirode promenljivih pritisaka po prostoru i vremenu.

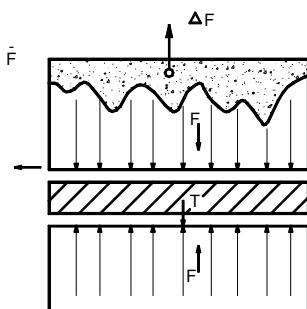
3 DINAMIČKI UTICAJI NA PLOČU U DNU BUČNICE

3.1 Opšte o hidrodinamičkim silama

U svetu je registrovan veći broj izdizanja i pomeranja individualnih betonskih ploča od kojih je izgrađeno dno bučnice. Iz ovog iskustva proizašao je zaključak da je najozbiljniji problem u projektovanju bučnice više konstruktivne nego hidrauličke prirode, odnosno da je teže osigurati konstruktivnu izdržljivost bučnice, nego njenu hidrauličku efikasnost. Uzrok je komplikovano određivanje hidrodinamičke sile na konstruktivno odvojene elemente celine zbog izrazito izražene stohastičke prirode u prostoru i vremenu.

Naime, u svakoj tački monolitne ploče na dnu bučnice, konačnih dimenzija $A \times B$, deluje trenutni pritisak (p) sa vrednostima iznad i ispod srednjeg pritiska u toj tački.

Prema tome, u jednom datom vremenskom trenutku u tačkama na ploči mogu se desiti pritisci različitih vrednosti i predznaka, pa i slučaj prikazan na slici 12.



Slika 12. Konceptualna šema trenutnih sila

Ukoliko je zbir preostale dinamičke sile F (srednja sila \bar{F} umanjena za silu ΔF) i potopljene težine betonske ploče (uvećan za uobičajen koeficijent sigurnosti) jednak statičkom uzgonu, ploča je konstruktivno stabilna. Učinjena je pretpostavka da je prenošenje fluktuacionih sila u vodnom toku na donju površinu ploče sprečeno konstruktivnim merama. Sila ΔF se u literaturi naziva dinamičkim uzgonom. Prema tome, jedan od najvažnijih koraka u projektovanju bučnica je definicija maksimalne trenutne sile dinamičkog uzgona, proizvedene turbulentnim fluktuacijama pritisa koji deluju na ploču.

Hidrodinamički uticaji se još uvek ne mogu određivati analitičkim metodama, pa se za tu svrhu mora koristiti hidraulički model.

U upotrebi su dve eksperimentalne metode za procenjivanje dinamičkog uzgona. Jedna se zasniva na simultanim merenjima fluktuacija pritisa i njihovoj prostornoj korelaciji, a druga na direktnim merenjima fluktuirajuće sile koja deluje na ploču.

Procedura direktnih merenja sile (druga metoda) i obrada izmerenih podataka na ispravno izgrađenom modelu (izolovanost, zaptivanje i drugi granični uslovi) je jednostavna: fluktuacija pritisa, izmerena u dovoljno dugom vremenskom periodu se statistički obrađuje (srednja vrednost, standardna devijacija, gustina raspodele verovatnoće, ekstremi) sa ciljem da se odredi maksimalna vrednost dinamičkog uzgona. Ipak treba naglasiti, i pri izboru metode uzeti u obzir, da se rezultat merenja i analiza za ploču određene površine i lokacije, ne može preneti na ploču drugih dimenzija i druge lokacije. Prema tome, površinske dimenzije i raspodela ploča po dnu bučnice moraju biti određene pre početka modelskih ispitivanja, što isključuje mogućnost optimizacije njihovih dimenzija. Ovaj nedostatak se, svakako, može izbeći sistematskim

ispitivanjem ploča raznih površinskih dimenzija i lokacija na dnu bučnice.

Indirektna (prva) metoda daje mogućnost da se odrede hidrodinamička opterećenja na sve izdvojene elemente bučnice, ali zahteva veliki broj simultanih merenja pritisa u dovoljnom broju tačaka i primenu stohastičkih metoda i pokazatelja kao pouzdanog sredstva za dovoljno tačnu procenu dinamičkog opterećenja. U ovoj metodi se srednja vrednost pritiska određuje posredstvom integracije, ali se srednja vrednost fluktuacionog dodatka ne može dobiti integracijom distribucije pritisa [20].

Fundamentalno u indirektnoj metodi je da je ukupna sila (F_t) na ploču, konačnih dimenzija i površine A , jednaka sumi parcijalnih sila koje deluju na M elementarnih površina (A_i) na koje je podeljena površina A ($A = \sum_{i=1}^M A_i$). Pretpostavka je da na svaku od njih ravnomerno deluje pritisak p_i . Tada se ukupna sila na površinu A može predstaviti u diskretnom obliku ([24], [19]).

$$F(t) = \sum_{i=1}^M A_i p_i(t) \dots\dots\dots (3.1)$$

S obzirom da je i sila $F(t)$ slučajno promenljiva veličina u vremenu, može se prikazati kao zbir njene osrednjene vrednosti \bar{F} i fluktuacionog dodatka $F'(t)$. Ovaj zbir u diskretnom obliku je izražen funkcijom:

$$F(t) = \sum_{i=1}^M \bar{A}_i p_i + \sum_{i=1}^M A_i p_i'(t) \dots\dots\dots (3.2)$$

S projektantskog stanovišta, osrednjena vrednost sile (\bar{F}) nije mnogo interesantna, ali fluktuacioni dodatak ($F'(t)$) jeste, jer može da bude toliko veliki da izazove izdizanje betonske ploče. Prema tome, ekstremna vrednost fluktuacionog dodatka ($F'(t)$) je merodavna za ocenu stabilnosti betonske ploče na dnu bučnice. Da bi se ova vrednost odredila potrebno je poznavati raspodelu gustine verovatnoće i izabrati verovatnoću pojave ekstremne vrednosti. Ako se pretpostavi da se eksperimentalnoj raspodeli gustine verovatnoće sile F dovoljno dobro prilagođava normalna funkcija raspodele (što je preovlađujuće mišljenje u tehničkoj literaturi ([12], [19]), tada se ekstremne vrednosti fluktuacionog dodatka definišu izrazom

$$F'_{\max} = -F'_{\min} = k\sqrt{(F')^2} \dots\dots\dots (3.3)$$

gde je k – koeficijent zavisen od usvojene verovatnoće pojave, a $\sqrt{(F')^2}$ - standardna devijacija funkcionalnog dodatka.

Za koeficijent k se obično usvaja vrednost 3 ili 4 [12]. Standardna devijacija je definisana izrazom:

$$\sqrt{(F')^2} = \sqrt{\sum_{i=1}^M \sum_{j=1}^M A_i C_{ij} A_j}$$

što se može napisati i u matričnom obliku [24], [19], [25]

$$\sqrt{(F')^2} = \sqrt{A \cdot C \cdot A'}$$

gde su: A – matrica vrsta elementarnih površina, A' – transponovana matrica A , odnosno matrica kolona, C – kvadratna simetrična matrica varijansi C_{ii} (u kom slučaju je $i=j$) i kovarijansi C_{ij} (kada je $i \neq j$).

U toku realizacije opita po indirektnoj metodi moguće je da se pojave izvesne teškoće povezane sa merenjima pritiska, uticajem elementarnih površina A_i , brojem simultanih merenja, vremenom merenja i dr. Ipak, dosadašnje iskustvo pokazuje da je primenom indirektnih metoda moguće da se zadovoljavajući reši problem konstruktivnog oblikovanja elemenata bučnice.

3.2 Empirijske formule

Brojni istraživači u hidrauličkim laboratorijama u svetu bavili su se problematikom fluktuacija pritiska u bučnici, pokušavajući da, na osnovu eksperimentalnih podataka i korelacione teorije, formiraju empirijske formule za određivanje veličine merodavnog dinamičkog uzgona i konstruktivnih karakteristika betonskih elemenata u bučnici.

Ipak treba istaći da se predložene empirijske formule i postupci mogu primenjivati u ranim fazama projektovanja, ali se definitivne konstruktivne karakteristike betonskih elemenata još uvek moraju određivati na osnovu merenja fluktuacije pritiska na modelu. Naime, na osnovu upoređenja eksperimentalnih podataka izmerenih na izvedenim objektima i odgovarajućim hidrauličkim modelima, zaključeno je da je fizički model izvanredno sredstvo za ovu svrhu, ako dužinska razmera modela ne prelazi odnos 1:50, ako minimalna dubina prilaznog toka skoku nije manja od 3 cm i ako Reynoldsov broj nije manji od 10^5 [28].

U ovom radu je prikazano nekoliko empirijskih formula i postupaka za određivanje dinamičkog uzgona i konstruktivnih karakteristika betonskih ploča na ravnom delu bučnice, bez dodatnih betonskih elemenata i sa ravnomernim dotokom vode na celoj širini bučnice. U svim radovima, sem u radu [2] učinjena je pretpostavka da je odgovarajućim konstruktivnim merama sprečeno prenošenje fluktuacija pritiska na donju površinu ploče dna kroz spojnice kojima su betonski elementi konstruktivno razdvojeni.

a. Metoda opisana u literaturi [4] i [15]

Na osnovu merenja fluktuacije pritiska prema direktnoj metodi na modelu bučnice sa brzotokom konstruisana je zavisnost

$$\frac{p'}{\gamma h_{kr}} = f\left(\frac{T_o}{l}; \frac{x}{l}; \frac{l_o}{l}\right) \dots \dots \dots (3.4)$$

gde je: $p' = p - \bar{p}$ - fluktuacioni dodatak

Zavisnost 3.4 grafički je prikazana na Slici 13. Grafikoni su preuzeti iz [4] i prikazani u originalnom izgledu (slika 13).

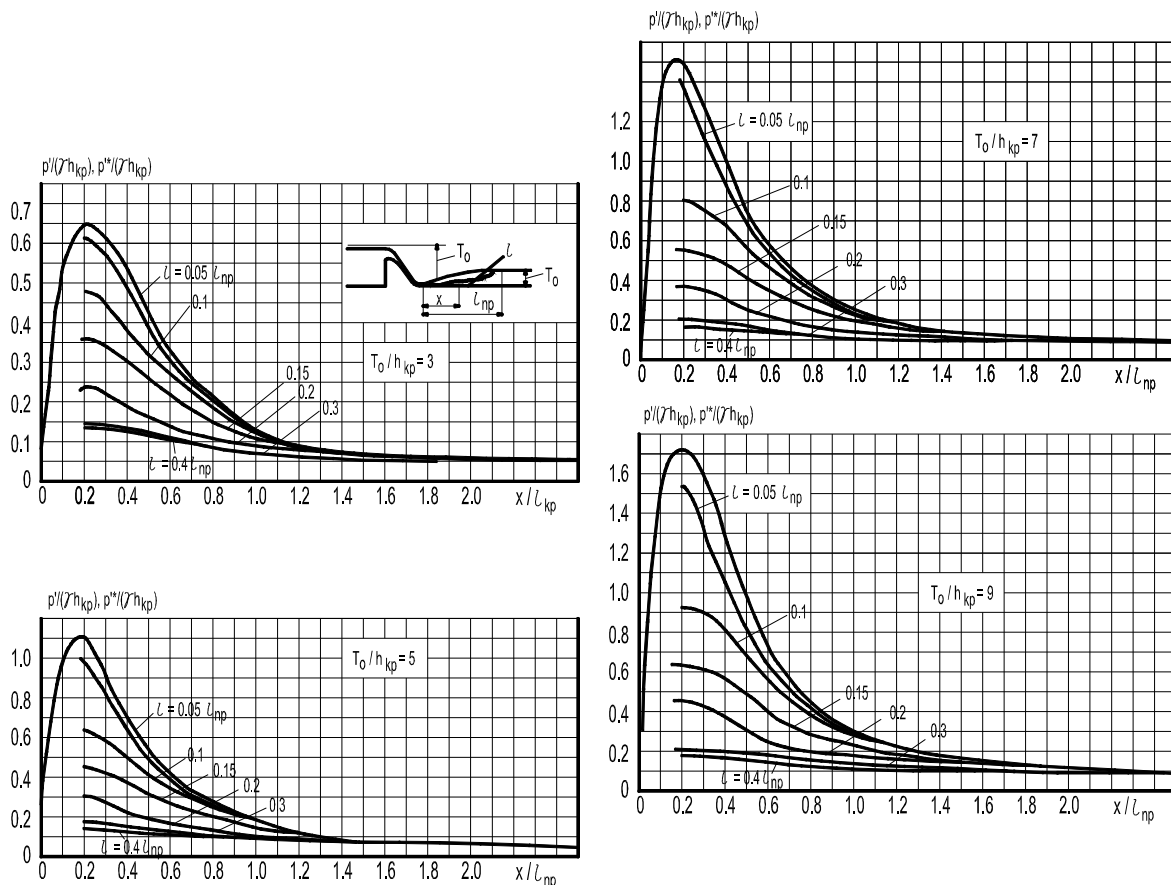
Na ordinati gornjih dijagrama nanete su vrednosti pritiska $p'/\gamma h_{kr}$ u tačkama i sila $p'/\gamma h_{kr}$ za ploče dužine $0,05 \leq l/l_{pr} \leq 0,9$, za vrednosti $T_o/h_{kr} = 3, 5, 7$ i 9 pri $h=h_2$. Na apscisama su nanete bezdimenzionalne vrednosti rastojanja sredine ploče (x/l_{pr}) mereno od početka hidrauličkog skoka. Korišćene su sledeće oznake: T_o – visinska razlika između nivoa gornje vode i dna bučnice; h_{kr} – kritična dubina, $h_{kr}=(q^2/g)^{1/3}$; l – dužina ploče; x – rastojanje sredine ploče od početka hidrauličkog skoka, l_{pr} - dužina skoka ($l_{pr}=5,67(h_2-h_1)$); h_1 i h_2 – prva i druga spregnuta dubina.

Fluktuacioni dodatak za ploče dužine $0,5 l_{pr} \leq l \leq 1,3 l_{pr}$ mogu se odrediti iz dijagrama na slici 14.

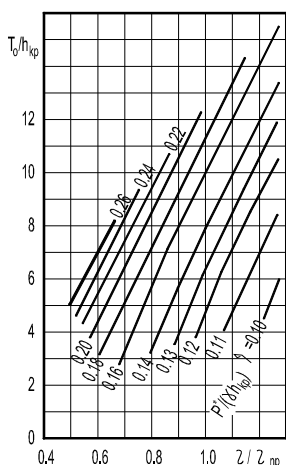
Prikazani dijagrami su primenljivi za ploče širine (b) iz intervala

$$0,2 \leq b/l \leq 1$$

Interesantno je napomenuti da, pri određivanju vrednosti fluktuacionog dodatka pomoću prikazanih dijagrama, nije uzet u obzir uticaj širine ploče (b) na veličinu fluktuacionog dodatka. Preporučuje se da se za širinu (b) usvoji konstruktivno prihvatljiva.



Slika 13. Zavisnost između fluktuacije pritiska u tački i sile na ploču na dnu bučnice (Емцев, Б.Т., 1988)



Slika 14. Zavisnost $p^+ / \gamma h_{kr} = f(T_0/h_{kr}, l/l_{np})$ (Емцев, Б.Т., 1988)

Zavisnosti sa slika 13. i 14. ne važe za potopljeni skok.

Ekvivalentna debljina betonske ploče t po jedinici širine određuje se iz izraza:

$$k(\bar{p} - p') + tl(\gamma_B - \gamma_v) = U \dots\dots\dots (3.5)$$

gde je: \bar{p} - srednja dinamička sila na dno bučnice; p' - fluktuacioni dodatak sile \bar{p} ; t, l - ekvivalentna debljina i dužina betonske ploče; $tl(\gamma_B - \gamma_v)$ - ekvivalentna potopljena težina ploče (oko 1.6 t/m^3); k - koeficijent sigurnosti ($k = 1,25$ prema literaturi [4]).

Ukoliko ispod betonske ploče dna postoji efikasan drenažni sistem, sila uzgona po jedinici širine ploče je

$$U = l \cdot p \dots\dots\dots (3.6)$$

gde je p - pritisak na donju stranu ploče, jednak visinskoj razlici između kote donje vode za merodavni protok i kote donje površine ploče na dnu bučnice.

U slučaju da drenažni sloj ispod ploče nije izgrađen, a usporeni vodni tok je u blizini bučnice, sila uzgona iz

izraza 3.6 mora da se poveća za uticaj gornje vode koji se definiše na osnovu uobičajene procedure (empirijski dijagrami, procedura Lejna (Lane) ili proračun ustaljenog strujanja vode ispod vododrživih temelja, na primer, brane).

Srednji pritisak na ploču može se proceniti na osnovu nivoa vode duž bučnice ukoliko ne postoje merenja nivoa vode u običnim piježometrima duž bučnice. Promena nivoa vode duž bučnice može se odrediti pomoću raspoloživih komercijalnih numeričkih modela (na primer, CFD model FLOW-3D i dr.).

b. Određivanje ekvivalentne debljine ploče prema literaturi [22]

U radu [22], objavljenom 1979. godine, prikazani su rezultati merenja fluktuacije pritiska na fizičkom modelu. Flutuirajući pritisci su simultano mereni u 5 tačaka na čeličnoj ploči dimenzija 0,25 m x 0,25 m, postavljenoj neposredno iza početka hidrauličkog skoka. Širina kanala na čijem dnu je postavljena čelična ploča bila je 80 cm. Ispitivanja su vršena za 11 Frudovih brojeva definisanih izrazom

$$F_R = Q/(g)^{0.5} \cdot \bar{B} \cdot T^{1.5} \dots\dots\dots(3.7)$$

gde je: \bar{B} - širina bučnice; T - druga spregnuta dubina. Kao rezultat ispitivanja predložena je sledeća jednačina za proračun ekvivalentne debljine ploče (e), dimenzija $a \times b$.

$$e = \gamma_v / (\gamma_B - \gamma_v) f_p S_h (2 \ln \tau \cdot f_m)^{0.5} \dots\dots\dots(3.8)$$

Vrednosti parametara f_p ; S_h ; τ ; i f_m određuju se na osnovu priloženih grafičkih zavisnosti $S_h/T = \varphi_1(F_R)$; $f_m(\bar{B}T^2/Q) = \varphi_2(F_R)$ i 11 dijagrama za određivanje vrednosti $f_p = \varphi_3(F_R, a, b)$.

Navedeni dijagrami nisu mogli da budu reprodukovani zbog ograničenosti prostora, pa se zainteresovani upućuju na originalni rad [4].

Ako je betonska ploča ankerovana, ekvivalentna debljina (e) je zbir debljine realne betonske ploče i virtualne debljine koju zamenjuju ankeri.

Procedura za proračun ekvivalentne debljine ploče je relativno prosta:

- Za zadate vrednosti dotoka (Q) i širinu bučnice (\bar{B}), izračuna se druga spegnuta dubina (T) a zatim i Frudov broj (F_R) po formuli (3.7).
- Za izračunat broj F_R odrede se vrednosti S_h i f_m iz dijagrama φ_1 i φ_2 ; vrednost S_h se izražava u

metrima, a f_m u ciklusima u sekundi; vrednost f_m se nalazi u intervalu 4÷6, a prosečna vrednost je 5,25.

- Izračunava se vrednost τ na osnovu procenjenog prosečnog broja dana rada preliva u godini i procene životnog veka objekta; vrednost τ se izražava u sekundama.
- Određuje se vrednost f_p sa jednog od 11 dijagrama za proračunatu vrednost F_R i izabranu širinu (a) i dužinu (b) ploče.
- Na kraju, ekvivalentna debljina ploče (e) se izračunava prema formuli (3.8).

U predmetnom radu nije analiziran uticaj udaljenosti uzvodnog kraja ploče od početka skoka na ekvivalentnu debljinu koja bi trebala da se smanjuje sa povećanjem udaljenosti.

c. Istraživanja u srpskim laboratorijama

Istraživanjem fluktuacija pritiska u hidrauličkom skoku bavili su se mnogi istraživači u srpskim hidrauličkim laboratorijama. Rezultati su prikazani u mnogim radovima u publikacijama na srpskom jeziku, a takođe i u inostranoj tehničkoj literaturi. U ovom radu se navodi sledeći, manji, broj objavljenih radova: [24], [12], [13], [11], [14], [19] i [25].

Međutim, sa stanovišta praktične primene važna je metoda opisana u radovima [12], [13], [14].

U ovim radovima je određena funkcionalna zavisnost

$$F_M' = -F_m' = \frac{1}{2} \rho V_1^2 \cdot A \cdot \Phi_p \cdot \Phi_1 \cdot \Phi_2 \cdot k \dots\dots\dots(3.9)$$

gde je F_M' i F_m' - maksimalni i minimalni fluktuacioni dodatak; ρ - gustina vode; V_1 - brzina vode u profilu prve spregnute dubine; A - površina ploče dimenzija L_x i L_y ; Φ_p - odnos standardne devijacije pritiska u tački i ulazeće kinetičke energije; Φ_1 i Φ_2 - parametri koji unose uticaj korelacije po prostoru; k - koeficijent zavisn od usvojene verovatnoće pojave.

Vrednost parametra Φ_p , definisanog izrazom

$$\Phi_p = \sqrt{(p^2)} \frac{1}{2} \rho V_1^2 \dots\dots\dots(3.10)$$

se smanjuje duž bučnice sa povećanjem rastojanja od početka skoka. Ova karakteristika je definisana izrazom

$$\Phi_p = \varphi_1(x_1/a) \dots\dots\dots(3.11)$$

gde je x_1 – rastojanje težišta ploče od početka skoka; $a=h_2-h_1$, gde su: h_1 i h_2 – prva i druga spregnuta dubina.

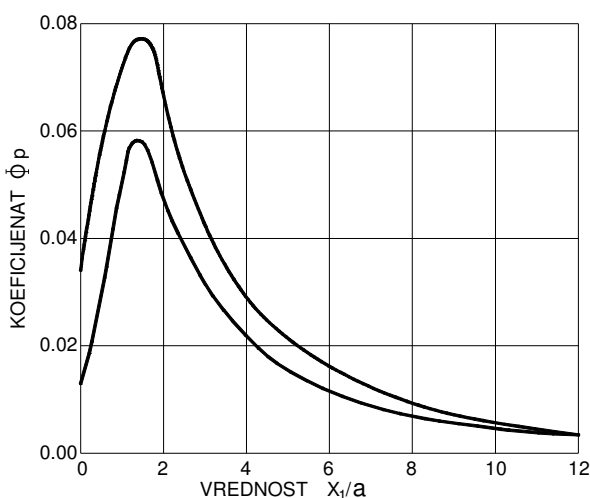
Zavisnost 3.11 grafički je prikazana na slici 15.

Odnos $\varphi=\Phi_1\cdot\Phi_2$ unosi uticaj korelacije po prostoru na vrednost fluktuacionog dodatka F_M' , odnosno F_m' . Parametri Φ_1 i Φ_2 definisani su izrazima

$$\Phi_1 = \Phi_1(L_1/a) \dots\dots\dots(3.12)$$

$$\Phi_2 = \Phi_2(L_2/a) \dots\dots\dots(3.13)$$

gde su: L_1 – dužina ploče ; L_2 – širina ploče; $a= h_2-h_1$.



Slika 15. Zavisnost parametara Φ_p od bezdimenzionalne vrednosti x_1/a (Hajdin i dr., 1986)

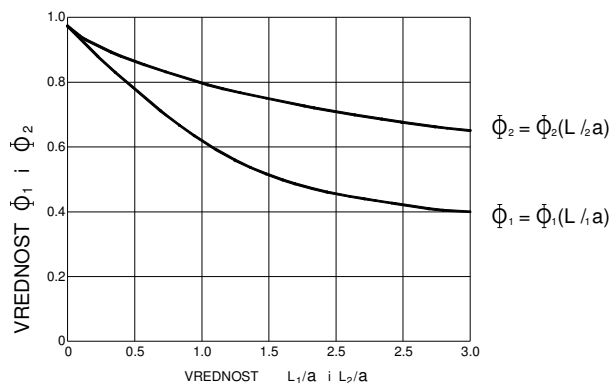
Zavisnosti 3.12 i 3.13 grafički su prikazani na slici 16.

Od praktičnog interesa je da se odredi vrednost F_m' , odnosno dinamički uzgon na ploču u dnu bučnice.

Procedura određivanja uzgona je vrlo jednostavna:

- Za merodavni protok izračunaju se prva (h_1) i druga spregnuta dubina (h_2), kao i veličina (a).
- Odrede se dužina L_1 i širina L_2 ploče i rastojanje (x_1) njenog težišta od početka skoka.
- Odredi se vrednost Φ_p sa slike 15. za poznatu vrednost x_1/a .
- Odrede se vrednosti Φ_1 i Φ_2 sa slike 16. za poznate vrednosti L_1/a , odnosno L_2/a .
- Izračuna se dinamički uzgon prema jednačini 3.9 za $k = 3$ do 4

Procedura za proračun ekvivalentne debljine betonske ploče opisana je u tački (a) ovog poglavlja.



Slika 16. Uticaj dužine L_1 i širine L_2 ploče na vrednost parametara Φ_1 i Φ_2 (Hajdin i dr., 1986)

d. Određivanje dinamičkog uzgona na osnovu ekstremnih vrednosti fluktuacija pritiska

U radu [26] su prikazani rezultati obimnog programa ispitivanja maksimalnih fluktuacija pritiska na osnovu kojih je utvrđena nominalna granica ekstremnih fluktuacija pritiska i ustanovljeno njihovo površinsko rasprostiranje. Tabela 2.1, prikazana u poglavlju 2. ovog rada, sadrži ekstremnu vrednost fluktuacionog dodatka izraženu funkcionalnom vezom

$$\Delta p = C_p / (V_1^2 / 2g) \dots\dots\dots(3.14)$$

Detaljniji podaci prikazani su u literaturi [26] i [16].

Podužna makrorazmera ekstremnih impulsa pritiska je oko $8y_1$, dok u poprečnom pravcu ova mera iznosi oko $13y_1$. Pretpostavka je da ekstremni pritisak dejstvuje u centru ploče i da se na granicama ploče, dimenzija $8y_1 \times 13y_1$, smanjuje za Δp^+ , odnosno uvećava za Δp^- , na vrednost srednjeg pritiska.

U literaturi [16] je predloženo da se dinamički uzgon (F') na ploču dimenzija $8y_1 \times 13y_1$ procenjuje prema formuli

$$F' = \Delta p \frac{1}{3} L_c \cdot B_c \cdot \gamma_v \dots\dots\dots(3.15)$$

Iz iznetog u literaturi [16] i [16] može se zaključiti da je prikazani metod izveden za slučaj da je celokupno dno bučnice monolitna betonska ploča dužine $8y_1$ i širine $13y_1$ sa uzvodnim krajem u profilu prve spregnute dubine. U pomenutoj literaturi nije prikazan postupak za određivanje dinamičkog uzgona za bučnice dimenzija različitih od vrednosti $8y_1$, odnosno $13y_1$.

e. Odredjivanje dinamičkog uzgona prema predlogu Farhoudi i dr (1991)

U ovom radu izloženi su rezultati merenja fluktuacije sile direktnim merenjima na modelu sa prilaznim tokom ispod ravne ustave. Pristup sa korišćenjem ekstremnih fluktuirajućih dodataka iz literature [26] nije korišćen u ovim istraživanjima. Takođe je navedeno da nije od uticaja vreme realizovanih eksperimenata u kontekstu korišćenih eksperimentalnih uređaja.

Program, realizovan u okviru ovih istraživanja, imao je za cilj da eksperimentalno definiše sledeće zavisnosti:

$$C_f = C_f(F_1, L/d_1, B/d_1, x/d_1) \dots\dots\dots(3.16)$$

$$i C'_f = C'_f(F_1, L/d_1, D/d_1, x/d_1) \dots\dots\dots(3.17)$$

gde je:

$$C_f = \bar{F} / (0.5\rho V_1^2 A) \dots\dots\dots(3.18)$$

$$C'_f = \sqrt{(\bar{F}^2)} / (0.5\rho V_1^2 A) \dots\dots\dots(3.19)$$

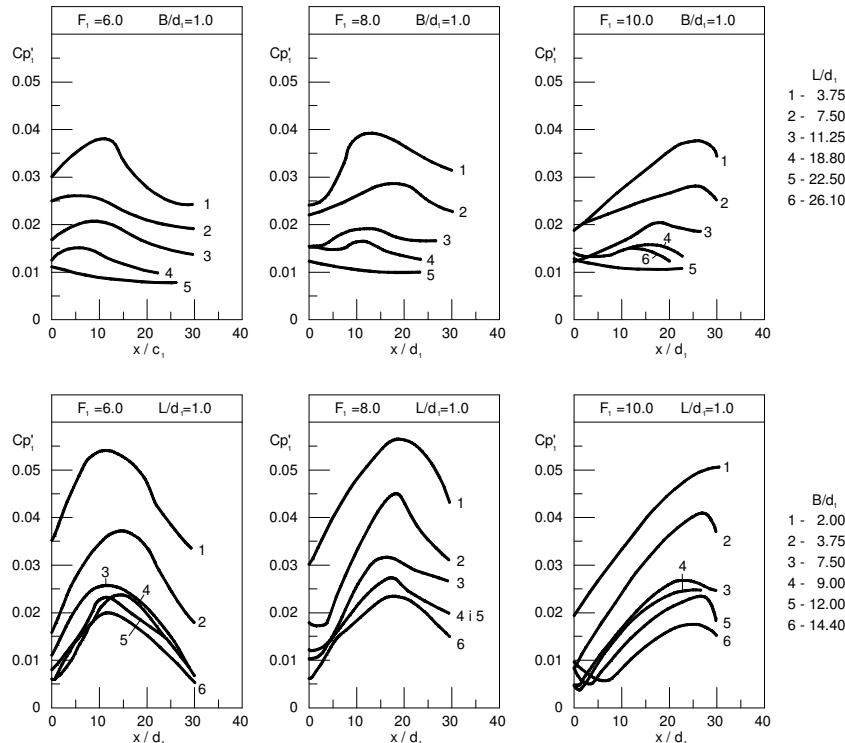
kao i: V_1 – prilazna brzina uzvodno od skoka; A – površina ploče; L – dužina trake u pravcu strujanja; B – širina ploče; x – rastojanje između početka skoka i

uzvodnog kraja ploče; p – srednji pritisak; ρ – gustina vode.

Uspostavljeni odnos 3.16 grafički je predstavljen i originalnom radu za Frudove brojeve 4, 6, 8 i 10. (grafikoni nisu ovde reprodukovani). U istom radu grafički je prikazana i funkcija 3.17. Na osnovu ovih dijagrama može se odrediti sila F' koja deluje na ploču dimenzija $L_p \times B_p$ i čiji je protok na različitim udaljenostima (x) do prve spregnute dubine skoka. Dijagrami su prikazani na Slici 17.

Vrednost C'_f za ploču dimenzija $L_p \times B_p$ i za zadatu lokaciju s/d_1 i zadati F_1 , d_1 i V_1 se određuje po sledećoj proceduri, korišćenjem dijagrama sa Slike 17.

1. Najpre se nađe C_{Lf}' za bezdimenzionalnu dužinu L_p/d_1 i odnos $B/d_1 = 1,0$.
2. Zatim se odredi C_{Bf}' za bezdimenzionalnu širinu S_p/d_1 i odnos $L/d_1=1,0$.
3. Odredi se C_f' iz izraza $C_f' = \sqrt{C_{Lf}' \cdot C_{Bf}'} \dots\dots\dots(3.20)$
4. Standardna devijacija se proračunava pomoću formule 3.19.



Slika 17. Zavisnost $C'_f = C'_f(F_1, L/d_1, B/d_1, x/d_1)$ (Farhoudi i dr, 1979)

5. Eksperimentima je dokazano da je trenutna maksimalna vrednost sile F' 3,5 puta veća od standardne devijacije $\sqrt{(F'^2)}$, pa je maksimalni dinamički uzgon na ploču, dimenzija L_p i B_p na lokaciji ploče (x_p/d_1), određen izrazom:

$$F'_{\min} = 3,5C'_f \frac{1}{2} \rho_v V_1^2 A \dots\dots\dots(3.21)$$

Međutim, u praksi se sve ploče bučnice, postavljene na bilo kojoj lokaciji, dimenzionišu na ekstremni dinamički uzgon (F'_e) koji se određuje na osnovu funkcije $C'_{fe} = C'_{fe}(F_1, L/d_1, B/d_1)$ grafički prikazane na slici 18.

Procedura za određivanje ekstremnog dinamičkog uzgona pomoću dijagrama sa slike 18 je ista kao napred opisana.

f. Određivanje ekvivalentne debljine ploče na dnu bučnice prema literaturi [2].

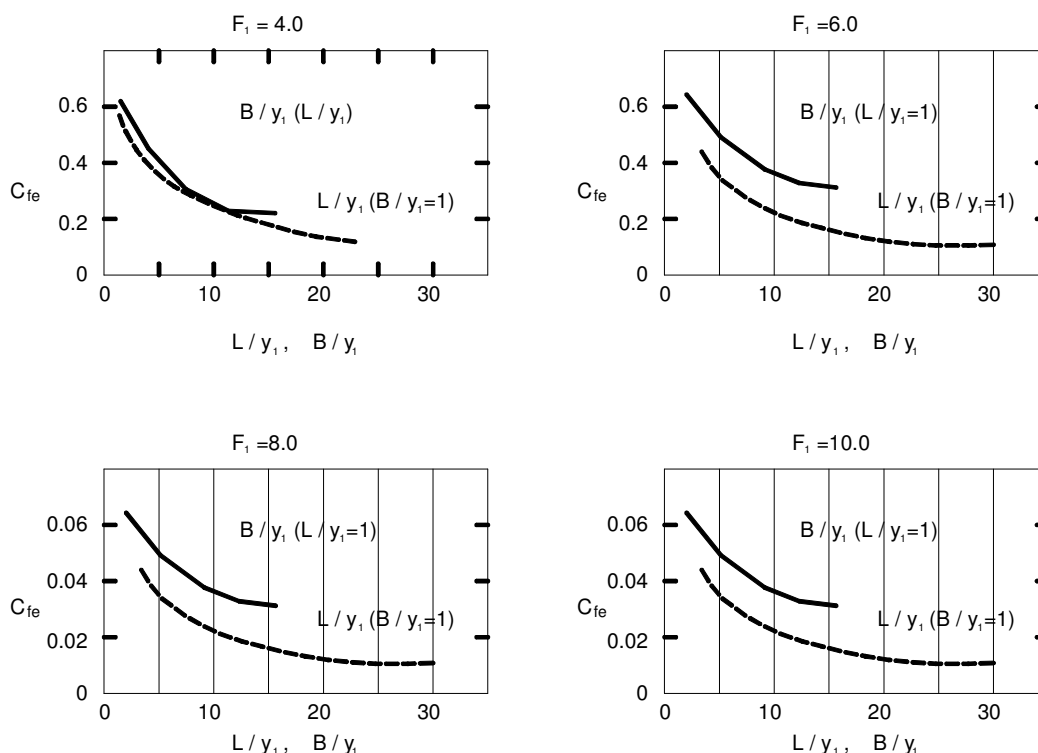
U radu su izneti rezultati merenja ukupnih fluktuirajućih sila na ploču različitih dimenzija i pri

Frudovom broju prilaznog toka u intervalu od 5 do 12. Analiziran je uticaj distribucije trenutnih pritisaka na gornjoj i donjoj strani ploče na ukupni trenutni dinamički uzgon. U procesu određivanja merodavne sile učinjene su sledeće pretpostavke: (1) zanemarena je redukcija pritiska prenetog na donju površinu ploče zbog trenja; (2) trajanje fluktuirajućeg pritiska u datoj tački je veće od vremena prolaženja pritiska kroz spojnice između ploča; (3) ne dešava se hidraulička resonansa za dimenzije ploče uobičajene u praksi; (4) srednja vrednost sile na donju i gornju površinu ploče je približno jednaka.

Ustanovljen je odnos

$$s/(V_1^2/2g) = \Omega(C_p^+ + C_p^-) \cdot \gamma/(\gamma_B - \gamma_V) \dots\dots\dots(3.22)$$

gde je: s – ekvivalentna debljina ploče; $V_1^2/2g$ – ulazna brzinska visina; Ω – koeficijent uzgona; l_x, l_y – podužna i poprečna dužina ploče; y_1 – dubina prilaznog toka; γ_B, γ_V – specifična težina betona i vode; $C_p^+ = C_p^- = \Delta P_{max}^{\pm} / V_1^2/2g$ – pozitivan i negativan koeficijent, definisan razlikom pritiska P_{max}^{\pm} u odnosu na srednju vrednost pritiska.



Slika 18. Grafički prikaz frakcije $C'_{fe} = C'_{fe}(F_1, L/d_1, B/d_1)$ (Khatsuria, 2005)

Ako je ploča ankerisana, moraju se dozvoljeni naponi u ankerima transformisati u ekvivalentnu virtuelnu težinu ploče

$$S = S' + nA\sigma_a / (\gamma_B - \gamma_V) l_x \cdot l_y \dots\dots\dots(3.22)$$

gde su: S' – stvarna debljina betonske mase; n – broj ankera; A , σ_a – površina svakog ankera i dozvoljeni napon u njemu.

U radu se preporučuje da se za vrednosti C_p^+ i C_p^- koriste podaci iz tabele 2.1 . Obično se uzima da je $C_p^+ = C_p^- = 0,90$. Koeficijent uzgona je definisan izrazom

$$\Omega = F'_{max} / (C_p^+ + C_p^-) / (V^2 / 2g) \gamma_V l_x l_y \dots\dots\dots(3.23)$$

Funkcija $\Omega = \Omega (F_i; L/y_i; B/y_i)$ prikazana je grafički na Slici 19.

U literaturi [2] se preporučuje da se Slika 19 koristi pri konstruktivnom oblikovanju betonskih ploča, dužine i širine do 10,0 m. Takođe se preporučuje da se u proračun uvede koeficijent sigurnosti 1,5, odnosno da se pročitani koeficijent Ω sa Slike 19 poveća 1,5 put.

Kao najprikladniji oblik betonske ploče preporučena je pravougaona ploča sa što dužom stranom u podužnom pravcu i konstruktivno minimalnom širinom.

g. Konstruktivno oblikovanje betonske ploče prema radovima [9] i [10]

U oba rada se pretpostavljalo da se fluktuacije pritiska na gornju površinu ploče prenose i na donju površinu kroz spojnice između ploča.

U radu [9] se prikazuje već poznat izraz za ekvivalentnu debljinu betona

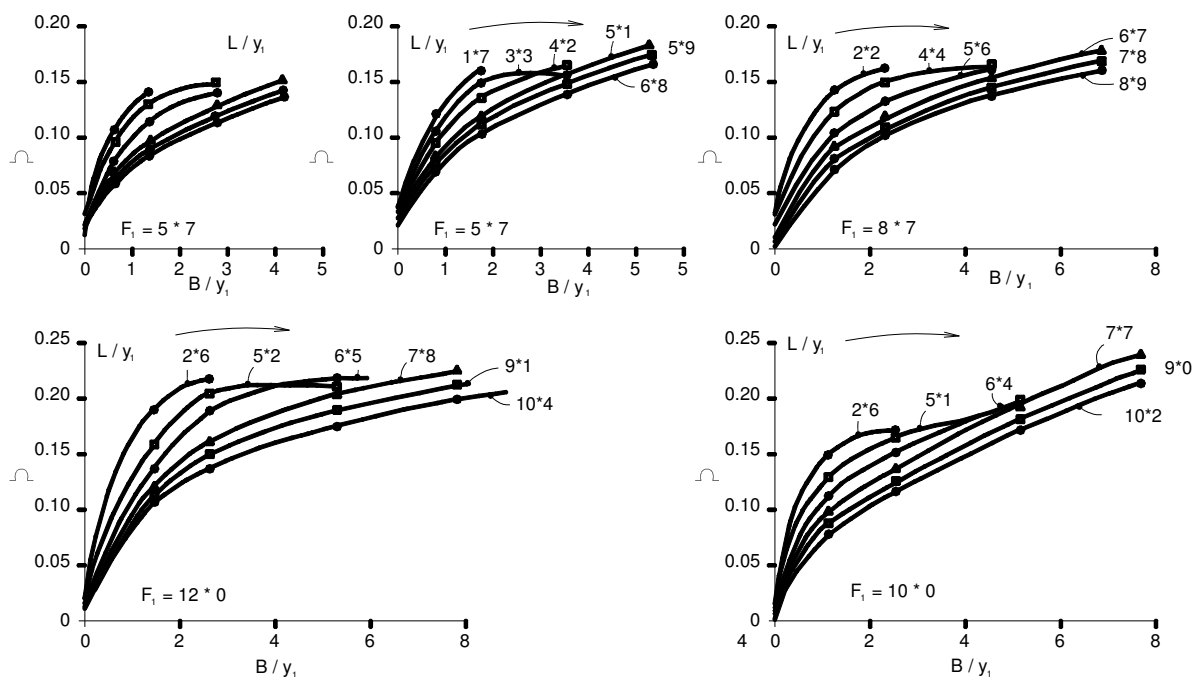
$$s > \Omega (C_p^+ + C_p^-) \gamma_V / (\gamma_B - \gamma_V)$$

a za koeficijent Ω se preporučuje vrednost 0,5. Takođe se iznosi da bi, sasvim približno, za ekvivalentnu debljinu betona pri jednodimenzionalnoj šemi, mogla da se usvoji vrednost $s \approx (0,3 \div 0,5) V_i^2 / 2g$.

U gornji izraz za debljinu betona (s), unose se obično vrednosti $C_p^+ = C_p^- = 0,90$ i koeficijent sigurnosti 1,5.

Međutim, u radu [10] se dokazuje da gornja formula za određivanje veličine (s) važi za slučaj da se stabilnost ploče obezbeđuje samo njenom težinom. Ali, ako se deo dinamičkog uzgona prihvata ankerima, moraju se

uzeti u obzir i dinamičke karakteristike sistema ploča+ankeri. U tom slučaju od velikog uticaja su ne samo intenzitet, već i vremensko ponašanje polja pritiska na dno bučnice.



Slika 19. Vrednost koeficijenta uzgona Ω (Bellin i dr., 1995)

Naime, u šemi sa ankerima mogu se, na osnovu statičke ravnoteže, izvesti sledeći odnosi:

$$s = s_B + \sigma_a \frac{A_a}{(\gamma_b - \gamma_v)}$$

$$A_a = \frac{1}{(\gamma_b - \gamma_v)} \frac{s - s_a}{\sigma_a}$$

Međutim, za ocenjivanje realnog ponašanja sistema „betonska ploča-ankeri“ moraju se koristiti dinamička analiza i uzeti u obzir inercija betonske ploče i elastične karakteristike čeličnih šipki.

Analize realizovane u okviru rada [10] pokazuju da se, primenom statičke metode ekvivalentne debljine betonske ploče, potcenjuje potrebna površina čeličnih ankera i stoga povećava verovatnoća loma ploče. Zaključeno je da se površina čeličnih ankera mora duplirati da bi naponi u šipkama bili na dopuštenom nivou.

4 SUGESTIJE ZA KONSTRUKTIVNO OBLIKOVANJE BUČNICA

Sva do sada realizovana istraživanja pokazala su da vremenski i prostorno slučajno promenljivi fluktuirajući pritisci imaju odlučujući uticaj na konstruktivno oblikovanje bučnice.

Dinamički uzgon koji se uvek formira, udružen sa statičkim ili dinamičkim opterećenjem na donju površinu ploče u dnu bučnice, može da prouzrokuje njeno izdizanje i lom, ukoliko je dovoljno veliki. Takođe je utvrđeno da se vrednost ukupnog dinamičkog uzgona smanjuje sa povećanjem površine na koju deluje.

Predložene sugestije su formirane na osnovu rezultata istraživanja ovog fenomena, izloženih u prethodnom poglavlju i gore iznetih zaključaka. Sugestije se prvenstveno odnose na bučnice na kraju brzotoka, premda se mogu koristiti i za bučnice u nožicama prelivnih brana sa slobodnim prelivom, odnosno u svim situacijama kada je merodavan dotok u bučnice kontinualan po celoj njenoj širini.

- Svršishodno je da se spreči uticaj gornje vode na veličinu statičkog opterećenja na donju površinu ploče (statički uzgon) izgradnjom odgovarajućeg drenažnog sistema neposredno ispod ploče. Ovaj drenažni sistem onemogućava (uz pumpanje vode

iz sistema) formiranje statičkog uzgona od donje vode u toku inspekcije prazne bučnice. Povoljniji je horizontalni drenažni tepih od linijskog sistema drenažnih kanala. Drenažni sistem (bilo koji od navedena dva) treba izvesti u donju vodu na način kojim se onemogućava prenošenje fluktuirajućih pritisaka sa gornje na donju površinu ploče. Zbog toga, drenažni sistem ne treba vezivati sa donjom vodom kroz otvore na ploči dna ili otvore u dodatnim betonskim elementima (slučaj rušenja ploča brzotoka i bučnice brane Karnafuli. Drenažni sistem takođe ne treba vezivati sa donjom vodom ispuštima kroz prag na kraju bučnice, jer se nesmireni fluktuirajući pritisci mogu kroz njih preneti u drenažnu zonu. Posebno ako je kruna završnog praga iznad rečnog dna ili se očekuje da erozija i abrazija spuste rečno dno ispod krune praga, što je u praksi savršeno mogući slučaj (slučaj završnog praga cilindrične bučnice brane Đerdap I). Najsigurniji način je da se drenažni sistem izliva u vertikalne šahtove izvan bučnice i voda iz njih ispušta u donju vodu na pogodnoj visini.

- Poželjno je da dno i bočni zidovi relativno uske bučnice čine jednu konstruktivnu celinu (bez dilatacionih spojnica). Kao primer takve konstruktivne celine navodi se bučnica temeljnog ispusta brane Poehos (Peru), dužine oko 35 m, širine 5,0 m i visine bočnih zidova 3,5 m, izgrađene pre 30 godina. Do danas nije zabeležena pojava prslina u betonu. Ukoliko je širina bučnice znatna, preporučuje se izgradnja betonskih traka na dnu, širine $(10 \div 15)y_f$ (gde je y_f – prva spregnuta dubina skoka). Poželjno je da se širina traka odredi tako da krajnje trake na bokovima budu upola uže i da se bočnim zidovima čine jednu konstruktivnu celinu. Pri izgradnji traka mora se koristiti metod koji sprečava negativni uticaj skupljanja betona. Bučnica izgrađene brane Aslantaš (Turska) široka je u dnu 70,0 m, a dugačka 140,0 m. Dno je pokriveno sa 4 armirano-betonske ploče, ankerisane u stensku masu, svaka širine 35,0 m i dužine 70,0 m. Armirano-betonsko dno brzotoka brane Gangoun (Tunis) je kontinualna ploča (bez spojnica) dužine preko 100 m. Ako je bučnica izuzetno dugačka, pa betonska traka na dnu mora da bude formirana od više spojnica izdvojenih ploča, preporučuje se da prva ploča, sa početkom na kraju brzotoka ili prelivne brane, bude dugačka što je konstruktivno više moguće i da samo poslednja ploča u nizu bude skraćena. Bučnice sa dodatnim elementima za rasipanje energije (pragom, blokovi) su znatno kraće od bučnica bez

ovih elemenata, pa je poželjno da dno na celoj dužini bučnice bude konstruktivna celina (bez poprečnih spojnica), što je u većini slučajeva moguće postići.

- Debljina betonske ploče zavisi od opterećenja na nju i usvojenog sistema za osiguranje njene sigurnosti na isplivavanje. Ako je usvojen sistem sa ankerima zbog velikog dinamičkog uzgona, ploča je konstantne debljine na celoj površini i određuje se ili konstruktivnim potrebama ili na osnovu optimizacione analize (više betona, manje ankera), što se u praksi retko radi. Uobičajena debljina u prvom fazama projektovanja je 1,5 m do 3,0 m, zavisno od veličine brzine V_j . Takođe se preporučuju da potrebna debljina ploče bez ankerog sistema bude konstantna na celoj površini ploče, kako za ravno dno, tako i za dno sa dodatnim elementima za rasipanje energije. Ukupna površina čeličnih šipki u sistemu betonske ploče – ankeri treba da bude određena na osnovu dinamičke analize ponašanja ovog sistema. Ako se u proračunu stabilnosti koristi statička metoda ekvivalentne debljine betonske ploče, preporučuje se da se, na taj način proračunata, ukupna površina ankerskih šipki poveća dva puta.
- Dilatacione spojnice na dnu i bočnim stranama bučnice ne mogu se potpuno izbeći. U najpovoljnijem slučaju mora se predvideti dilataciona spojnica između brzotoka ili prelivne brane i bučice. Kod vrlo širokih bučnica ne mogu se izbeći podužne spojnice i treba ih postaviti na međusobnom rastojanju od $(10\div 15)y_1$. Spojnice upravne na vodni tok treba izostaviti, što je u većini slučajeva moguće. Ekonomski su povoljnije bučnice sa vododrživim dilatacionim spojnica, jer se tada kroz njih ne prenosi fluktuirajući pritisak sa gornje na donju površinu ploče. Međutim, vododrživa zaptivka može da bude oštećena pod uticajem fluktuirajućeg pritiska, pa za garantovanu vododrživost spojnica nema idealnog rešenja. Rizik od oštećenja (kidanja) vododržive zaptivke može se znatno smanjiti postavljanjem tri reda pažljivo ugrađenih komercijalnih zaptivnih traka: dva reda u gornjem delu ploče i jedan red u dnu ploče. Ispod radnih spojnica takođe treba postaviti kontinualne zaptivne trake u dnu radne spojnice. Preporučuje se da se između drenažnog sistema i armirano-betonske ploče dna postavi sloj poroznog betona male vodopropusnosti, debljine oko 60 cm.

5 ZAKLJUČCI

Rezultati dosadašnjih istraživanja fluktuacija pritiska u brojnim laboratorijama ukazuju na složenost ove pojave i teškoće u formiranju univerzalnih pravila za određivanje dinamičkog uzgona merodavnog za konstruktivno oblikovanje dna i bočnih strana bučnice i dodatnih elemenata za rasipanje energije. Nekoliko prikazanih metoda za određivanje dinamičkog uzgona daju dosta različite rezultate [16].

Sva do sada realizovana istraživanja pokazuju da vrednost merodavnog dinamičkog uzgona opada sa povećanjem dimenzija ploče, posebno u pravcu toka, i da se, prenošenjem fluktuacije pritiska sa gornjih na donju površinu ploče kroz spojnice, povećava ova vrednost.

Stoga se u ovom radu preporučuje da se bučnice, manjih dužina i širina, oblikuju kao jedan konstruktivan monolit po celoj dužini i širini.

Betonske ploče na dnu vrlo širokih i dugačkih bučnica treba izdeliti na što manji broj elementarnih ploča velike dužine i širine i što više smanjiti rizik od prenošenja fluktuacija pritiska sa gornje na donju površinu betonske ploče kroz dilatacione spojnice između ploča. Za tu svrhu danas su jedino raspoložive elastične zaptivne trake, ugrađene u betone susednih ploča u više redova po visini spojnice.

Metode i postupci izneti u ovom radu, mogu se primenjivati samo u prvoj fazi projektovanja. Najpraktičnije su metode opisane u radovima [6], [4] i [13]. Međutim, konačno konstruktivno oblikovanje svih elemenata bučnice (dno, bočni zidovi, dodatni betonski elementi) mora se izvršiti na osnovu merenja fluktuacija pritisaka (direktna ili indirektna metoda) na fizičkom modelu odgovarajuće razmere.

LITERATURA

- [1] Akbari, M.E. i dr., Pressure fluctuations on the floor of free and forced hydraulic jumps; Hydraulic Modelling of civil engineering structures, Coventry, England, 1982.
- [2] Bellin, A. i dr., Direct dynamic force measurement on slabs in spillway stilling basins, Journal of Hydraulic Engineering, Vol 121, No. 10, 1995.

- [3] Dei-Quing, Liu i dr., Model discussion of pressure fluctuations propagation within lining slab joints in stilling basins, *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol 133, No. 6, 2007.
- [4] Емцев, Б.Т., Гидравлические расчеты водосбросных гидротехнических сооружений Энергоатомиздат, Москва, 1988.
- [5] Erčić Živodar: Pregled i primena rezultata savremenih hidrauličkih istraživanja u projektovanju preliva visokih brana - prvi deo, časopis *Vodoprivreda*, 3-6/2005 (216-218), Beograd, 2005
- [6] Erčić Živodar: Pregled i primena rezultata savremenih hidrauličkih istraživanja u projektovanju preliva visokih brana - drugi deo, časopis *Vodoprivreda*, 4/2007 (228), Beograd, 2007
- [7] Erčić Živodar: Pregled i primena rezultata savremenih hidrauličkih istraživanja u projektovanju preliva visokih brana - treći deo, časopis *Vodoprivreda*, 1-3/2009 (237-239), Beograd, 2009
- [8] Farhoudi, J. i dr., Force on slab beneath hydraulic jump, *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol 117, No. 1, 1991.
- [9] Fiorotto, V. i dr., Fluctuating uplift and lining design in Spillway stilling basins, *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol 118, No.4, 1992.
- [10] Fiorotto, V. i dr., Design of anchored slabs in spillway stilling basins, *Journal of Hydraulic engineering*, Vol 126, No. 7, 2000.
- [11] Hajdin, G., O praktičnom značaju statističke analize pulzacija pritisaka vode na konture hidrotehničkih konstrukcija, VIII Kongres YUCOLD, 1970.
- [12] Hajdin, G., Prilozi za procenu fluktuacionog opterećenja na granične površine fluidne struje na osnovu izmerenih pritisaka u nekoliko tačaka površine, VIII Savetovanje jugoslovenskog društva za hidrauličko istraživanje, Portorož, 1982.
- [13] Hajdin, G. i dr., Dodatak priložima za procenu fluktuacionog opterećenja na granične površine fluidne struje; sile dinamičkog uzgona na dno ispod nepotopljenog i potopljenog hidrauličkog skoka, IX savetovanje jugoslovenskog društva za hidraulička istraživanja, 1986.
- [14] Hajdin, G. i dr., Određivanje fluktuacionog opterećenja na čvrste granične površine fluidne struje, na osnovu izmerenih pritisaka u nizu tačaka, XIX jugoslovenski kongres teorijske i primenjene mehanike, Ohrid, 1990.
- [15] Юодицкий, Г.А., Расчет пульсационных нарузок при расчете плит водовоя на всплывание, *Известия ВНИИГ*, Москва, т 77, 1965.
- [16] Khatsuria, R.M., *Hydraulics of Spillway and Energy Dissipators*, Marcel Dekker, New York, 2005.
- [17] Kuzmanović Vladan, Ljubodrag Savić, Bojan Milovanović: Statička analiza stepenastog preliva sa odbojnom gredom na pregradi Jelezovac, 4-6/2010 (246-248), Beograd, 2010
- [18] Lopardo, R.A. i dr., Experimental advances on pressure fluctuations beneath hydraulic jump, XXI Congress IAHR, Melbourne, Australia, 1985.
- [19] Maksimović, Č., Statistički parametri dinamičkog opterećenja na čvrsto telo u polju pritisaka sa normalnom raspodelom verovatnoće, XIV jugoslovenski kongres racionalne i primenjene mehanike, Portorož, 1978.
- [20] Nandascher, E., *Hydrodynamic forces*, A.A.Balrema, 1991.
- [21] Novak, P. i dr., *Hydraulic structures*, 1996.
- [22] Sanchez Bribiesca, J.L., Experimental analysis of macroturbulence effects on the lining of stilling basins, XIII ICOLD Congress, New Delhi, 1979.
- [23] Savić Ljubodrag, Vladan Kuzmanović, Bojan Milovanović, Nikola Rosić: Stepenasti preliv sa odbojnom gredom časopis *Vodoprivreda*, 4-6/2010 (246-248), Beograd, 2010
- [24] Špoljarić, A., Jedan primer određivanja dinamičkog opterećenja na dno slapišta, XII Kongres YUCOLD, Budva, 1982 .
- [25] Špoljarić, A. i dr., Unsteady dynamic force due to pressure fluctuations on the bottom of an energy dissipator; *Hydraulic modelling of civil engineering structures*, Coventry, England, 1982.
- [26] Toso, J.W. i dr., Extreme pressures in hydraulic – Jump stilling basins; *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol 114, No.8, 1988.

[27] Vasilev, D. i dr., Statistical characteristics of pressure fluctuations in the region of hydraulic jump, XII Congress IAHR, Fort Collins (USA), 1967.

[28] Zhiqun, D. i dr., Prototupe measurement of pressure fluctuations in the Dalles dam stilling basin, Journal of Hydraulic Research, Vol 45, no. 5, 2007; diskusija R.A. Lpando u Vol 48, No.6, 2010.

APPLICATION OF THE RESULTS OF CONTEMPORANEOUS HYDRAULIC INVESTIGATIONS IN THE DESIGNS OF SPILLWAYS FOR LARGE DAMS
(part four)

by

Živodar ERČIĆ
Energoprojekt, Beograd
E-mail: erra@eunet.rs

Summary

The basic theme of the fourth part of the Report, outlined in the title shown above, is the influence of the hydrodynamic forces on the dimensions of the lower plates of the stilling basin. The results displayed are related to investigations, performed to date, on hydrodynamic models of stilling basins with classical hydrodynamic jumps.

The empirical formulae for determination of hydrodynamic influences on the concrete bottom, which can be used in initial phases of designing, are presented.

Keywords: Hydrodynamic forces, Pressure fluctuations, Forces fluctuations, Hydraulic jump.

Redigovano 04.10.2011.