

Univerza
v Ljubljani
Fakulteta
*za gradbeništvo
in geodezijo*



Jamova cesta 2
1000 Ljubljana, Slovenija
<http://www3.fgg.uni-lj.si/>

DRUGG – Digitalni repozitorij UL FGG
<http://drugg.fgg.uni-lj.si/>

V zbirki je izvirna različica izdajatelja.

Prosimo, da se pri navajanju sklicujete na bibliografske podatke, kot je navedeno:

University
of Ljubljana
Faculty of
*Civil and Geodetic
Engineering*



Jamova cesta 2
SI – 1000 Ljubljana, Slovenia
<http://www3.fgg.uni-lj.si/en/>

DRUGG – The Digital Repository
<http://drugg.fgg.uni-lj.si/>

This is a publisher's version PDF file.

When citing, please refer to the publisher's bibliographic information as follows:

Rodič, P. 2016. Modelna podobnost in vpliv modelnega merila na prenos rezultatov fizičnega hidravličnega modela na prototip. Magistrsko delo. = Model similarity and the impact of the model scale to transfer the results of the physical hydraulic model to the prototype. M. Sc. Thesis. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo: 82 str. (mentor Steinman, F.).

<http://drugg.fgg.uni-lj.si/6175/>

Univerza
v Ljubljani
Fakulteta
za gradbeništvo
in geodezijo

Jamova 2, p.p. 3422
1115 Ljubljana, Slovenija
telefon (01) 47 68 500
faks (01) 42 50 681
fgg@fgg.uni-lj.si



**MAGISTRSKI ŠTUDIJ
GRADBENIŠTVA
HIDROTEHNIČNA SMER**

Kandidat:

PRIMOŽ RODIČ, univ. dipl. inž. grad.

**MODELNA PODOBNOST IN VPLIV MODELNEGA
MERILA NA PRENOS REZULTATOV FIZIČNEGA
HIDRAVLICNEGA MODELA NA PROTOTIP**

Magistrsko delo štev.: 271

**MODEL SIMILARITY AND THE IMPACT OF THE
MODEL SCALE TO TRANSFER THE RESULTS FROM
THE PHYSICAL HYDRAULIC MODEL TO THE
PROTOTYPE**

Master of Science Thesis No.: 271

Mentor:
prof. dr. Franc Steinman

Predsednik komisije:
prof. dr. Matjaž Četina

Člana komisije:
izr. prof. dr. Dušan Žagar
izr. prof. dr. Roman Klasinc

Ljubljana, 6. september 2016

STRAN ZA POPRAVKE, ERRATA

Stran z napako	Vrstica z napako	Namesto	Naj bo

IZJAVE

Spodaj podpisani študent Primož Rodič, vpisna številka 26002255, avtor pisnega zaključnega dela študija z naslovom MODELNA PODOBNOST IN VPLIV MODELNEGA MERILA NA PRENOS REZULTATOV FIZIČNEGA HIDRAVLIČNEGA MODELA NA PROTOTIP

IZJAVLJAM1. *Obkrožite eno od variant a) ali b)*

a) da je pisno zaključno delo študija rezultat mojega samostojnega dela;

b) da je pisno zaključno delo študija rezultat lastnega dela več kandidatov in izpolnjuje pogoje, ki jih Statut UL določa za skupna zaključna dela študija ter je v zahtevanem deležu rezultat mojega samostojnega dela;

2. da je tiskana oblika pisnega zaključnega dela študija istovetna elektronski obliki pisnega zaključnega dela študija;

3. da sem pridobil vsa potrebna dovoljenja za uporabo podatkov in avtorskih del v pisnem zaključnem delu študija in jih v pisnem zaključnem delu študija jasno označil;

4. da sem pri pripravi pisnega zaključnega dela študija ravnal v skladu z etičnimi načeli in, kjer je to potrebno, za raziskavo pridobil soglasje etične komisije;

5. soglašam, da se elektronska oblika pisnega zaključnega dela študija uporabi za preverjanje podobnosti vsebine z drugimi deli s programsko opremo za preverjanje podobnosti vsebine, ki je povezana s študijskim informacijskim sistemom članice;

6. da na UL neodplačno, neizključno, prostorsko in časovno neomejeno prenašam pravico shranitve avtorskega dela v elektronski obliki, pravico reproduciranja ter pravico dajanja pisnega zaključnega dela študija na voljo javnosti na svetovnem spletu preko Repozitorija UL;

7. da dovoljujem objavo svojih osebnih podatkov, ki so navedeni v pisnem zaključnem delu študija in tej izjavi, skupaj z objavo pisnega zaključnega dela študija.

V Ljubljani,

datum: 31.8.2016

Podpis študenta:

BIBLIOGRAFSKO – DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK

UDK:	532.533(043.3)
Avtor:	Primož Rodič, univ. dipl. inž. grad.
Mentor:	prof. dr. Franci Steinman
Naslov:	Modelna podobnost in vpliv modelnega merila na prenos rezultatov fizičnega hidravličnega modela na prototip
Tip dokumenta:	magistrsko delo
Obseg in oprema:	82 str., 13 preglednic, 56 sl., 59 en., 7 pril.
Ključne besede:	fizični hidravlični model, podobnost, vpliv modelnega merila, preliv, pretočni koeficient, viskoznost, površinska napetost

Izvleček:

V magistrski nalogi je obravnavano področje fizičnega hidravličnega modeliranja. Fizični hidravlični modeli so neizogibno podvrženi vplivu modelnega merila zaradi porušenega medsebojnega razmerja sil, ki delujejo na prototipu in na modelu. Ta razmerja so predstavljena v obliki brezdimenzijskih števil. Opisani so zakoni modelne podobnosti in podane omejitve pri uporabi fizičnih hidravličnih modelov. Podane so teoretične osnove prelivanja vode čez preliv. Vpliv modelnega merila je bil analiziran na primeru treh geometrijsko podobnih prelivov v merilih 1:26, 1:50 in 1:100, na katerih so bili izmerjeni tlaki na prelivu, vzdolžni potek prelivne gladine in pretočna sposobnost. Razlike tlakov na prelivu in vzdolžnih potekov gladine so manjše od merilne negotovosti meritev. Pri določitvi pretočnega koeficienta je bila skupaj z meritvami uporabljena tudi teoretična enačba, v kateri so upoštevani ključni parametri. Dominantni vpliv na velikost pretočnega koeficienta ima viskoznost vode, medtem ko je vpliv površinske napetosti praktično povsem zanemarljiv in je bil opazen šele na modelu v merilu 1:100.

BIBLIOGRAPHIC-DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT

UDC: 532.533(043.3)
Author: Primož Rodič, univ. dipl. inž. grad.
Supervisor: prof. Franci Steinman, Ph.D.
Title: Model similarity and the impact of the model scale to transfer the results from the physical hydraulic model to the prototype
Document type: M. Sc. Thesis
Scope and tools: 82 p., 13 tab., 56 fig., 59 eq., 7ann.
Keywords: physical hydraulic model, similarity, scale effect, weirs, discharge coefficient, viscosity, surface tension

Abstract:

The master's thesis is addressed to the area of the physical hydraulic modeling. Physical hydraulic models, or scale models, are inevitably influenced by the so called scale effects due to disturbed ratios of forces acting on the prototype and the model. These ratios are expressed by the nondimensional numbers. General laws of mechanical similarity are presented. Theoretical bases of the weir flow are also presented. Scale effects were analyzed in the case of the three geometrical similar weirs, made in 1:26, 1:50 and 1:100 scales. The measurements of pressures on the weir surfaces and longitudinal water surface courses have shown the measurement uncertainty is greater than their differences. The discharge coefficient was evaluated by the means of measurements and the equation, which takes into account the essential parameters of the scale effects. It has been shown that a higher relative impact of the scale effects is due to viscosity while surface tension is mostly negligible as it was detected only in the smallest model in the 1:100 scale.

ZAHVALA

Iskrena hvala mentorjema prof. dr. Franciju Steinmanu in dr. Gorazdu Novaku za nasvete in pomoč pri izvedbi magistrskega dela. Hvala tudi vodstvu Inštituta z hidravlične raziskave iz Ljubljane, ki mi je omogočilo materialne in časovne pogoje, ter sodelavcema Matjažu Buhu in Pavlu Velkavrhju za kvalitetno izvedbo modelne instalacije in pomoč pri meritvah.

KAZALO VSEBINE

1	UVOD	1
1.1	Fizični hidravlični modeli in modelno merilo.....	2
1.2	Hipoteze	3
1.3	Vsebina naloge.....	4
2	TEORETIČNE OSNOVE	5
2.1	Teorija modelne podobnosti.....	5
2.2	Geometrijska, kinematična, dinamična in mehanska podobnost	5
2.2.1	Geometrijska podobnost	6
2.2.2	Kinematična podobnost.....	6
2.2.3	Dinamična podobnost	6
2.2.4	Mehanska podobnost.....	7
2.3	Brezdimenzijska števila v mehaniki tekočin.....	7
2.3.1	Eulerjevo število <i>Eu</i>	7
2.3.2	Froudovo število <i>Fr</i>	8
2.3.3	Reynoldsovo število <i>Re</i>	8
2.3.4	Machovo število <i>Ma</i>	8
2.3.5	Webrovo število <i>We</i>	9
2.4	Zakoni modelne podobnosti.....	9
2.4.1	Izpeljava zakonov modelne podobnosti s pomočjo Rayleighove dimenzijske metode	10
2.4.2	Izpeljava zakonov modelne podobnosti s pomočjo inspekcijske analize.....	11
2.4.3	Omejitve pri upoštevanju teorije podobnosti pri fizičnem hidravličnem modeliranju.....	12
2.4.4	Froudov zakon modelne podobnosti	13
2.4.5	Reynoldsov zakon modelne podobnosti.....	13
2.4.6	Webrov zakon modelne podobnosti.....	14
2.4.7	Machov zakon modelne podobnosti.....	14
2.4.8	Tabela modelnih števil	15
2.4.9	Izvedba fizičnih hidravličnih modelov v praksi.....	16
2.5	Vpliv modelnega merila.....	18
2.5.1	Različne metode oz. pristopi za določitev vpliva modelnega merila	18
2.5.2	Teoretične podlage za analizo hipotez	19
2.6	Prelivna polja in prelive.....	19
2.6.1	Prelivi in njihova umestitev na pregradne objekte	20
2.6.2	Opis in analiza fizikalnega pojava	22
2.6.3	Vpliv površinske napetosti pri prelivanju	26
2.6.4	Mejna plast na prelivu.....	27
2.6.5	Definiranje vplivnih parametrov pri prelivanju	34
2.6.6	Definiranje oblike pretočnega koeficienta	35

2.6.7	Aproksimacija pretočnega koeficienta po enačbi Matthewa	35
2.7	Uporabljen merilni sistem, merilna oprema in merilna negotovost meritev.....	38
2.8	Uporabljena programska oprema za odjem, obdelavo in sintezo modelnih rezultatov	39
3	MODELNA RAZISKAVA HE SUHADOL	40
3.1	Problematika, ki jo je obravnavala raziskava HE Suhadol	40
3.2	Raziskava oblike prelivnega hrpta HE Suhadol.....	42
3.3	Geometrija prelivnega polja HE Suhadol	44
4	MODELNA RAZISKAVA PRELIVOV	45
4.1	Zasnova in izvedba modelov v laboratoriju.....	45
4.1.1	Zasnova in izvedba modelov za potrditev hipoteze 1 in hipoteze 2	45
4.1.2	Zasnova in izvedba modelov za potrditev hipoteze 3	48
4.2	Zasnova meritev in vrednotenje izmerjenih veličin.....	52
4.3	Izvedba in analiza meritev na modelu prelivnega polja v merilu 1:26 v hidravličnem žlebu širine 1 m	54
4.3.1	Analiza meritev tlakov na prelivnem hrptu v 5 vzdolžnih oseh	54
4.3.2	Meritev hitrostnega profila na dotoku k prelivu in na prelivu	58
4.4	Izvedba in analiza meritev na seriji modelnih prelivov v merilu 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m.....	60
4.4.1	Meritev in primerjava vzdolžnega poteka prelivne gladine.....	61
4.4.2	Meritev in primerjava tlakov na prelivu in prelivnem hrptu.....	64
4.4.3	Meritev in primerjava pretočnih koeficientov	68
4.5	Analitična določitev pretočnega koeficienta po enačbi Matthewa	69
4.5.1	Upoštevanje nadomestnega polmera temena preliva R_l v prirejeni enačbi po Matthewu	70
4.5.2	Analiza vpliva modelnega merila na pretočni koeficient preliva po prirejeni enačbi Matthewa	73
4.6	Preizkus veljavnosti hipotez	75
4.6.1	Preizkus veljavnosti hipoteze 1.....	75
4.6.2	Preizkus veljavnosti hipoteze 2.....	77
4.6.3	Preizkus veljavnosti hipoteze 3.....	77
5	ZAKLJUČKI IN SINTEZA.....	79
5.1	Predpostavljene hipoteze v nalogi in njihova potrditev	79
5.2	Sinteza in možne dodatne raziskave lastnosti toka	80
6	SUMMARY	81
VIRI	83

KAZALO PREGLEDNIC

Preglednica 1-1: Hidrotehnični objekti in naprave, ki se jih lahko obravnava s fizičnimi hidravličnimi modeli, glede na področje uporabe (vir: (Kobus, 1980), str. 184).....	3
Preglednica 2-1: Modelna merila glede na izbrani zakon modelne podobnosti.	15
Preglednica 2-2: Parametri laminarne in turbulentne mejne plasti za tok tekočine vzdolž vzporedne ravne gladke površine (vir: (Çengel & Cimbala, 2006), str. 530).	32
Preglednica 4-1: Prečni položaj vzdolžnih merilnih osi s po 12 piezometričnimi odprtinami na prototipu in modelu preliva.	46
Preglednica 4-2: Podatki o vzdolžnem prerezu prelivnega polja za prototip in model preliva.	46
Preglednica 4-3: Podatki o vzdolžnih prerezih prelivov za prototip in za modele prelivov v merilih 1:26, 1:50 in 1:100.....	51
Preglednica 4-4: Podatki za prenos modelnih veličin na prototip za modelna merila 1:26, 1:50 in 1:100.....	53
Preglednica 4-5: Obravnavani pretoki na modelu prelivnega polja v merilu 1:26 v hidravličnem žlebu širine 1 m.	54
Preglednica 4-6: Obravnavani pretoki na modelih preliva v merilu 1:26, 1:50 in 1:100.	61
Preglednica 4-7: Polmeri ukrivljenosti gladine nad temenom preliva na modelih.....	64
Preglednica 4-8: Analiza tlakov na temenu preliva (piezometer P2) brez in z vplivom površinske napetosti.....	66
Preglednica 4-9: Relativni vpliv površinske napetosti in merilna negotovost meritve tlaka na temenu prelivu.....	67
Preglednica 4-10: Relativni vpliv površinske napetosti in viskoznosti na koeficient pretoka na modelih prelivov glede na prototip.....	75

KAZALO SLIK

Slika 2-1: Teoretično obstajajo univerzumi, v katerih je možna popolna analogija fizikalnega pojava (vir slike: (Çengel & Cimbala, 2006), str. 278).....	5
Slika 2-2: Moodyjev diagram odvisnosti Darcyjevega koeficienta trenja od Reynoldsovega števila in relativne hrapavosti za polno razviti tok v okroglih ceveh.....	17
Slika 2-3: Vzdolžni prerez prelivnega polja (vir: (Novak, et al., 2007), str. 245).....	20
Slika 2-4: Prelivi (od leve proti desni): tankostenski ostrorobi preliv, pravokotni preliv z bočno zožitvijo, trikotni preliv, preliv praktične oblike.....	21
Slika 2-5: Preliv praktične oblike je oblikovan na podlagi prelivnega curka ostrorobega preliva.....	21
Slika 2-6: Preliv praktične oblike WES po predlogu U.S. Army Engineers Waterways Experimental Station (vir: (Chow, 1959), str. 365).	22
Slika 2-7: Vzdolžni potek gladine čez preliv in podslapje z označenimi kontrolnimi točkami ter značilnimi gladinskimi krivuljami med njimi.	24
Slika 2-8: Ukrivljene tokovnice pri prelivanju čez preliv (vir: (Castro-Orgaz & Hager, 2013), str 646).	24
Slika 2-9: Vertikalna razporeditev hitrosti in tlakov vzdolž simetričnega preliva (Castro-Orgaz & Chanson, 2013).	25
Slika 2-10: Ukrivljena površina vodne gladine s polmeroma ukrivljenosti R_1 in R_2 v pravokotnih smereh (vir: (Kladnik, 1974), str. 203).....	26
Slika 2-11: Razdelitev prelivnega curka na potencialni tok (tok idealne tekočine) in tanko viskozno mejno plast (vir: (Matthew, 1963), str. 517).	27
Slika 2-12: Hitrostni profil v mejni plasti z debelino $\delta(x)$ (vir: (Çengel & Cimbala, 2006), str. 524) ...	28
Slika 2-13: Režim toka tekočine v mejni plasti, zgoraj shematično, spodaj v merilu (vir: (Çengel & Cimbala, 2006), str. 514).....	29
Slika 2-14: Sestava mejne plasti skozi razvojne stopnje (vir: (Chadwick & Morfett, 1993), str. 74)....	30
Slika 2-15: Rotacijski tok v mejni plasti (vir: (Çengel & Cimbala, 2006), str. 145).....	30
Slika 2-16: Izrivna debelina mejne plasti δ^* in debelina gibalne količine mejne plasti θ (vir: (Çengel & Cimbala, 2006), str. 527 in 528).....	31
Slika 2-17: Sprememba debeline mejne plasti zaradi povečane hitrosti vode na prelivu (vir: (Castro-Orgaz & Hager, 2014), str. 654).....	32
Slika 2-18: Razvoj mejne plasti dolvodno od preliva do kritične točke C (vir: (Chadwick & Morfett, 1993), str. 421).	33
Slika 2-19: Primerjava pretočnega koeficienta, izračunanega po enačbi Matthewa in enačbi Castra Orgaza (vir: (Castro-Orgaz & Hager, 2014), str. 659).	37
Slika 2-20: Pretočna krivulja in merilna negotovost Thomsonovega merskega preliva.	38
Slika 3-1: Prostorski hidravlični model HE Suhadol v merilu 1:38 (desno) in parcialni hidravlični model prelivnega polja v merilu 1:26 v steklenem žlebu (levo) v laboratoriju Inštituta za hidravlične raziskave v Ljubljani.	40
Slika 3-2: Predvidena lokacija HE Suhadol med Hrastnikom in sotočjem Save in Savinje.	41

Slika 3-3: Tloris HE Suhadol.....	41
Slika 3-4: HE Suhadol, projektna oblika preлива, tlaki na prelivu pri podlivanju pri odprtju zapornice $a = 8$ m.....	43
Slika 3-5: HE Suhadol, preliv oblike WES, tlaki na prelivu pri podlivanju pri odprtju zapornice $a = 8$ m.....	43
Slika 3-6: Projektna in nova oblika preлива HE Suhadol po predlogu WES (oranžna linija).....	44
Slika 4-1: Model prelivnega polja v merilu 1:26 v hidravličnem kanalu širine 1 m.....	47
Slika 4-2: Tloris (zgoraj) in vzdolžni prerez (spodaj) modela prelivnega polja v merilu 1:26 v hidravličnem žlebu širine 1 m.....	48
Slika 4-3: Negativi za izdelavo modelov prelivov.....	49
Slika 4-4: Preliv v merilu 1:100 v fazi izdelave.....	49
Slika 4-5: Končni izgled prelivov v merilu 1:26 in 1:100.....	50
Slika 4-6: Preliv v merilu 1:100, vgrajen v hidravlični žleb širine 0,5 m.....	50
Slika 4-7: Tloris (zgoraj) in vzdolžni prerez (spodaj) prelivov v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem žlebu širine 0,5 m.....	52
Slika 4-8: Primerjava tlakov v 5 vzdolžnih oseh na prelivu pri pretoku $Q = 1071$ m ³ /s.....	55
Slika 4-9: Prečni potek relativnih tlakov na desni polovici preлива na temenu preлива v piezometrih P2.....	55
Slika 4-10: Prečni potek relativnih tlakov na desni polovici prelivnega hrpta v piezometrih P5.....	56
Slika 4-11: Bočna kontrakcija prelivnega curka pri pretoku 1071 m ³ /s za prototip.....	56
Slika 4-12: Primerjava tlakov v 5 vzdolžnih oseh na prelivu pri pretoku $Q = 774$ m ³ /s in na modelu v merilu 1:50 z enakomernim dvodimenzijskim natokom v osi preлива.....	57
Slika 4-13: Hitrostni profil v prečnem profilu 40,6 m gorvodno od temena preлива.....	58
Slika 4-14: Hitrostni profil v prečnem profilu 17,2 m gorvodno od temena preлива, tik pred vstopom v prelivno polje.....	59
Slika 4-15: Hitrostni profil v prečnem profilu v prelivnem polju 8,1 m gorvodno od temena preлива..	59
Slika 4-16: Hitrostni profil na temenu preлива.....	59
Slika 4-17: Primerjava fotografij prelivnega curka na modelih 1:50 (leva fotografija) in 1:100 (desna fotografija) pri nominalnem pretoku 821 m ³ /s.....	62
Slika 4-18: Primerjava vzdolžnega poteka prelivne gladine pri nominalnem pretoku 821 m ³ /s na modelih v merilih 1:50 in 1:100.....	62
Slika 4-19: Primerjava fotografij prelivnega curka na modelih 1:26 (leva fotografija), 1:50 (srednja fotografija) in 1:100 (desna fotografija) za nominalni pretok 214 m ³ /s.....	63
Slika 4-20: Primerjava vzdolžnega poteka prelivne gladine pri nominalnem pretoku 213 m ³ /s na modelih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100.....	63
Slika 4-21: Primerjava vzdolžnih potekov tlakov na prelivu pri nominalnem pretoku 821 m ³ /s na modelih v merilih 1:50 in 1:100.....	65
Slika 4-22: Primerjava vzdolžnih potekov tlakov na prelivu pri nominalnem pretoku 213 m ³ /s na modelih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100.....	65

Slika 4-23: Relativni tlaki na temenu preлива z odštetim vplivom površinske napetosti in vrisanim obsegom merilne negotovosti meritev v odvisnosti od pretoka.	68
Slika 4-24: Izmerjene vrednosti pretočnega koeficienta na modelnih prelivih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100.....	69
Slika 4-25: Aproksimacija pretočnega koeficienta z enačbo Matthewa in upoštevanjem polmera prelivnega temena s polmerom krožnega loka R do temena preлива.	70
Slika 4-26: Aproksimacija pretočnega koeficienta s prirejeno enačbo Matthewa in upoštevanjem nadomestnega polmera R_j	71
Slika 4-27: Pretočni koeficient za prototip preлива.....	72
Slika 4-28: Relativna razlika izmerjenega in izračunanega pretočnega koeficienta po prirejeni enačbi Matthewa na modelih glede na pretočni koeficient na prototipu.	73
Slika 4-29: Analiza pretočnega koeficienta na modelih prelivov in na prototipu s pomočjo prirejene enačbe Matthewa.....	74
Slika 4-30: Razlika ekstremnih vrednosti izmerjenih tlakov na prelivu v prečni smeri v piezometrih P2 in P5 v odvisnosti od pretoka.	76

LIST OF TABLES

Table 1-1: Hydraulic structures and constructions, examined with the physical hydraulic models, regarding to their scope (ref.: (Kobus, 1980), p. 184)	3
Table 2-1: Model scales according to the chosen model similarity law	15
Table 4-1: Transverse position of the longitudinal measuring axes, each with 12 piezometric taps, in the prototype and in the scale model of the spillway.....	46
Table 4-2: Data of the longitudinal cross section of the prototype spillway and of the 1:26 scale model spillway.	46
Table 4-3: Data of the longitudinal cross sections of the prototype weir and of the 1:26, 1:50 and 1:100 scale models.....	51
Table 4-4: Model scales to transfer the results of the hydraulic models to the prototype according to the chosen model scales 1:26, 1:50 and 1:100.....	53
Table 4-5: Used discharges in the 1:26 scale model of the spillway in the hydraulic channel with the width of 1 m.....	54
Table 4-6: Used discharges in the 1:26, 1:50 and 1:100 scale models of the weir.....	61
Table 4-7: Radii of the curvilinear water surface over the weir crest on the scale models.	64
Table 4-8: Analysis of the relative pressures on the weir crest (piezometric tap P2) with and without the impact of the surface tension.	66
Table 4-9: Relative influence of the surface tension and measurement uncertainty of the pressure measurement on the weir crest.	67
Table 4-10: Relative impact of the surface tension and viscosity to the discharge coefficient in the scale models with regard to the prototype.	75

LIST OF FIGURES

Figure 2-1: Theoretically there exist universes, where complete analogy to physical phenomena is possible (ref.: (Çengel & Cimbala, 2006), p. 278).....	5
Figure 2-2: Moody chart showing the Darcy friction factor against Reynolds number for various relative roughnesses for fully developed flow in a circular pipe.....	17
Figure 2-3: Longitudinal cross section of a spillway (ref.: (Novak, et al., 2007), p. 245).	20
Figure 2-4: Weirs (from left to right): thin plate weir, rectangular weir, triangular-notch weir, round-crested weir.	21
Figure 2-5: Round-crested weir is shaped to conform the lower surface of the nappe of a sharp-crested weir.....	21
Figure 2-6: Round crested weir WES by the proposal of U.S. Army Engineers Waterways Experimental Station (ref.: (Chow, 1959), p. 365).....	22
Figure 2-7: Longitudinal water surface course along weir and stilling basin with marked checkpoints and typical water surface curves.	24
Figure 2-8: Curvilinear streamlines across a weir (ref.: (Castro-Orgaz & Hager, 2013), p. 646).....	24
Figure 2-9: Velocity and pressure vertical layout across symmetrical round crested weir (Castro-Orgaz & Chanson, 2013).	25
Figure 2-10: Curved water surface with radius of curvatures R_1 and R_2 in the orthogonal axes. (ref.: (Kladnik, 1974), p. 203).....	26
Figure 2-11: Division of the nappe to the outer potential flow and to the inner viscous boundary layer (ref.: (Matthew, 1963), p. 517).....	27
Figure 2-12: Velocity profile in the boundary layer with the thickness $\delta(x)$ (ref.: (Çengel & Cimbala, 2006), p. 524)	28
Figure 2-13: Flow regime transition in the boundary layer (upper figure - schematically, lower figure - scaled (ref. (Çengel & Cimbala, 2006), p. 514).	29
Figure 2-14: Boundary layer structure through the development stages (ref.: (Chadwick & Morfett, 1993), p. 74).	30
Figure 2-15: Rotational flow in the boundary layer (ref.: (Çengel & Cimbala, 2006), p. 145).	30
Figure 2-16: Boundary layer displacement δ^* and momentum displacement θ (ref.: (Çengel & Cimbala, 2006), p. 527 and 528).....	31
Figure 2-17: Change of the boundary layer displacement thickness due to the increased flow velocity over the weir (ref.: (Castro-Orgaz & Hager, 2014), p. 654).....	32
Figure 2-18: Boundary layer development from the weir crest to the critical point C (ref.: (Chadwick & Morfett, 1993), p. 421).....	33
Figure 2-19: Comparison of discharge coefficient calculated by Matthew and Castro-Orgaz (ref.: (Castro-Orgaz & Hager, 2014), p. 659).	37
Figure 2-20: Discharge curve and measurement uncertainty of the Thomson triangular thin plate measuring weir.	38

Figure 3-1: The hydraulic model of the HPP Suhadol built in 1:38 scale (right) and the partial hydraulic model of the spillway built in 1:26 scale in the hydraulic channel (left) in the laboratory of Institute for Hydraulic Research in Ljubljana.	40
Figure 3-2: Planned location of the HPP Suhadol between Hrastnik and the confluence of the rivers Sava and Savinja.....	41
Figure 3-3: Layout of the HPP Suhadol	41
Figure 3-4: HPP Suhadol, the designed shape of the spillway, pressure distribution on the weir during flow under the gate with the opening $a = 8$ m.	43
Figure 3-5: HPP Suhadol, the spillway with the WES weir shape, pressure distribution on the weir during flow under the gate with the opening $a = 8$ m.....	43
Figure 3-6: The designed and the new shape by the proposal of WES (orange line) of the HPP Suhadol weir in the spillway	44
Figure 4-1: 1:26 scale model of the spillway in the hydraulic channel with a width of 1 m.....	47
Figure 4-2: Layout (upper) and the longitudinal cross section (bottom) of the 1:26 scale model spillway in the hydraulic channel with a width of 1 m.....	48
Figure 4-3: Negative models for the construction of the scale model weirs.	49
Figure 4-4: 1:100 scale model weir during construction.	49
Figure 4-5: Final look of the 1:26 and 1:100 scale model weirs.	50
Figure 4-6: 1:100 model scale weir, fitted in the hydraulic channel with the width of 0,5 m.....	50
Figure 4-7: Layout (upper) and the longitudinal section (bottom) of the 1:26, 1:50 and 1:100 scale model weirs in the hydraulic channel with the width of 0,5 m.....	52
Figure 4-8: Comparison of pressures along 5 longitudinal measured axes at discharge $1071 \text{ m}^3/\text{s}$	55
Figure 4-9: Relative pressure distribution in the transverse direction at the right side of the weir crest in the piezometric taps P2.....	55
Figure 4-10: Relative pressure distribution in the transverse direction at the right side of the weir in the piezometric taps P5.....	56
Figure 4-11: Lateral flow contraction at discharge $1071 \text{ m}^3/\text{s}$ for the prototype.....	56
Figure 4-12: Comparison of pressures along 5 longitudinal measured axes at discharge $774 \text{ m}^3/\text{s}$ and with the pressures in the central axis of the 1:50 scale model with the uniform twodimensional inflow.	57
Figure 4-13: Velocity profile in the cross section 40,6 m upstream of the weir crest.	58
Figure 4-14: Velocity profile in the cross section 17,2 m upstream of the weir crest just in front the spillway.	59
Figure 4-15: Velocity profile in the cross section in the spillway 8,1 m upstream of the crest.....	59
Figure 4-16: Velocity profile in the cross section of the weir crest.....	59
Figure 4-17: Comparison of photos of the nappe in the 1:50 scale model (left photo) and 1:100 scale model (right photo) at the nominal discharge $821 \text{ m}^3/\text{s}$	62
Figure 4-18: Comparison of the longitudinal water surface courses, measured in the 1:50 and 1:100 scale models, at the nominal discharge $821 \text{ m}^3/\text{s}$	62

Figure 4-19: Comparison of photos of the nappe in the 1:26 scale model (left photo), 1:50 scale model (middle photo) and 1:100 scale model (right photo) at the nominal discharge 214 m ³ /s.....	63
Figure 4-20: Comparison of the longitudinal water surface courses, measured in the 1:26, 1:50 and 1:100 scale models at the nominal discharge 213 m ³ /s.	63
Figure 4-21: Comparison of pressures on the weir, measured in the 1:50 and 1:100 scale models at the nominal discharge 821 m ³ /s.	65
Figure 4-22: Comparison of pressures on the weir, measured in the 1:26, 1:50 and 1:100 scale models at the nominal discharge 213 m ³ /s.....	65
Figure 4-23: Relative pressure on the weir crest with subtracted influence of the surface tension and with a measurement uncertainty inscribed as a function of the flow.	68
Figure 4-24: Measured discharge coefficient in the 1:26, 1:50 and 1:100 scale model weirs.	69
Figure 4-25: Approximation of discharge coefficient according to equation by Matthew, with radius R of the upstream weir arc taken into account.....	70
Figure 4-26: Approximation of discharge coefficient according to adapted equation by Matthew, with the substitute radius R_j taken into account.....	71
Figure 4-27: Discharge coefficient for the prototype of the weir.....	72
Figure 4-28: Relative difference of the measured and calculated discharge coefficients with the adapted equation by Matthew in the models regarding to the prototype discharge coefficient.	73
Figure 4-29: Analysis of the discharge coefficient in the scale model weirs and in the prototype using the adapted equation by Matthew.....	74
Figure 4-30: Difference between extreme measured pressures in the transverse direction in the pressure taps P2 and P5 regarding to discharge.	76

(ta stran je namenoma prazna)

1 UVOD

Hidravlično modeliranje je v inženirski hidrotehnični praksi način, s katerim je mogoče dobiti vpogled v hidravlično dogajanje in medsebojni vpliv obstoječega ali predvidenega objekta in vode, in ki omogoča doseči tehnično in ekonomsko optimalno rešitev. Modeliranje se izvaja s pomočjo fizičnih in matematičnih (numeričnih) hidravličnih modelov. Ti so posnetek prototipa oz. stanja v naravi, ter zasnovani tako, da čim boljše simulirajo fizikalno dogajanje.

Eden prvih, ki je uporabil fizični hidravlični model (za raziskavo poplavnega območja), je bil l. 1885 Osborne Reynolds. Kmalu zatem, leta 1898, je Hubert Engels ustanovil prvi Rečni hidravlični laboratorij v Dresdnu. Po letu 1920 se je število hidravličnih laboratorijev skokovito povečevalo, leta 1937 je bil ustanovljen tudi Vodogradbeni laboratorij v Ljubljani. Uporaba fizičnih modelov se z razvojem računalniške moči in novih matematičnih orodij in modelov zmanjšuje, še vedno pa fizično modeliranje ostaja pomembno orodje pri načrtovanju hidrotehničnih objektov in obravnavanju kompleksne hidravlike.

Fizični hidravlični modeli so »najboljši analogni računalnik za natančno ponazoritev kompleksnih hidravličnih pojavov« (Le Méhauté, 1990). Imajo svoje prednosti in slabosti, pomenljivo pa je, da se verodostojnost matematičnih modelov še vedno sklicuje na rezultate fizičnih modelov. Sovprega matematičnega in fizičnega modela, za kar obstaja izraz hibridni model, je optimalni pristop k obravnavanju hidravlične problematike.

Podobnost med fizičnimi in matematičnimi modeli ter njihovim originalom oz. prototipom je v teoriji lahko popolna, v praksi pa večinoma ne. Matematični modeli (praviloma v merilu 1:1) imajo omejeno sposobnost modeliranja realne tekočine. Na fizičnih hidravličnih modelih se tekočina obnaša realno, ker pa so modeli v veliki večini zgrajeni v pomanjšanem merilu, to povzroča ti. *scale effect*, to je učinek ali vpliv modelnega merila na rezultate raziskave. To je lahko vir večjih napak, zato se mora tedaj opraviti analiza o njegovem vplivu pri prenosu izmerjenih fizikalnih veličin iz modela na prototip.

Za uspešno uporabo fizičnih hidravličnih modelov je tako pomembno dobro poznavanje fizikalnih zakonitosti, značilnosti le-teh na prototipu in modelu ter razumevanje teorije podobnosti. O tem govorita tudi naslednji izjavi:

- *»Praktična uporaba podobnosti v fizičnih hidravličnih raziskavah temelji na razumevanju dejstva, da absolutne podobnosti ni, temveč obstaja več različnih približnih podobnosti, uporabnih v posameznih primerih.«* (Warnock, J.E.), cit. po (Hughes, 1993)
- *»Ni mogoče načrtovati ustreznega modela, če ne razumeš fizikalnega in teoretičnega ozadja tega, kar raziskuješ.«* (Langhaar, H.I.), cit. po (Hughes, 1993)

1.1 Fizični hidravlični modeli in modelno merilo

Področje fizičnih hidravličnih modelov se deli v dve večji skupini: v prvi so rečni modeli in modeli obalnih področij ali kombinacija obojih (modeli rečnih ustij), v drugo skupino pa spadajo modeli hidrotehničnih objektov in naprav (Novak, et al., 2007).

Rečni in obalni modeli so brez izjeme prostorski modeli. Običajno je za njihovo izvedbo potrebna velika delovna površina, kar že v začetku omejuje izbiro modelnega merila. Zaradi izrazito različnega velikostnega reda horizontalne in vertikalne dimenzije so ti modeli večinoma zgrajeni v distorziranem merilu. Odvisno od narave vodotoka, jezera ali morja ter odvisno od cilja raziskave so ti modeli lahko zgrajeni s fiksnim ali gibljivim dnom, tj. lahko se simulira transport plavin ali pa ne.

Način izvedbe in modelno merilo zelo vplivata na strošek raziskave. Le Méhauté (1976) ocenjuje, da je strošek izvedbe raziskave s fizičnim modelom sorazmeren s kubom modelnega merila, torej λ^3 , kjer je λ modelno merilo dolžin.

Tipično modelno merilo, v katerem so zgrajeni rečni in obalni modeli, je od 1:50 (ki ga narekuje prostorska omejitev) do 1:250 (omejitev zaradi modelne točnosti, (Kobus, 1980)), v izjemnih primerih pa lahko celo do 1:800 (Heller, 2011).

Modeli hidrotehničnih objektov in naprav so praviloma geometrijsko podobni prototipu, pristop k obravnavi problematike pa je lahko dvodimenzijski (npr. v vertikalni ravnini), če je narava toka dvodimenzijska, oz. trodimenzijski ali prostorski, če gre za hidravlične naprave, ki so podvržene bolj kompliciranemu, prostorskemu toku in je v takšnih pogojih potrebno poiskati hidravlično in ekonomsko optimalno rešitev (Novak, et al., 2007).

Preglednica 1-1 podaja pregled različnih hidrotehničnih objektov in naprav, ki so lahko predmet fizične hidravlične modelne raziskave (npr. raziskava toka vode k objektu in od njega, raziskava pretočne sposobnosti, raziskava deročega toka, raziskava disipacije vodne energije v podslapjih). Velikostni red modelnega merila tovrstnih fizičnih hidravličnih modelov je od 1:10 do 1:100 (Heller, 2011).

Podana modelna merila v literaturi so plod izkušenj in priporočil, ki so se nabrala v desetletjih hidravličnih modelnih raziskav na fizičnih modelih. So v veliko pomoč raziskovalcu pri izbiri modelnega merila, saj se je na ta način, kljub nepoznavanju podrobnejšega fizikalnega ozadja, mogoče dovolj zanesljivo izogniti napačnim interpretacijam rezultatov raziskav na modelih.

Preglednica 1-1: Hidrotehnični objekti in naprave, ki se jih lahko obravnava s fizičnimi hidravličnimi modeli, glede na področje uporabe (vir: (Kobus, 1980), str. 184)

Table 1-1: Hydraulic structures and constructions, examined with the physical hydraulic models, regarding to their scope (ref.: (Kobus, 1980), p. 184)

Namen rabe vode		Vrsta hidrotehničnih objektov
Področje	Kmetijstvo	Vtočni objekti, objekti za merjenje in distribucijo vode
	Proizvodnja energije	Hidroelektrarne, vtočni in iztočni objekti, črpališča, dovodni in odvodni sistemi, cevovodi
	Navigacija	Splavnice in privezi, talni pragovi, mostni oporniki
	Sanitarno inženirstvo	Kanalizacijski sistemi, čistilne naprave
Visokovodni prelivni objekti		Jezovi, vtočne zgradbe, prelivni jaški, sifoni, prelivi
Disipacija energije		Podslapja, vodne zgradbe z vodnim skokom, kaskade

1.2 Hipoteze

Namen magistrske naloge je poglobitev razumevanja hidravličnega modeliranja. V praksi se sicer v največji možni meri upoštevajo pretekle izkušnje raziskovalcev na podobnih fizičnih modelih. Pretirano zanašanje na »kuharska navodila« za modeliranje pa lahko v primeru specifičnega problema vodi do neustrezne interpretacije modelnih rezultatov oz. do pomanjkanja znanja za pravilno odločitev.

Na razkorak med teorijo in prakso že v prvi polovici prejšnjega stoletja opozarja ameriški matematik Garrett Birkhoff (1911 – 1996): *»Na redkih področjih fizikalne znanosti je tako velik razkorak med teorijo in prakso, med znanstvenimi spoznanji in tehničnim znanjem, kot je to na področju hidravličnega modeliranja. Delno tudi zaradi tega, ker so inženirji, ki delujejo v ustrezno opremljenih laboratorijih in jim je problematika sicer blizu, prezaposleni s praktičnimi problemi na modelih ene vrste, akademski raziskovalci, ki so ukvarjajo s teoretičnimi problemi, pa vse preveč zanemarjajo praktične raziskave.«* (Birkhoff, 1950)

V okviru naloge smo postavili 3 delovne hipoteze, ki bodo preverjene z raziskavo specifičnega hidravličnega problema, kot je prelivanje vode čez prelive:

- **delovna hipoteza 1:** Razporeditev tlakov po prelivnem hrbtu v prečni smeri ni enakomerna in je odvisna od prelivne višine.
- **delovna hipoteza 2:** Za dimenzioniranje dejanskega prelivnega polja zadostuje meritev tlakov na osi prelivnega polja.

- **delovna hipoteza 3:** Za določitev celovitega vpliva modelnega merila na hidravlične karakteristike prelivnega polja je treba opraviti več načinov vrednotenja.

1.3 Vsebina naloge

V nalogi so najprej opisane teoretične osnove fizičnega modeliranja in pogoji, pri katerih je zagotovljena geometrijska, kinematična, dinamična in mehanska podobnost med modeli in prototipom. Predstavljena so brezdimenzijska števila, ki opisujejo razmerja posameznih vrst sil glede na vztrajnostne sile. Izpeljani in predstavljeni so zakoni modelne podobnosti.

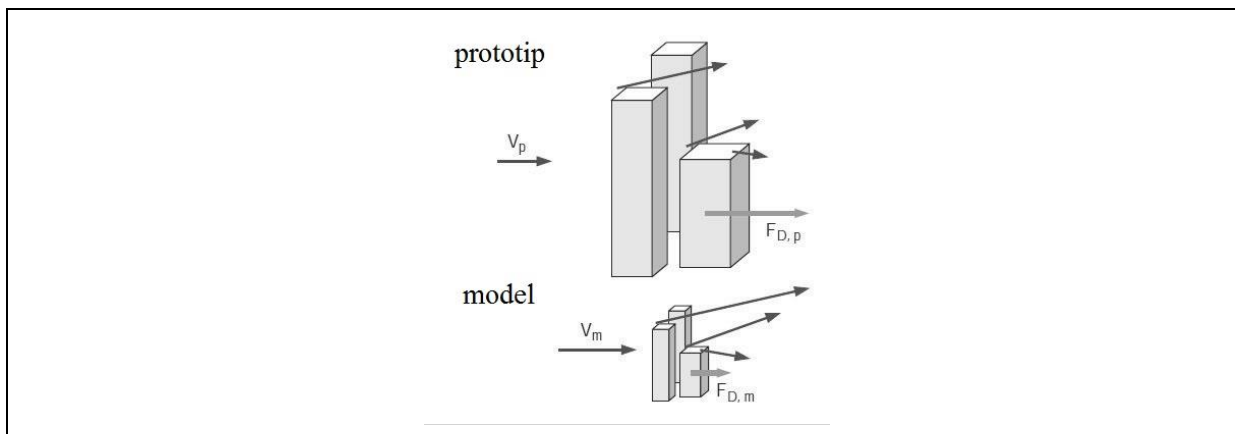
Ker popolna modelna podobnost v praksi ne obstaja, je predstavljen vpliv modelnega merila in metode, ki jih v praksi lahko uporabimo za določitev tega vpliva pri prenosu veličin, izmerjenih ali določenih na modelu, na prototip.

V nalogi je določen vpliv modelnega merila na primeru prelivanja vode čez preliv. V hidrotehnični praksi so prelivi izjemno pomemben hidrotehnični objekt, ki omogoča kontrolirano prevajanje vode. Opisani so različni prelivi in njihovo fizikalno ozadje.

V nadaljevanju je nato podrobneje predstavljena oblika preliva, na kateri smo izvedli hidravlične meritve, zasnova in izvedba modelov, izvedba meritev in obdelava rezultatov. Na koncu je izvedena potrditev oz. ovržba postavljenih hipotez.

2 TEORETIČNE OSNOVE

Modeliranje je način, ki se pogosto in učinkovito uporablja v inženirski praksi ter v vsakdanjem življenju. Že predstavitev obstoječega oz. bodočega naravnega ali urbanega prostora, predmeta, stanja s pomočjo geometrijsko podobnega modela približa prostorsko dožemanje nečesa, kar že obstaja ali pa je v načrtovanju. Lahko bi celo rekli, da vsak zemljevid predstavlja »distorzirani« model prostora, kjer so višine prikazane posredno (npr. s plastnicami).



Slika 2-1: Teoretično obstajajo univerzumi, v katerih je možna popolna analogija fizikalnega pojava (vir slike: (Çengel & Cimbala, 2006), str. 278)

Figure 2-1: Theoretically there exist universes, where complete analogy to physical phenomena is possible (ref.: (Çengel & Cimbala, 2006), p. 278)

Geometrijski model predstavlja del modelne podobnosti. Teoretično namreč obstaja neskončno različnih univerzumov, v katerih je možna popolna analogija določenega fizikalnega pojava (slika 2-1). To analogijo obravnava teorija modelne podobnosti.

2.1 Teorija modelne podobnosti

Teorija modelne podobnosti obravnava različne oblike podobnosti med modelom in prototipom. Iz nje izhajajo zakoni modelne podobnosti, ki morajo biti izpolnjeni za zagotovitev želene podobnosti med različnimi procesi, ki se dogajajo na modelu in prototipu. Z zakoni modelne podobnosti so definirana modelna števila λ_i , ki predstavljajo razmerja med spremenljivkami i na modelu m in prototipu p .

2.2 Geometrijska, kinematična, dinamična in mehanska podobnost

Celovita modelna podobnost vključuje geometrijsko, kinematično in dinamično podobnost oz. mehansko podobnost (Novak, et al., 2010).

2.2.1 Geometrijska podobnost

Geometrijska modelna števila λ_{lx} , λ_{ly} in λ_{lz} so konstantna razmerja dolžin l v treh koordinatnih smereh x , y , z , in sicer:

$$\lambda_{li} = \frac{l_{pi}}{l_{mi}} = konst.; i = x, y, z \quad (1)$$

Če je $\lambda_{lx} = \lambda_{ly} = \lambda_{lz} = \lambda_l$, med modelom in prototipom obstaja geometrijska podobnost. S tem je oblika modela skladna s prototipom, pri čemer so vse dolžine v istem medsebojnem razmerju, koti med ploskvami ipd. pa enaki kot na prototipu. V primeru, da razmerja dolžin niso enaka, je model v geometrijskem smislu distorziran, npr. merilo višin je drugačno od merila horizontalnih razdalj.

Ne glede na to, ali so geometrijska števila λ_{lx} , λ_{ly} in λ_{lz} med seboj enaka ali različna, pa vsaki točki na prototipu ustreza samo njej pripadajoča oz. skladna točka na modelu.

2.2.2 Kinematična podobnost

Če potuje opazovana točka skozi skladne točke na prototipu in modelu v proporcionalnih časovnih intervalih, kar pomeni, da so modelna merila za hitrosti λ_u , λ_v in λ_z in pospeške λ_{ax} , λ_{ay} in λ_{az} v vseh treh koordinatnih smereh x , y in z konstantna, obstaja med modelom in prototipom kinematična podobnost.

$$\lambda_{ui} = \frac{u_p}{u_m} = \frac{\lambda_{li}}{\lambda_t} = konst.; i = x, y, z \quad (2)$$

$$\lambda_{ai} = \frac{a_{pi}}{a_{mi}} = \frac{\lambda_{li}}{\lambda_t^2} = konst.; i = x, y, z \quad (3)$$

Da med modelom in prototipom obstaja kinematična podobnost, ni nujna geometrijska podobnost. Če pa med modelom in prototipom že obstaja tudi geometrijska podobnost, t.j. $\lambda_u = \lambda_v = \lambda_w = \lambda_l/\lambda_t$ in $\lambda_{ax} = \lambda_{ay} = \lambda_{az} = \lambda_l/\lambda_t^2$, so si poti točk na modelu in prototipu tudi geometrijsko podobne.

2.2.3 Dinamična podobnost

Kadar so skladni deli modela in prototipa izpostavljeni konstantnim razmerjem rezultat sil λ_{Fx} , λ_{Fy} in λ_{Fz} , velja med modelom in prototipom dinamična podobnost.

$$\lambda_{Fi} = \frac{m_p a_{pi}}{m_m a_{mi}} = \lambda_m \lambda_{ai} = \frac{\lambda_m \lambda_{li}}{\lambda_t^2} = konst.; i = x, y, z \quad (4)$$

Za dinamično podobnost je pri predpostavki, da je masa na modelu in na prototipu proporcionalna, potreben samo pogoj kinematične podobnosti (λ_{ax} , λ_{ay} in λ_{az} morajo biti konstantni), pri čemer ni nujna geometrijska podobnost.

2.2.4 Mehanska podobnost

Mehanska podobnost med modelom in prototipom obstaja, če poleg dinamične podobnosti (in s tem kinematične podobnosti) obstaja istočasno tudi geometrijska podobnost.

$$\lambda_{lx} = \lambda_{ly} = \lambda_{lz} = \lambda_l = konst. \quad (5)$$

$$\lambda_u = \lambda_v = \lambda_w = \lambda_v = \frac{\lambda_l}{\lambda_t} = konst.; \quad \lambda_{ax} = \lambda_{ay} = \lambda_{az} = \frac{\lambda_l}{\lambda_t^2} = konst. \quad (6)$$

$$\lambda_{Fx} = \lambda_{Fy} = \lambda_{Fz} = \lambda_F = \frac{\lambda_m \lambda_l}{\lambda_t^2} = \frac{\lambda_\rho \lambda_v \lambda_l}{\lambda_t^2} = \frac{\lambda_\rho \lambda_l^3 \lambda_l}{\lambda_t^2} = \frac{\lambda_\rho \lambda_l^4}{\lambda_t^2} = \lambda_\rho \lambda_l^2 \lambda_v^2 = konst. \quad (7)$$

V primeru mehanske podobnosti si poti opazovanih točk niso samo kinematično, ampak tudi geometrijsko podobne.

2.3 Brezdimenzijska števila v mehaniki tekočin

Vsak delec tekočine je izpostavljen silam, ki jih v mehaniki tekočine prepoznamo kot vztrajnostno silo (oz. silo inercije) $F_i [\rho v^2 l^2]$, tlačno silo $F_p [pl^2]$, silo teže delca $F_g [\rho g l^3]$, silo viskoznosti $F_v [\mu v l]$, silo površinske napetosti $F_t [\sigma l]$ in silo stisljivosti $F_e [Kl^2]$

$$\vec{F}_i = m\vec{a} = \vec{F}_p + \vec{F}_g + \vec{F}_v + \vec{F}_t + \vec{F}_e \quad (8)$$

kjer pomeni:

- ρgostota [kg/m^3]
- vhitrost delca tekočine [m/s]
- ldolžina [m]
- ptlak [N/m^2]
- μdinamični koeficient viskoznosti [$\text{kg/m}\cdot\text{s}$], $\mu = \nu/\rho$
- νkinematični koeficient viskoznosti [m^2/s]
- σkoeficient površinske napetosti [N/m]
- Kmodul stisljivosti tekočine [N/m^2]

V mehaniki tekočin se uporabljajo brezdimenzijska števila, določena kot razmerje med izbrano vrsto sile in vsoto vseh sil. Najbolj znana brezdimenzijska števila so Eulerjevo, Froudovo, Reynoldsovo, Webrovo in Machovo število. Pomembna so, ker njihova velikost neposredno razkriva naravo toka in ozadje fizikalnega dogajanja v tekočini (npr. glavne gonilne sile, ang. *driving forces*).

2.3.1 Eulerjevo število Eu

Eulerjevo število Eu predstavljata razmerje vztrajnostne sile in tlačne sile v obliki:

$$\sqrt{\frac{1 F_i}{2 F_p}} = \sqrt{\frac{1 \rho v^2 l^2}{2 p l^2}} = \frac{v}{\sqrt{2 \frac{p}{\rho}}} = Eu \quad (9)$$

Eulerjevo število Eu imenujemo tudi geometrijsko tokovno število (Kobus, 1980). Uporablja se na različnih področjih hidravlike, med drugim je vrednost Eulerjevega števila Eu enaka pretočnemu koeficientu pri toku skozi zožitve oz. odprtine, kjer lahko predpostavimo, da so druge sile zanemarljive velikosti.

2.3.2 Froudovo število Fr

Kadar ugotovimo, da sta prevladujoči sili težnost in vztrajnost, uporabimo Froudovo število Fr , ki predstavlja razmerje vztrajnostne sile in težnostne sile:

$$\sqrt{\frac{F_i}{F_g}} = \sqrt{\frac{\rho v^2 l^2}{\rho g l^3}} = \frac{v}{\sqrt{gl}} = Fr \quad (10)$$

Froudovo število se interpretira tudi kot razmerje med hitrostjo toka in hitrostjo propagacije težnostnega vala (oz. motnje v toku), kjer l predstavlja globino vode.

Velika vrednost Froudovega števila izraža majhen vpliv težnostne sile na tok tekočine, medtem ko majhna vrednost Froudovega števila izraža dominantni vpliv težnostnih sil, kar je običajno v primeru toka s prosto gladino.

2.3.3 Reynoldsovo število Re

Reynoldsovo število Re predstavlja razmerje vztrajnostne sile in sile viskoznosti:

$$\frac{F_i}{F_v} = \frac{\rho v^2 l^2}{\mu v l} = \frac{\rho v l}{\mu} = \frac{v l}{\nu} = Re \quad (11)$$

Reynoldsovo število je eno izmed najpomembnejših brezdimenzijskih števil v mehaniki tekočin. Majhna vrednost Re pomeni velik vpliv viskoznih sil oz. majhne vrednosti vztrajnostne sile, kar je npr. značilno za potovanje toka v območju veljavnosti Darcyjevega zakona (npr. tok podtalnice). Po drugi strani velika vrednost Reynoldsovega števila izraža zanemarljive viskozne sile npr. v območju turbulentnega režima toka.

2.3.4 Machovo število Ma

Machovo število Ma predstavlja razmerje vztrajnostne sile in sile stisljivosti tekočine:

$$\sqrt{\frac{F_i}{F_e}} = \sqrt{\frac{\rho v^2 l^2}{K l^2}} = \frac{v}{\sqrt{\frac{K}{\rho}}} = Ma \quad (12)$$

Interpretacija Machovega števila je tudi, da podaja razmerje toka v tekočini glede na hitrost propagacije zvočnega vala, s čimer se kaže analogija s Froudovim številom. Če se namesto tekočine obravnava trdno telo in v enačbi uporabi elastičnost trdnega telesa, pa se namesto Machovega števila uporablja Cauchyjevo število Ca , ki je enako kvadratu vrednosti Machovega števila Ma .

2.3.5 Webrovo število We

Webrovo število predstavlja razmerje vztrajnostne sile in sile površinske napetosti:

$$\frac{F_i}{F_t} = \frac{\rho v^2 l^2}{\sigma l} = \frac{\rho v^2 l}{\sigma} = We \quad (13)$$

Čeprav je relativni vpliv površinske napetosti na prototipih rečnih in obalnih modelov ter hidrotehničnih objektov in naprav običajno zanemarljiv, pa lahko na majhnih, geometrijsko podobnih fizičnih modelih postane celo prevladujoč, npr. na modelih poplavnih področij z majhno globino vode in na prelivih.

2.4 Zakoni modelne podobnosti

Zakone modelne podobnosti se lahko izpelje na dva različna načina: z dimenzijsko analizo ali pa s pomočjo ti. inspekcijske analize, ang. *inspectional analysis*.

Dimenzijska analiza je v splošnem uporabna v primeru, če matematični izraz za fizikalni pojav ne obstaja. Zahteva dobro fizikalno poznavanje fenomena in definiranje vseh vplivnih parametrov. Je hitra in v preprostejših primerih korektno poda vse potrebne informacije, ki jih želimo dobiti. Poznani sta dve metodi dimenzijske analize, Buckinghamova metoda (π teorem) in Rayleighova metoda, ki se v samem bistvu ne razlikujeta. Buckinghamova metoda je formalizacija Rayleighove metode (Wikipedia, 2016). V primeru, da je število spremenljivk večje, je Rayleighova metoda zamudna in je zato primernejša Buckinghamova metoda.

Inspekcijska analiza je uporabna, če obstaja (vsaj delni) matematični izraz za pojav, ki ga preučujemo. Rezultat inspekcijske analize je najmanj enak rezultatu dimenzijske analize, in še več: npr. prepreči upoštevanje odvečnih parametrov, s katerimi bi sicer vstopili v dimenzijsko analizo in s tem dobili brezdimenzijske parametre, ki v resnici sploh ne nastopajo v končni rešitvi (Ruark, 1935).

Določitev zakonov modelne podobnosti s pomočjo inspekcijske analize izhajajo iz osnovne enačbe toka tekočine, Navier-Stokesove enačbe.

2.4.1 Izpeljava zakonov modelne podobnosti s pomočjo Rayleighove dimenzijske metode

Rayleighova metoda temelji na dejstvu, da mora biti v dimenzijsko homogeni enačbi eksponent izbrane dimenzije na levi strani enačbe enak vsoti eksponentov iste dimenzije na desni strani enačbe. Če je v enačbi vrednost spremenljivke p odvisna od n neodvisnih spremenljivk in če spremenljivka p vsebuje r osnovnih dimenzij, potem je mogoče napisati r enačb za n neznanih spremenljivk. Iz tega se lahko izračuna r eksponentov za poljubne vrednosti ostalih $(n-r)$ eksponentov, rezultat pa je splošna funkcija, ki vsebuje r neodvisnih spremenljivk z znanimi eksponenti in $(n-r)$ brezdimenzijskih izrazov z neznanimi eksponenti. Ta neznana funkcija se potem določi s pomočjo eksperimentov.

Parametri in njihove osnovne dimenzije za obravnavano telo in tekočino so:

- za telo karakteristična dolžina d [L] in gostota ρ_s [ML^{-3}],
- za tekočino..... gostota ρ [ML^{-3}], koeficient viskoznosti μ [$ML^{-1}T^{-1}$], koeficient površinske napetosti σ [MT^{-2}], modul stisljivosti K [$ML^{-1}T^{-2}$] in hitrost toka v [LT^{-1}] in
- za prostor, v katerem poteka dogajanje težnostni pospešek g [LT^{-2}], dolžina l [L], širina b [L] in globina h [L]

Silo P , ki deluje na telo v tekočini, lahko izrazimo z enačbo

$$P = c' \mu^a \rho^c K^e \sigma^f v^i b^k l^n h^p d^x \rho_s^y g^z \quad (14)$$

v kateri je c' konstanta in a, \dots, z neznan eksponenti neodvisnih spremenljivk μ, \dots, g .

Ker je enačba dimenzijsko homogena, so eksponenti treh osnovnih dimenzij na levi strani enačbe enaki vsoti eksponentov teh dimenzij na desni strani enačbe:

$$\begin{aligned} [MLT^{-2}] &= \\ &= [ML^{-1}T^{-1}]^a [ML^{-3}]^c [ML^{-1}T^{-2}]^e [MT^{-2}]^f [LT^{-1}]^i L^k L^n L^p L^x [ML^{-3}]^y [LT^{-2}]^z \end{aligned} \quad (15)$$

oziroma

$$\text{za } M: \quad 1 = a + c + e + f + y \quad (16a)$$

$$\text{za } L: \quad 1 = -a - 3c - e + i + k + n + p + x - 3y + z \quad (16b)$$

$$\text{za } T: \quad -2 = -a - 2e - 2f - i - 2z \quad (16c)$$

Iz enačb (16a) se izrazijo vrednosti eksponentov c (za gostoto), i (za hitrost) in n (za dolžino), odvisnih od ostalih 8 eksponentov:

$$c = 1 - a - e - f - y \quad (17a)$$

$$i = 2 - a - 2e - 2f - 2z \quad (17b)$$

$$n = 2 - a - f + z - k - p - x \quad (17c)$$

Z upoštevanjem izrazov (17a) se enačba (14) zapiše kot

$$P = c' \rho l^2 v^2 \left(\frac{\mu}{\rho l v} \right)^a \left(\frac{K}{\rho v^2} \right)^e \left(\frac{\sigma}{\rho v^2 l} \right)^f \left(\frac{g l}{v^2} \right)^z \left(\frac{h}{l} \right)^p \left(\frac{b}{l} \right)^k \left(\frac{d}{l} \right)^x \left(\frac{\rho_s}{\rho} \right)^y \quad (18)$$

oz.

$$P = \rho l^2 v^2 \Phi \left[\left(\frac{v^2}{g l} \right), \left(\frac{\rho l v}{\mu} \right), \left(\frac{\rho v^2 l}{\sigma} \right), \left(\frac{\rho v^2}{K} \right), \left(\frac{h}{l} \right), \left(\frac{b}{l} \right), \left(\frac{d}{l} \right), \left(\frac{\rho_s}{\rho} \right) \right] \quad (19)$$

oz.

$$P = \rho l^2 v^2 \Phi_1 \left[Fr, Re, We, Ma, \left(\frac{h}{l} \right), \left(\frac{b}{l} \right), \left(\frac{d}{l} \right), \left(\frac{\rho_s}{\rho} \right) \right] \quad (20)$$

V enačbah (19) in (20) Φ in Φ_1 predstavljata funkciji, v katerih kot parametri nastopajo brezdimenzijska števila.

Enačba (20) je splošna enačba, ki opisuje delovanje sile na telo v tekočini in velja tako za prototip kot za model. Iz definirane mehanske podobnosti med modelom in prototipom, ki pravi, da je $\lambda_p = \lambda_\rho \lambda_l^2 \lambda_v^2$ (gl. pogl 2.2.4) sledi, da je

$$\frac{\Phi_1 \left[Fr_p, Re_p, We_p, Ma_p, \left(\frac{h}{l} \right)_p, \left(\frac{b}{l} \right)_p, \left(\frac{d}{l} \right)_p, \left(\frac{\rho_s}{\rho} \right)_p \right]}{\Phi_1 \left[Fr_m, Re_m, We_m, Ma_m, \left(\frac{h}{l} \right)_m, \left(\frac{b}{l} \right)_m, \left(\frac{d}{l} \right)_m, \left(\frac{\rho_s}{\rho} \right)_m \right]} = 1 \quad (21)$$

oziroma:

$$\lambda_{Fr} = \lambda_{Re} = \lambda_{We} = \lambda_{Ma} = \frac{\lambda_h}{\lambda_l} = \frac{\lambda_b}{\lambda_l} = \frac{\lambda_d}{\lambda_l} = \frac{\lambda_{\rho_s}}{\lambda_\rho} = 1 \quad (22)$$

Za mehansko podobnost med modelom in prototipom je torej potrebno poleg pogoja istih vrednosti Froudovega, Reynoldsovega, Webrovega in Machovega števila na prototipu in modelu zagotoviti tudi pogoj geometrijske podobnosti in pogoj proporcionalnosti mas.

2.4.2 Izpeljava zakonov modelne podobnosti s pomočjo inspekcijske analize

Izpeljava zakonov mehanske podobnosti iz Navier-Stokesove enačbe (Novak, et al., 2010) poleg že znanih ugotovitev iz predhodne točke poda še dodatne pogoje, in sicer tiste, ki so povezani z nestalnim tokom.

Navier-Stokesova enačba (X je sila težnosti, ki deluje na telo)

$$\frac{d\vec{v}}{dt} = \vec{X} - \frac{1}{\rho} \nabla p + \nu \nabla^2 \vec{v} \quad (23)$$

oz. zapisana za koordinato x

$$\frac{du}{dt} = X - \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \nu \nabla^2 u \quad (24)$$

mora biti veljavna tako za prototip kot za model, to je

$$\frac{\lambda_v}{\lambda_t} \frac{du}{dt} = \lambda_g X - \frac{\lambda_p}{\lambda_\rho \lambda_l} \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\lambda_v \lambda_\nu}{\lambda_l^2} \nu \nabla^2 u \quad (25)$$

oz. če se enačba pomnoži s λ_l/λ_v^2 , dobimo:

$$\left(\frac{\lambda_l}{\lambda_v \lambda_t} \right) \frac{du}{dt} = \left(\frac{\lambda_g \lambda_l}{\lambda_v^2} \right) X - \left(\frac{\lambda_p}{\lambda_\rho \lambda_v^2} \right) \frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \left(\frac{\lambda_\nu}{\lambda_v \lambda_l} \right) \nu \nabla^2 u \quad (26)$$

Pogoj za mehansko podobnost med modelom in prototipom je, da so vrednosti v oklepajih enake 1, to je

$$\frac{\lambda_l}{\lambda_v \lambda_t} = \frac{\lambda_g \lambda_l}{\lambda_v^2} = \frac{\lambda_p}{\lambda_\rho \lambda_v^2} = \frac{\lambda_\nu}{\lambda_v \lambda_l} = 1 \quad (27)$$

oziroma

$$\lambda_{St} = \lambda_{Fr} = \lambda_{Eu} = \lambda_{Re} = 1 \quad (28)$$

λ_{St} je Strouhalovo število, ki je povezano z nestalnim tokom, in predstavlja razmerje sile inercije zaradi nestalnosti toka (lokalni pospešek) in vztrajnostne sile zaradi spremembe hitrosti v polju hitrosti (konvekcijski pospešek).

Ker v enačbi (23) ne nastopa površinska napetost in stisljivost, iz nje ne izhaja, da bi moral biti izpolnjen tudi pogoj za Webrovo in Machovo število.

2.4.3 Omejitve pri upoštevanju teorije podobnosti pri fizičnem hidravličnem modeliranju

Na podlagi izpeljanih zakonov modelne podobnosti lahko ugotovimo, da je popolna mehanska podobnost med modelom in prototipom pri upoštevanju enake tekočine na modelu in prototipu možna le v primeru, če je modelno merilo (tj. merilo dolžin) enako 1. V praksi zato govorimo o ti. približni mehanski (oz. dinamični) podobnosti, kjer se upošteva prevladujoč vpliv ene izmed sil, ki narekujejo vrsto gibanja tekočine, in zanemari manj vplivne sile, nato pa se oceni vpliv zanemaritve teh sil.

Vpliv posameznih sil na gibanje tekočine je ovrednoten s pomočjo Froudovega, Reynoldsovega, Webrovega in Machovega števila. Izbira enega izmed teh štirih kriterijev narekuje pogoje, ki jih je

potrebno upoštevati, da bo razmerje prevladujoče sile in vztrajnostne sile na modelu zagotovo enako razmerju na prototipu, ne glede na to, ali so zato razmerja ostalih sil na modelu in na prototipu enaka ali ne. Na ta način so postavljeni Froudov, Reynoldsov, Webrov in Machov zakoni modelne podobnosti.

2.4.4 Froudov zakon modelne podobnosti

Froudov zakon modelne podobnosti je na področju hidravličnih modelnih raziskav najpomembnejši, saj večina modelnih raziskav obravnava tok s prosto gladino, ki je predvsem pod vplivom sile težnosti. Ostale sile, tj. sila trenja viskozne tekočine, kapilarne sile in sile zaradi stisljivosti bodisi ne nastopajo bodisi so privzete kot zanemarljive.

Osnovne enačbe podobnosti med modelom in prototipom po Froudovem zakonu so izpeljane iz pogoja, da je $\lambda_{Fr} = 1$

oz.

$$\lambda_v = \frac{v_p}{v_m} = \sqrt{\lambda_l \lambda_g} \quad (29)$$

Ker je za meritve na Zemlji težnost ista tako na prototipu kot na modelu, velja $\lambda_g = 1$ in je merilo za hitrost po Froudovem zakonu podobnosti:

$$\lambda_v = \sqrt{\lambda_l} \quad (30)$$

Iz pogoja $\lambda_{Fr} = 1$ izhajajo modelna merila ostalih spremenljivk, kot jih prikazuje preglednica 2-1.

2.4.5 Reynoldsov zakon modelne podobnosti

Reynoldsov zakon modelne podobnosti določa kriterij mehanske oz. dinamične podobnosti toka dveh nestisljivih viskoznih tekočin pod prevladujočim vplivom viskoznih sil, tj. trenja na ostenju in notranjega trenja. Upošteva se npr. pri modeliranju toka ob potopljenem telesu brez prisotnosti površinskih valov, pri modeliranju laminarnega toka v cevovodih in turbulentnega toka v hidravlično gladkih cevovodih.

Osnovne enačbe podobnosti med modelom in prototipom po Reynoldsovem zakonu izhajajo iz pogoja, da je $\lambda_{Re} = 1$

oz.

$$\lambda_v = \frac{v_p}{v_m} = \frac{\lambda_v}{\lambda_l} \quad (31)$$

Če je na modelu in prototipu uporabljena enaka tekočina ($\lambda_v = 1$), je merilo za hitrost po Reynoldsovem zakonu podobnosti

$$\lambda_v = \frac{1}{\lambda_l} \quad (32)$$

Iz pogoja $\lambda_{Re} = 1$ izhajajo merila ostalih spremenljivk, kot jih prikazuje preglednica 2-1.

2.4.6 Webrov zakon modelne podobnosti

Webrov zakon predstavlja pogoj podobnosti med modelom in prototipom, kjer prevladujejo sile površinske napetosti.

Osnovne enačbe podobnosti med modelom in prototipom po Webrovem zakonu izhajajo iz pogoja, da je $\lambda_{We} = 1$

oz.

$$\lambda_v = \frac{v_p}{v_m} = \sqrt{\frac{\lambda_\sigma}{\lambda_\rho \lambda_l}} \quad (33)$$

Če je na modelu in prototipu uporabljena enaka tekočina ($\lambda_\sigma = \lambda_\rho = 1$), je merilo za hitrost po Webrovem zakonu podobnosti

$$\lambda_v = \sqrt{\frac{1}{\lambda_l}} \quad (34)$$

Iz pogoja $\lambda_{We} = 1$ izhajajo merila ostalih spremenljivk, ki jih prikazuje preglednica 2-1.

2.4.7 Machov zakon modelne podobnosti

Machov zakon modelne podobnosti se upošteva v pogojih, v katerih prevladuje vpliv elastičnosti oz. stisljivosti tekočine. Modul stisljivosti K je podan kot razmerje spremembe tlaka glede na relativno spremembo gostote $\rho \Delta p / \Delta \rho$.

Osnovne enačbe podobnosti med modelom in prototipom po Machovem zakonu izhajajo iz pogoja, da je $\lambda_{Ma} = 1$

oz.

$$\lambda_v = \frac{v_p}{v_m} = \sqrt{\frac{\lambda_K}{\lambda_\rho}} \quad (35)$$

Če je na modelu in prototipu uporabljena enaka tekočina ($\lambda_K = \lambda_\rho = 1$), je merilo za hitrost po Webrovem zakonu podobnosti

$$\lambda_v = 1 \tag{36}$$

Iz pogoja $\lambda_{Ma} = 1$ izhajajo merila ostalih spremenljivk, kot jih prikazuje preglednica 2-1.

2.4.8 Tabela modelnih števil

Preglednica 2-1 za štiri zgoraj predstavljene zakone modelne podobnosti pri upoštevanju geometrijske podobnosti podaja vsa merila za posamezne parametre. Pri vseh je že upoštevano, da je merilo težnostnega pospeška λ_g enako 1.

Preglednica 2-1: Modelna merila glede na izbrani zakon modelne podobnosti.						
Table 2-1: Model scales according to the chosen model similarity law.						
Veličina in pripadajoče oznake		Froudov zakon	Reynoldsov zakon	Webrov zakon	Machov zakon	
geometrijski parametri						
dolžina	l	λ_l	λ_l	λ_l	λ_l	λ_l
površina	$A = l^2$	λ_A	λ_l^2	λ_l^2	λ_l^2	λ_l^2
prostornina	$V = Al$	λ_V	λ_l^3	λ_l^3	λ_l^3	λ_l^3
kinematični parametri						
hitrost	v	λ_v	$\sqrt{\lambda_l}$	$\frac{\lambda_v}{\lambda_l}$	$\sqrt{\frac{\lambda_\sigma}{\lambda_\rho \lambda_l}}$	$\sqrt{\frac{\lambda_K}{\lambda_\rho}}$
čas	$t = \frac{l}{v}$	λ_t	$\sqrt{\lambda_l}$	$\frac{\lambda_l^2}{\lambda_v}$	$\sqrt{\frac{\lambda_l^3 \lambda_\rho}{\lambda_\sigma}}$	$\sqrt{\frac{\lambda_\rho \lambda_l^2}{\lambda_K}}$
	v	λ_v	$\sqrt{\lambda_l}$	$\frac{\lambda_v}{\lambda_l}$	$\sqrt{\frac{\lambda_\sigma}{\lambda_\rho \lambda_l}}$	$\sqrt{\frac{\lambda_K}{\lambda_\rho}}$
pospešek	$a = \frac{v}{t}$	λ_a	1	$\frac{\lambda_v^2}{\lambda_l^3}$	$\frac{\lambda_\sigma}{\lambda_\rho \lambda_l^2}$	$\frac{\lambda_K}{\lambda_\rho \lambda_l}$
pretok	$Q = vA$	λ_Q	$\sqrt{\lambda_l^5}$	$\lambda_l \lambda_v$	$\sqrt{\frac{\lambda_l^3 \lambda_\sigma}{\lambda_\rho}}$	$\sqrt{\frac{\lambda_K \lambda_l^4}{\lambda_\rho}}$
dinamični parametri						
masa	$m = \rho V$	λ_m	$\lambda_\rho \lambda_l^3$	$\lambda_\rho \lambda_l^3$	$\lambda_\rho \lambda_l^3$	$\lambda_\rho \lambda_l^3$
sila	$F = ma$	λ_F	$\lambda_\rho \lambda_l^3$	$\lambda_\rho \lambda_v^2$	$\lambda_\sigma \lambda_l$	$\lambda_K \lambda_l^2$
tlak	$p = \frac{F}{A}$	λ_p	$\lambda_\rho \lambda_l$	$\frac{\lambda_\rho \lambda_v^2}{\lambda_l^2}$	$\frac{\lambda_\sigma}{\lambda_l}$	λ_K

se nadaljuje ...

... nadaljevanje preglednice 2-1

energija in delo	$W = Fl$	λ_W	$\lambda_\rho \lambda_l^4$	$\lambda_\rho \lambda_l \lambda_v^2$	$\lambda_\rho \lambda_l^2$	$\lambda_K \lambda_l^3$
moč	$P = \frac{W}{t}$	λ_P	$\sqrt{\lambda_\rho^2 \lambda_l^7}$	$\frac{\lambda_\rho \lambda_v^3}{\lambda_l}$	$\sqrt{\frac{\lambda_\sigma^3}{\lambda_\rho \lambda_l}}$	$\sqrt{\frac{\lambda_K^3 \lambda_l^4}{\lambda_\rho}}$
brezdimenzijska števila						
Froudovo število	$Fr = \frac{v}{\sqrt{gl}}$	λ_{Fr}	1	$\sqrt{\frac{\lambda_v^2}{\lambda_l^3}}$	$\sqrt{\frac{\lambda_\sigma}{\lambda_\rho \lambda_l^2}}$	$\sqrt{\frac{\lambda_K}{\lambda_\rho \lambda_l}}$
Reynoldsovo število	$Re = \frac{vl}{\nu}$	λ_{Re}	$\sqrt{\frac{\lambda_l^3}{\lambda_\nu^2}}$	1	$\sqrt{\frac{\lambda_\sigma \lambda_l}{\lambda_\rho \lambda_v^2}}$	$\sqrt{\frac{\lambda_K \lambda_l^2}{\lambda_\rho \lambda_v^2}}$
Webrovo število	$We = \frac{\rho v^2 l}{\sigma}$	λ_{We}	$\frac{\lambda_\rho \lambda_l^2}{\lambda_\sigma}$	$\frac{\lambda_\rho \lambda_v^2}{\lambda_\sigma \lambda_l}$	1	$\frac{\lambda_K \lambda_l}{\lambda_\rho}$
Machovo število	$Ma = \frac{v}{\sqrt{K/\rho}}$	λ_{Ma}	$\sqrt{\frac{\lambda_l \lambda_\rho}{\lambda_K}}$	$\sqrt{\frac{\lambda_\rho \lambda_v^2}{\lambda_K \lambda_l^2}}$	$\sqrt{\frac{\lambda_\sigma}{\lambda_K \lambda_l}}$	1

Primerjava modelnih števil za različne parametre jasno pokaže, zakaj je modeliranje na podlagi Froudove modelne podobnosti najbolj enostavno: pri predpostavki, da je na modelu in prototipu enaka tekočina, sta le pri Froudovem zakonu hitrost in tlak na modelu manjša kot na prototipu. Težko je poiskati tekočino, ki bi bistveno spremenila to značilnost.

2.4.9 Izvedba fizičnih hidravličnih modelov v praksi

Praktična izvedba fizičnih hidravličnih modelov lahko sodi že na področje inženirske umetnosti, s katero skušamo doseči najbolj ugoden kompromis z zakoni modelne podobnosti, z namenom izdelati orodje za učinkovito razrešitev določenega inženirskega problema (Le Méhauté, 1976). V splošnem fizični hidravlični model ne posnema vseh vidikov obravnavane problematike, temveč le tiste, ki so predmet raziskave.

Fizični hidravlični model naj bi bil (Le Méhauté, 1976):

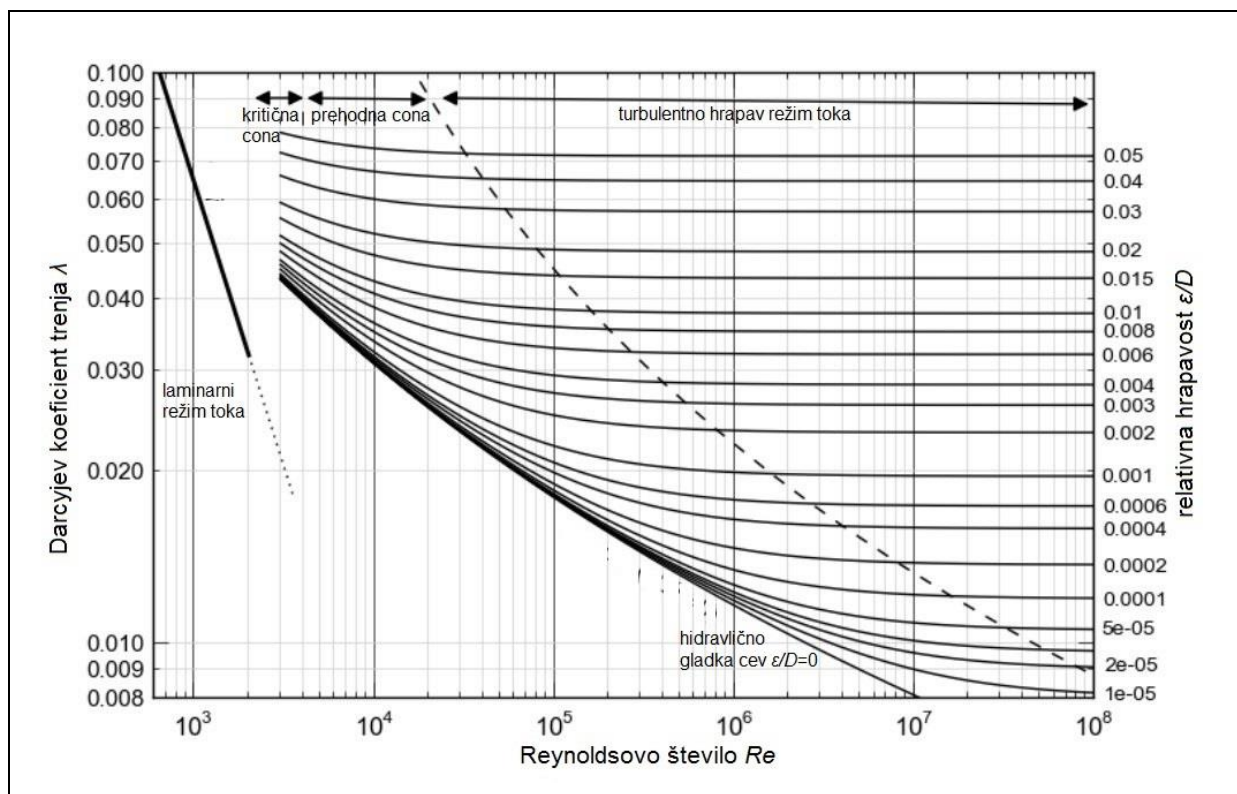
- točen, tj. mora točno posnemati fenomen, ki ga raziskujemo,
- dosleden, tj. pri enakih pogojih mora vedno pokazati enak rezultat,
- občutljiv, tj. njegova občutljivost mora biti prilagojena zahtevanemu rezultatu,
- ekonomičen.

Teoretično sicer obstajajo pogoji za izvedbo modelov po Froudovem (pogl. 2.4.4), Reynoldsovem (pogl. 2.4.5), Webrovem (pogl. 2.4.6) in Machovem (pogl. 2.4.7) modelnem zakonu, toda od teh je mogoče v praksi natančno reproducirati le vpliv težnostnih sil v ti. Froudovih modelih. Npr., Reynoldsove modelne podobnosti v praksi ne moremo doseči, saj ne obstaja podobnost delovanja

viskozni sil na modelu in prototipu, temveč samo podobnost energijskih izgub v odvisnosti od Reynoldsovega števila.

V fizičnem hidravličnem modeliranju prevladujejo Froudovi modeli, ki jih delimo na ti. kratke in dolge modele, kar je dejansko povezano z relativno dolžino obravnavanega odseka.

O Froudovi modelni podobnosti na kratkih modelih govorimo bodisi v primeru, da so viskozne sile, omejene na tanko mejno plast, bolj ali manj zanemarljive (npr. pri prelivanju vode čez preliv) bodisi ko je tok vode močno turbulenten (npr. vodni skok v podslapju). V slednjem primeru disipacija energije ni odvisna od laminarnega trenja plasti vode med seboj (linearno odvisna od hitrosti), temveč je sorazmerna kvadratu povprečne hitrosti. Razmerje disipativnih sil glede na silo teže tedaj opisuje Froudovo število. Na kratkih modelih so torej viskozne sile zanemarljive, zato so ti modeli v bistvu polni Froudovi modeli.



Slika 2-2: Moodyjev diagram odvisnosti Darcyjevega koeficienta trenja od Reynoldsovega števila in relativne hrapavosti za polno razviti tok v okroglih ceveh.

Figure 2-2: Moody chart showing the Darcy friction factor against Reynolds number for various relative roughnesses for fully developed flow in a circular pipe.

Na dolgih modelih, zgrajenih po Froudovi modelni podobnosti, viskoznih sil ni mogoče zanemariti, zato je poleg Froudove modelne podobnosti zahtevana podobnost energijskih izgub. Ker se režim toka v večini primerov na prototipu nahaja v turbulentno hrapavem področju, je podobnost energijskih

izgub dosežena, ko je relativna hrapavost na modelu in prototipu enaka, npr. v ceveh (kjer je ε višina hrap in D premer cevi):

$$\frac{\varepsilon_m}{D_m} = \frac{\varepsilon_p}{D_p} \quad (37)$$

in Reynoldsovo število na modelu Re_m (Re_m je sicer manjše od Re_p) preseže mejno vrednost za turbulentno hrapav režim na modelu. Od te vrednosti dalje so energijske izgube odvisne le še od relativne hrapavosti in ne več od Reynoldsovega števila Re (slika 2-2).

2.5 Vpliv modelnega merila

Upoštevanje enega zakona podobnosti in neupoštevanje ostalih neizogibno vodi do odstopanj od dinamične podobnosti med modelom in prototipom zaradi vpliva modelnega merila (ang. *scale effect*). Zaradi tega je treba modelno merilo izbrati zelo pazljivo, na podlagi zadostnega fizikalnega znanja o pojavu, ki ga raziskujemo. Sklepanje kompromisov pri izbiri modelnega merila in programa raziskav pa zahteva tudi pravo mero inženirskega občutka in izkušenj o možni velikosti vpliva merila.

Vpliv modelnega merila je neizogibno dejstvo, ki se pojavi pri vseh modelih, zgrajenih v pomanjšanem merilu. Pri razumevanju vpliva modelnega števila so tako pomembna naslednja dejstva (Heller, 2011):

- Fizični hidravlični model, ki je zgrajen v pomanjšanem merilu, je vedno podvržen vplivu modelnega merila. Ostaja samo vprašanje, ali se ta vpliv lahko zanemari ali ne.
- Manjše kot je modelno merilo in je model bolj pomanjšan, večja je razlika razmerja sil na modelu in na prototipu. Vendar modelno merilo samo po sebi še ni merodajni kriterij, ali je vpliv modelnega merila zanemarljiv ali ne.
- Velikost vpliva modelnega merila ne velja enotno za celoten model, temveč je odvisna od pojava oz. parametra, ki ga obravnavamo.
- Ker so sile, ki delujejo na tekočino, na modelu dominantnejše kot na prototipu, se vpliv modelnega merila kaže tudi na način dušenja hidravličnih karakteristik, kot sta npr. relativna višina vala in relativni pretok.

2.5.1 Različne metode oz. pristopi za določitev vpliva modelnega merila

Za inženirske probleme v hidrotehnični praksi na podlagi modelnih zakonov ni mogoče doseči popolne modelne podobnosti. Zato se je potrebno zateči k določenim poenostavitvam, pri katerih pa je še vedno potrebno upoštevati pogoje, pri katerih bodo fizični modeli prinesli zadovoljive rezultate.

Za doseganje ustrezne modelne podobnosti, določitev vpliva modelnega merila oz. za definiranje mejnega merila, pri katerem se določene vplivne parametre lahko še zanemari, se uporabljajo različni pristopi (Heller, 2011):

- ti. inspekcijska analiza (ang. *inspectional analysis*), ki je analiza relativnega vpliva posameznih parametrov v matematični enačbi, ki opisuje fizikalni pojav na prototipu in modelu;
- dimenzijska analiza (Buckinghamov π teorem, Rayleighova metoda), ki jo uporabimo, če teoretično poznavanje določenega fizikalnega pojava ne dosega nivoja tj. ne obstaja enačba, ki bi omogočala inspekcijsko analizo;
- umerjanje, če obstaja niz meritev na prototipu, s katerimi je možno umeriti model in primerjati parametre (ta metoda je najstarejša; je dolgotrajna, saj gre za metodo poskušanja in napak; primerna je za kompleksne situacije z veliko spremenljivkami; uporablja se še vedno, npr. pri modeliranju gibljivega dna) in
- primerjava modelnih rezultatov na seriji najmanj treh geometrijsko podobnih modelov.

2.5.2 Teoretične podlage za analizo hipotez

Hipoteze, postavljene v pogl. 1.2, bomo preverili na fizičnem hidravličnem modelu prelivnega polja in talnega preliva. Za ta namen bo uporabljen prototip prelivnega polja, ki je bilo raziskano (in optimizirano) v okviru hidravlične modelne raziskave HE Suhadol na Inštitutu za hidravlične raziskave v Ljubljani.

V hipotezi 1 in 2 predvidevamo, da razporeditev tlakov po prelivnem hrbtu prečno ni enakomerna in da je za projektiranje preliva zadostni pogoj poznavanje razporeditve tlakov v osi preliva, saj naj bi tam obstajala največja nevarnost podtlakov.

Na modelu v merilu 1:26, na katerem bo (vsaj delno) upoštevan prostorski natok na prelivno polje, bomo za niz različnih pretokov pri prostem prelivanju brez vpliva spodnje vode izmerili povprečne tlake vzdolž prelivnega hrbita. Obenem bomo izmerili hitrostno polje v več profilih gorvodno od prelivnega polja. Če bodo tlaki v osi preliva najnižji, bo hipoteza potrjena.

V hipotezi 3 predvidevamo, da je mogoče vpliv modelnega merila ovrednotiti, če se izvede več načinov vrednotenja. Pri raziskavi prelivnega polja je odločilnih več parametrov, med katerimi so prelivna sposobnost, razporeditev in velikost tlakov po prelivnem hrbtu in potek prelivne gladine. Zaradi prevelikega vpliva modelnega merila so lahko vsi parametri ali samo nekateri neprimerni za določitev razmer na prototipu.

Obravnavani bodo parametri, izmerjeni na treh različnih prelivih, t.j. v merilu 1:26, 1:50 in 1:100. Vpliv bočne kontrakcije zaradi prelivnih stebrov ne bo upoštevan. Na podlagi primerjave parametrov bo razvidno, na katere parametre ima vpliv modelno merilo, seveda v obravnavanem obsegu raziskav. Če se bo izkazalo, da je vpliv na različnih velikostih modela različen, bo hipoteza potrjena.

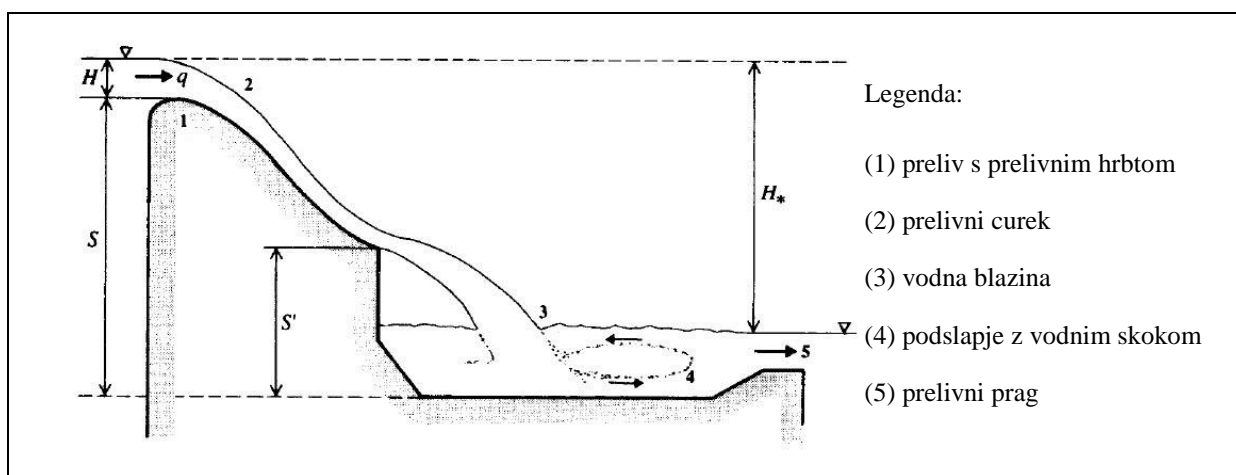
2.6 Prelivna polja in prelive

Prelivna polja so hidrotehnični objekti in so običajno del pregrade. Po eni strani zajezujejo vodni tok (brez ali s pomočjo zapornic) in s tem omogočajo funkcijo pregrade, kot so zvišanje energetske višine

in povečanje razpoložljivih vodnih količin, po drugi strani pa kontrolirano in varno prevajajo vodo v času velikih pretokov. Najbolj varna so (ustrezno dimenzionirana) prelivna polja brez dodatnih hidrotehničnih pomagal, npr. hidromehanske opreme, saj praktično ne more priti do okvare in morebitnih škodljivih posledic tako gorvodno kot tudi dolvodno.

Prelivno polje v splošnem sestavljajo naslednji elementi (slika 2-3):

- preliv s prelivnim hrbtom (1), ki s svojo obliko vplivata na karakteristike prelivanja vode čez preliv,
- podslapje (4), v katerem nastaja vodni skok in v katerem se kontrolirano in učinkovito dissipira neizkoriščena energija prelivnega curka (2) oz. vodnega toka, ki vstopa v vodno blazino (3), ter
- prelivni prag (5), ki predstavlja prehod iz podslapja v naravno korito in s svojo obliko prispeva k čim boljši funkciji podslapja.



Slika 2-3: Vzdolžni prerez prelivnega polja (vir: (Novak, et al., 2007), str. 245).

Figure 2-3: Longitudinal cross section of a spillway (ref.: (Novak, et al., 2007), p. 245).

Predmet te naloge so razmere na vstopni prelivni kroni in vzdolž prelivnega hrbta preliva (1).

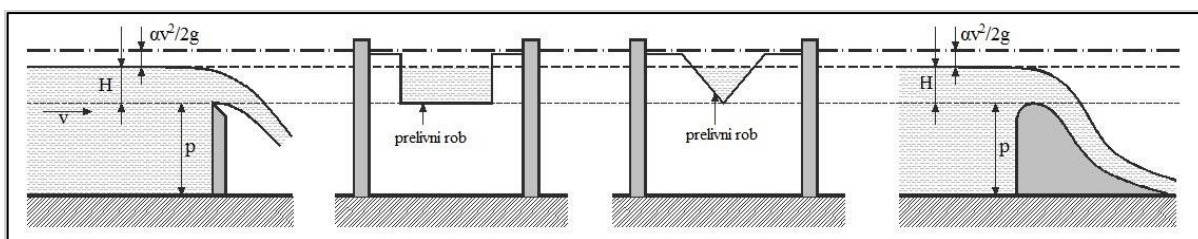
2.6.1 Prelivi in njihova umestitev na pregradne objekte

O prelivu govorimo, kadar je kota krone preliva nad gladino spodnje vode (Steinman, 1999). V nadaljevanju Steinman (1999) navaja naslednje kriterije, po katerih se preliivi ločijo med seboj:

- glede na položaj osi preliva glede na glavni tok: pravokoten, poševen, vzporeden oz. bočni, sestavljen z lomljeno osjo
- glede na konstrukcijo: ostrorobi, preliv prelivajočega se curka (vakuumirani preliv), široki prag, preliv s kratko prelivno krono (trikotni, zaklopka), preliv praktične prelivne oblike (WES, Creager, cilindrični), preliv s posebno obliko (Romijn...)

- c) glede na vpliv spodnje vode: popolni preliv brez vpliva spodnje vode, nepopolni preliv z vplivom spodnje vode
- d) glede na ozračenje konture prelivnega curka: ozračeni preliv, neozračeni preliv, prisesani preliv
- e) glede na natočno steno preliva: vertikalni preliv, nagnjeni preliv s tokom in proti toku
- f) glede na geometrijo prečnega prereza: trikotni (Thomsonov), pravokotni, trapezni, proporcionalni, sestavljeni prerez

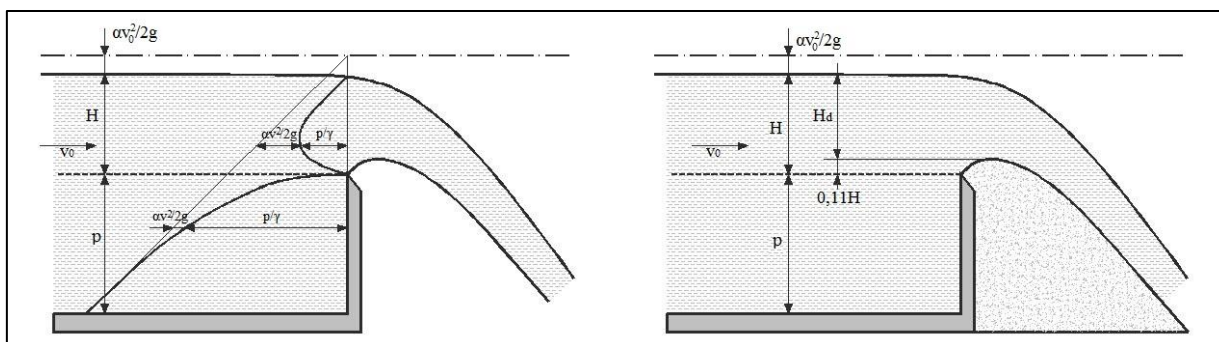
Ostororobi prelivi se pogosto uporabljajo za meritev pretokov, saj omogočajo meritve z merilno negotovostjo 1-2%. Nekateri izmed njih so zajeti v standardih (SIST, DIN, ISO, BS, ...)



Slika 2-4: Prelivi (od leve proti desni): tankostenski ostrorobi preliv, pravokotni preliv z bočno zožitvijo, trikotni preliv, preliv praktične oblike.

Figure 2-4: Weirs (from left to right): thin plate weir, rectangular weir, triangular-notch weir, round-crested weir.

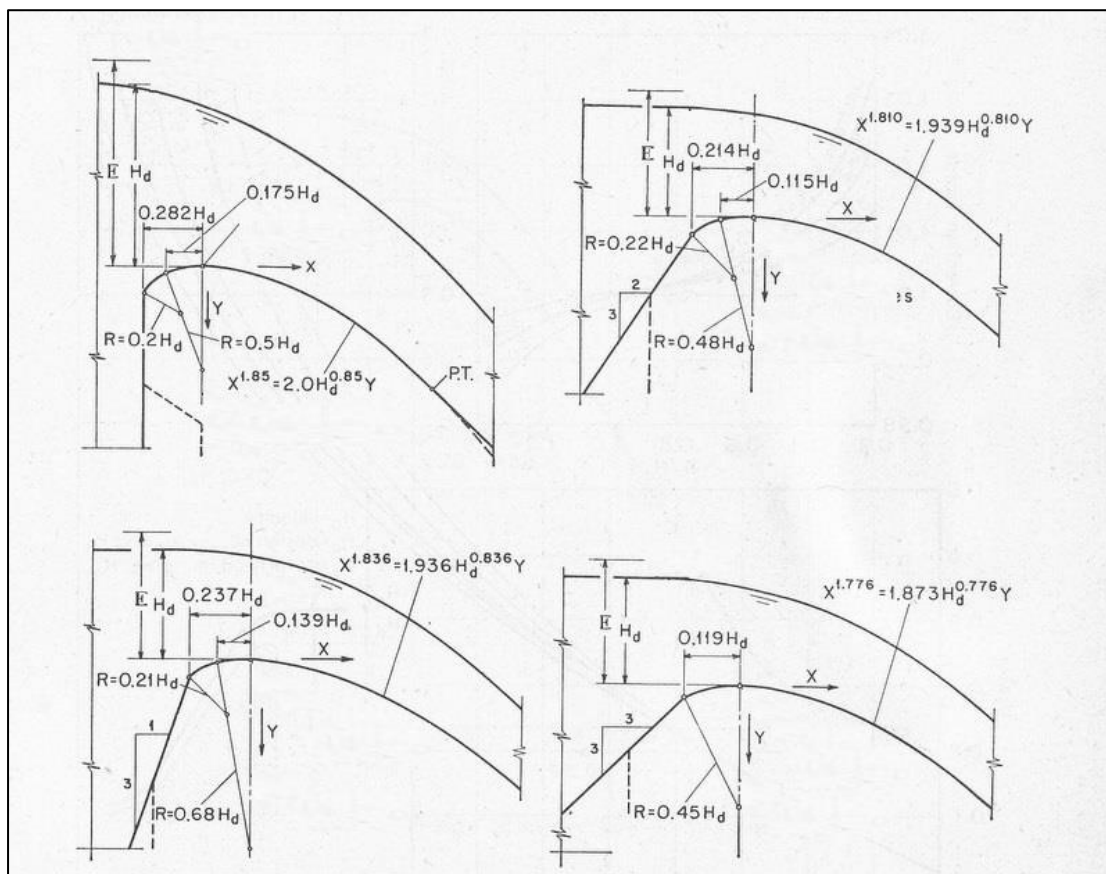
Iz praktičnih razlogov in konstrukcijskih zahtev se na pregradne objekte umeščajo prelivi praktične oblike, katerih oblika temelji na poteku spodnje konture prelivnega curka ostrorobega preliva, ki pa se spreminja s količino pretoka (slika 2-5). Oblika preliva so določijo na podlagi projektne prelivne višine oz. instalirane energijske višine (ang. *design head*). Pri manjših prelivnih višinah je prelivni curek podprt, saj leži na prelivnem hrbtu. Pri projektni prelivni višini je tlak na prelivnem hrbtu enak zračnemu, pri večji prelivni višini pa se curek želi odlepiti od podlage, zato se na prelivnem hrbtu lahko pojavi podtlak. Slednji je vir nevarnosti za poškodbe, zato je izbira ustrezne prelivne oblike pomemben dejavnik.



Slika 2-5: Preliv praktične oblike je oblikovan na podlagi prelivnega curka ostrorobega preliva.

Figure 2-5: Round-crested weir is shaped to conform the lower surface of the nappe of a sharp-crested weir.

Med prelive praktične oblike, ki sledijo spodnji konturi prelivnega curka, sodijo npr. Creagerjev preliv, preliv Creager-Oficerov ter WES profil (U.S. Army Engineers Waterways Experimental Station) (Chow, 1959).



Slika 2-6: Preliv praktične oblike WES po predlogu U.S. Army Engineers Waterways Experimental Station (vir: (Chow, 1959), str. 365).

Figure 2-6: Round crested weir WES by the proposal of U.S. Army Engineers Waterways Experimental Station (ref.: (Chow, 1959), p. 365).

Da bi veljale eksperimentalno določene karakteristike različnih oblik prelivnega polja, je njihova geometrija natančno opisana (npr. preliv oblike WES na slika 2-6).

2.6.2 Opis in analiza fizikalnega pojava

Pri toku vode čez preliv prevladujejo gravitacijske sile, zato je Froudovo število tisto, ki narekuje največjo možno podobnost fizikalnega pojava na geometrijsko podobnih prelivih.

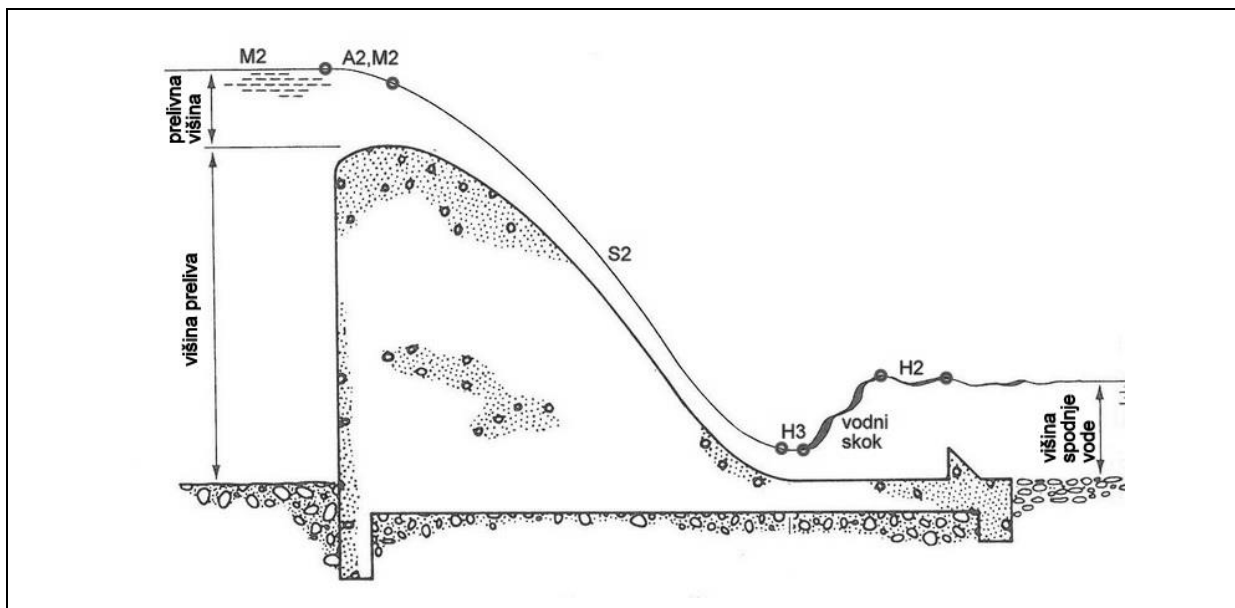
Pri prelivanju se kinetična energija vodnega toka poveča na račun zmanjšanja njegove potencialne energije. Ker je tekočina realna, se hkrati del energije neizogibno »porabi« oz. pretvori v notranjo energijo, še v največji meri na račun hrapavosti ostenja. Ker pa sodi preliv med ti. kratke objekte, se »poraba« energije zgodi na zelo majhni razdalji in ker so prelive praviloma objekti z gladko površino,

je ta sprememba izredno majhna, praktično zanemarljiva in se v teoretičnih modelih pogosto niti ne upošteva.

Prelivni objekt praviloma zajezuje vodni tok, zato je režim toka vode gorvodno od preliva miren, z vrednostjo Froudovega števila $Fr < 1$. Na samem prelivu pride do spremembe režima iz mirnega v deroči tok. Ta prehod se zgodi v ti. v kritičnem prerezu (v katerem je globina vode definirana kot kritična globina), katerega lokacija pa zaradi kratke in hitro spreminjajoče se geometrije preliva in poteka gladine ni definirana, kot je to možno na širokih pragovih ali v dolgi zožitvi klasičnih Venturijevih korit. Jasno je le, da se nahaja nekje v bližini krone prelivnega praga. Teoretično je s kritično globino pogojena pretočnost z dolvodne strani nepotopljenega preliva.

Slika 2-7 prikazuje značilne tipe gladinskih krivulj toka vode čez preliv (in podslapje) in kontrolne točke, ki razmejujejo posamezne tipe gladinskih krivulj stalnega neenakomernega toka. Gorvodno od preliva je zajezna gladina običajno tipa M1 (blag naklon dna), ki preide v tip gladinske depresijske krivulje A2 ali M2, za katero je značilno pri približevanju kritičnemu profilu strmo padanje naklona gladine glede na dno profila. Po enačbi, ki velja za polagoma prehajajoči tok, bi bil naklon gladine v kritičnem profilu navpičen, kar pa zaradi naleganja curka na hrbet preliva ni možno, zato velja, da v okolici kritičnega profila enačba za polagoma prehajajoči tok ni več veljavna (Chadwick & Morfett, 1993) in tok vode preide v območje hitro prehajajočega toka, ki je pojasnjen s principom specifične energije. Na prelivnem hrbtu ponovno nastopi območje postopno prehajajočega toka z gladinsko krivuljo tipa S2.

Če je nivo spodnje vode dovolj nizek, ne vpliva na hidravlične pogoje na prelivu, kot prikazuje slika 2-7. Na tej sliki nastopi še eno območje hitro prehajajočega toka, tj. vodni skok kot prehod iz deročega v mirni tok, kjer prav tako ne velja enačba za postopno prehajajoči tok, temveč se s pomočjo enačbe gibalne količine določi kritični točki, ki predstavljata konjugirani globini vodnega skoka.

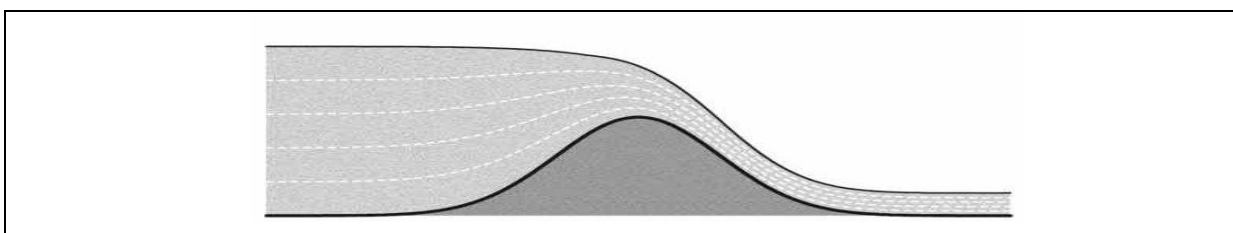


Slika 2-7: Vzdolžni potek gladine čez preliv in podslapje z označenimi kontrolnimi točkami ter značilnimi gladinskimi krivuljami med njimi.

Figure 2-7: Longitudinal water surface course along weir and stilling basin with marked checkpoints and typical water surface curves.

Pri obravnavi toka s prosto gladino se običajno upošteva hidrostatična razporeditev tlakov. Ko se pojavi tok z (močno) ukrivljenimi tokovnicami, hidrostatična razporeditev tlakov ne velja več in klasična Bernoullijeva enačba ni veljavna. Vodni tok je tedaj treba obravnavati z enačbami višjega reda (Castro-Orgaz, 2010).

Prelivanje vode čez preliv je primer toka z ukrivljenimi tokovnicami in nehidrostatično razporeditvijo tlakov (slika 2-8). V poenostavljenem primeru pa se lahko obravnava kot potencialni tok idealne tekočine: nevskozen in irotacijski.



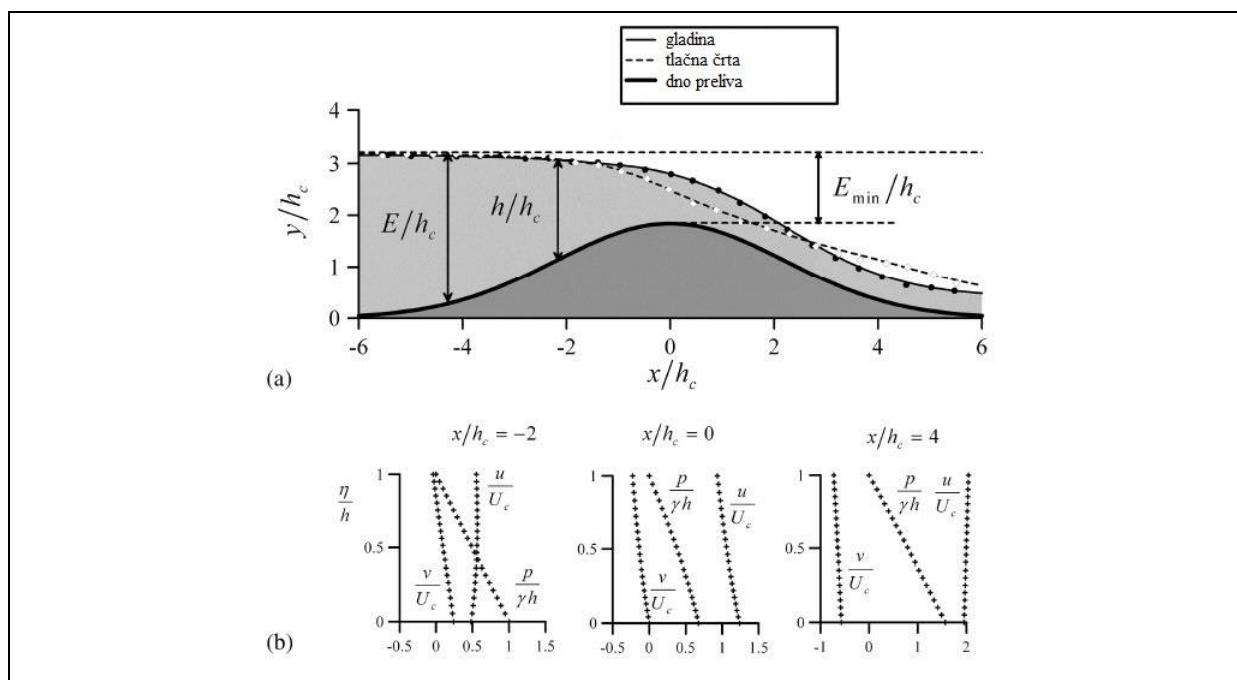
Slika 2-8: Ukrivljene tokovnice pri prelivanju čez preliv (vir: (Castro-Orgaz & Hager, 2013), str 646).

Figure 2-8: Curvilinear streamlines across a weir (ref.: (Castro-Orgaz & Hager, 2013), p. 646).

Analiza potencialnega toka uspešno opiše vrsto tovrstnih pojavov in se uporablja na mnogih področjih toka s prosto gladino kot tudi toka podtalnice (Bear, 1972), cit. po (Castro-Orgaz & Hager, 2014)). Potencialni tok je opisan z Eulerjevo enačbo, ki je poenostavitev splošne Navier-Stokesove enačbe

toka tekočine za idealno tekočino. Dodatna poenostavitev je ti. Boussinesqjeva aproksimacija, uporabna tudi za opis toka vode čez preliv (Castro-Orgaz & Hager, 2013).

Slika 2-9 prikazuje primer razporeditve hitrosti in tlačne višine v smeri toka (simetričnega) preliva (Castro-Orgaz & Chanson, 2013) (vrednost h_c je referenčna globina, določena kot kritična globina na prelivu v primeru vzporednih tokovnic, ko je $Fr = 1$, in tedaj velja v pravokotnem prerezu $h_c = (q^2/g)^{1/3}$, $U_c = q/h_c$. Na razdalji $x/h_c = -2$ (gorvodno od preliva) je vertikalna razporeditev tlakov še hidrostatična, na prelivu $x/h_c = 0$ je vertikalna razporeditev tlakov nehidrostatična, pri čemer je tlak na površini preliva manjši od hidrostatičnega, na razdalji $x/h_c = 4$ pa je razporeditev tlakov sicer linearna po globini, vendar z večjimi tlaki od hidrostatičnega zaradi centrifugalnega učinka na konkavno oblikovanem delu prelivnega hrbtna.



Slika 2-9: Vertikalna razporeditev hitrosti in tlakov vzdolž simetričnega preliva (Castro-Orgaz & Chanson, 2013).

Figure 2-9: Velocity and pressure vertical layout across symmetrical round crested weir (Castro-Orgaz & Chanson, 2013).

Potencialni tok na prelivu je irotacijski. Vo (1992) je z meritvami 2D hitrostnega polja s pomočjo nekontaktne metode LDA (laserska Dopplerjeva anemometrija) izmeril hitrostno polje nad cilindričnim prelivom ter z računom odvodov hitrosti dokazal veljavnost predpostavke za irotacijski tok:

$$\frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial y} = 0 \quad (38)$$

kjer je:

- u vodoravna (x) komponenta hitrosti vode [m/s]
- v navpična (y) komponenta hitrosti vode [m/s]

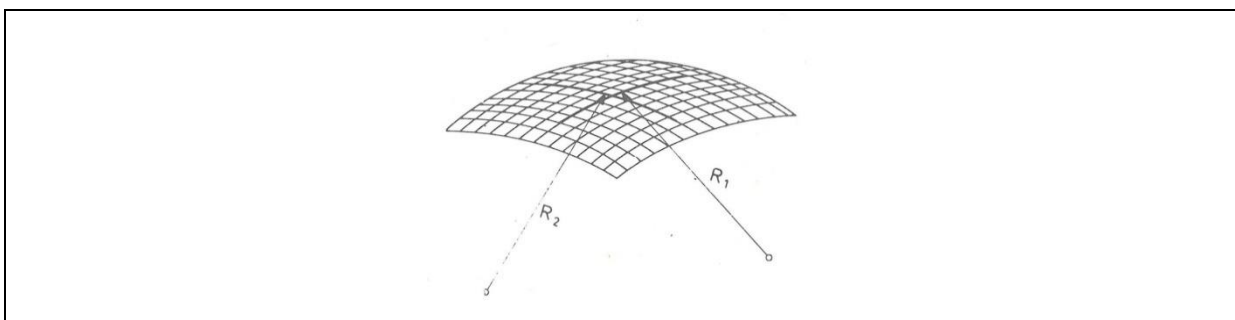
2.6.3 Vpliv površinske napetosti pri prelivanju

Zaradi ukrivljenosti gladine prelivnega curka se pri prelivanju pojavi vpliv površinske napetosti, zaradi katere je tlak znotraj ukrivljene površine večji kot na zunanji strani (Kladnik, 1974), in sicer po enačbi:

$$p_0 = \sigma \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \quad (39)$$

kjer je:

- p_0 tlak znotraj ukrivljene površine [N/m^2]
- σ površinska napetost [N/m]
- R_1, R_2 polmer zakrivljenosti vodne gladine v pravokotnih smereh [m], (Slika 2-10)



Slika 2-10: Ukrivljena površina vodne gladine s polmeroma ukrivljenosti R_1 in R_2 v pravokotnih smereh (vir: (Kladnik, 1974), str. 203).

Figure 2-10: Curved water surface with radius of curvatures R_1 and R_2 in the orthogonal axes. (ref.: (Kladnik, 1974), p. 203).

Pri valjasti ploskvi, kakršna je prelivna gladina, pri kateri je polmer ukrivljenosti v prečni smeri (neskončno) velik, je tlak znotraj ukrivljene površine enak:

$$p_0 = \frac{\sigma}{R_0} \quad (40)$$

kjer je:

- R_0polmer ukrivljenosti vodne gladine v vzdolžni smeri [m]

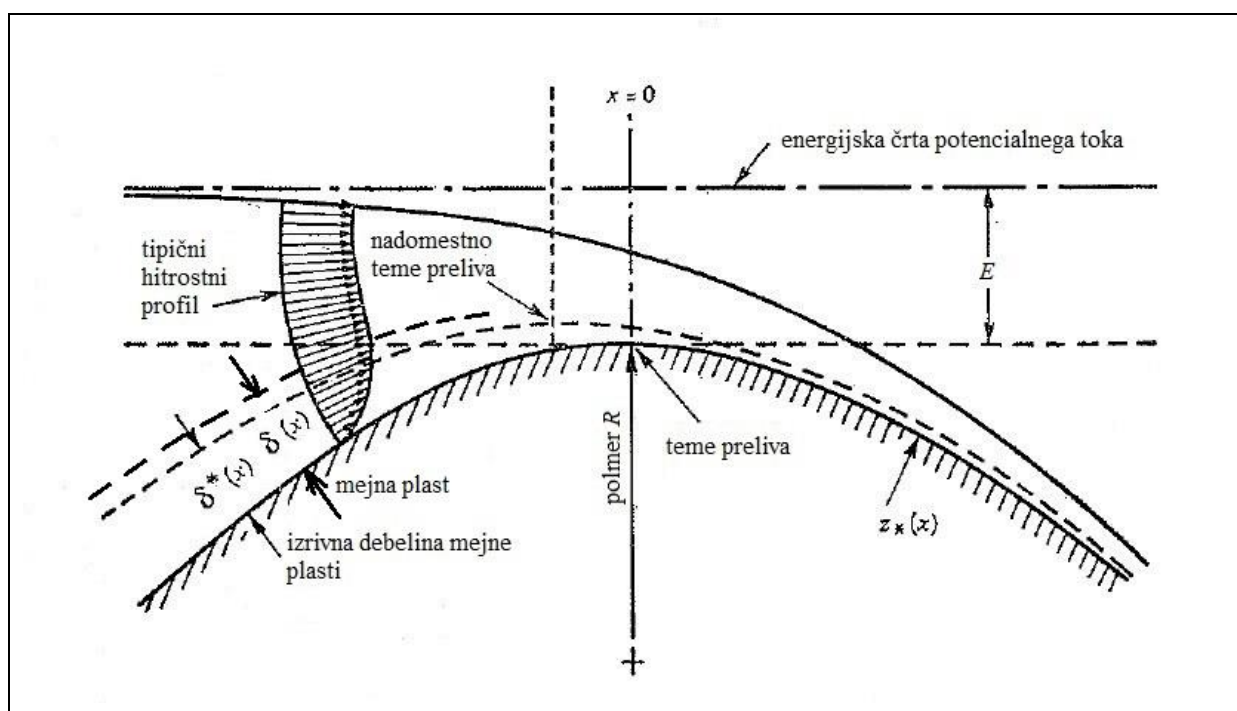
tlačna višina znotraj ukrivljene površine pa:

$$\frac{p_0}{\rho g} = \frac{\sigma}{\rho g R_0} \quad (41)$$

Sila površinske napetosti si prizadeva zmanjšati skupno mejno površino različnih snovi, zato se prelivni curek »prilepi« oz. pomakne proti površini ostenja preliva.

2.6.4 Mejna plast na prelivu

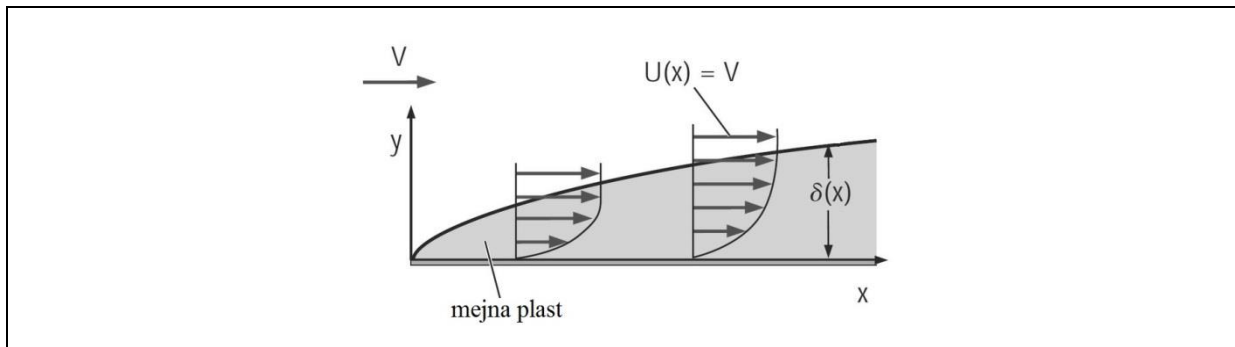
V teoretičnih modelih toka vode čez prelive je tok vode razdeljen na zunanji, že omenjeni potencialni tok in na tanko viskozno mejno plast debeline δ (slika 2-11), za katero je značilna sprememba hitrosti od nič na trdni steni do vrednosti v vodnem curku.



Slika 2-11: Razdelitev prelivnega curka na potencialni tok (tok idealne tekočine) in tanko viskozno mejno plast (vir: (Matthew, 1963), str. 517).

Figure 2-11: Division of the nappe to the outer potential flow and to the inner viscous boundary layer (ref.: (Matthew, 1963), p. 517).

Mejna plast nastopi, kadar je medsebojna hitrost tekočine in mejne površine, na katero je tekočina »prilepljena« (na stiku je namreč hitrost tekočine enaka hitrosti mejne površine) različna. Za mejno plast je značilen izrazit gradient vzdolžne hitrosti, zaradi katerega pride do izraza notranje trenje, tj. trenje med plastmi tekočine z različnimi hitrostmi, oz. viskoznost tekočine (slika 2-12).



Slika 2-12: Hitrostni profil v mejni plasti z debelino $\delta(x)$ (vir: (Çengel & Cimbala, 2006), str. 524).

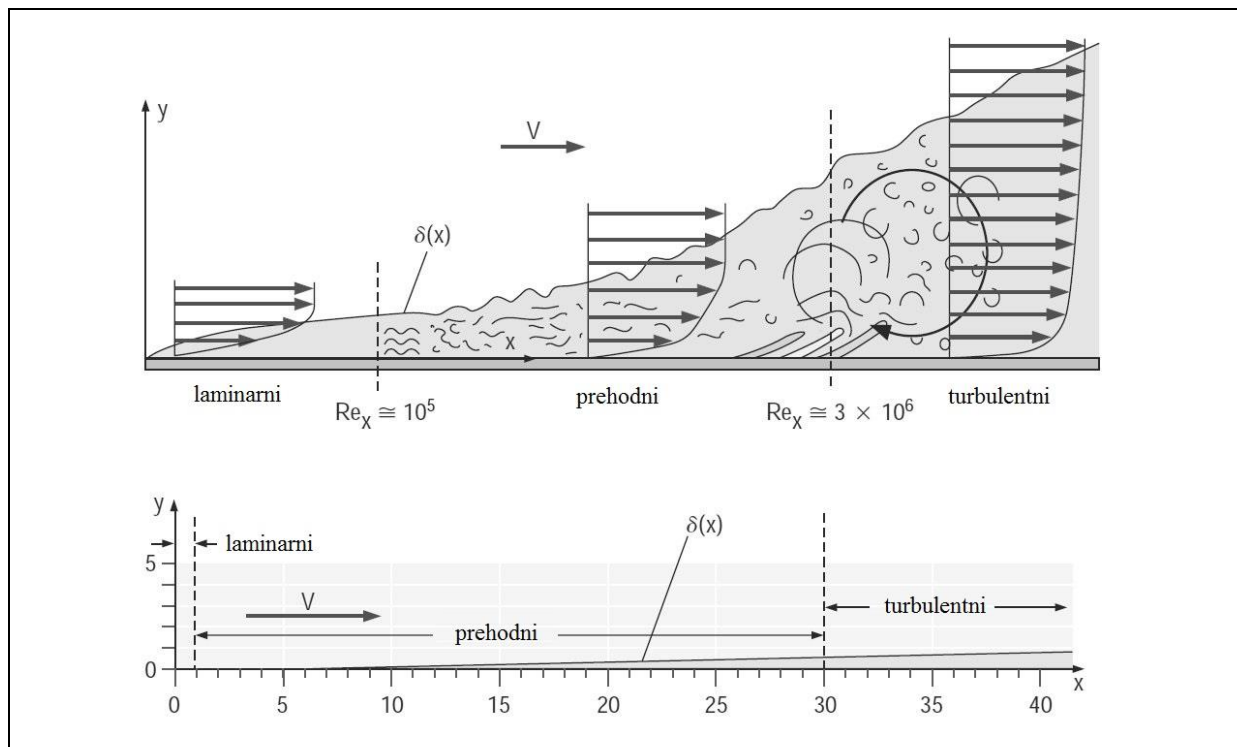
Figure 2-12: Velocity profile in the boundary layer with the thickness $\delta(x)$ (ref.: (Çengel & Cimbala, 2006), p. 524) .

V mejni plasti je režim toka lahko laminaren, prehodni ali turbulenten (slika 2-13). Meja med laminarnim in turbulentnim režimom mejne plasti je definirana z Reynoldsovim številom Re_x , povezanim s hitrostjo tekočine na zunanjem robu mejne plasti in z razdaljo od začetka nastanka mejne plasti

$$Re_x = \frac{\rho vx}{\mu} = \frac{vx}{\nu} \quad (42)$$

kjer je:

- Re_xReynoldsovo število toka v mejni plasti
- ν hitrost tekočine na zunanjem robu mejne plasti [m/s]
- x razdalja od začetka nastanka mejne plasti [m]

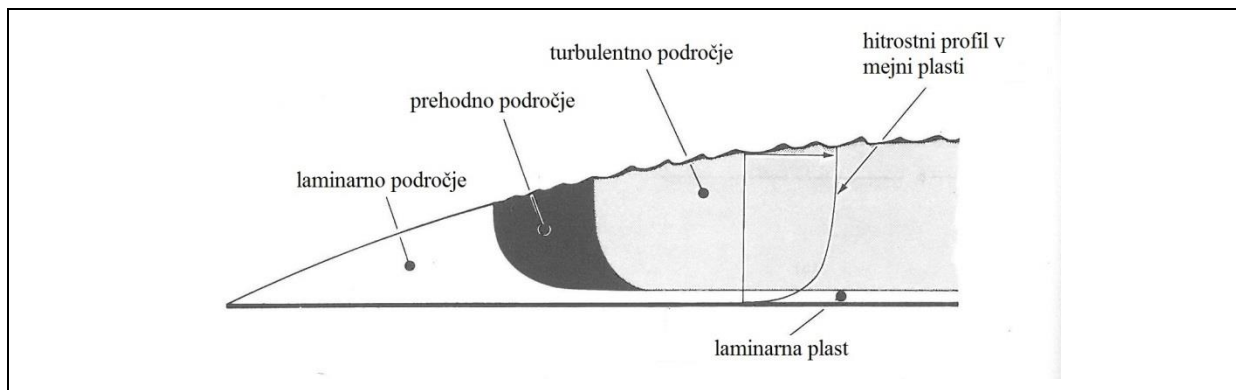


Slika 2-13: Režim toka tekočine v mejni plasti, zgoraj shematično, spodaj v merilu (vir: (Çengel & Cimbala, 2006), str. 514).

Figure 2-13: Flow regime transition in the boundary layer (upper figure - schematically, lower figure - scaled (ref. (Çengel & Cimbala, 2006), p. 514).

Za klasičen primer toka tekočine ob ravni gladki plošči je meja med laminarnim in turbulentnim režimom določena z $Re_{x,mej} = 10^5$ do $3 \cdot 10^5$. Lokalna motnja, npr. prečno položena tanka žica lahko povzroči prehod v turbulentni režim že prej. To se npr. izkorišča za takojšnje formiranje turbulentnega toka v mejni plasti na ladijskih modelih in s tem podobnost hidravličnih pogojev na modelu in prototipu.

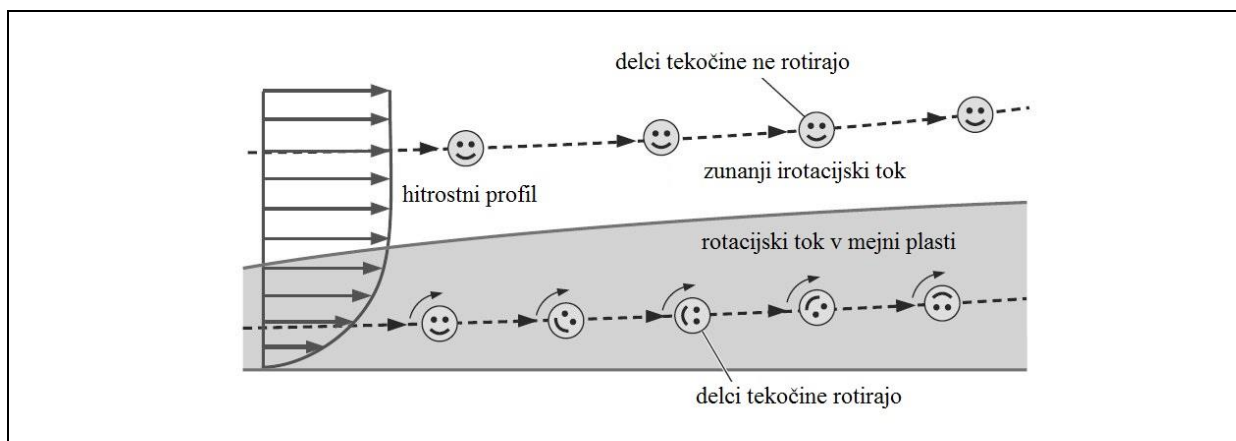
Ker je hitrost tekočine tik ob mejni površini majhna, je tam tudi velikost Reynoldsovega števila majhna, zaradi česar se tik ob mejni površini ohranja laminarni tok v laminarnem podsloju (slika 2-14).



Slika 2-14: Sestava mejne plasti skozi razvojne stopnje (vir: (Chadwick & Morfett, 1993), str. 74).

Figure 2-14: Boundary layer structure through the development stages (ref.: (Chadwick & Morfett, 1993), p. 74).

Meja med mejno plastjo in tokom izven mejne plasti je tudi meja med irotacijskim in rotacijskim tokom (slika 2-15).



Slika 2-15: Rotacijski tok v mejni plasti (vir: (Çengel & Cimbala, 2006), str. 145).

Figure 2-15: Rotational flow in the boundary layer (ref.: (Çengel & Cimbala, 2006), p. 145).

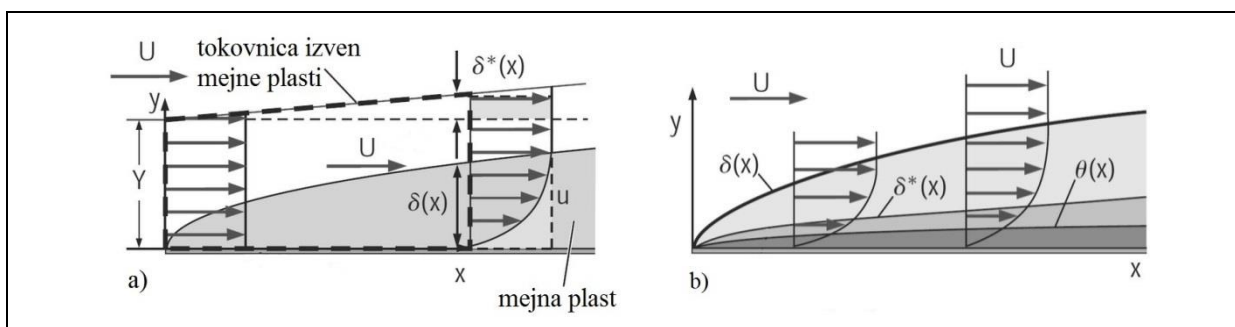
Debelina mejne plasti $\delta(x)$ (slika 2-12) je definirana z razdaljo v prečni smeri od mejne površine do točke, kjer je hitrost tekočine v mejni plasti enaka 99 % hitrosti tekočine izven mejne plasti. Pri obravnavanju mejne plasti sta pomembna še dva parametra: δ^* , izrivna debelina mejne plasti, ang. *boundary layer displacement*, in θ , debelina gibalne količine mejne plasti, ang. *momentum displacement*.

Izrivna debelina mejne plasti δ^* se izraža v odklonu tokovnic zunanjega toka (izven mejne plasti), da se ohrani masni pretok zaradi nastanka mejne plasti (slika 2-16a). Obenem pomeni ta debelina tudi navidezno odebelitev mejne površine (slika 2-16b), pri čemer bi bila hitrost toka v plasti debeline ($\delta - \delta^*$) enaka hitrosti na zunanjem robu mejne plasti. Izrivna debelina mejne plasti je določena po enačbi:

$$\delta^* = \int_0^{\infty} \left(1 - \frac{u}{U}\right) dy \quad (43)$$

kjer je:

- δ^* izrivna debelina mejne plasti [m]
- uhitrost toka v mejni plasti, $u=u(y)$ [m/s]
- Uhitrost toka na zunanem robu mejne plasti, $U=U(x)$ [m/s]
- x vzdolžna koordinata [m]
- y prečna koordinata [m]



Slika 2-16: Izrivna debelina mejne plasti δ^* in debelina gibalne količine mejne plasti θ (vir: (Çengel & Cimbala, 2006), str. 527 in 528).

Figure 2-16: Boundary layer displacement δ^* and momentum displacement θ (ref.: (Çengel & Cimbala, 2006), p. 527 and 528).

Debelina gibalne količine mejne plasti θ je določena podobno kot izrivna debelina, vendar po pogoju ohranitve gibalne količine:

$$\Theta = \int_0^{\infty} \frac{u}{U} \left(1 - \frac{u}{U}\right) dy \quad (44)$$

Slika 2-11 prikazuje na prelivu vpliv mejne plasti in izrivne debeline mejne plasti δ^* , zaradi katere se namesto dejanskega preliva oblikuje »nadomestna« oblika preliva, pri kateri se teme dejanskega preliva prečno in vertikalno premakne v »nadomestno« teme preliva. Vzdolžni premik temena preliva ima precej manjši vpliv na pogoje prelivanja kot vertikalni, zato se ga lahko zanemari. (Matthew, 1963).

Za gladko ravno površino vrednosti zgoraj opisanih parametrov prikazuje preglednica 2-2.

Preglednica 2-2: Parametri laminarne in turbulentne mejne plasti za tok tekočine vzdolž vzporedne ravne gladke površine (vir: (Çengel & Cimbala, 2006), str. 530).

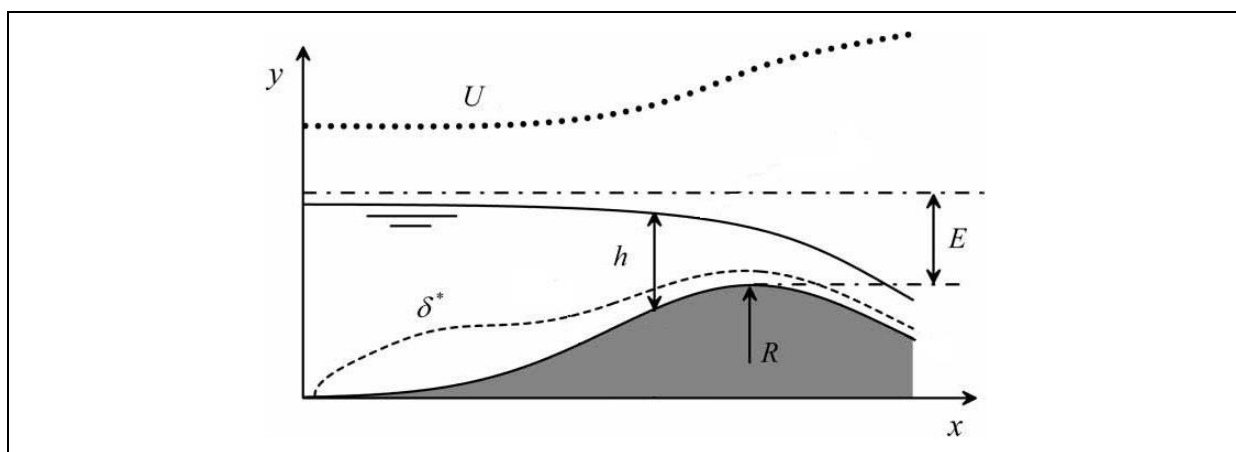
Tabel 2-1: Summary of expressions for laminar and turbulent boundary layers on a smooth flat plate aligned parallel to a uniform stream (ref.: (Çengel & Cimbala, 2006), p. 530).

Parameter	Laminarna mejna plast	Turbulentna mejna plast (a)	Turbulentna mejna plast (b)
Debelina mejne plasti δ	$\frac{\delta}{x} = \frac{4,91}{\sqrt{Re_x}}$	$\frac{\delta}{x} \cong \frac{0,16}{(Re_x)^{1/7}}$	$\frac{\delta}{x} \cong \frac{0,38}{(Re_x)^{1/5}}$
Izrivna debelina mejne plasti δ^*	$\frac{\delta^*}{x} = \frac{1,72}{\sqrt{Re_x}}$	$\frac{\delta^*}{x} \cong \frac{0,020}{(Re_x)^{1/7}}$	$\frac{\delta^*}{x} \cong \frac{0,048}{(Re_x)^{1/5}}$
Debelina gibalne količine mejne plasti Θ	$\frac{\Theta}{x} = \frac{0,664}{\sqrt{Re_x}}$	$\frac{\Theta}{x} \cong \frac{0,016}{(Re_x)^{1/7}}$	$\frac{\Theta}{x} \cong \frac{0,037}{(Re_x)^{1/5}}$

(a) enačbe s potenco 1/7
(b) enačbe s potenco 1/5, kombinirane z empiričnimi podatki za turbulentni tok v gladkih ceveh

Kljub temu, da se mejna plast ob zakrivljeni površini oblikuje drugače kot ob ravni površini, so iz tabele razvidne nekatere značilnosti oblikovanja mejne plasti:

- debelina mejne plasti oz. odklik mejne plasti narašča z oddaljenostjo od točke nastanka mejne plasti,
- na isti razdalji od nastanka mejne plasti je pri večji hitrosti vodnega toka debelina mejne plasti tanjša. Ta ugotovitev se manifestira ravno pri toku vode čez preliv: na gorvodnem, natočnem delu je mejna plast bistveno debelejša kot na vrhu preliva zaradi pospešene hitrosti vode (slika 2-17).



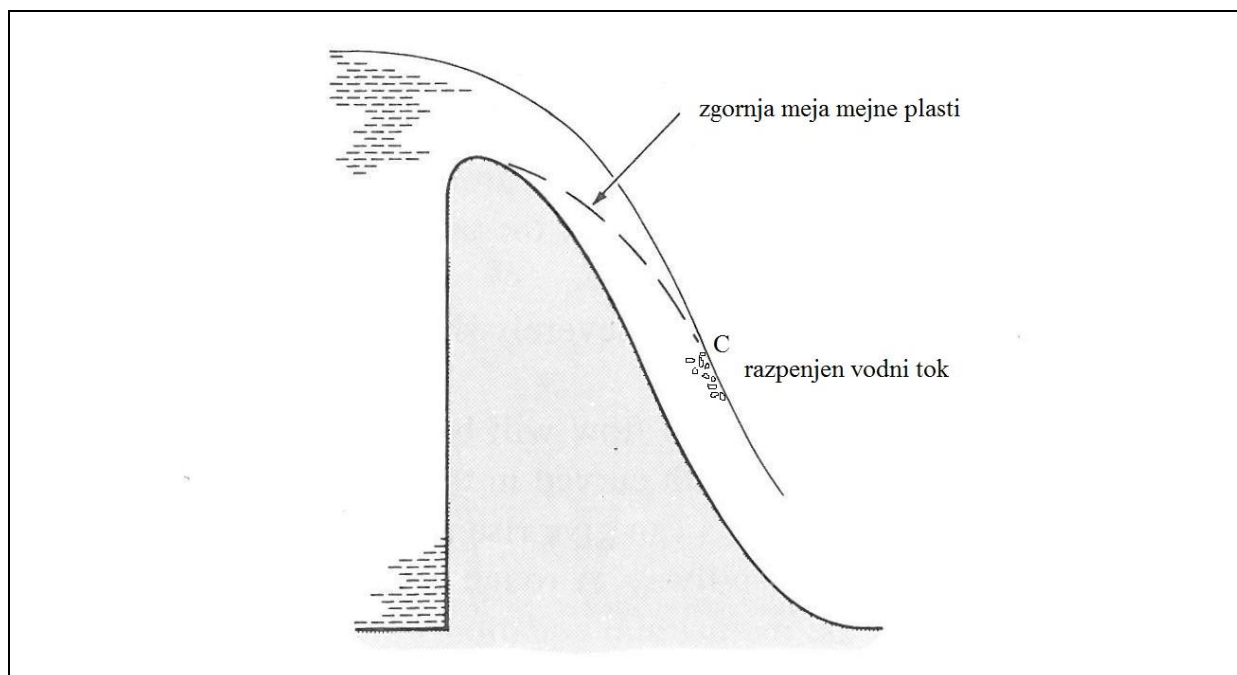
Slika 2-17: Sprememba debeline mejne plasti zaradi povečane hitrosti vode na prelivu (vir: (Castro-Orgaz & Hager, 2014), str. 654).

Figure 2-17: Change of the boundary layer displacement thickness due to the increased flow velocity over the weir (ref.: (Castro-Orgaz & Hager, 2014), p. 654).

Na obnašanje toka tekočine v mejni plasti vpliva tudi hrapavost mejne površine, v splošnem na tri možne načine (Chadwick & Morfett, 1993):

- V laminarni mejni plasti hrapavost nima vpliva in se trenje izraža samo zaradi strižnih napetosti. V prostor med posameznimi hrapami se ujame tekočina in se na ta način samo poveča debelina zastojnega toka.
- V turbulentni mejni plasti se tik ob mejni površini ustvari laminarni podsloj (slika 2-14). Če je povprečna debelina hrap manjša od debeline laminarnega podsloja, hrapavost na trenje nima nobenega vpliva ali pa ima zelo majhen vpliv.
- Če so višine (posameznih) hrap v turbulentnem toku večje od debeline mejne plasti, to povzroči dodatno vrtnčenje in dodatno porabo energije vodnega toka.

Mejna plast se dolvodno od krone preliva širi, in točka, ko zunanji rob mejne plasti doseže gladino, je ti. kritična točka (točka C na slika 2-18). Šele v tem profilu je po celotni globini razvit turbulentni tok. Dolvodno od tega profila je opisovanje blago prehajajočega toka s tipom gladinske krivulje S2 lahko vprašljivo, saj pride v tem delu do intenzivnega zajemanja zraka, ki se kaže v razpenjeni vodi (Tuan, 2003), (Varshney, 1977). Ta pojav je opazen šele pri večjih vrednostih Reynoldsova števila za tok vode na prelivih (npr. na prototipih).



Slika 2-18: Razvoj mejne plasti dolvodno od preliva do kritične točke C (vir: (Chadwick & Morfett, 1993), str. 421).

Figure 2-18: Boundary layer development from the weir crest to the critical point C (ref.: (Chadwick & Morfett, 1993), p. 421).

2.6.5 Definiranje vplivnih parametrov pri prelivanju

Na kvantitativne in kvalitativne parametre toka vode čez preliv vplivajo geometrijske lastnosti preлива, geometrijske in hidravlične lastnosti dovoda vode na preliv ter lastnosti vode.

Kvantitativna lastnost preлива je pretok Q pri določeni prelivni višini h_{pr} . Prelivna višina je definirana kot višinska razlika med nivojem temena preлива in nivojem gladine, merjene na razdalji 3 do 4 krat $h_{pr,max}$ od temena preлива gorvodno, kjer že izzveni vpliv gladinske krivulje A2 oz. M2 (slika 2-7). Namesto prelivne višine se lahko upošteva vsota prelivne višine in hitrostne višine, tj. energijska prelivna višina $E = h_{pr} + v^2/2g$, kjer je v dotočna hitrost. Pri tem se upošteva, da preliv ni potopljen s spodnjo vodo, sicer je za določitev pretoka potrebna še meritev spodnje vode.

Kvalitativna lastnost priznani obliki prečnega prereza je brezdimenzijski pretočni koeficient C_d , ki prikazuje efektivno prelivno sposobnost preлива; z njim je mogoče primerjati različne vzdolžno oblikovane prelive med seboj.

Geometrijske lastnosti preлива in dovodnega kanala opisujejo prečna širina preлива b , širina dotočnega kanala B , višina preлива od dna kanala p , polmer enega ali več krožnih lokov, ki sestavljajo preliv r , razne definirane oblike prelivov praktičnih oblik in (nadomestna) hidravlična hrapavost površine preлива k .

Lastnosti vode so specifična teža ρg , dinamična viskoznost μ oz. kinematična viskoznost ν in koeficient površinske napetosti σ .

Vsi navedeni parametri so zbrani v enačbi (45):

$$Q = f(b, B, p, R, \dots, k, h_{pr}, v, \rho, g, \mu, \sigma) \quad (45)$$

Z dimenzijsko analizo (npr. po Rayleighovi metodi, pogl. 2.4.1), v kateri se upošteva 3 osnovne dimenzije, masa M [kg], dolžina L [m] in čas T [s], se enačba (45) preoblikuje v naslednjo brezdimenzijsko obliko

$$\frac{Q}{b \cdot \sqrt{2g} \cdot h_{pr}^{\frac{3}{2}}} = f_1 \left[\frac{B}{h_{pr}}, \frac{p}{h_{pr}}, \frac{r}{h_{pr}}, \dots, \frac{k}{h_{pr}}, Fr, Re, We \right] \quad (46)$$

Izraz na levi strani enačbe (46) je brezdimenzijski pretočni koeficient, in je pri upoštevanju hidrostatičnega tlaka v profilu merjenja prelivne višine enak razmerju tlačne sile in vztrajnostne sile, oz. Eulerjevemu številu Eu (gl. pogl. 2.3.1).

Izrazi na desni strani enačbe so geometrijska razmerja in znana brezdimenzijska števila. Podobnost med prototipom in modeli je zagotovljena, če so brezdimenzijske vrednosti členov na desni strani enačbe (46) iste.

Če so si prototip in modeli geometrijsko podobni in je v geometrijskem razmerju tudi prelivna višina h_{pr} , so izrazi na desni strani enačbe (46) (do tropičja) konstantni. Prototipni prelivni so običajno betonski ali jekleni, zato je njihova površina bolj ali manj gladka. Pogoji, da relativna hrapavost k ne vpliva na pretočni koeficient, zahteva tudi čim bolj tehnično gladko površino modela.

Ker je prelivanje vode čez preliv pod prevlado gravitacijskih sil, je Froudovo število isto na prototipu in modelih. Razmerje pretočnega koeficienta na prototipu in modelu je tako samo še funkcija razmerja Reynoldsovega in Webrovega števila

$$\lambda_{C_d} = f_2(\lambda_{Re}, \lambda_{We}) \quad (47)$$

V literaturi (Chanson & Montes, 1998) se poleg vseh navedenih vplivnih parametrov navaja še vpliv dolžine dovodnega kanala oz. stopnja razvitosti hitrostnega profila, ki je tudi povezana s formiranjem in »debelenjem« meje plasti. Pretočni koeficient na prelivu naj bi bil po navedbah avtorjev pri bolj razvitem toku večji kot pri manj razvitem toku.

2.6.6 Definiranje oblike pretočnega koeficienta

V literaturi so podane različne oblike in označbe pretočnega koeficienta. Ker se te lahko med seboj precej razlikujejo, in ker se z vrednostmi pretočnega koeficienta primerja pretočnost različnih oblik prelivov, je vsakokrat pomembno, da se poda natančna oblika pretočne enačbe, v kateri nastopa pretočni koeficient.

V tej nalogi je pretočni koeficient zaradi uporabe enačbe aproksimacije pretočnega koeficienta, ki je v odvisnosti od specifične energije (glede na teme preliva) E , definiran kot

$$C_d = \frac{Q}{b \cdot \sqrt{2g} \cdot E^{3/2}} \quad (48)$$

kjer je:

- C_d pretočni koeficient [-]
- E specifična energija glede na teme preliva, izmerjena na razdalji 3 do 4 krat $h_{pr,max}$ gorvodno od temena preliva [m]
- b širina preliva [m]

2.6.7 Aproksimacija pretočnega koeficienta po enačbi Matthewa

Matthew (1991) podaja enačbo za aproksimacijo pretočnega koeficienta C_d za simetrično obliko preliva, v kateri je upoštevan vpliv ukrivljenih tokovnic ter vpliv viskoznosti in površinske napetosti.

Enačba pretočnega koeficienta je zapisana v odvisnosti od razmerja specifične energije E (glede na teme preliva) ter polmera zakrivljenosti preliva na temenu R :

$$C_d = \frac{2}{3\sqrt{3}} \left[1 + 0,271 \frac{E}{R} - 0,045 \left(\frac{E}{R} \right)^2 - 0,833 \left(\frac{\sigma}{\rho g R^2} \right) \left(\frac{R}{E} \right) - 1,05 \left(\frac{3}{g} \right)^{1/4} \frac{v^{1/2}}{R^{3/4}} \left(\frac{R}{E} \right) \right] \quad (49)$$

kjer je:

- R polmer zakrivljenosti temena preliva [m], (slika 2-11)
- σ površinska napetost [N/m]
- ν kinematični koeficient viskoznosti [m^2/s]

V enačbi (49) prvi trije členi predstavljajo vpliv ukrivljenih tokovnic idealne tekočine v irotacijskem potencialnem polju, določen s pomočjo ti. Boussinesqjevih enačb tretjega reda (Matthew, 1991), (Castro-Orgaz & Hager, 2013). Območje, v katerem enačba (49) dobro aproksimira pretočni koeficient, je omejeno na relativno majhne globine vode v primerjavi s polmerom ukrivljenosti temena preliva, do približno $E/R = 0,75$ (Matthew, 1991).

Četrty člen v enačbi (49) predstavlja vpliv površinske napetosti na zakrivljeni prelivni gladini, zadnji člen pa vpliv viskoznosti, v katerem je upoštevana izrivna debelina mejne plasti na temenu preliva δ_c^* , ki jo (Matthew, 1963) podaja z izrazom

$$\delta_c^* = 0,7\nu^{1/2} \left(\frac{3R}{g} \right)^{1/4} \quad (50)$$

Enačba (50) za izrivno debelino mejne plasti na temenu preliva δ_c^* je določena po integralni metodi Thwaita za laminarno mejno plast (White, 2006), (Castro-Orgaz & Hager, 2014). Matthew na podlagi (Schlichting, 1979) namreč ocenjuje, da je Reynoldsovo število v mejni plasti, definirano s hitrostjo potencialnega toka U na zunanem robu mejne plasti in izrivno debelino mejne plasti δ^*

$$Re = \frac{U\delta^*}{\nu} \quad (51)$$

zaradi pospešenega toka na gorvodni strani preliva reda velikosti 10^4 , zaradi česar naj bi se na vseh praktičnih prelivih do vrednosti $E/R=1$ oblikovala laminarna mejna plast (Matthew, 1963).

Iz enačbe (49) je očitno, da je pretočni koeficient odvisen od treh brezdimenzijskih skupin

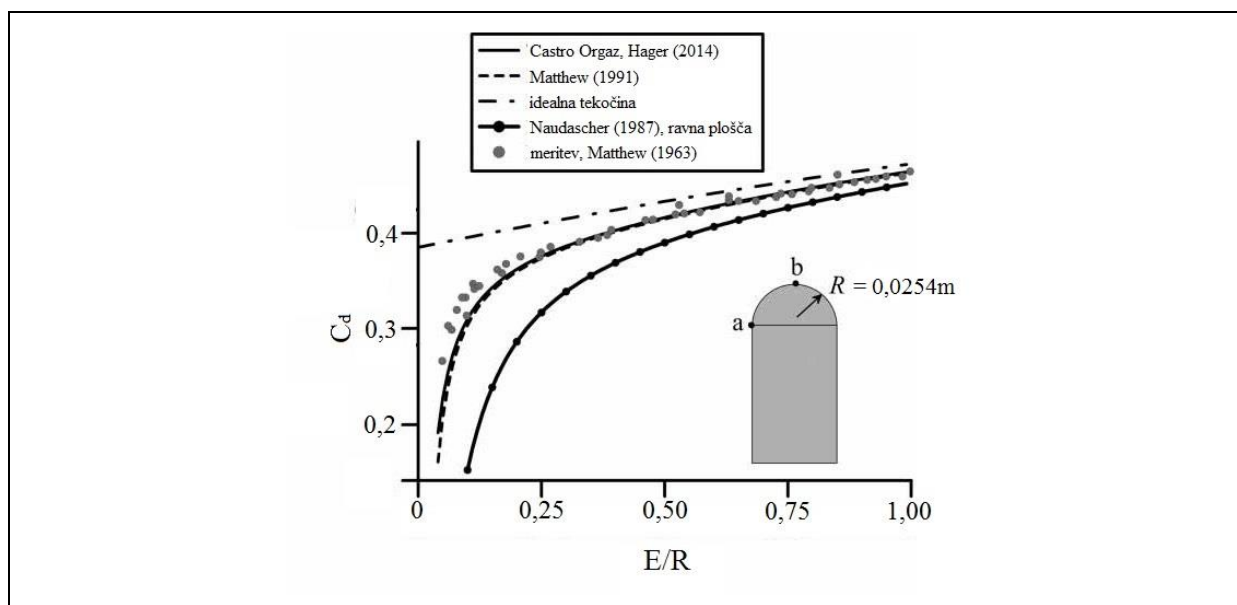
$$C_d = f_3 \left[\frac{E}{R}, \frac{\sigma}{\rho g R^2}, \frac{\nu^{1/2}}{g^{1/4} R^{3/4}} \right] \quad (52)$$

oz.

$$C_d = f_4 \left[\frac{E}{R}, \frac{Fr^2}{We}, \sqrt{\frac{Fr}{Re}} \right] \quad (53)$$

kar v primerjavi z enačbami (46) oz. (47) potrjuje ustreznost enačbe (49).

Zelo podobno enačbo, tudi na podlagi izvajanj Matthewa (1991), podajata Castro Orgaz in Hager (2014). Pretočni koeficient, izračunan po tej enačbi, je praktično enak pretočnemu koeficientu, izračunanemu po enačbi (49), kar je razvidno iz rezultatov računskega primera za prelivanje čez polkrožni preliv s polmerom $R = 0,0254\text{m}$, prikazanih v grafikonu, ki ga podaja slika 2-19.



Slika 2-19: Primerjava pretočnega koeficienta, izračunanega po enačbi Matthewa in enačbi Castra Orgaza (vir: (Castro-Orgaz & Hager, 2014), str. 659).

Figure 2-19: Comparison of discharge coefficient calculated by Matthew and Castro-Orgaz (ref.: (Castro-Orgaz & Hager, 2014), p. 659).

Validacija enačbe Matthewa z enačbo Castra Orgaza je potrdila primernost uporabe enačbe (49) za nadaljnjo analizo vpliva modelnega merila na vrednost pretočnega koeficienta C_d . Pri tem je treba ponovno poudariti, da oba, Matthew in Castro Orgaz upoštevata, da se na prelivu oblikuje laminarna mejna plast. To zelo verjetno tudi velja za (majhne) prelive, kjer je pot, na kateri se razvija mejna plast do temena preliva, kratka (npr. med točko a in b na polkrožnem prelivu s polmerom $0,0254\text{m}$ na slika 2-19).

V primeru, da se npr. na prelivu razvije turbulentna mejna plast, je izrivna debelina mejne plasti na temenu preliva δ_c^* večja kot po enačbi (50). V tej nalogi se je zato upoštevala tudi prirejena oblike enačbe po Matthewu

$$C_d = \frac{2}{3\sqrt{3}} \left[1 + 0,271 \frac{E}{R} - 0,045 \left(\frac{E}{R} \right)^2 - 0,833 \left(\frac{\sigma}{\rho g R^2} \right) \left(\frac{R}{E} \right) - k_\delta 1,05 \left(\frac{3}{g} \right)^{1/4} \frac{v^{1/2}}{R^{3/4}} \left(\frac{R}{E} \right) \right] \quad (54)$$

kjer je:

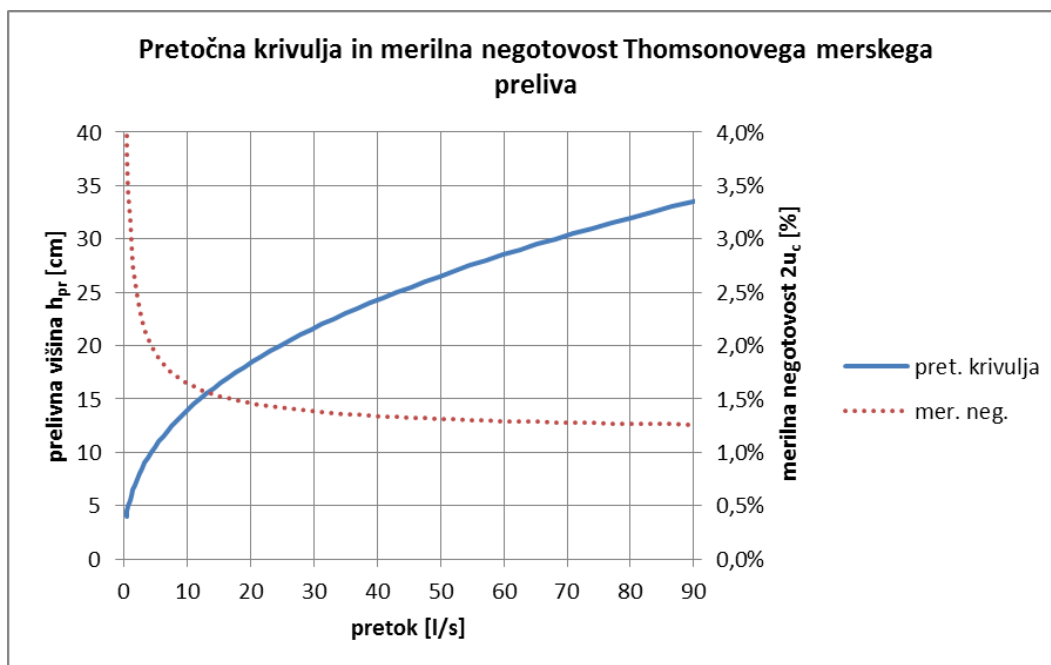
– k_δparameter izrivne debeline mejne plasti [-]

Parameter izrivne debeline mejne plasti k_δ predstavlja razmerje dejanske izrivne debeline mejne plasti in izrivne debeline laminarne mejne plasti po enačbi (50) in je določen eksperimentalno, na podlagi meritev pretočnega koeficienta.

2.7 Uporabljen merilni sistem, merilna oprema in merilna negotovost meritev

V okviru izdelave naloge smo izvedli raziskavo na fizičnih hidravličnih modelih, na katerih smo merili naslednje veličine: pretok, nivo gladine, tlak in hitrost.

Pretok je bil merjen na standardiziranem trikotnem merilnem (Thomsonovem) prelivu. Meritev se je izvajala posredno z merjenjem nivoja prelivne gladine z ostnim merilom z natančnostjo 1/10 mm. Pretočna enačba in točnost merjenja pretoka, ki sta bili določeni na podlagi standarda ISO 1438:2008(E) ter točnosti merjenja nivoja prelivne gladine, sta prikazani v grafikonu na slika 2-20.



Slika 2-20: Pretočna krivulja in merilna negotovost Thomsonovega merskega preлива.

Figure 2-20: Discharge curve and measurement uncertainty of the Thomson triangular thin plate measuring weir.

Nivo prelivne gladine in vzdolžnega poteka gladine smo merili z osnim merilom z natančnostjo 1/10 mm. Nivo prelivne gladine je bil določen kot povprečje treh meritev, ostale meritve nivoja gladine pa smo izvedli z eno meritvijo v posamezni točki. Ocena merilne negotovosti, ki smo jo določili z analizo ponavljajočih se meritev pri enakih pogojih ter upoštevanjem ostalih vplivov (natančnost meritve, navezava na repersko točko, ...), znaša:

- pri merjenju vzdolžnega poteka gladine $\pm 1,7$ mm pri 95% meji zaupanja ter
- pri merjenju prelivne višine $\pm 0,2$ mm pri 95% meji zaupanja.

Tlak na prelivih smo določili s pomočjo piezometričnih odprtih, povezanih na piezometrično harfo, kjer smo z osnim merilom z natančnostjo 1/10 mm izmerili tlačno višino. Merilna negotovost je po upoštevanju vseh zaznanih vplivov bila $\pm 1,4$ mm pri 95% meji zaupanja.

Hitrost vodnega toka smo izmerili z 2D in 3D ADV hitrostno sondo Sontek ADV, ki meri hitrost vode brezkontaktno s pomočjo odboja ultrazvočnih valov. Točnost meritve je po navedbah proizvajalca $\pm 1,0$ % izmerjene hitrosti.

2.8 Uporabljen programski oprema za odjem, obdelavo in sintezo modelnih rezultatov

Za zajem meritev hitrosti smo uporabili program Sontek HorizonADV v.1.20, za obdelavo meritev hitrosti pa namenski program za analizo WinADV v.2.031. Večinoma so bili podatki analizirani s programskim orodjem MS Excel. Hitrosti vodnega toka so grafično prikazane z grafičnim paketom Matplotlib v.1.5.1 (Hunter, et al., 2013) v programskem okolju Python.

3 MODELNA RAZISKAVA HE SUHADOL

HE Suhadol, katere prelivno polje s prelivom smo izbrali za preverjanje hipotez v tej nalogi, je zadnja v verigi 10 predvidenih hidroelektrarn na srednji Savi, za HE Trbovlje ter pred HE Vrhovo, ki je prva v verigi elektrarn na spodnji Savi.

V fazi idejnega projektiranja sta bila v laboratoriju Inštituta za hidravlične raziskave v Ljubljani zgrajena dva fizična hidravlična modela: večji prostorski model obravnavanega območja v merilu 1:38 ter manjši parcialni model enega prelivnega polja v merilu 1:26 (slika 3-1).



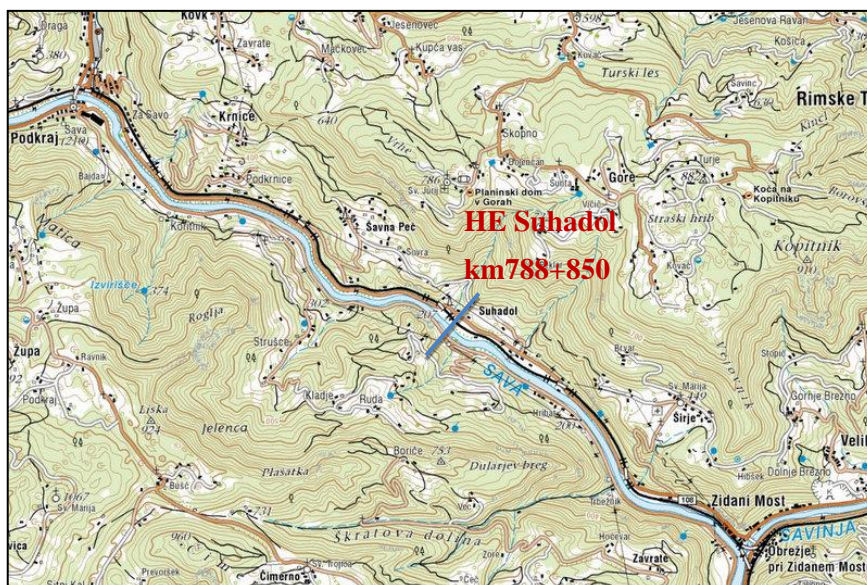
Slika 3-1: Prostorski hidravlični model HE Suhadol v merilu 1:38 (desno) in parcialni hidravlični model prelivnega polja v merilu 1:26 v steklenem žlebu (levo) v laboratoriju Inštituta za hidravlične raziskave v Ljubljani.

Figure 3-1: The hydraulic model of the HPP Suhadol built in 1:38 scale (right) and the partial hydraulic model of the spillway built in 1:26 scale in the hydraulic channel (left) in the laboratory of Institute for Hydraulic Research in Ljubljana.

Parcialni model enega pretočnega polja v merilu 1:26 je obsegal celotno prelivno polje s podslapjem, zapornico in obema bočnima prelivnima stebroma. Na tem modelu je bil izveden tisti del raziskave, kjer je vpliv porazdelitve dotočnih hitrosti, tj. prostorskega natoka manj pomemben.

3.1 Problematika, ki jo je obravnavala raziskava HE Suhadol

Predvidena lokacija HE je med Hrastnikom (oz. Podkrajem) ter sotočjem Save in Savinje v Zidanem Mostu (slika 3-2). Na tem odseku je reka Sava še vedno ujeta v sotesko, ki se konča pri Radečah kmalu za sotočjem Save in Savinje. Iz situacije je razvidna dinamična vzdolžna konfiguracija rečne struge, ki se konča s krivino pred elektrarno. Zato je pričakovati, da bo porazdelitev dotočnih hitrosti pred pregrado oz. prelivnimi polji še vedno pod vplivom iztoka iz krivine, še posebej pri velikih pretokih.



Slika 3-2: Predvidena lokacija HE Suhadol med Hrastnikom in sotočjem Save in Savinje.

Figure 3-2: Planned location of the HPP Suhadol between Hrastnik and the confluence of the rivers Sava and Savinja.

Pregrado (slika 3-3) sestavljata strojnica z dvema cevniima turbinama ob desnem bregu in jez s tremi pretočnimi polji. Hidromehanska oprema (segmentna zapornica), ki zajezuje vodo na nominalni koti 204,00 m n.m., naleže na talni preliv, ki ima krono na koti 188,50 m n.m.



Slika 3-3: Tloris HE Suhadol.

Figure 3-3: Layout of the HPP Suhadol

Na fizičnih hidravličnih modelih je bila izvedena (Rodič, et al., 2015):

- raziskava višine prelivnega praga in širine prelivnega polja (optimizacija višine praga in širine prelivnega polja),
- raziskava gradbenih jam (vzdolžni potek nivojev gladine ob gradbeni jami),
- raziskava oblike prelivnega hrpta prelivnih polj (preprečitev neželenih podtlakov),
- raziskava podslapij (učinkovitost podslapij, pogoji za način obratovanja, ki zagotavlja vodni skok v podslapju),
- raziskava zapornice (tlaki in dvižna sila),
- raziskava natočne rampe pred strojnico, vtočnih komor in natočnih razmer na strojnico (zagotovitev enakomernega vtočnega hitrostnega profila na turbine in zaščite pred rinjenimi plavinami),
- raziskava plavajoče zavese (zaščita pred plavjem, čiščenje oz. izplakovanje ujetega plavja) in
- raziskava pretočne sposobnosti prelivnih polj.

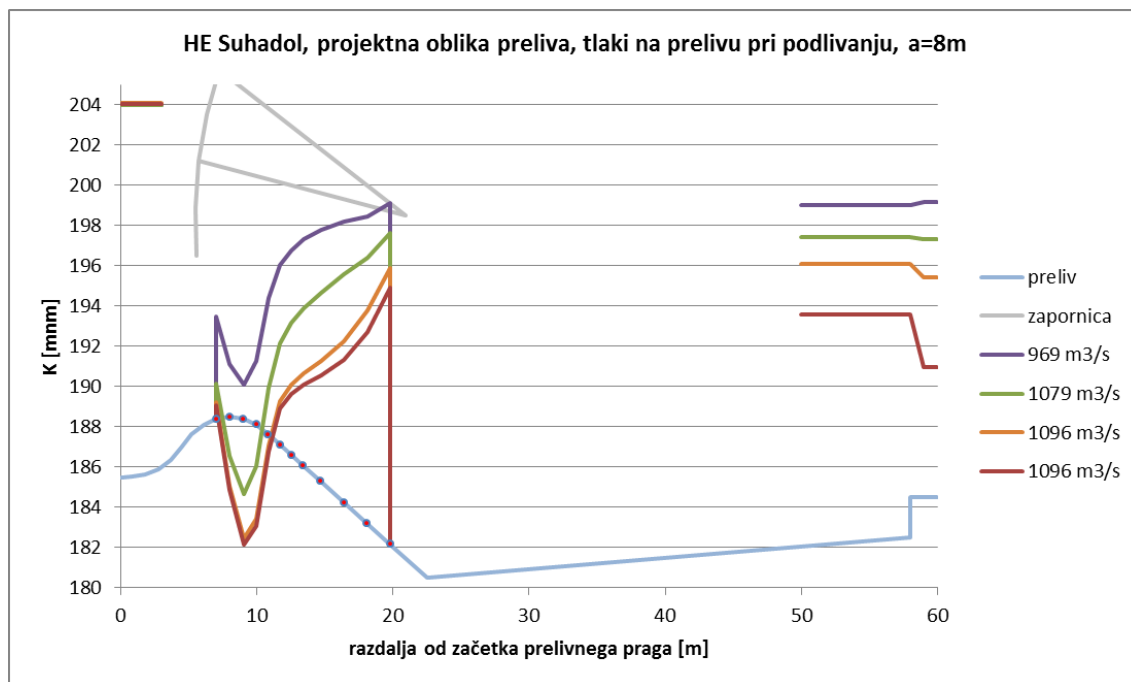
Vrstni red izvedenih raziskav je bil prilagojen časovnemu procesu gradnje HE Suhadol (gradbene jame, prelivi, strojnica). Nekatera področja raziskave so bila med seboj prepletena (npr. optimizacija višine prelivnega praga in širine prelivnega polja ter pretočna sposobnost prelivnih polj), zato je bil del vmesnih stopenj raziskav opravljen še na začasnem poenostavljenem modelu.

3.2 Raziskava oblike prelivnega hrpta HE Suhadol

Raziskava preliva je bila izvedena na parcialnem modelu enega prelivnega polja v merilu 1:26. Za obsežen nabor hidravličnih robnih pogojev (prosto prelivanje, prelivanje pod zapornico, tj. podlivanje, brez in z vplivom spodnje vode) so bili v osi prelivnega polja izmerjeni tlaki na temenu preliva in na prelivnem hrptu.

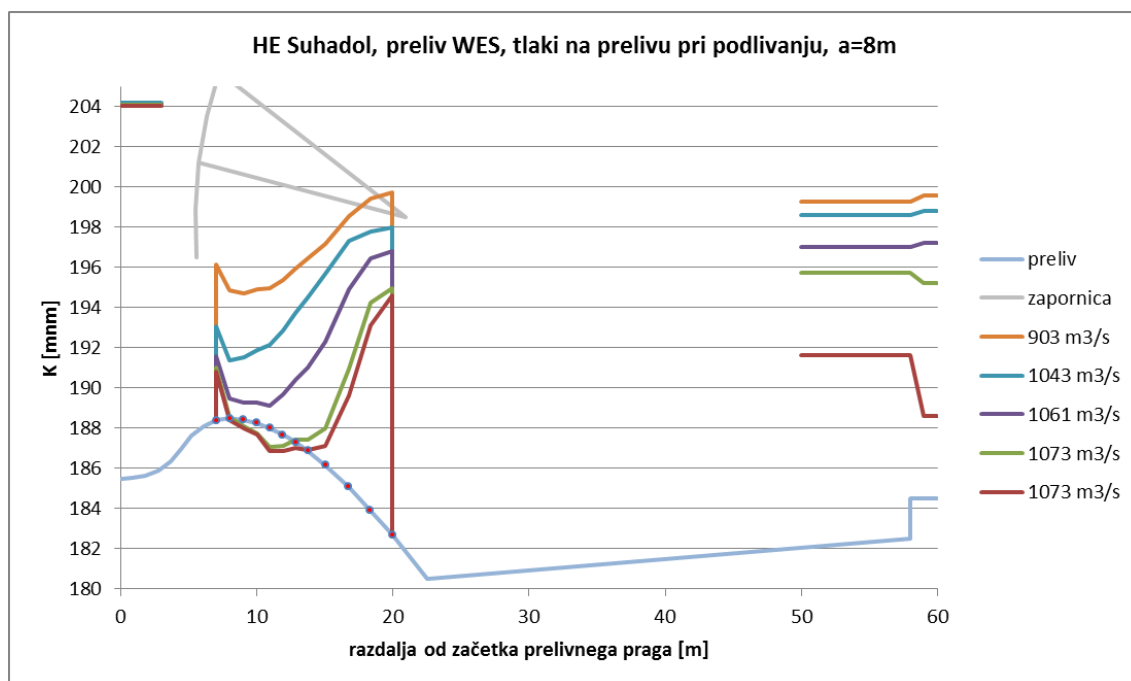
Rezultat raziskave je bila predlagana nova oblika prelivnega hrpta, oblikovana po predlogi WES za nominalno prelivno višino $H_d = 13,0$ m. Primerjavo stare in nove oblike preliva in prelivnega hrpta prikazuje slika 3-6.

Na slikah (slika 3-4 in slika 3-5) je možna primerjava izmerjenih tlakov za ekstremni primer prelivanja pod zapornico pri odprtju $a = 8,0$ m, kjer je a višinska razlika kote noža zapornice in kote temena preliva. V vsakem grafikonu je pri konstantni (nominalni) koti zgornje vode 204 m n.m. podanih več meritev tlakov za različne kote gladine spodnje vode. V grafikonih je razviden potek absolutne kote izmerjenih tlakov vzdolž prelivnega hrpta ter informativna kota gladine zgornje vode (na levi strani grafikona) ter kote gladine vode na zaključnem pragu in spodnje vode (na desni strani grafikona).



Slika 3-4: HE Suhadol, projektna oblika preliva, tlaki na prelivu pri podlivanju pri odprtju zapornice $a = 8$ m.

Figure 3-4: HPP Suhadol, the designed shape of the spillway, pressure distribution on the weir during flow under the gate with the opening $a = 8$ m.



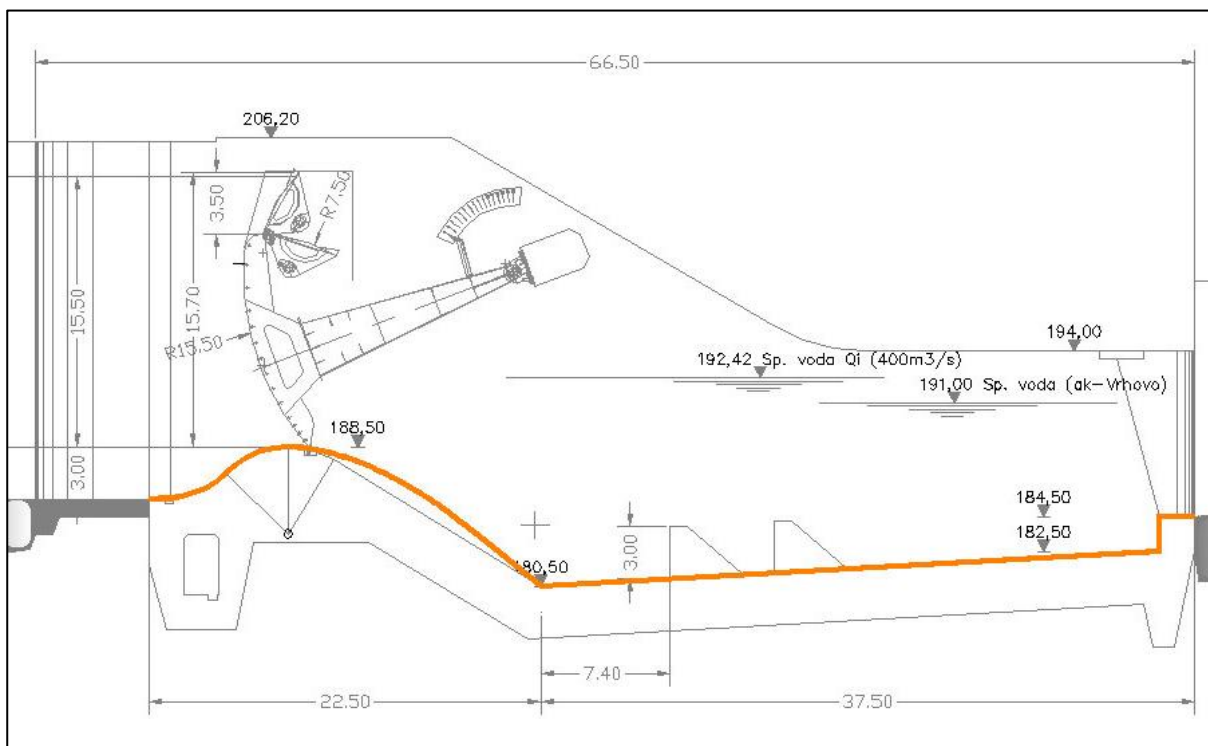
Slika 3-5: HE Suhadol, preliv oblike WES, tlaki na prelivu pri podlivanju pri odprtju zapornice $a = 8$ m.

Figure 3-5: HPP Suhadol, the spillway with the WES weir shape, pressure distribution on the weir during flow under the gate with the opening $a = 8$ m.

3.3 Geometrija prelivnega polja HE Suhadol

Širina in dolžina prelivnega polja sta 13,0 m in 66,5 m, širina stebrov med prelivnimi polji je 3,0 m, višina prelivnega praga je 3,0 m. Teme prelivnega praga je na koti 188,50 m n.m. Projektni preliv je bil oblikovan s pomočjo krožnih lokov s polmerom 5,0 m in z ravnim hrbtom, ki se v enakomernem naklonu spušča v podslapje z razbijači. Višinska razlika med krono preliva in dnom podslapja je 8,0 m. Posebnost HE Suhadol je relativno visoka spodnja voda, ki jo narekuje kota gladine akumulacije HE Vrhovo 191,00 m n.m., zaradi katere je preliv HE Suhadol ves čas potopljen.

Nova oblika prelivnega polja se od projektne razlikuje samo po obliki prelivnega hrbta po predlogi WES, in sicer za naklon gorvodne stene 3:3, ki je še najbližje projektni obliki s krožnima lokoma do temena preliva (gl. pogl. 2.6.1, slika 2-6).



Slika 3-6: Projektna in nova oblika preliva HE Suhadol po predlogu WES (oranžna linija).

Figure 3-6: The designed and the new shape by the proposal of WES (orange line) of the HPP Suhadol weir in the spillway .

Za raziskavo v tej nalogi smo uporabili novo, končno obliko preliva HE Suhadol.

4 MODELNA RAZISKAVA PRELIVOV

Za preveritev predpostavljenih hipotez smo na osnovi končne variante prelivnega polja HE Suhadol (slika 3-6) zasnovali in v laboratoriju Inštituta za hidravlične raziskave zgradili več modelov prelivov, na katerih so bile nato izvedene sistematične meritve.

4.1 Zasnova in izvedba modelov v laboratoriju

Fizične hidravlične modele smo zasnovali na način, s katerim je hidravlični pojav, ki ga preučujemo, nedvoumno in jasno zaznan in ga ni mogoče pripisati drugim dejavnikom, razen tem, ki jih v raziskavi kontrolirano spreminjamo.

Vsi modeli so bili glede na naravo fizikalnega pojava, tj. tok vode čez preliv, zasnovani po Froudovi modelni podobnosti. Modeli so bili nedistorzirani, torej je bilo geometrijsko merilo enako v vseh treh koordinatnih smereh.

4.1.1 Zasnova in izvedba modelov za potrditev hipoteze 1 in hipoteze 2

S hipotezo 1 in hipotezo 2 smo predpostavili, da se tlaki na prelivnem hrbtu po širini in dolžini spreminjajo in da so za projektiranje preliva merodajni tlaki, izmerjeni v osi preliva oz. prelivnega polja. Preliv, na katerem to hipotezo preverjamo, torej ne sme biti podvržen čistemu dvodimenzijskemu toku, temveč prostorskemu natoku in vplivu kontrakcije prelivnega curka ob prelivnih stebrih.

Za potrebe raziskave HE Suhadol je bil zgrajen parcialni model prelivnega polja v merilu 1:26 (gl. pogl. 3.2 in sliko 3-1) v hidravličnem žlebu širine 1 m. Glede na umestitev modela v hidravličnem kanalu in natok vode na model ter glede na projektno umestitev treh vzporednih prelivnih polj na pregradi (slika 3-3) je model prelivnega polja predstavljal vmesno stanje med prostorskim modelom in dvodimenzijskim modelom. Zato so bile tudi raziskave za HE Suhadol na tem modelu omejene na meritve tlakov na vzdolžni osi preliva, na raziskavo disipacije energije v podslapju in raziskavo zapornice, ne pa za določitev pretočne sposobnosti prelivnega polja, kjer je porazdelitev dotoka na prelivno polje pomembna.

Če pa se navedeni pogoji, ki so narekovali vrsto raziskave na modelu prelivnega polja HE Suhadol, odmislijo, lahko še vedno govorimo o dovolj izrazitem prostorskem modelu prelivnega polja, na katerem je izražena bočna kontrakcija in na katerem se lahko pokaže morebitna prečna neenakomernost razporeditve tlakov na prelivu oz. prelivnem hrbtu.

Obstoječemu modelu prelivnega polja HE Suhadol, ki je bil v vzdolžni osi modela (ti. osi 1) že opremljen z 12 piezometričnimi odprtini, smo za to raziskavo dodali še 4 vzdolžne osi (poimenovane z os 2, os 3, os 4 in os 5), vsako s po 12 piezometričnimi odprtini, enako razporejenimi kot na osi 1. S tem je bilo mogoče na prelivu oz. prelivnem hrbtu (sicer ne sočasno, a pri stalnem toku) izmeriti tlake v 60 točkah.

Preglednica 4-1 podaja podatke o položajih vzdolžnih osi s piezometričnimi odprtini glede na oddaljenost osi od levega stebra, preglednica 4-2 pa podatke o vzdolžnem prerezu preliva in podslapja ter hkrati podatke o položaju piezometričnih odprtin, oboje za prototip in za model v merilu 1:26. Oboje prikazuje tudi slika 4-2, v večjem merilu pa priloga B.

Preglednica 4-1: Prečni položaj vzdolžnih merilnih osi s po 12 piezometričnimi odprtini na prototipu in modelu preliva.

Table 4-1: Transverse position of the longitudinal measuring axes, each with 12 piezometric taps, in the prototype and in the scale model of the spillway.

	Os s piezometri	os 1	os 2	os 3	os 4	os 5
Razdalja osi od levega stebra	Prototip [m]	6,50	8,84	10,14	11,18	12,22
	Model 1:26 [cm]	25,0	34,0	39,0	43,0	47,0

Preglednica 4-2: Podatki o vzdolžnem prerezu prelivnega polja za prototip in model preliva.

Table 4-2: Data of the longitudinal cross section of the prototype spillway and of the 1:26 scale model spillway.

Prototip		Model v merilu 1:26		Opis
<i>x</i> [m]	<i>y</i> [m]	<i>x</i> [cm]	<i>y</i> [cm]	
0,00	0,00	0,0	0,0	začetek preliva
0,77	0,03	3,0	0,1	
1,77	0,14	6,8	0,5	
2,73	0,41	10,5	1,6	
3,62	0,86	13,9	3,3	
4,41	1,48	17,0	5,7	
5,17	2,12	19,9	8,2	
6,05	2,61	23,3	10,0	
7,01	2,90	26,9	11,2	piezometer P1
8,00	3,00	30,8	11,5	teme preliva, piezometer P2
9,00	2,93	34,6	11,3	piezometer P3
9,98	2,76	38,4	10,6	piezometer P4
10,95	2,50	42,1	9,6	piezometer P5

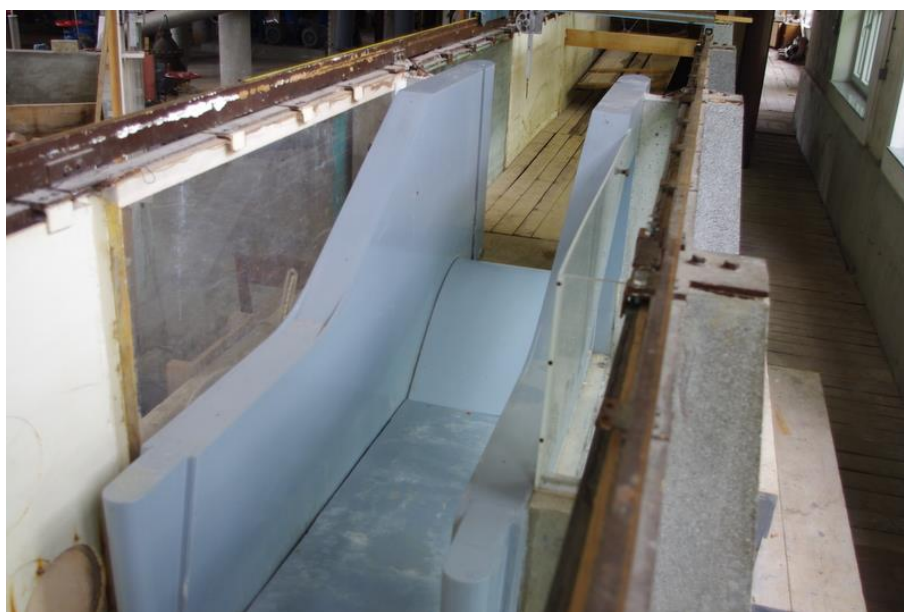
se nadaljuje ...

... nadaljevanje preglednice 4-2

11,90	2,18	45,8	8,4	piezometer P6
12,83	1,81	49,3	6,9	piezometer P7
13,73	1,38	52,8	5,3	piezometer P8
15,05	0,66	57,9	2,5	piezometer P9
16,73	-0,42	64,3	-1,6	piezometer P10
18,34	-1,61	70,5	-6,2	piezometer P11
19,93	-2,81	76,7	-10,8	piezometer P12
22,50	-5,00	86,5	-19,2	dno preliva in začetek podslapja
58,00	-3,00	223,1	-11,5	konec podslapja z zaključnim pragom
58,00	-1,00	223,1	-3,8	
60,00	-1,00	230,8	-3,8	

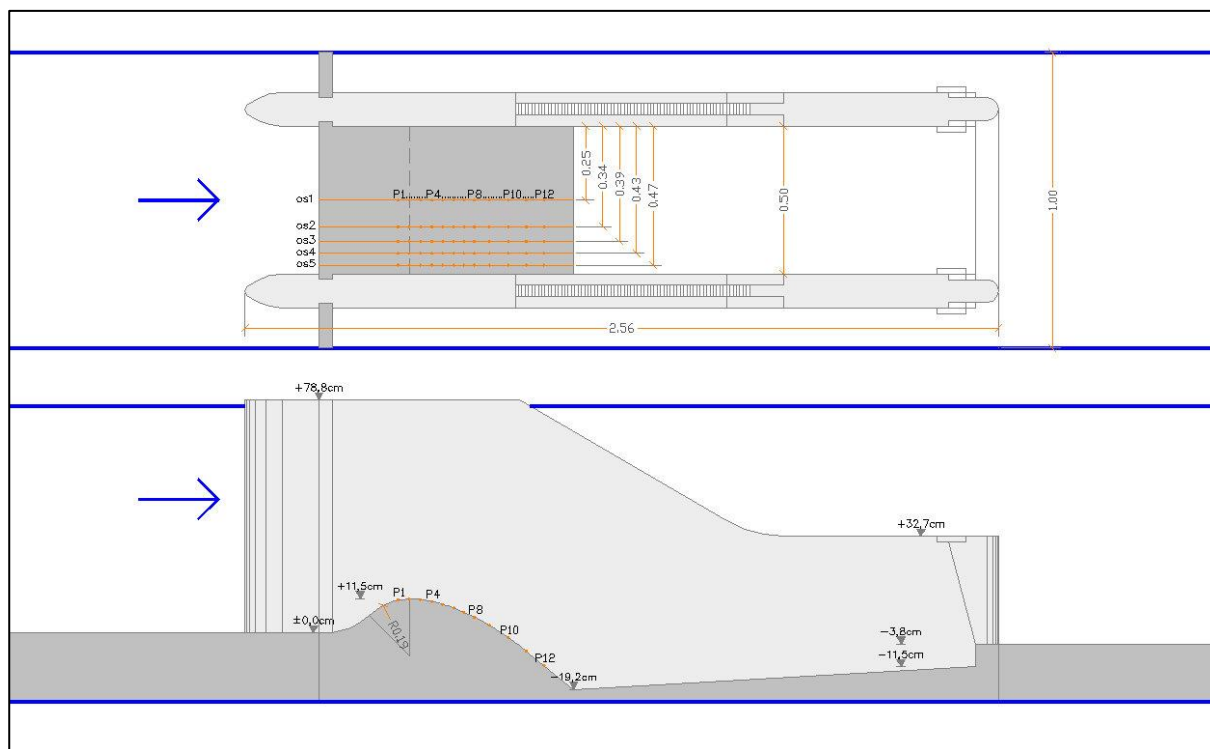
Model prelivnega polja je bil postavljen v hidravlični kanal širine 1 m na razdalji 5,4 m od začetka kanala (priloga A), s čimer je bil zagotovljen ustrezno enakomeren dotočni hitrostni profil gorvodno od prelivnega polja.

Maksimalni možni pretok na modelu je bil 311 l/s, kar je enakovredno pretoku na prototipu 1072 m³/s, oz. za tri prelivna polja HE Suhadol skupaj 3207 m³/s, to pa je po verjetnostni analizi visokih vod pretok z verjetnostjo nastopa 0,1% (tj. s povratno dobo 1000 let).



Slika 4-1: Model prelivnega polja v merilu 1:26 v hidravličnem kanalu širine 1 m.

Figure 4-1: 1:26 scale model of the spillway in the hydraulic channel with a width of 1 m.



Slika 4-2: Tloris (zgoraj) in vzdolžni prerez (spodaj) modela prelivnega polja v merilu 1:26 v hidravličnem žlebu širine 1 m.

Figure 4-2: Layout (upper) and the longitudinal cross section (bottom) of the 1:26 scale model spillway in the hydraulic channel with a width of 1 m.

4.1.2 Zasnova in izvedba modelov za potrditev hipoteze 3

Za določitev vpliva modelnega merila na hidravlične karakteristike preliva, kar obravnava hipoteza 3, smo izbrali geometrijsko podobne modele preliva HE Suhadol v različnih modelnih merilih. Izbira dvodimenzijskih hidravličnih pogojev v hidravličnem žlebu širine 0,5 m je narekovala širino vseh prelivov po celotni širini žleba, kar pa je bilo kasneje upoštevano pri prenosu rezultatov modelnih meritev na prototip.

Izbrana modelna merila so bila:

- merilo 1:26, enako merilu modela prelivnega polja HE Suhadol v hidravličnem žlebu širine 1 m oz. enako merilu modela preliva za analizo potrditve hipoteze 1 in 2,
- merilo 1:50, maksimalno merilo, ki se v hidrotehnični praksi uporablja za tovrstne modele ter
- merilo 1:100, ki ni običajno za tovrstne hidravlične raziskave in predstavlja v nizu izbranih modelov ekstremno merilo.

Namen raziskave je zahteval zelo natančno izvedbo modelov. Osnova za izdelavo modelov prelivov je bil ti. negativ (slika 4-3), izdelan s pomočjo šablone, izrezane na CNC stroju.



Slika 4-3: Negativi za izdelavo modelov prelivov.

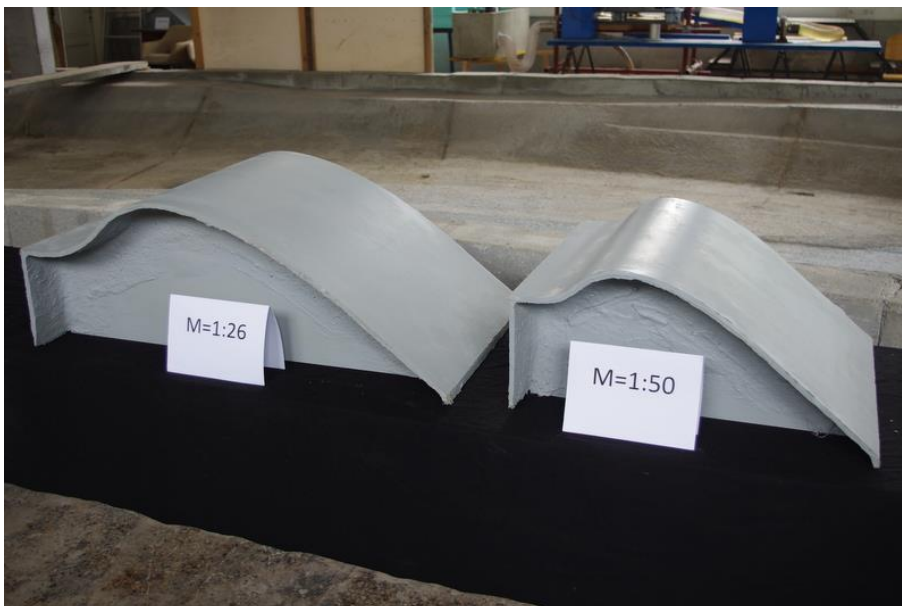
Figure 4-3: Negative models for the construction of the scale model weirs.

Prelivi so bili na negativu izdelani iz cementne mase in armirani s stekleno volno (slika 4-4), s čimer smo že na začetku dosegli gladko površino preлива. Ta je bila še dodatno zglajena in prebarvana s pršilom, s čimer je bila dosežena še večja gladkost modela (slika 4-5).



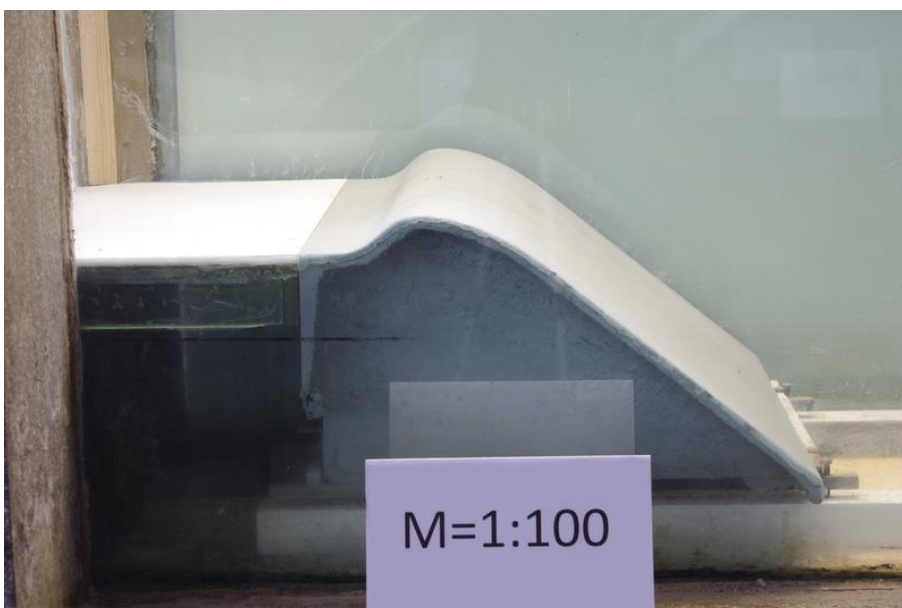
Slika 4-4: Preliv v merilu 1:100 v fazi izdelave.

Figure 4-4: 1:100 scale model weir during construction.



Slika 4-5: Končni izgled prelivov v merilu 1:26 in 1.100.

Figure 4-5: Final look of the 1:26 and 1:100 scale model weirs.



Slika 4-6: Preliv v merilu 1:100, vgrajen v hidravlični žleb širine 0,5 m.

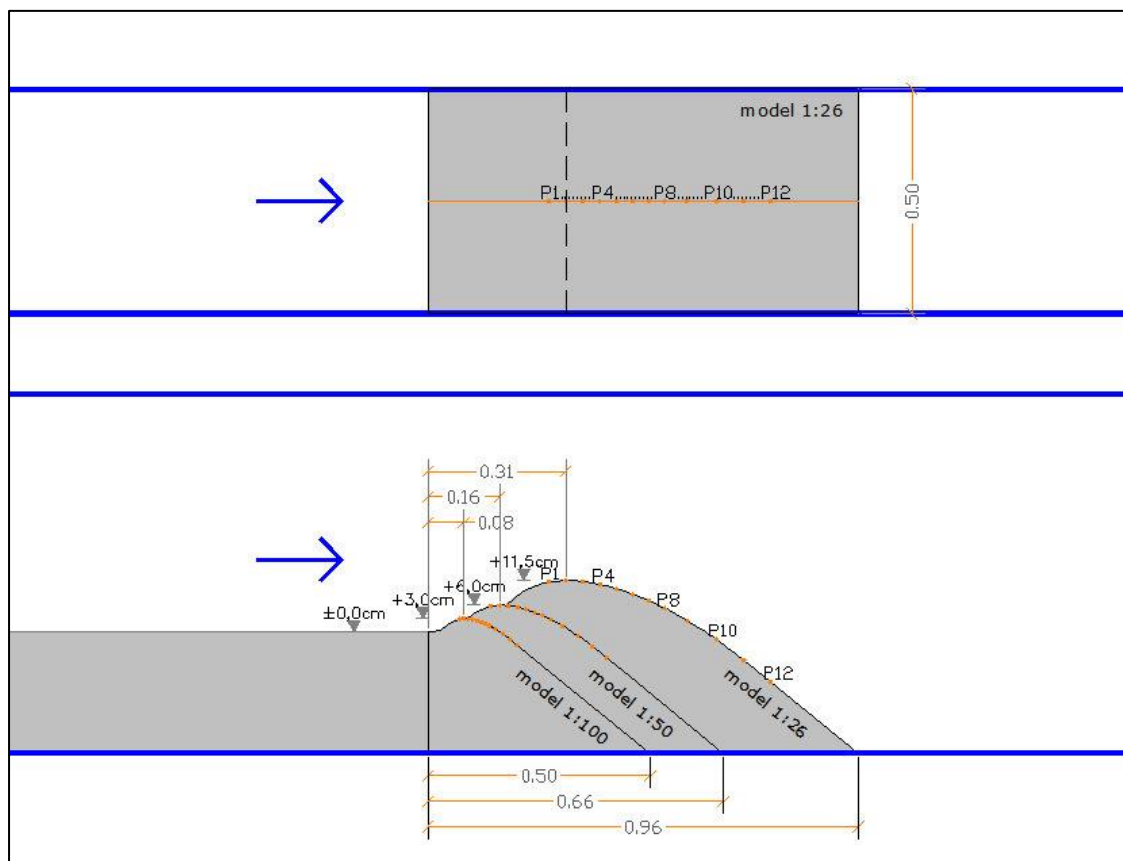
Figure 4-6: 1:100 model scale weir, fitted in the hydraulic channel with the width of 0,5 m.

Modeli prelivov so bili opremljeni s po 12 piezometričnimi odprtini v osi preliva, enako razporejenimi kot na modelu preliva v prelivnem polju v merilu 1:26 v hidravličnem žlebu širine 1 m. Preglednica 4-3 podaja geometrijske podatke za prototip in za modele prelivov.

Preglednica 4-3: Podatki o vzdolžnih prerezih prelivov za prototip in za modele prelivov v merilih 1:26, 1:50 in 1:100.

Table 4-3: Data of the longitudinal cross sections of the prototype weir and of the 1:26, 1:50 and 1:100 scale models.

Prototip		Model 1:26		Model 1:50		Model 1:100		Piezometer
x [m]	y [m]	x [cm]	y [cm]	x [cm]	y [cm]	x [cm]	y [cm]	
0,00	0,00	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	
0,77	0,03	3,0	0,1	1,5	0,1	0,8	0,0	
1,77	0,14	6,8	0,5	3,5	0,3	1,8	0,1	
2,73	0,41	10,5	1,6	5,5	0,8	2,7	0,4	
3,62	0,86	13,9	3,3	7,2	1,7	3,6	0,9	
4,41	1,48	17,0	5,7	8,8	3,0	4,4	1,5	
5,17	2,12	19,9	8,2	10,3	4,2	5,2	2,1	
6,05	2,61	23,3	10,0	12,1	5,2	6,1	2,6	
7,01	2,90	26,9	11,2	14,0	5,8	7,0	2,9	P1
8,00	3,00	30,8	11,5	16,0	6,0	8,0	3,0	teme preliva, P2
9,00	2,93	34,6	11,3	18,0	5,9	9,0	2,9	P3
9,98	2,76	38,4	10,6	20,0	5,5	10,0	2,8	P4
10,95	2,50	42,1	9,6	21,9	5,0	11,0	2,5	P5
11,90	2,18	45,8	8,4	23,8	4,4	11,9	2,2	P6
12,83	1,81	49,3	6,9	25,7	3,6	12,8	1,8	P7
13,73	1,38	52,8	5,3	27,5	2,8	13,7	1,4	P8
15,05	0,66	57,9	2,5	30,1	1,3	15,0	0,7	P9
16,73	-0,42	64,3	-1,6	33,5	-0,8	16,7	-0,4	P10
18,34	-1,61	70,5	-6,2	36,7	-3,2	18,3	-1,6	P11
19,93	-2,81	76,7	-10,8	39,9	-5,6	19,9	-2,8	P12
22,50	-5,00	86,5	-19,2	45,0	-10,0	22,5	-5,0	



Slika 4-7: Tloris (zgoraj) in vzdolžni prerez (spodaj) prelivov v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem žlebu širine 0,5 m.

Figure 4-7: Layout (upper) and the longitudinal section (bottom) of the 1:26, 1:50 and 1:100 scale model weirs in the hydraulic channel with the width of 0,5 m.

Prelivi so bili izmenično vgrajeni v hidravlični žleb širine 0,5 m (slika 4-6, slika 4-7, priloga C). Dolžina natočnega dela v žlebu je bila 4,2 m, kar je zagotavljalo enakomerni hitrostni profil pred prelivom. Maksimalni pretok v hidravličnem kanalu je bil 92 l/s.

4.2 Zasnova meritev in vrednotenje izmerjenih veličin

Vse meritve smo izvedli v stacionarnih pogojih obratovanja. S tem namenom so bile na model vgrajene pomožne tlačne sonde, ki so omogočile časovno spremljanje sprememb pri nastavljanju obravnavanih pretokov.

Na hidravličnih modelih smo predvideli in izvedli naslednje sistematične meritve:

- Meritev pretoka na Thomsonovih standardnih merilnih prelivih. Z ostnim merilom smo vsakokrat izmerili minimalni in maksimalni nivo prelivne višine. Pretok je bil nato določen kot srednja vrednost minimalnega in maksimalnega pretoka.

- Meritev hitrosti v 4 prečnih profilih gorvodno od prelivnega polja in v prelivnem polju modela 1:26 v hidravličnem žlebu širine 1 m. Zaradi obsežnosti meritev smo upoštevali simetričnost in izvedli meritve samo na desni polovici prečnega profila.
- Meritev tlakov na vseh modelih s pomočjo piezometrične harfe. Meritve smo izvedli z ostnim merilom, vsakokrat z enim odčitkom nivoja gladine v stekleni cevki.
- Meritev prelivne višine na seriji modelov prelivov v hidravličnem žlebu širine 0,5 m. Meritev smo z upoštevanjem standardne tri- do štirikratne razdalje maksimalne prelivne višine (tj. 3 do 4 x $h_{pr,max}$), in sicer v vseh primerih 49 cm gorvodno od začetka prelivov (kar pomeni 80 cm gorvodno od temena preliva v merilu 1:26, 65 cm gorvodno od temena preliva v merilu 1:50 in 57 cm gorvodno od temena preliva v merilu 1:100). Prelivna višina je bila določena kot srednja vrednost treh odčitkov nivoja gladine, odčitane z ostnim merilom.
- Meritev potekov gladin na modelih prelivov v hidravličnem žlebu širine 0,5 m s pomočjo ostnega merila na mostnem vozičku.

Modelni rezultati dobijo razumljivejši pomen, ko se prevedejo na merilo prototipa. Preglednica 4-4 podaja razširjen seznam glavnih konstant, s katerimi se izvede preračun modelnih veličin na merilo prototipa za izbrana modelna merila.

Preglednica 4-4: Podatki za prenos modelnih veličin na prototip za modelna merila 1:26, 1:50 in 1:100.

Table 4-4: Model scales to transfer the results of the hydraulic models to the prototype according to the chosen model scales 1:26, 1:50 and 1:100.

Parameter	Model 1:26	Model 1:50	Model 1:100
Froudovo število Fr	1	1	1
Reynoldsovo število $Re (\lambda^{3/2})$	132.6	353.6	1000
dolžina, tlačna višina (λ)	26	50	100
površina (λ^2)	676.0	2500.0	10000
hitrost, čas ($\lambda^{1/2}$)	5.1	7.1	10.0
pretok ($\lambda^{5/2}$)	3447	17678	100000

OPOZORILO

Zaradi različnih modelnih meril so vsi rezultati na modelih v grafikonih, tabelah in na slikah prikazani za prototip, razen če to ni posebej navedeno.

4.3 Izvedba in analiza meritev na modelu prelivnega polja v merilu 1:26 v hidravličnem žlebu širine 1 m

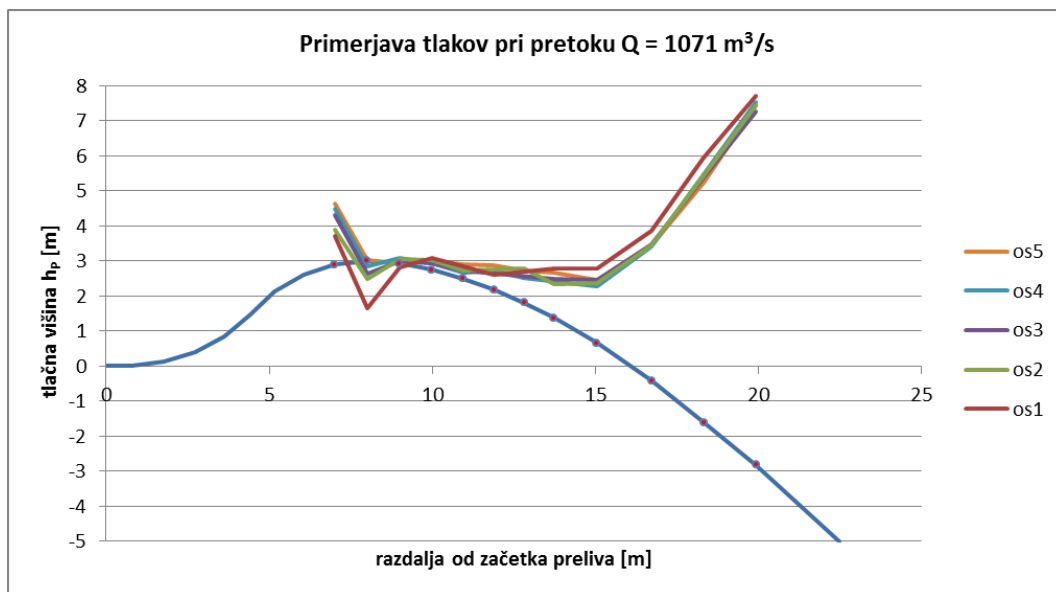
Preglednica 4-5 podaja obravnavane modelne pretoke in njim enakovredne pretoke za prototip

Preglednica 4-5: Obravnavani pretoki na modelu prelivnega polja v merilu 1:26 v hidravličnem žlebu širine 1 m. Table 4-5: Used discharges in the 1:26 scale model of the spillway in the hydraulic channel with the width of 1 m.	
Model 1:26	Prototip
Q_m	Q_{pr}
[l/s]	[m ³ /s]
310,8	1071
283,2	976
224,5	774
191,8	661
158,1	545
121,6	419
89,4	308
36,8	127

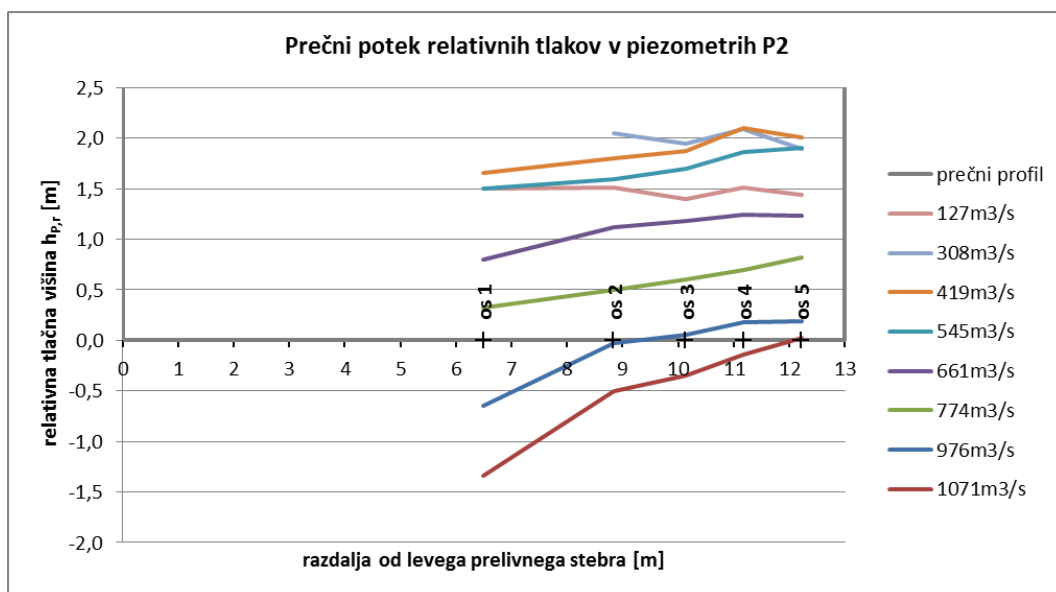
Pri skupnem obratovanju treh prelivnih polj je na HE Suhadol predvideno prosto prelivanje pri pretoku 2000 m³/s, oz. 670 m³/s na enem prelivnem polju. Pogoji, v katerih se je izvedla raziskava na obravnavanem prelivnem polju, tj. brez vpliva spodnje vode, sicer lahko nastopijo samo v redkih izrednih razmerah, ko je nivo zajezne gladine dolvodne akumulacije znižan in ko obratuje samo eno prelivno polje, vendar je v tovrstnih raziskavah včasih potrebno upoštevati tudi takšne možne situacije.

4.3.1 Analiza meritev tlakov na prelivnem hrbtu v 5 vzdolžnih oseh

Rezultati sistematičnih meritev tlakov so (za prototip) podani v grafikonih v prilogi D, v grafikonu na sliki 4-8 pa le meritve tlakov za največji nominalni pretok 1071 m³/s. V vseh grafikonih je prikazan potek tlačne višine glede na referenčno koto 0 m, ki predstavlja koto začetka preliva. Če potek tlačne črte pade pod nivo konture preliva, pomeni, da je bil na tistem mestu izmerjen podtlak.

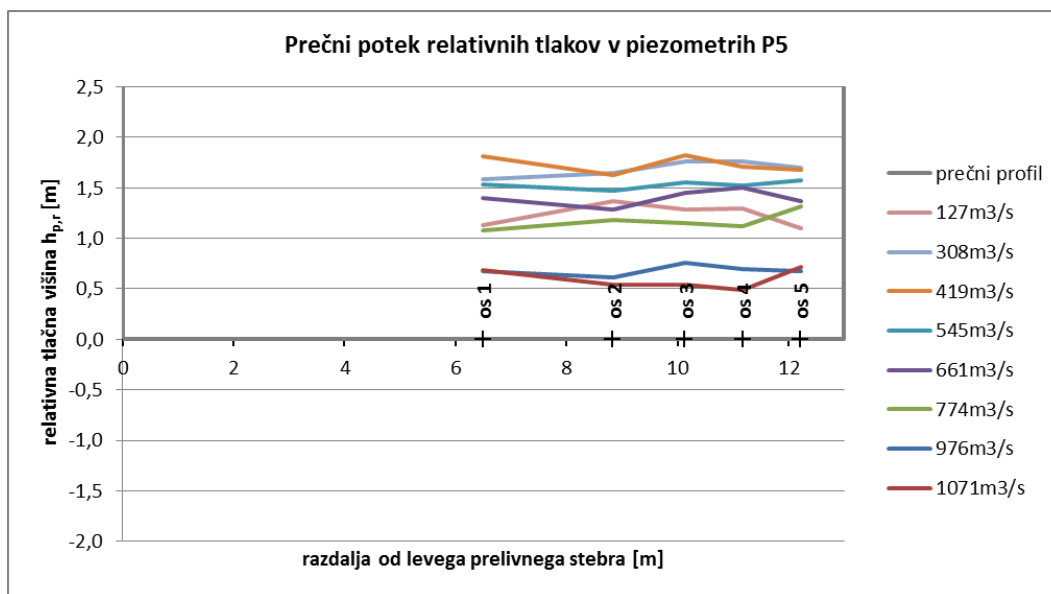
Slika 4-8: Primerjava tlakov v 5 vzdolžnih oseh na prelivu pri pretoku $Q = 1071 \text{ m}^3/\text{s}$.Figure 4-8: Comparison of pressures along 5 longitudinal measured axes at discharge $1071 \text{ m}^3/\text{s}$.

Meritve so pokazale, da je razporeditev tlakov po celotnem prelivu oz. prelivnem hrbtu v vzdolžni smeri precej podobna, razen na temenu preliva, kjer je bila izmerjena zelo neenakomerna razporeditev tlakov v prečni smeri in kjer so se na celotnem prelivu pojavili najmanjši tlaki. Za primerjavo prečne razporeditve tlakov so v grafikonih na slikah (slika 4-9) in slika 4-10) za vse obravnavane pretoke prikazane še relativne tlačne višine v dveh prečnih profilih preliva glede na dno preliva: na temenu preliva v piezometrih P2 in v profilu na prelivnem hrbtu v piezometrih P5.



Slika 4-9: Prečni potek relativnih tlakov na desni polovici preliva na temenu preliva v piezometrih P2.

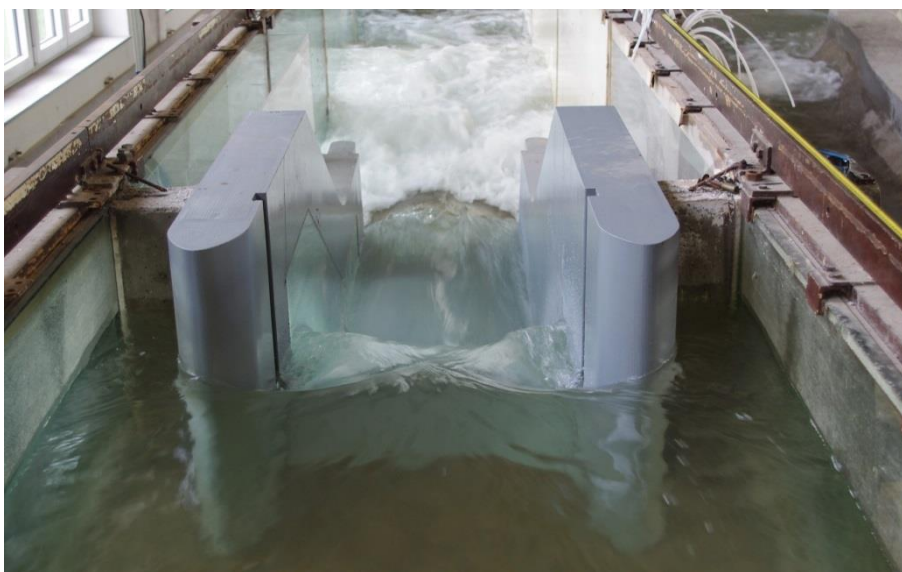
Figure 4-9: Relative pressure distribution in the transverse direction at the right side of the weir crest in the piezometric taps P2.



Slika 4-10: Prečni potek relativnih tlakov na desni polovici prelivnega hrbtna v piezometrih P5.

Figure 4-10: Relative pressure distribution in the transverse direction at the right side of the weir in the piezometric taps P5.

Na temenu preliva se praviloma najmanjši tlak (oz. pri dveh največjih obravnavanih pretokih podtlak) pojavi v osi prelivnega polja (v osi 1); pri pretoku (za prototip) $1071 \text{ m}^3/\text{s}$ je znašal podtlak $-1,4 \text{ mVS}$. Proti prelivnima stebroma se tlaki postopno povečujejo. V osi ob steburu (v osi 5) v nobenem primeru ni bilo podtlaka. Hitrostni profil na temenu preliva je nakazal, da so minimalni tlaki v osi prelivnega polja lahko povezani z razporeditvijo dotočnih hitrosti (gl. pogl. 4.3.2) ter vplivom prelivnih stebrov in bočne kontrakcije prelivnega curka (slika 4-11).

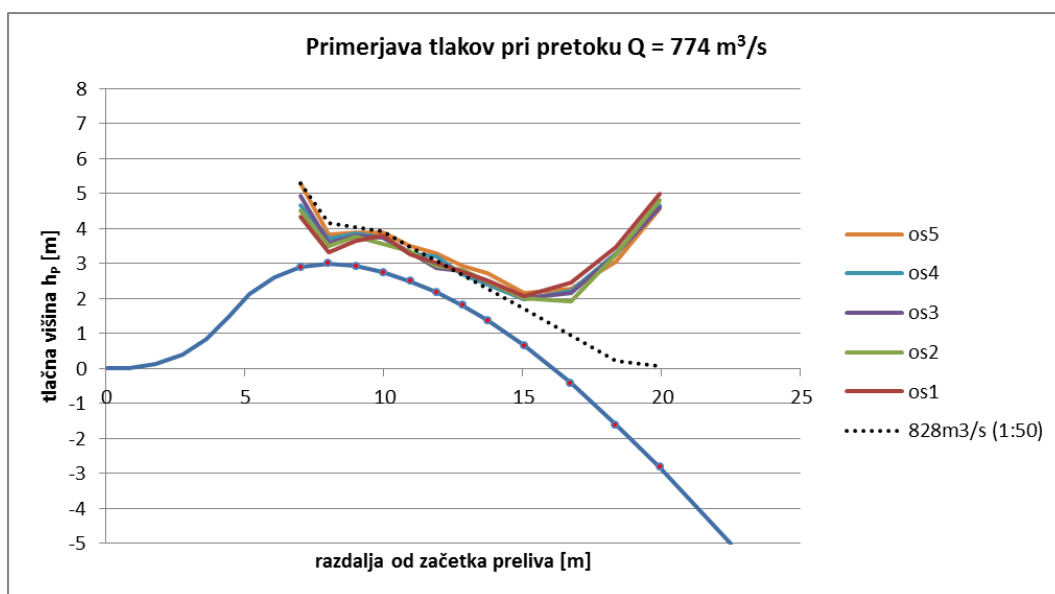


Slika 4-11: Bočna kontrakcija prelivnega curka pri pretoku $1071 \text{ m}^3/\text{s}$ za prototip.

Figure 4-11: Lateral flow contraction at discharge $1071 \text{ m}^3/\text{s}$ for the prototype.

Prečna neenakomernost razporeditve tlakov na temenu preliva se izkazuje pri pretokih, večjih od 500 m³/s (za prototip) in postaja pri manjših vse bolj enakomerna. Neenakomernost prečne razporeditve tlakov ni bila več zaznana v prečnih profilih preliva na dolvodni strani od prečnega profila s piezometri P4 dalje.

Slika 4-12 in še nekateri grafikoni v prilogi D prinašajo še primerjavo rezultatov meritev tlakov v osi prelivnega polja (os 1) na modelu v merilu 1:26 in v osi preliva na modelu v merilu 1:50 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m, kjer ni bilo vpliva prelivnih stebrov oz. je bil čisti dvodimenzijski tok vode (gl. pogl. 4.4.2). Obravnavani pretoki na modelih sicer niso povsem enaki, vendar dovolj blizu, da je možna tudi kvantitativna primerjava. Pri tem je treba upoštevati, da je bil nivo spodnje vode na teh dveh modelih zaradi različne geometrije podslapja različen in so zato tudi tlaki v dolvodnih piezometrih P8 – P12 različni in jih med seboj ni možno primerjati.



Slika 4-12: Primerjava tlakov v 5 vzdolžnih oseh na prelivu pri pretoku $Q = 774 \text{ m}^3/\text{s}$ in na modelu v merilu 1:50 z enakomernim dvodimenzijskim natokom v osi preliva.

Figure 4-12: Comparison of pressures along 5 longitudinal measured axes at discharge 774 m³/s and with the pressures in the central axis of the 1:50 scale model with the uniform twodimensional inflow.

Primerjava poteka tlakov na temenu preliva je pokazala vpliv prostorskega natoka na prelivno polje (iz širšega kanala v ožje prelivno polje, obtakanje prelivnih stebrov in izrazita bočna kontrakcija) ne samo na prečno razporeditev tlakov po temenu preliva, temveč tudi na nižje tlake na temenu preliva v primerjavi s prelivom z dvodimenzijskim natokom.

Primerjava je pokazala (podobno kot pri analizi prečne razporeditve), da je vpliv prostorskega natoka izražen do pretoka $500 \text{ m}^3/\text{s}$, pri nižjih pretokih pa ga z meritvami nismo več zaznali.

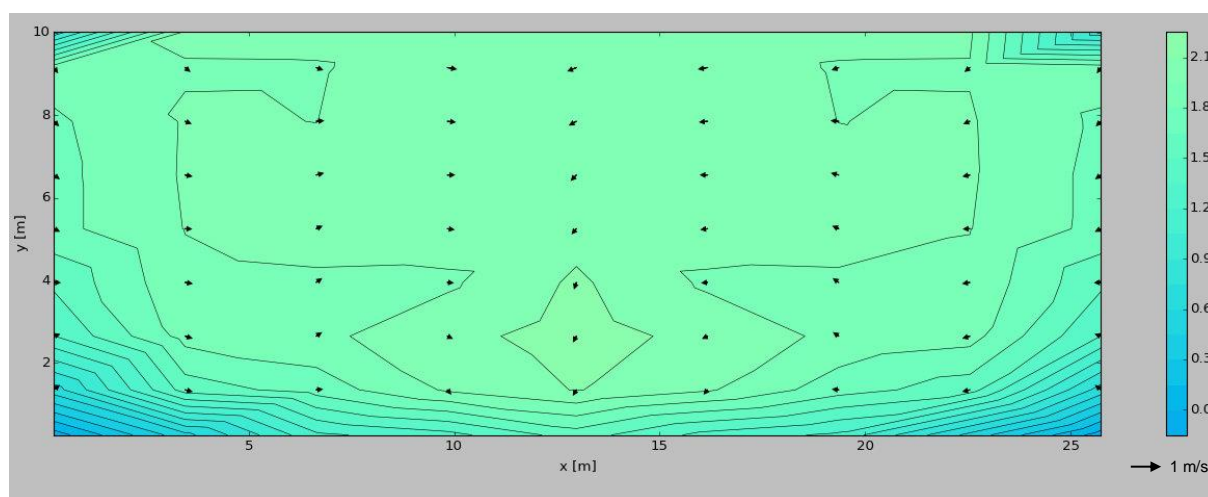
4.3.2 Meritev hitrostnega profila na dotoku k prelivu in na prelivu

Na modelu prelivnega polja v merilu 1:26 v hidravličnem kanalu širine 1 m smo hitrosti vodnega toka izmerili pri največjem obravnavanem modelnem pretoku $310,8 \text{ l/s}$ oz. ekvivalentnem pretoku za prototip $1071 \text{ m}^3/\text{s}$. Meritve so bile izvedene v 4 prečnih prerezih (priloga B), zaradi simetričnosti toka vode samo na desni polovici merskega profila:

- v dovodnem kanalu $1,56 \text{ m}$ ($40,6 \text{ m}$ za prototip) pred temenom preliva (slika 4-13),
- v dovodnem kanalu $0,66 \text{ m}$ ($17,2 \text{ m}$ za prototip) pred temenom preliva, tik pred vstopom v prelivno polje (slika 4-14),
- v prelivnem polju na začetku praga preliva, $0,31 \text{ m}$ ($8,1 \text{ m}$ za prototip) pred temenom preliva (slika 4-15) ter
- na temenu preliva (slika 4-16).

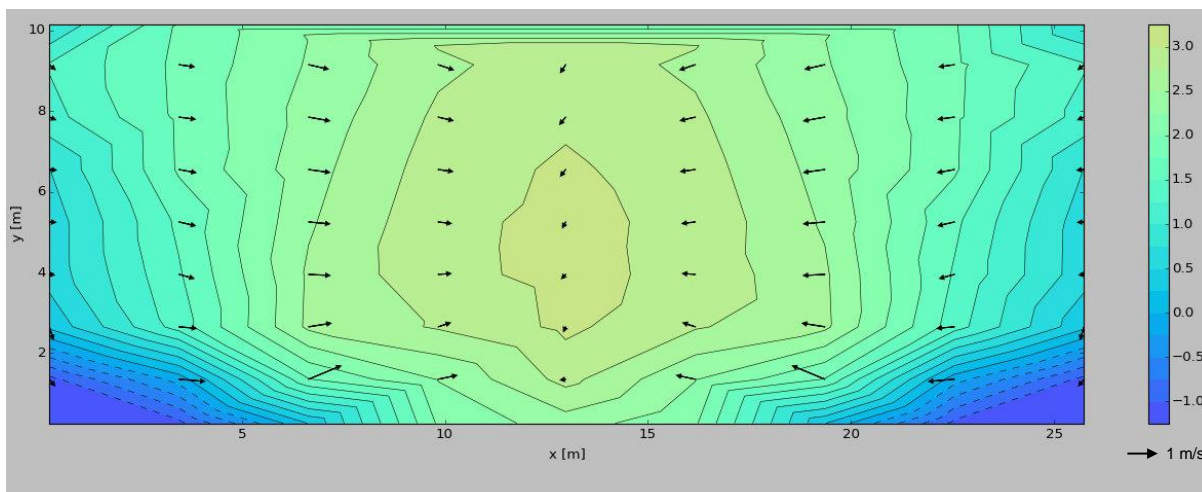
Meritve smo večinoma izvedli s 3D ADV hitrostno sondo, tik nad dnom in tik pod gladino pa z 2D ADV hitrostno sondo. Minimalni čas merjenja 60 s je bil določen s časovno analizo povprečne vrednosti hitrosti v testni točki. Na slikah so prikazane izotahe vzdolžnih hitrosti, katerih velikosti v m/s so izražene z barvno skalo, ter prečne hitrosti z vektorji hitrosti.

Zaradi nazornejšega prikaza so meritve desne polovice hitrostnega polja zrcaljene tudi na levo polovico obravnavanega profila.



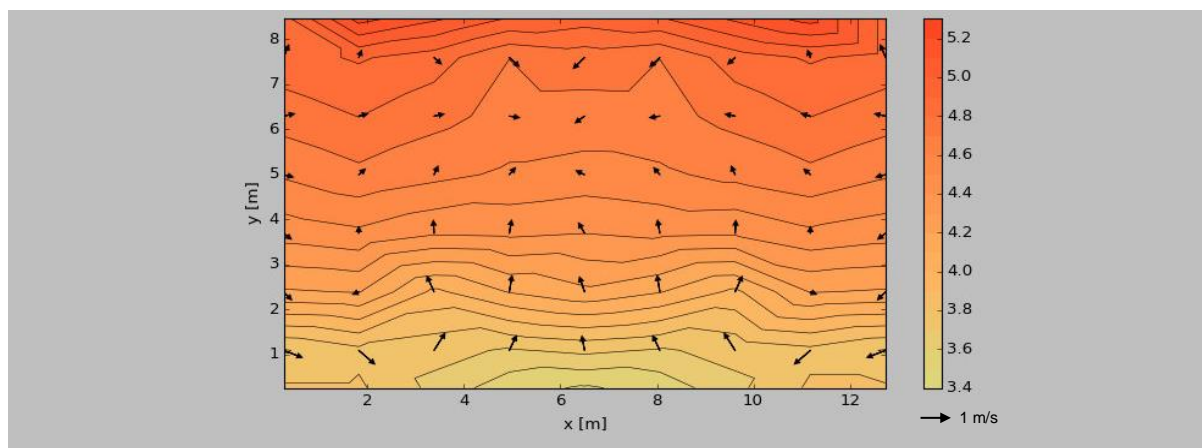
Slika 4-13: Hitrostni profil v prečnem profilu $40,6 \text{ m}$ gorvodno od temena preliva.

Figure 4-13: Velocity profile in the cross section $40,6 \text{ m}$ upstream of the weir crest.



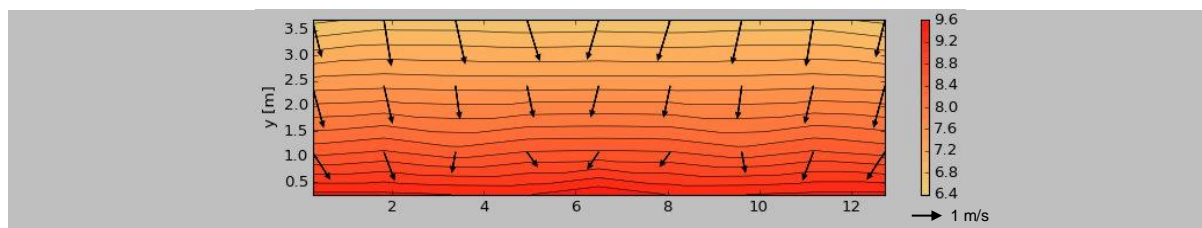
Slika 4-14: Hitrostni profil v prečnem profilu 17,2 m gorvodno od temena preliva, tik pred vstopom v prelivno polje.

Figure 4-14: Velocity profile in the cross section 17,2 m upstream of the weir crest just in front the spillway.



Slika 4-15: Hitrostni profil v prečnem profilu v prelivnem polju 8,1 m gorvodno od temena preliva.

Figure 4-15: Velocity profile in the cross section in the spillway 8,1 m upstream of the crest.



Slika 4-16: Hitrostni profil na temenu preliva.

Figure 4-16: Velocity profile in the cross section of the weir crest.

Na podlagi meritve hitrostnih profilov smo prišli do ugotovitev, ki so potrdila nekatera pričakovanja:

- Enakomerne hitrosti v dovodnem kanalu, brez znatnih prečnih hitrosti.
- Koncentracija hitrosti na sredini profila tik pred vstopom v prelivno polje in izrazite prečne hitrosti. Tok vode, ki se ujame med prelivnim stebrom in steno dovodnega kanala (na zunanji strani prelivnega polja), se vrne nazaj pri dnu kanala (črtkane izotahe pomenijo negativne hitrosti), od koder se usmeri proti vtoku v prelivno polje.
- V merilnem profilu na začetku preliva (8,1 m gorvodno od temena preliva) so hitrosti manjše pri dnu in večje pri gladini zaradi dviga dna preliva v nadaljevanju preliva, obenem pa so prečne hitrosti usmerjene navzgor. Hitrostni profil je presenetljivo enakomeren v prečni smeri, brez izrazitejšega vpliva bočne kontrakcije.
- Hitrostni profil na temenu preliva kaže, da so največje hitrosti ob ostenju preliva ter da v prerezu nastopijo zelo velike prečne hitrosti navzdol zaradi ukrivljenih tokovnic. Vzdolžne hitrosti so v prečni smeri zelo enakomerno razporejene. Analiza prečnih hitrosti pa je pokazala, da so le-te v osi prelivnega polja manjše kot ob stebrih, kar pomeni, da so tokovnice v osi nekoliko manj ukrivljene navzdol oz. da je prelivni curek v sredini toka manj »podprt« kot na robu in da je to lahko razlog, da so tlaki v osi preliva manjši kot ob strani.

4.4 Izvedba in analiza meritev na seriji modelnih prelivov v merilu 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m

Na seriji modelnih prelivov v merilu 1:26, 1:50 in 1:100 smo izvedli podrobnejše meritve tlakov in vzdolžnega poteka prelivne gladine ter obsežen niz meritev pretočne sposobnosti oz. pretočnega koeficienta za ekvivalentne pretoke za prototip od 317 m³/s do 821 m³/s, odvisno od modelnega merila.

Namen izvedenih meritev je bila neposredna medsebojna primerjava modelnih rezultatov, zato so bili pretoki določeni vnaprej. V preglednici 4-6 so z odebeljenim tiskom poudarjeni pretoki na modelih, ki so kot prvi uporabljeni na določenem modelu narekovali pretoke na ostalih modelih. Obseg obravnavanih pretokov je omejeval maksimalni možni pretok v hidravličnem žlebu širine 0,5 m, ki je znašal 92 l/s. V desnem stolpcu v preglednici so podani še ekvivalentni pretoki za prototip.

Preglednica 4-6: Obravnavani pretoki na modelih preлива v merilu 1:26, 1:50 in 1:100.			
Table 4-6: Used discharges in the 1:26, 1:50 and 1:100 scale models of the weir.			
Model 1:26	Model 1:50	Model 1:100	Prototip
Q_m	Q_m	Q_m	Q_{pr}
[l/s]	[l/s]	[l/s]	[m ³ /s]
5.1	1.9	0.67	17
12.3	4.6	1.6	42
21.8	8.2	2.9	75
39.0	14.6	5.2	134
61.9	23.2	8.2	213
92.1	34.5	12.2	317
	49.0	17.3	451
	67.2	23.7	617
	89.3	31.6	821

Pri določitvi ekvivalentnih pretokov med modeli različnih meril je moral biti pretok na manjših modelih (t.j. modelih z večjim modelnim merilom) prilagojen širini hidravličnega kanala 0,5 m. To dejstvo je bilo ugodno, saj je bil pretok v hidravličnem kanalu oz. na modelu večji kot bi bil na modelu geometrijsko podobne širine. Npr. minimalni pretok na najmanjšem modelu 0,67 l/s (preglednica 4-6, model 1:100) bi bil na modelu ustrezne geometrijsko podobne širine 0,13 m le 0,18 l/s. Že pretok 0,67 l/s je nižji od standardiziranega najmanjšega pretoka za Thomsonov merilni preliv (ki znaša pri minimalni prelivni višini 6 cm 1,24 l/s).

4.4.1 Meritev in primerjava vzdolžnega poteka prelivne gladine

Rezultati meritev vzdolžnega poteka prelivne gladine na modelih prelivov v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 so podani v grafikonih v prilogah E.1 do E.5, za nominalna pretoka 821 m³/s in 213 m³/s pa so meritve vzdolžnega poteka prelivne gladine prikazane tudi v grafikonih na sliki 4-18 in sliki 4-20. Meritve so zaradi primerljivosti podane za prototip. Na fotografijah na slikah sliki 4-17 in sliki 4-18 pa je prikazana tudi vizualna primerjava oblike prelivnih curkov na različnih modelih.

Ocena skupne merilne negotovosti pri 95 % meji zaupanja pri meritvi nivoja prelivne gladine znaša ±1,7 mm, kar za merila 1:26, 1:50 in 1:100 pomeni vrednosti ±0,07 m, ±0,14 in ±0,28 m, preračunano za prototip.

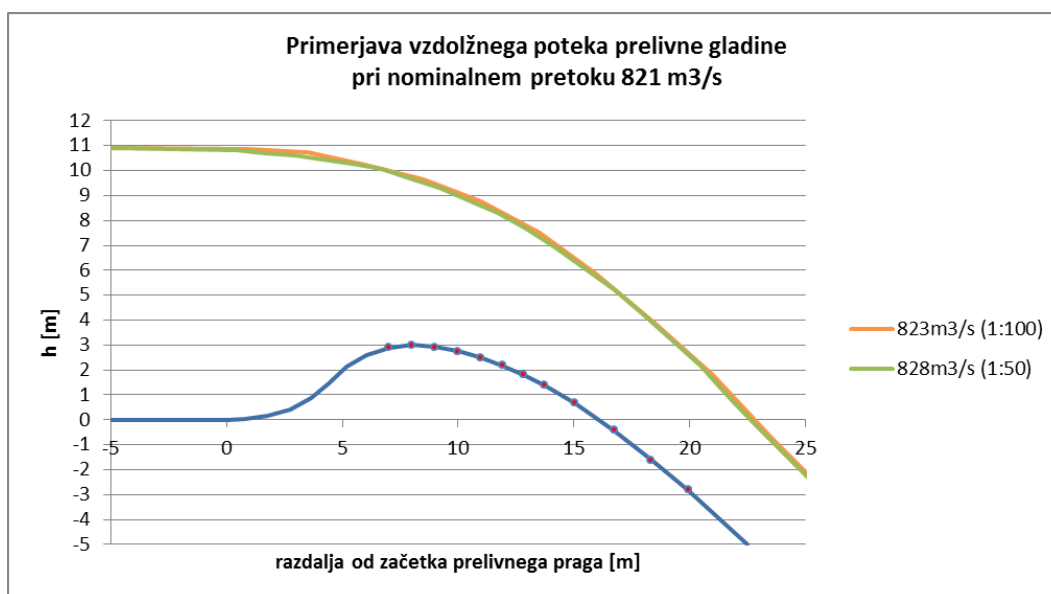
Neposredna kvantitativna primerjava meritev nivojev vzdolžnega poteka prelivne gladine na različnih modelih bi bila zaradi neskladnosti vzdolžnih stacionaž (za prototip), v katerih so bile izveden meritve,

in ukrivljene gladine težje izvedljiva. Kvalitativna primerjava pa pokaže zelo dobro ujemanje poteka prelivne gladine na vseh treh modelih. Na podlagi merilne negotovosti meritev nivojev prelivne gladine in predhodnih ugotovitev pa ocenjujemo, da vpliva modelnega merila oz. površinske napetosti, ki ima pri tem največ vpliva, ni mogoče določiti z meritvijo vzdolžnega poteka prelivne gladine.



Slika 4-17: Primerjava fotografij prelivnega curka na modelih 1:50 (leva fotografija) in 1:100 (desna fotografija) pri nominalnem pretoku $821 \text{ m}^3/\text{s}$.

Figure 4-17: Comparison of photos of the nappe in the 1:50 scale model (left photo) and 1:100 scale model (right photo) at the nominal discharge $821 \text{ m}^3/\text{s}$.



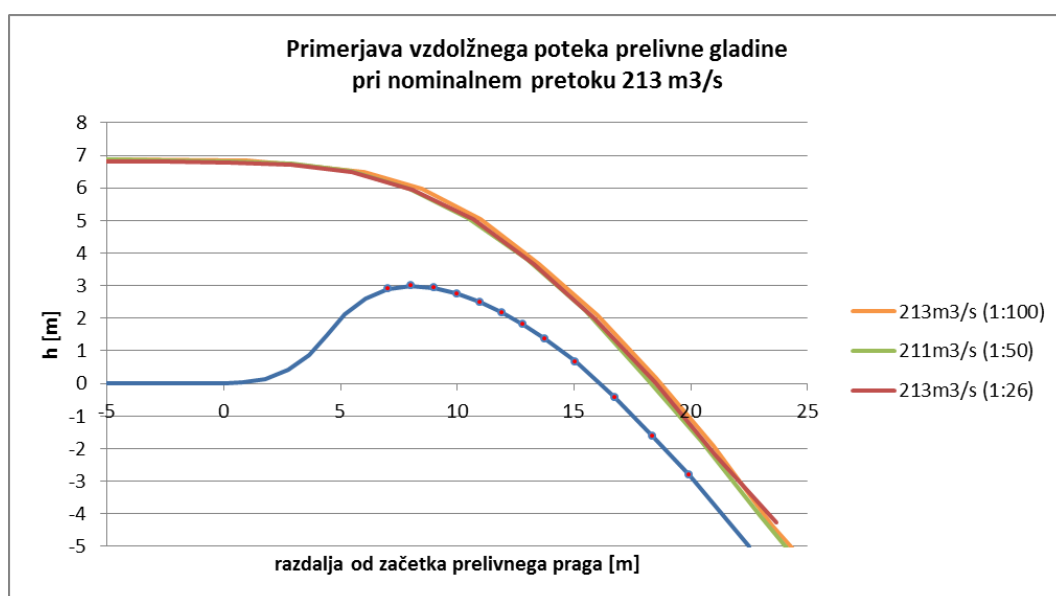
Slika 4-18: Primerjava vzdolžnega poteka prelivne gladine pri nominalnem pretoku $821 \text{ m}^3/\text{s}$ na modelih v merilih 1:50 in 1:100.

Figure 4-18: Comparison of the longitudinal water surface courses, measured in the 1:50 and 1:100 scale models, at the nominal discharge $821 \text{ m}^3/\text{s}$.



Slika 4-19: Primerjava fotografij prelivnega curka na modelih 1:26 (leva fotografija), 1:50 (srednja fotografija) in 1:100 (desna fotografija) za nominalni pretok $214 \text{ m}^3/\text{s}$.

Figure 4-19: Comparison of photos of the nappe in the 1:26 scale model (left photo), 1:50 scale model (middle photo) and 1:100 scale model (right photo) at the nominal discharge $214 \text{ m}^3/\text{s}$.



Slika 4-20: Primerjava vzdolžnega poteka prelivne gladine pri nominalnem pretoku $213 \text{ m}^3/\text{s}$ na modelih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100.

Figure 4-20: Comparison of the longitudinal water surface courses, measured in the 1:26, 1:50 and 1:100 scale models at the nominal discharge $213 \text{ m}^3/\text{s}$.

Na podlagi meritev vzdolžnega poteka prelivne gladine so bili s pomočjo krožnice, ki se najbolj prilega zakrivljeni gladini, izmerjeni še polmeri zaokrožitve gladine na delu prelivne gladine nad temenom, kjer je zakrivljenost gladine največja. V preglednici 4-7 so podani podatki meritev ukrivljenosti prelivne gladine nad temenom preliva na vseh treh modelih v odvisnosti od nominalnega pretoka na modelih. Meritve ukrivljenosti so podane za model ($R_{0,m}$) in za prototip ($R_{0,p}$).

Preglednica 4-7: Polmeri ukrivljenosti gladine nad temenom preliva na modelih.

Table 4-7: Radii of the curvilinear water surface over the weir crest on the scale models.

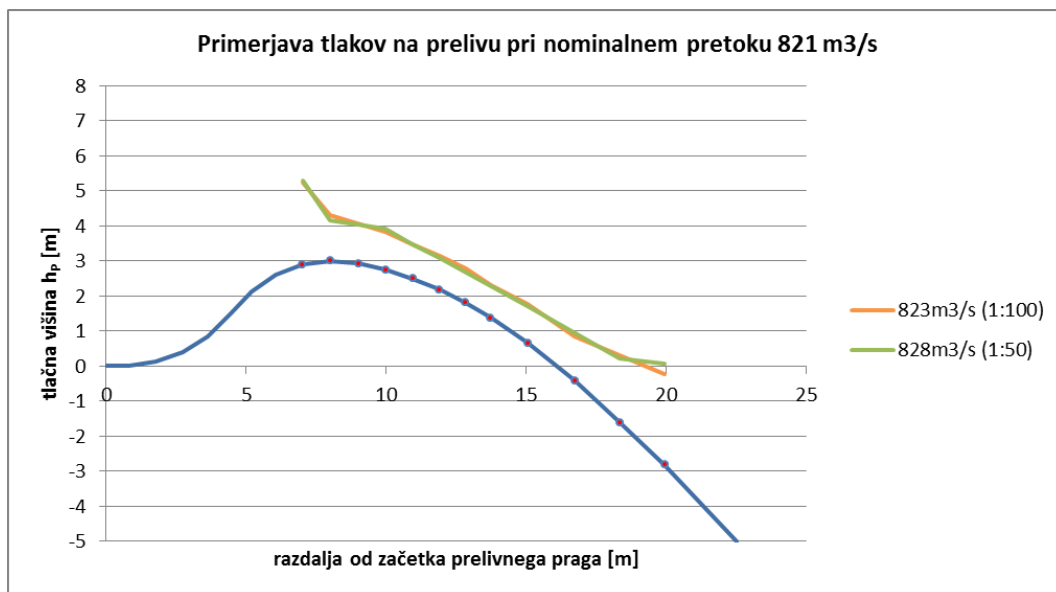
Nominalni pretok za prototip	Model 1:26		Model 1:50		Model 1:100	
	$R_{0,m}$	$R_{0,p}$	$R_{0,m}$	$R_{0,p}$	$R_{0,m}$	$R_{0,p}$
Q_{pr} [m ³ /s]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m]
17	0,79	20,6	0,39	19,4	0,20	20,1
42	0,91	23,7	0,43	21,6	0,22	22,1
75	0,89	23,1	0,48	23,8	0,24	24,0
134	0,83	21,7	0,49	24,3	0,19	19,1
213	0,77	20,0	0,44	22,0	0,21	20,6
317	0,89	23,2	0,46	23,0	0,23	22,9
451			0,46	22,8	0,25	24,6
617			0,48	23,9	0,26	26,1
821			0,55	27,4	0,27	26,5

Meritve polmera ukrivljenosti prelivne gladine smo v nadaljevanju uporabili pri določitvi vpliva površinske napetosti na meritev tlakov na prelivih (pogl. 4.4.2), pokazale pa so, da se zakrivljenost ne glede na modelno merilo podobno spreminja: od najmanjšega do največjega nominalnega pretoka od 20 m do 27 m, podano za prototip.

4.4.2 Meritev in primerjava tlakov na prelivu in prelivnem hrbtu

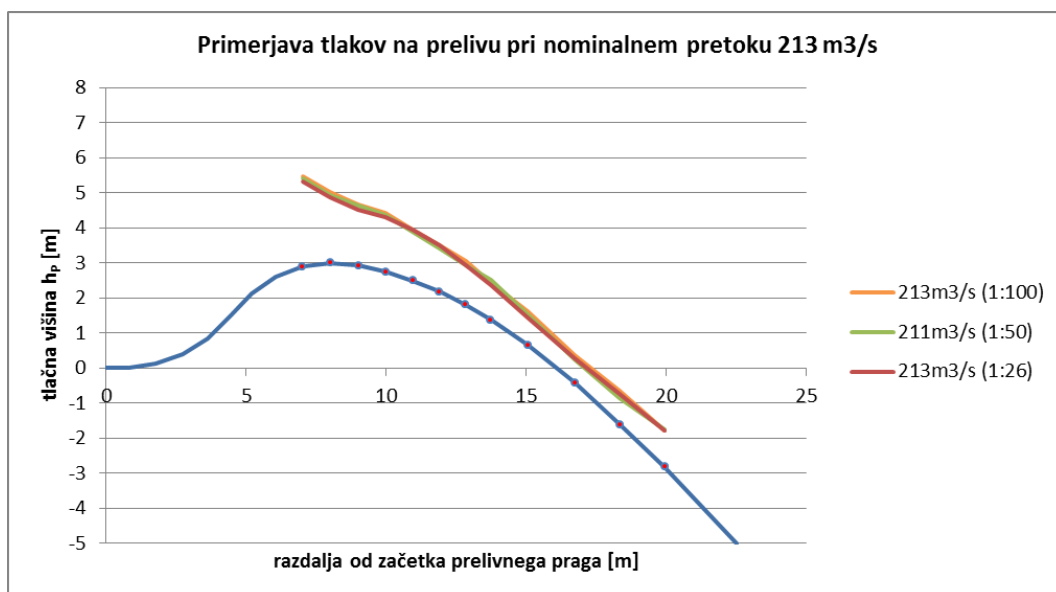
Meritve tlakov vzdolž osi preliva in prelivnega hrbita na modelih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 so podane v grafikonih v prilogah F.1 do F.5, za dva primera nominalnih pretokov (821 m³/s in 213 m³/s) pa še v grafikonih na sliki 4-21 in sliki 4-22. Meritve so v vseh grafikonih zaradi primerljivosti prevedene za prototip.

Ocena skupne merilne negotovosti pri 95 % meji zaupanja pri meritvi nivoja tlačne višine na piezometrični harfi znaša ±1,4 mm, kar za merila 1:26, 1:50 in 1:100 pomeni vrednosti ±0,04 m, ±0,07 in ±0,14 m, preračunano za prototip.



Slika 4-21: Primerjava vzdolžnih potekov tlakov na prelivu pri nominalnem pretoku $821 \text{ m}^3/\text{s}$ na modelih v merilih 1:50 in 1:100.

Figure 4-21: Comparison of pressures on the weir, measured in the 1:50 and 1:100 scale models at the nominal discharge $821 \text{ m}^3/\text{s}$.



Slika 4-22: Primerjava vzdolžnih potekov tlakov na prelivu pri nominalnem pretoku $213 \text{ m}^3/\text{s}$ na modelih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100.

Figure 4-22: Comparison of pressures on the weir, measured in the 1:26, 1:50 and 1:100 scale models at the nominal discharge $213 \text{ m}^3/\text{s}$.

Kvalitativna primerjava meritev tlakov na modelnih prelivih pokaže dobro medsebojno ujemanje. Kljub temu, da so bili pretoki relativno nizki in da se v nobenem primeru niso pojavili podtlaki, so bile

pri večjih pretokih na temenu dveh prelivov različnih meril zaznane podobne spremembe vzdolžnega poteka tlakov (gl. npr. vzdolžni potek tlakov v grafikonu na sliki 4-21).

Kvantitativna primerjava meritev tlakov (oz. tlačnih višin) po posameznih piezometrih P1 do P6 (ki se nahajajo v območju temena preliva) je prikazana v grafikonih v prilogah G.1 do G.3. Od izmerjenih tlačnih višin je že odšteta tlačna višina zaradi vpliva ukrivljenosti gladine oz. površinske napetosti. Znotraj ukrivljene površine je namreč tlak večji kot na zunanji strani (gl. pogl. 2.6.3), prirastek tlačne višine pa je določen po enačbi (41). Upoštevani so bili izmerjeni polmeri ukrivljenosti prelivne gladine, podani v preglednici 4-7.

V nadaljevanju je prikazana analiza izmerjenih tlakov na temenu preliva (piezometer P2). V preglednico 4-8 so vpisane vrednosti izmerjenih tlačnih višin, izračunanih tlačnih višin zaradi vpliva površinske napetosti in tlačnih višin z odštetim izračunanim vplivom površinske napetosti, vse v odvisnosti od nominalnega pretoka (za prototip).

Preglednica 4-8: Analiza tlakov na temenu preliva (piezometer P2) brez in z vplivom površinske napetosti.
Table 4-8: Analysis of the relative pressures on the weir crest (piezometric tap P2) with and without the impact of the surface tension.

Nominalni pretok	Izmerjeni relativni tlak na temenu preliva (P2)			Tlačna višina zaradi vpliva površinske napetosti			Relativni tlak na temenu preliva z odštetim vplivom površinske napetosti		
	1:26	1:50	1:100	1:26	1:50	1:100	1:26	1:50	1:100
Q_{pr}	h_p	h_p	h_p	h_σ	h_σ	h_σ	h_p-h_σ	h_p-h_σ	h_p-h_σ
[m ³ /s]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m]	[m]
17	3,57	3,62	3,68	0,00	0,01	0,04	3,57	3,61	3,64
42	4,01	3,99	4,04	0,00	0,01	0,03	4,01	3,98	4,01
75	4,35	4,30	4,35	0,00	0,01	0,03	4,35	4,29	4,32
134	4,62	4,68	4,73	0,00	0,01	0,04	4,62	4,67	4,69
213	4,88	4,95	5,02	0,00	0,01	0,03	4,88	4,94	4,99
317	5,01	5,07	5,19	0,00	0,01	0,03	5,01	5,06	5,16
451		5,00	5,20		0,01	0,03		4,99	5,17
617		4,72	4,90		0,01	0,03		4,71	4,87
821		4,17	4,31		0,01	0,03		4,16	4,28

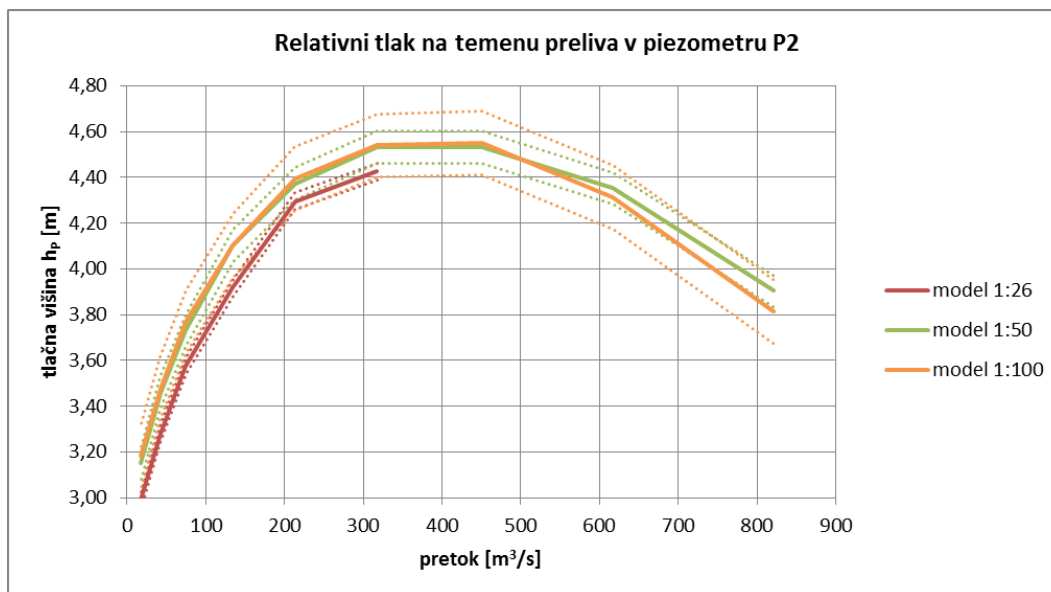
Vpliv površinske napetosti je bil na meritve tlaka na temenu preliva na obravnavanih modelih izredno majhen, v povprečju od 0,1% do največ 0,8%, medtem ko je relativni vpliv točnosti meritev nekajkrat večji, v povprečju od 1,0% do 3,5% (preglednica 4-9)

Preglednica 4-9: Relativni vpliv površinske napetosti in merilna negotovost meritve tlaka na temenu preliva.

Table 4-9: Relative influence of the surface tension and measurement uncertainty of the pressure measurement on the weir crest.

Nominalni pretok	Relativni vpliv površinske napetosti na meritev tlaka na temenu preliva (P2)			Merilna negotovost meritve tlaka na temenu preliva pri 95% meji zaupanja		
	1:26	1:50	1:100	1:26	1:50	1:100
Q_{pr}	ε_{σ}	ε_{σ}	ε_{σ}	u_p	u_p	u_p
[m ³ /s]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
17	0,1	0,3	1,1	1,2	2,2	4,3
42	0,1	0,2	0,9	1,1	2,0	4,0
75	0,1	0,2	0,8	1,0	1,9	3,7
134	0,1	0,2	0,9	0,9	1,7	3,4
213	0,1	0,2	0,8	0,8	1,6	3,1
317	0,0	0,2	0,7	0,8	1,5	3,0
451		0,2	0,6		1,5	3,0
617		0,2	0,6		1,6	3,2
821		0,2	0,7		1,8	3,6
povpr.	0,1	0,2	0,8	1,0	1,8	3,5

V grafikonu (slika 4-23) je podan še grafični prikaz izmerjenih relativnih tlakov na temenu preliva (z odštetim vplivom površinske napetosti) ter obseg merilne negotovosti meritve pri 95% meji zaupanja v odvisnosti od pretoka.



Slika 4-23: Relativni tlaki na temenu preliva z odštetim vplivom površinske napetosti in vrisanim obsegom merilne negotovosti meritev v odvisnosti od pretoka.

Figure 4-23: Relative pressure on the weir crest with subtracted influence of the surface tension and with a measurement uncertainty inscribed as a function of the flow.

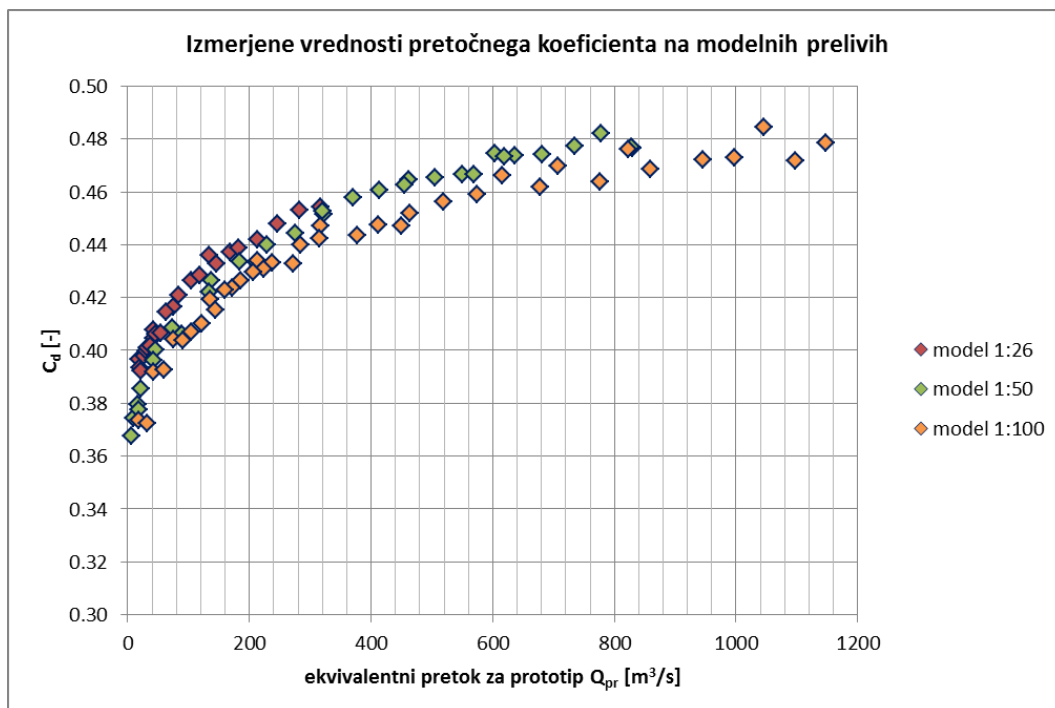
Primerjava meritev tlakov na modelnih prelivih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 v piezometrih od P1 do P6 je prikazana še v grafikonih v prilogah G.1 do G.3. Na podlagi upoštevanja merilne negotovosti meritev na modelu, prikazane tudi v grafikonih, ter velikosti vpliva površinske napetosti pa ocenjujemo, da je merilna negotovost glavni vir razlik med meritvami tlakov na modelih.

4.4.3 Meritev in primerjava pretočnih koeficientov

Vrednosti pretočnega koeficienta C_d so bile na vseh treh modelih preliva določene z obsežnim nizom meritev. Vsakokrat smo pretočni koeficient izračunali po enačbi (48), v kateri se za prelivno višino upošteva energijska višina E glede na višino temena preliva, določena kot vsota prelivne višine h_{pr} na razdalji 3 do 4 krat $h_{pr,max}$ in hitrostne višine v dovodnem kanalu.

Prelivna višina h_{pr} je bila določena kot srednja vrednost treh odčitkov, zato je bila merilna negotovost meritve prelivne višine pri 95% meji zaupanja $\pm 0,2\text{mm}$. Merilna negotovost meritve pretoka na Thomsonovem trikotnem merilnem prelivu pa je bila odvisna od trenutnega pretoka in je prikazana v grafikonu na (slika 2-20)

V grafikonu na sliki 4-24 so prikazane vrednosti pretočnih koeficientov C_d za vse tri modelne prelive v odvisnosti od ekvivalentnega pretoka za prototip.



Slika 4-24: Izmerjene vrednosti pretočnega koeficienta na modelnih prelivih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100.

Figure 4-24: Measured discharge coefficient in the 1:26, 1:50 and 1:100 scale model weirs.

V zgornjem grafikonu je razvidno, da se pretočni koeficient spreminja s pretokom oz. njegova vrednost narašča z naraščanjem pretoka. Raztros vrednosti pretočnega koeficienta je v grafikonu relativno majhen, s čimer je jasno nakazan potek in razlike med vrednostmi za prelive v različnih modelnih merilih. Razlike med vrednostmi pretočnega koeficienta, pri čemer manjše kot je modelno merilo, nižje so vrednosti pretočnega koeficienta, pa kažejo na vpliv modelnega merila.

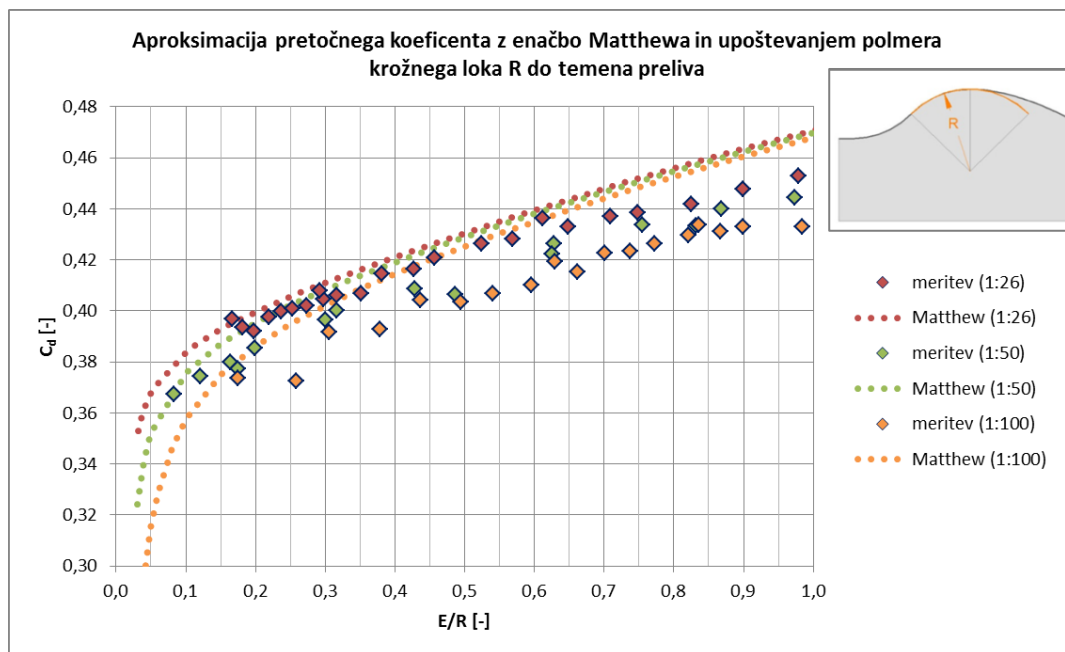
4.5 Analitična določitev pretočnega koeficienta po enačbi Matthewa

Aproksimacijo pretočnega koeficienta in analizo vpliva modelnega merila smo izvedli s pomočjo enačbe (49), ki jo je predlagal Matthew (1991) in ki je opisana v pogl. 2.6.7.

Enačba je odvisna od razmerja E/R , tj. specifične energijske višine in polmera R zaokrožitve temena simetričnega preliva. V enačbi je upoštevano, da je na temenu preliva laminarna mejna plast. Enačba naj bi omogočala dobro aproksimacijo pretočnega koeficienta do vrednosti približno $E/R = 0,75$.

Prototip preliva in geometrijsko podobni modelni prelive, ki so predmet te naloge, pogoju simetričnosti preliva ne ustrezajo. Oblika preliva je namreč do temena preliva sestavljena iz krožnega loka s polmerom 5,0 m (za prototip), od tu dalje pa po obliki WES.

V grafikonu na sliki 4-25 je prikazana aproksimacija pretočnega koeficienta po enačbi Matthewa z upoštevanjem polmera krožnega loka R do temena preliva in v odvisnosti od razmerja energijske višine in polmera krožnega loka E/R .



Slika 4-25: Aproksimacija pretočnega koeficienta z enačbo Matthewa in upoštevanjem polmera prelivnega temena s polmerom krožnega loka R do temena preliva.

Figure 4-25: Approximation of discharge coefficient according to equation by Matthew, with radius R of the upstream weir arc taken into account.

Očitno je, da je prileganje krivulj pretočnega koeficienta meritvam na modelih slabo. Delno pojasnilo temu je lahko iskati v dejstvu, da obravnavana oblika preliva ni simetrična in da je oblika prelivnega curka drugačna, kot bi bila na simetričnem prelivu. Hkrati je računski razlika med pretočnimi koeficienti na modelih prelivov premajhna, kar verjetno pomeni, da je vpliv viskoznosti premajhen oz. da je izravnina debelina mejne plasti večja kot pa jo predvideva Matthew z enačbo (50).

4.5.1 Upoštevanje nadomestnega polmera temena preliva R_1 v prirejeni enačbi po Matthewu

Način, s katerim smo želeli doseči boljše prileganje krivulje pretočnega koeficienta, je šel v smeri iskanja polmera temena preliva R_1 , ki bi funkcionalno nadomestil nesimetrično obliko obravnavanega preliva, oziroma faktorja, s katerim bi se pomnožila vrednost polmera krožnega loka R do temena preliva

$$R_1 = f_R R \quad (55)$$

kjer je:

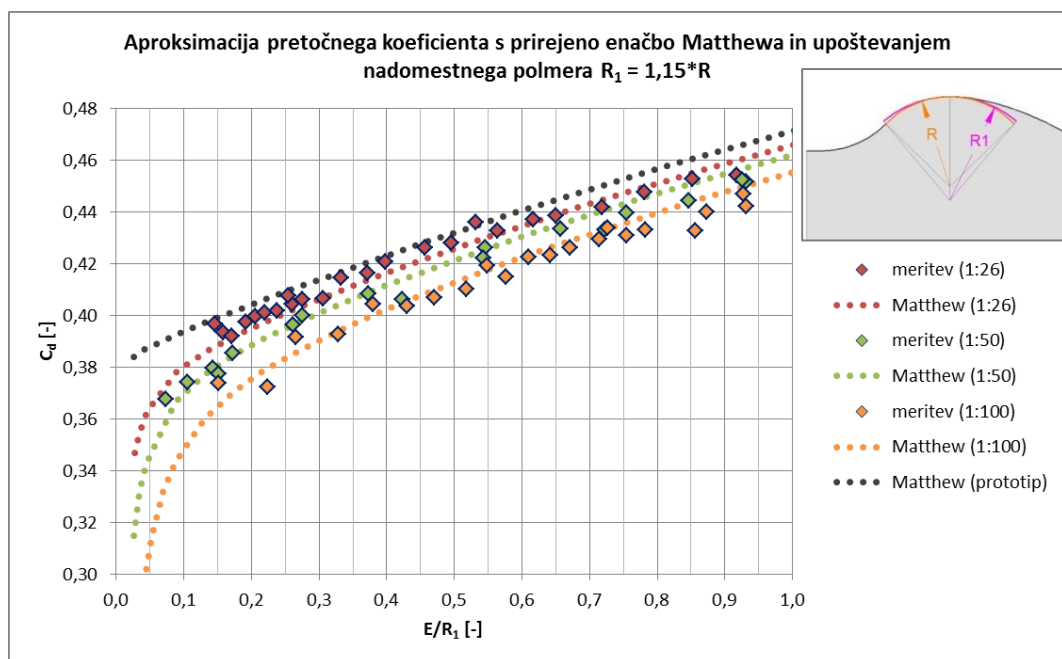
- R_1 nadomestni polmer zaokrožitve temena simetričnega preliva [m]
- f_R faktor povečanja polmera krožnega loka do temena preliva [-]
- R polmer krožnega loka do temena obravnavanega preliva [m]

v prirejeni obliki enačbe po Matthewu

$$C_d = \frac{2}{3\sqrt{3}} \left[1 + 0,271 \frac{E}{R_1} - 0,045 \left(\frac{E}{R_1} \right)^2 - 0,833 \left(\frac{\sigma}{\rho g R_1^2} \right) \left(\frac{R_1}{E} \right) - k_\delta 1,05 \left(\frac{3}{g} \right)^{1/4} \frac{v^{1/2}}{R_1^{3/4}} \left(\frac{R_1}{E} \right) \right] \quad (54)$$

v kateri se s parametrom k_δ upošteva tudi večja dejanska izrivna debelina mejne plasti glede na izrivno debelino laminarne mejne plasti, kot jo v enačbi (49) predvideva Matthew.

Nadomestni polmer R_l in parameter k_δ sta bila določena na način, da je bila korelacija enačbe (54) z izmerjenimi vrednostmi pretočnega koeficienta najboljša. Najboljši rezultat je bil po metodi najmanjših kvadratov dosežen za $R_l = 1,15 * R$ ter za k_δ podan v odvisnosti od E/R_l , in sicer $k_\delta = 1 + 5,2 * E/R_l$ (slika 4-26). Glede na to, da (tudi prirejena) enačba po Matthewu omogoča dobro aproksimacijo le za relativno majhne vrednosti E/R_l , so bili v naboru izmerjenih vrednosti pretočnega koeficienta upošteevane le tiste, ki pripadajo razmerju E/R_l manjšemu ali enakemu 0,75. Pri tem je treba poudariti, da se nadomestni premer zaokrožitve R_l ni upošteval samo v enačbi (54), temveč tudi pri interpretaciji meritev vrednosti pretočnega koeficienta na modelih, podanih v odvisnosti od razmerja E/R_l .

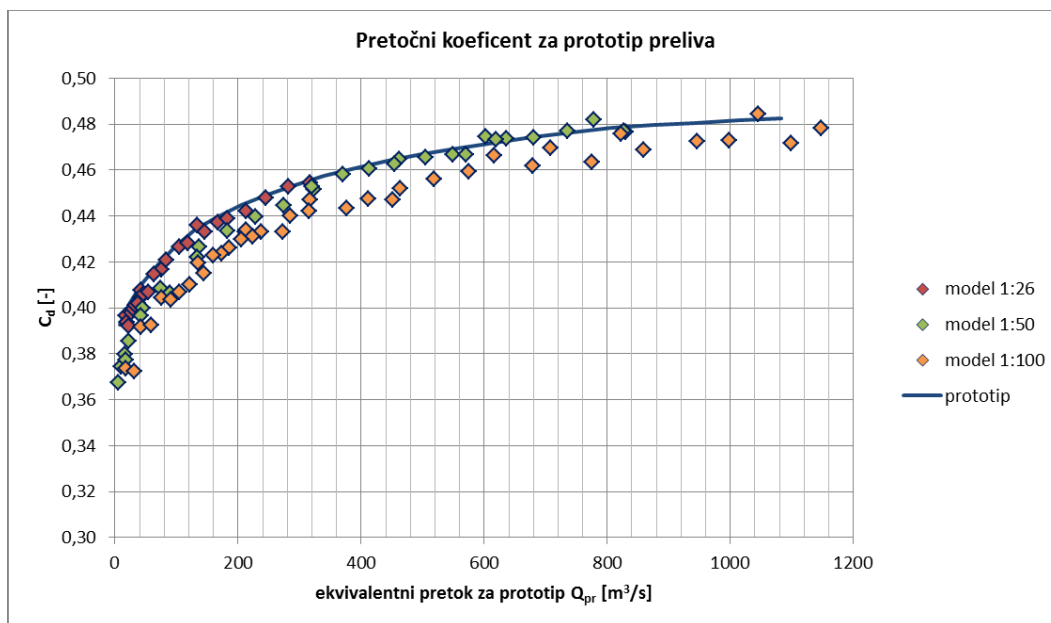


Slika 4-26: Aproksimacija pretočnega koeficienta s prirejeno enačbo Matthewa in upoštevanjem nadomestnega polmera R_l .

Figure 4-26: Approximation of discharge coefficient according to adapted equation by Matthew, with the substitute radius R_l taken into account.

V grafikonu na sliki 4-26 je vrisana še krivulja po prirejeni enačbi Matthewa, ki ponazarja vrednost pretočnega koeficienta za prototip, in za katero lahko rečemo, da v njej ni vpliva modelnega merila.

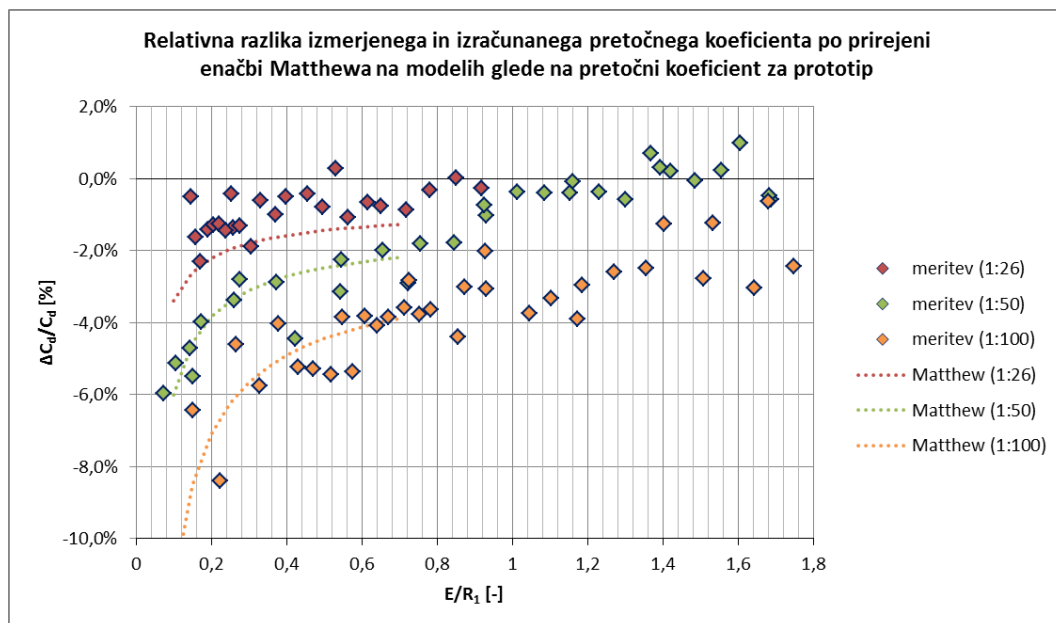
Nadaljevanje vrednosti pretočnega koeficienta za prototip smo nato za vrednosti $E/R_l > 0,6$ določili s pomočjo meritev pretočnega koeficienta iz modela 1:50, za katere se zdi, da je pri vrednostih $E/R_l > 0,9$ vpliv modelnega merila že zanemarljiv, saj se vrednosti pretočnega koeficienta iz modela 1:26 in 1:50 v tem delu začenjajo prekrivati (slika 4-27). Proti koncu prikazanega območja vrednosti E/R_l v grafikonu pa se krivulji pretočnega koeficienta za prototip začnejo približevati tudi izmerjene vrednosti pretočnega koeficienta na modelu 1:100.



Slika 4-27: Pretočni koeficient za prototip preliva.

Figure 4-27: Discharge coefficient for the prototype of the weir.

V grafikonu na sliki 4-28 je prikazana še relativna razlika pretočnega koeficienta, izmerjenega na modelih 1:26, 1:50 in 1:100 ter izračunanega po prirejeni enačbi Matthewa glede na pretočni koeficient za prototip.



Slika 4-28: Relativna razlika izmerjenega in izračunanega pretočnega koeficienta po prirejeni enačbi Matthewa na modelih glede na pretočni koeficient na prototipu.

Figure 4-28: Relative difference of the measured and calculated discharge coefficients with the adapted equation by Matthew in the models regarding to the prototype discharge coefficient.

Relativna razlika izračunanega pretočnega koeficienta glede na pretočni koeficient na prototipu je (če upoštevamo vrednosti $E/R_l \geq 0,2$) na modelu preliva v merilu 1:26 manjša ali enaka 2 %, na modelu v merilu 1:50 manjša ali enaka od 4 %, na modelu preliva v merilu 1:100 pa manjša ali enaka 7 %.

4.5.2 Analiza vpliva modelnega merila na pretočni koeficient preliva po prirejeni enačbi Matthewa

Uporabnost enačbe pretočnega koeficienta se je izkazala tudi v tem, da je bilo po uvedbi nadomestnega polmera zaokrožitve temena preliva in dobrega prileganja meritvam na modelih mogoče izvesti analizo vpliva modelnega merila.

Če se enačba (54) zapiše v obliki:

$$C_d = C_0 + C_\sigma + C_v \quad (56)$$

pri čemer predstavlja C_0 vpliv ukrivljenih tokovnic, ki je neodvisen od modelnega merila

$$C_0 = \frac{2}{3\sqrt{3}} \left[1 + 0,271 \frac{E}{R} - 0,045 \left(\frac{E}{R} \right)^2 \right] \quad (57)$$

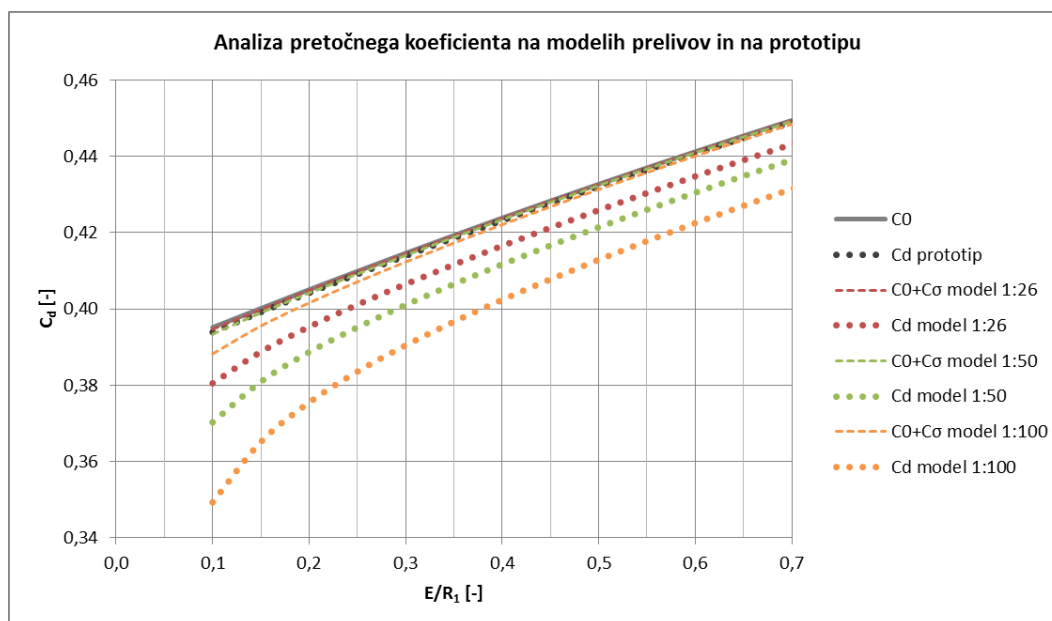
C_σ vpliv površinske napetosti

$$C_{\sigma} = -\frac{2}{3\sqrt{3}} \left[0,833 \left(\frac{\sigma}{\rho g R^2} \right) \left(\frac{R}{E} \right) \right] \quad (58)$$

in C_v vpliv viskoznosti tekočine

$$C_v = -\frac{2}{3\sqrt{3}} \left[k_{\delta} 1,05 \left(\frac{3}{g} \right)^{1/4} \frac{v^{1/2}}{R^{3/4}} \left(\frac{R}{E} \right) \right] \quad (59)$$

potem se lahko v grafikonu (slika 4-29) grafično predstavi vsak člen posebej v odvisnosti od razmerja E/R_1 in modelnega merila.



Slika 4-29: Analiza pretočnega koeficienta na modelih prelivov in na prototipu s pomočjo prirejene enačbe Matthewa

Figure 4-29: Analysis of the discharge coefficient in the scale model weirs and in the prototype using the adapted equation by Matthew.

Krivulja, ki ponazarja pretočni koeficient na prototipu, je praktično povsem skladna s krivuljo parametra C_0 , kar pomeni, da je vpliv površinske napetosti in viskoznosti na prototipu zanemarljiv, in pride do izraza šele na modelih. V preglednici 4-10 je prikazana še relativna vrednost vpliva površinske napetosti in viskoznosti na modelih glede na pretočni koeficient na prototipu.

Relativni vpliv površinske napetosti in viskoznosti na velikost pretočnega koeficienta, izmerjenega na modelu, je odvisen od velikosti modela, in narašča z manjšanjem modelnega merila. Dominantni vpliv na velikost pretočnega koeficienta ima viskoznost vode, medtem ko je vpliv površinske napetosti praktično povsem zanemarljiv in je opazen šele na modelu v merilu 1:100 pri najmanjših vrednostih E/R_1 .

Preglednica 4-10: Relativni vpliv površinske napetosti in viskoznosti na koeficient pretoka na modelih prelivov glede na prototip

Table 4-10: Relative impact of the surface tension and viscosity to the discharge coefficient in the scale models with regard to the prototype.

	Prototip	Model 1:26		Model 1:50		Model 1:100	
E/R_1	$C_{d,pr}$	$C_{\sigma}/C_{d,pr}$	$C_{\nu}/C_{d,pr}$	$C_{\sigma}/C_{d,pr}$	$C_{\nu}/C_{d,pr}$	$C_{\sigma}/C_{d,pr}$	$C_{\nu}/C_{d,pr}$
[-]	[-]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
0,10	0,394	-0,1	-3,3	-0,4	-5,6	-1,8	-9,6
0,15	0,399	-0,1	-2,5	-0,3	-4,3	-1,2	-7,4
0,20	0,404	-0,1	-2,1	-0,2	-3,6	-0,9	-6,3
0,25	0,409	-0,0	-1,9	-0,2	-3,2	-0,7	-5,6
0,30	0,414	-0,0	-1,8	-0,1	-3,0	-0,6	-5,1
0,35	0,419	-0,0	-1,6	-0,1	-2,8	-0,5	-4,8
0,40	0,423	-0,0	-1,5	-0,1	-2,6	-0,4	-4,5
0,45	0,428	-0,0	-1,5	-0,1	-2,5	-0,4	-4,3
0,50	0,432	-0,0	-1,4	-0,1	-2,4	-0,3	-4,1
0,55	0,436	-0,0	-1,4	-0,1	-2,3	-0,3	-4,0
0,60	0,441	-0,0	-1,3	-0,1	-2,2	-0,3	-3,9
0,65	0,445	-0,0	-1,3	-0,1	-2,2	-0,2	-3,8
0,70	0,449	-0,0	-1,3	-0,1	-2,1	-0,2	-3,7

4.6 Preizkus veljavnosti hipotez

Na podlagi modelnih raziskav prelivov, oz. meritev in analiz, ki so bile izvedene v tej nalogi, lahko sedaj ovrednotimo veljavnost hipotez, ki so bile postavljene na začetku naloge.

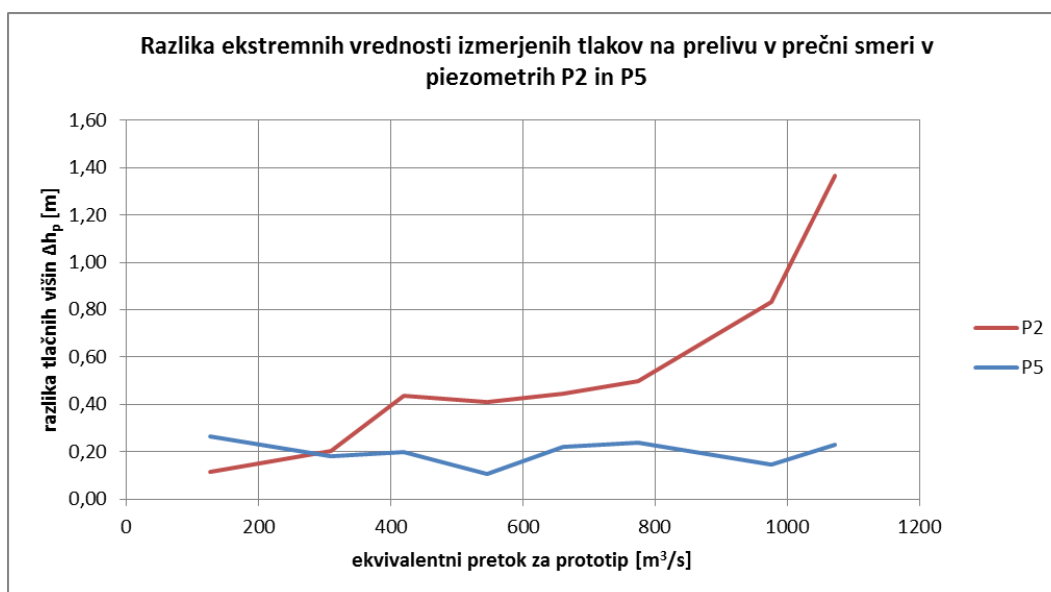
4.6.1 Preizkus veljavnosti hipoteze 1

Hipoteza 1 pravi, da »razporeditev tlakov po prelivnem hrbtu v prečni smeri ni enakomerna in je odvisna od prelivne višine«.

Raziskava ploskovne razporeditve tlakov po prelivu in prelivnem hrbtu v prelivnem polju v merilu 1:26 v hidravličnem kanalu širine 1 m je pokazala, da tlaki pri prostorskem natoku in vplivu prelivnih stebrov ter bočne kontrakcije niso enakomerno razporejeni samo vzdolž preliva, temveč tudi v prečni

smeri (pogl. 4.3.1). Ugotovljeno je bilo, da je najbolj neenakomerna razporeditev tlakov v območju temena preliva, na katerem so bili v nekaterih primerih v osi preliva (v ti. osi 1) izmerjeni tudi podtlaki (slika 4-9). Nasprotno je prečna razporeditev tlakov dolvodno od temena (na prelivnem hrbtu) enakomernejša (slika 4-10).

Bolj kot je razporeditev tlakov v prečni smeri neenakomerna, večja je razlika med največjo in najmanjšo vrednostjo tlaka. Zato so v grafikonu na sliki 4-30 prikazane razlike ekstremnih vrednosti tlakov, izmerjenih v prečnih prerezih na temenu preliva v piezometrih P2 (na oseh os1 - os5) in na prelivnem hrbtu v piezometrih P5 (na oseh os1 - os5) v odvisnosti od (ekvivalentnega) pretoka za prototip.



Slika 4-30: Razlika ekstremnih vrednosti izmerjenih tlakov na prelivu v prečni smeri v piezometrih P2 in P5 v odvisnosti od pretoka.

Figure 4-30: Difference between extreme measured pressures in the tranverse direction in the pressure taps P2 and P5 regarding to discharge.

V piezometrih P5 je maksimalna razlika med največjim in najmanjšim tlakom manjša od 0,27 m (za prototip) za celotni obseg obravnavanih pretokov. Lahko privzamemo, da je razporeditev tlakov v tem prečnem prerezu kar »enakomerna«. Razlika največje in najmanjše vrednosti tlačnih višin na temenu preliva v piezometrih P2 pa je pri največjem obravnavanem pretoku 1071 m³/s 1,37 m (za prototip), kar za 5-krat preseže maksimalno razliko v prečnem prerezu s piezometri P5. Ta večkratna razlika dokazuje »neenakomernost« razporeditve tlakov na temenu preliva.

Iz grafikona na sliki 4-30 pa je razvidno, da je »neenakomernost« razporeditve tlakov v prečni smeri na temenu preliva (P2) odvisna tudi od velikosti pretokov oz. od prelivne višine h_{pr} , kar dokazuje tudi drugi del predpostavljene hipoteze 1.

4.6.2 Preizkus veljavnosti hipoteze 2

Hipoteza 2 pravi, da *»za dimenzioniranje dejanskega prelivnega polja zadostuje meritev tlakov na osi prelivnega polja«*.

Pri dimenzioniranju prelivnega polja je najbolj problematičen tisti del preliva, kjer obstaja nevarnost (največjih) podtlakov na konstrukciji. Preveliki podtlaki predstavljajo nevarnost lokalne kavitacije, ki se kaže v poškodbah materiala (betona). Jeklena obloga, ki je odpornejša in bolj gladka, predstavlja alternativno, vendar precej dražjo rešitev.

Meritve tlakov na prelivu v prelivnem polju v merilu 1:26 v hidravličnem žlebu širine 1 m so pokazale, da se najnižji tlaki pojavijo v osi prelivnega polja, kar pomeni, da za dimenzioniranje prelivnega polja dejansko zadostuje meritev tlakov v osi preliva.

4.6.3 Preizkus veljavnosti hipoteze 3

Hipoteza 3 pravi, da je *»za določitev celovitega vpliva modelnega merila na hidravlične karakteristike prelivnega polja potrebno opraviti več načinov vrednotenja«*.

Za potrditev hipoteze je treba določiti, katere so tiste hidravlične karakteristike prelivnega polja oz. preliva, ki jih je potrebno vrednotiti.

V hidrotehnični praksi so glavne hidravlične karakteristike preliva naslednje:

- tlaki na prelivu in prelivnem hrbtu,
- vzdolžni potek prelivne gladine in
- pretočna sposobnost preliva oz. vrednost pretočnega koeficienta.

Pretočna sposobnost je povezana z meritvijo pretoka in v določenih primerih tudi s sposobnostjo preliva, da prevaja določen pretok pri čim manjši prelivni višini. Slednje pa je povezano s še sprejemljivimi tlaki oz. podtlaki na prelivu. Potek prelivne krivulje pa je treba poznati v primeru namestitve hidromehanske opreme na prelivnem stebru, ki naj bi bila varna pred prelivajočo se vodo.

Vse našteje karakteristike se praviloma določijo na hidravličnem modelu, zgrajenem v pomanjšanem merilu. To mora biti izbrano tako, da sta vpliv modelnega merila ter merilna negotovost meritev še sprejemljiva pri interpretaciji modelnih rezultatov za prototip.

V tej nalogi so bile na različne načine vrednotenja (meritev tlaka, vzdolžnega poteka prelivne gladine in vrednosti pretočnega koeficienta) določene karakteristike preliva na modelih v merilu 1:26, 1:50 in 1:100, vpliv modelnega merila in merilna negotovost meritev.

Na podlagi različnih meritev, analiz in vrednotenj je potrjena hipoteza 3, saj je bilo ugotovljeno naslednje:

- a) Meritev vzdolžnega poteka prelivne gladine (pogl. 4.4.1) je pokazala podobnost meritev na modelih prelivov različnih meril, ocenjeno na podlagi primerjav potekov prelivne gladine v grafikonu. Prav tako so si zelo podobni polmeri zakrivljenosti gladine na temenu na vseh treh modelih prelivov, in sicer med 20 m in 27 m v obravnavanem obsegu pretokov, pri čemer na nobenem modelu konstantno ne izstopa maksimalni oz. minimalni polmer zaokrožitve (preglednica 4-7). Ocena skupne merilne negotovosti pri 95 % meji zaupanja pri meritvi nivoja prelivne gladine znaša $\pm 1,7$ mm, kar za merila 1:26, 1:50 in 1:100 pomeni vrednosti $\pm 0,07$ m, $\pm 0,14$ in $\pm 0,28$ m, preračunano za prototip.

Na podlagi analize meritev smo ocenili, da je vpliv modelnega merila na meritev poteka gladine prelivnega curka premajhen, da bi bil na način, kot je bila izvedena meritev, izmerljiv, in da ima večji vpliv merilna negotovost meritve, ki je relativno največja na najmanjšem modelu.

- b) Primerjava meritev tlakov na prelivu (pogl. 4.4.2) na obravnavanih modelih je pokazala, da so bili večinoma največji tlaki izmerjeni na najmanjšem modelu. Vpliv modelnega merila oz. vpliv površinske napetosti je pri meritvi tlakov mogoče določiti analitično, po enačbi (41) in na podlagi ukrivljenosti prelivne gladine, vendar je ta vpliv majhen, v povprečju 0,1% na modelu 1:26, 0,2% na modelu 1:50 in 0,8% izmerjene tlačne višine na modelu 1:100. Vpliv modelne negotovosti meritev (pri 95 % meji zaupanja $\pm 1,4$ mm, kar za merila 1:26, 1:50 in 1:100 pomeni vrednosti $\pm 0,04$ m, $\pm 0,07$ in $\pm 0,14$ m) pa znaša v povprečju 1,0% na modelu 1:26, 1,8% na modelu 1:50 in 3,5% glede na izmerjene tlačne višine na modelu 1:100.

Po analizi meritev tlakov na prelivu ocenjujemo, da je vpliv površinske napetosti modelnega merila zanemarljiv in da je merilna negotovost meritve tista, ki vpliva na izbiro modelnega merila. Če pa upoštevamo še meritve tlakov v osi preliva na modelu, kjer se je upošteval vpliv prostorskega natoka na model, kar je nazorno pokazano v grafikonu na sliki 4-12, pa je bolj kot vpliv modelnega merila pomembna korektna ureditev natoka na model.

- c) Vpliv modelnega merila je bil najbolj jasno zaznan pri merjenju vrednosti pretočnega koeficienta (pogl. 4.4.3). S pomočjo meritev in ustrezne interpretacije enačbe pretočnega koeficienta po Matthewu smo določili krivuljo pretočnega koeficienta za prototip brez vpliva modelnega merila. Primerjava izmerjenih vrednosti pretočnega koeficienta z vrednostmi za prototip (slika 4-27 in slika 4-28) je pokazala relativna odstopanja, ki so na modelu preliva 1:26 za vrednosti $E/R_l \geq 0,2$ manjša ali enaka 2 %, na modelu 1:50 manjša ali enaka 4 %, na modelu 1:100 pa manjša ali enaka 7 %.

5 ZAKLJUČKI IN SINTEZA

V hidrotehnični praksi je fizično hidravlično modeliranje še vedno pogost način raziskave obstoječega oz. predvidenega naravnega in umetnega prostora, v katerem ima glavno vlogo voda. Fizični hidravlični modeli so praviloma zgrajeni v pomanjšanem merilu. Optimalno modelno merilo je povezano z ekonomsko upravičenostjo in obvladljivostjo ter infrastrukturnimi kapacitetami raziskovalnega laboratorija na eni strani, na drugi strani pa s pojavom ti. vpliva modelnega merila na prenos rezultatov modela na prototip in na koncu tudi s še sprejemljivo merilno negotovostjo meritev.

Na prototip in na pomanjšan model namreč delujejo različne sile. Njihova razmerja z vztrajnostnimi silami so opisana z brezdimenzijskimi števili, od katerih so v mehaniki tekočin najbolj znana Froudovo, Reynoldsovo, Webrovo in Machovo število, povezana s težnostnimi silami, viskozni silami, silami površinske napetosti in silami stisljivosti. Če ima katera od teh sil na modelu relativno večji vpliv kot na prototipu, je rezultat pridobljen na modelu lahko vprašljiv za prenos na prototip.

V nalogi je bila izvedena hidravlična modelna raziskava prelivnega polja v merilu 1:26, za katerega je bil značilen prostorski natok, ter hidravlična modelna raziskava prototipa praktičnega preliva na treh geometrijsko podobnih modelih preliva v merilih 1:26, 1:50 in 1:100. Primerjava rezultatov na teh modelih je eden izmed možnih načinov analize vpliva modelnega merila. Drugi možni način je ti. inspekcijska analiza, ki omogoča analizo vpliva modelnega merila na podlagi enačbe, ki opisuje fizikalni pojav. V tej nalogi je bila uporabljena aproksimacijska enačba za račun pretočnega koeficienta po Matthewu (Matthew, 1991).

Potek raziskave so vodile tri predpostavljene hipoteze.

5.1 Predpostavljene hipoteze v nalogi in njihova potrditev

Hipoteza 1 je predvidevala, da »razporeditev tlakov po prelivnem hrbtu v prečni smeri ni enakomerna in je odvisna od prelivne višine«, hipoteza 2 pa, da »za dimenzioniranje dejanskega prelivnega polja zadostuje meritev tlakov na osi prelivnega polja«.

Hipotezi sta bili potrjeni na podlagi meritve tlakov na prelivu in prelivnem hrbtu modela prelivnega polja v merilu 1:26 s prostorskim natokom. Meritev je pokazala izrazito neenakomernost prečnega poteka tlakov na temenu preliva, ki je tem večja, čim večji je pretok v prelivnem polju oz. čim večja je prelivna višina, ter minimalne vrednosti tlakov na temenu preliva v osi prelivnega polja. Minimalni tlaki pa so merodajni za dimenzioniranje preliva, kajti preveliki podtlaki lahko nevarno poškodujejo površino preliva.

Raziskava je med drugim pokazala še to, da na velikost tlakov na temenu preliva vpliva tudi ureditev natoka na prelivno polje, oz. vpliv prelivnih stebrov in bočne kontrakcije.

Hipoteza 3 je predvidevala, da je »za določitev celovitega vpliva modelnega merila na hidravlične karakteristike prelivnega polja potrebno opraviti več načinov vrednotenja«.

Hipoteza je bila preverjena s hidravlično modelno raziskavo prototipa praktičnega preliva na treh geometrijsko podobnih modelih preliva v merilih 1:26, 1:50 in 1:100, na katerih so bile opravljene meritve vzdolžnega poteka prelivne gladine, meritve tlakov in meritve vrednosti pretočnega koeficienta.

Meritve vzdolžnega poteka prelivne gladine in tlakov so pokazale praktično na vseh treh modelih enake ali pa zelo podobne rezultate. V obeh primerih ima največji vpliv modelnega merila merilna negotovost. Določitev vrednosti pretočnega koeficienta je pokazala najbolj jasno izražen vpliv modelnega merila. S pomočjo modelnih meritev in enačbe Matthewa, v kateri je upoštevan vpliv ukrivljenih tokovnic, vpliv površinske napetosti in viskoznosti, je bil določen pretočni koeficient za prototip in relativni vpliv.

Primerjava izmerjenih vrednosti pretočnega koeficienta z vrednostmi za prototip je pokazala relativna odstopanja, ki znašajo na modelu preliva 1:26 za vrednosti $E/R_1 \geq 0,2$ manjša ali enaka 2 %, na modelu 1:50 manjša ali enaka od 4 %, na modelu 1:100 pa manjša ali enaka 7 %. Relativni vpliv površinske napetosti in viskoznosti narašča z manjšanjem modelnega merila. Dominantni vpliv na velikost pretočnega koeficienta ima viskoznost vode, medtem ko je vpliv površinske napetosti praktično povsem zanemarljiv in je opazen šele na modelu v merilu 1:100 pri najmanjših vrednostih za E/R_1 .

Rezultati meritev pretočnega koeficienta, ki smo jih dobili na nizu treh geometrijsko podobnih modelov praktičnega preliva, pa so pokazali še, da je za določitev pretočnega koeficienta na prototipu preliva modelno merilo 1:50 še povsem sprejemljivo, saj postane vpliv modelnega merila že pri relativno majhnih pretokih hitro zanemarljiv.

5.2 Sinteza in možne dodatne raziskave lastnosti toka

V tej nalogi se je s teoretično analizo fizikalnega ozadja in praktično izvedbo hidravlične modelne raziskave geometrijsko podobnih prelivov v modelnih merilih 1:26, 1:50 in 1:100 dobil vpogled na vpliv modelnega merila na vzdolžni potek in ukrivljenost prelivne gladine, na potek tlakov in predvsem na velikost pretočnega koeficienta. Za uspešno uporabo aproksimacijske enačbe po Matthewu, ki je originalno namenjena izračunu pretočnega koeficienta za simetrični preliv in ki predvideva laminarno mejno plast na prelivu, je bilo treba poiskati nadomestni polmer za nesimetrični preliv ter upoštevati povečanje izrivne debeline mejne plasti zaradi turbulentne mejne plasti na prelivu. Na ta način je bila enačba uporabna za analizo vpliva modelnega merila.

V nalogi so bile uporabljene nekatere predpostavke oz. so se pojavila vprašanja, ki so lahko predmet nadaljnjih raziskav s pomočjo fizičnih in numeričnih modelov: vpliv razvitosti hitrostnega polja pred prelivom oz. vpliv dolžine natočnega kanala, vpliv hrapavosti preliva na velikost pretočnega koeficienta, režim mejne plasti na prelivu, primerjava podobnosti hidravličnih karakteristik prelivnega curka nesimetričnega preliva s karakteristikami prelivnega curka simetričnega preliva z nadomestnim polmerom zakrivljenosti temena ipd.

6 SUMMARY

In hydraulic engineering, physical hydraulic modelling is still high enforced way to get a reliable insight into natural and artificial space, where water plays a major role. They are used to examine existing and foreseen hydraulic conditions. Mostly, physical hydraulic models are built as scale models, smaller regarding to a prototype. Optimal scale number is related to the economic aspect, ability to management, infrastructural capacity of a hydraulic laboratory on one side, and to the scale effects, which have an impact to transfer the results of the physical hydraulic model to the prototype, and measurement uncertainty in the model on the other side.

The prototype and the scale model are both subjected to various forces. Their relationships with inertial forces are outlined with nondimensional numbers, in fluid mechanics most known Froud number, Reynolds number, Weber number and Mach number, related to the gravitational, viscous, surface tension and elasticity forces, respectively. If any of the mentioned forces have relatively higher impact to the fluid behavior in the model, it is questionable to credible transfer the result from the model to the prototype.

In the presented master's thesis, hydraulic model research of a 1:26 scale model spillway, and 1:26, 1:50 and 1:100 respectively geometrical similar scale model weirs, was carried out. The first model, 1:26 scale model spillway, installed in a hydraulic channel, was subjected to the spatial inflow conditions. The weir models design and their installation was simplified as they were installed in the hydraulic channel, too, but the inflow conditions were two-dimensional. The purpose of the research with the aid of the three geometrical similar scale models was a comparison of hydraulic variables and phenomena, like water surface course over the weir, pressures and discharge coefficients, to evaluable scale effects. There exists another way to evaluate the scale effects, namely the inspectional analysis, which could give the insight into the scale effects through the mathematical expression. In this work, the approximation equation of discharge coefficients by Matthew was used (Matthew, 1991).

The research was guided by three presupposed hypotheses.

The hypothesis 1 presupposed the distribution of the pressures over the weir is not uniform in transverse direction and it depends on the head above the weir crest, and the hypothesis 2 presupposed the pressure line in the middle axis of the weir suffices for the designing of the weir.

Both hypotheses were confirmed by the measurements of the pressures over the weir surface in the 1:26 scale model in the hydraulic channel subjected to the spatial inflow conditions. The measurement showed notable nonuniformity of the pressure distribution over the weir crest, which is higher as the discharge raises. The measurements also showed the lowest pressures in the middle axes of the weir. The minimum pressures dictate the design of the weir, as too much low pressures could damage the weir surface. The research showed another important fact, namely the spatial inflow due to spillway piers and side contraction have an important impact to the pressure distribution over the weir.

The hypothesis 3 presupposed that for the comprehensive evaluation of the scale effects in the hydraulic model of the weir multiple ways of evaluation should be done.

The hypothesis was checked by the hydraulic model research of the geometrical similar 1:26, 1:50 and 1:100 respectively scale models of the prototype weir. The measurements of the longitudinal water surface course over the weir, pressures and discharge coefficients were carried up. The longitudinal water surface courses over the weirs and the pressures were almost same regardless the scale number. The slight differences between measurements were due to measurement uncertainties only. On the other side, the evaluation of the discharge coefficient showed greater impact of the scale effects. By using the approximation equation by Matthew, individual impacts of viscosity and surface tension as main contributors to the scale effects were evaluated.

The goodness of Matthew equation was also the possibility to evaluate the discharge coefficient for the prototype. Consequently, the relative differences between discharge coefficient in the models and in the prototype were not more than 2% between the 1:26 scale model and the prototype, 4% between the 1:50 scale model and the prototype and 7% between the 1:100 scale model and the prototype, each for a non-dimensional parameter $E/R_l \geq 0,2$, where E means specifying energy regarding to the crest level and R_l a radius of the curvature of the symmetrical crest. The relative contribution of the surface tension and viscosity raises with lowering of the scale number. In hydraulic models, higher relative impact of the scale effects is due to viscosity while surface tension is mostly negligible as it was detected only in the smallest model (1:100).

The analysis of the discharge coefficient has also showed the 1:50 scale model weir is still acceptable for reliable evaluation of the prototype discharge coefficient as scale effect become almost negligible at relatively small discharges.

VIRI

Bear, J. 1972. The dynamics of fluids in porous media. New York, American Elsevier Pub. Co.: 764 str.

Birkhoff, G. 1950. Hydrodynamics. A study in logic, fact, and similitude. New York, Dover Publications: 186 str.

Castro-Orgaz, O. 2010. Approximate modelling of 2D curvilinear open channel flows. Journal of Hydraulic Research. 48, 2: 213-224.

Castro-Orgaz, O., Hager, W. H. 2014. One-dimensional modelling of curvilinear freesurface flow: generalized Matthew theory. Journal of Hydraulic Research. 52, 1: 14-23.

Castro-Orgaz, O., Hager, W. H. 2014. Scale effects of round-crested weir flow. Journal of Hydraulic Research. 52, 5: 653-665.

Castro-Orgaz, O., Chanson, H. 2013. Depth-Averaged Specific Energy in Open-Channel Flow and Analytical Solution for Critical Irrotational Flow over Weirs. Journal of Irrigation and Drainage Engineering. 140, 1: 1-8.

Castro-Orgaz, O., Hager, W. H. 2013. Velocity profile approximations for two-dimensional potential open channel flow. Journal of Hydraulic Research. 51, 6: 645-655.

Çengel, Y. A., Cimbala, J. M. 2006. Fluid Mechanics. Boston idr., McGraw Hill: 929 str.

Chadwick, A., Morfett, J. 1993. Hydraulics in Civil and Environmental Engineering. London idr., E & FN Spon: 557 str.

Chanson, H., Montes, J. 1998. Overflow Characteristics of Circular Weirs: Effects of Inflow Conditions. Journal of Irrigation and Drainage Engineering. 124, 3: 152-162.

Chow, V. T. 1959. Open-Channel Hydraulics. New York idr., McGraw-Hill: 680 str.

Heller, V. 2011. Scale effects in physical hydraulic engineering models. Journal of Hydraulic Research. 49, 3:293-306.

Hughes, S. A. 1993. Physical Models and Laboratory Techniques in Coastal Engineering. Singapore, World Scientific: 570 str.

Hunter, J., Dale, D., Firing, E., Droettboom, M. 2013. Matplotlib, Release 1.5.1
<http://matplotlib.org/matplotlib.pdf>

Kladnik, R. 1974. Osnove fizike I. Ljubljana, Državna založba Slovenije: 284 str.

Kobus, H. (ur.). 1980. Hydraulic Modelling. London, Pitman Books: 323 str.

Le Méhauté, B. 1976. An Introduction to Hydrodynamics and Water Waves. New York, Springer Science+Business Media: 315 str.

Le Méhauté, B. 1990. Similitude. V: Le Méhauté, B. (ur), Hanes, D. (ur). Ocean Engineering Science, The Sea, vol. 9, part B. New York idr., John Wiley & Sons: str. 955-980.

Matthew, G. D. 1963. On the influence of curvature, surface tension and viscosity on flow over round-crested weirs. *Proceedings - Institution of Civil Engineers*. 25: 511-524.

Matthew, G. D. 1991. Higher order, one-dimensional equations of potential flow in open channels. *Proceedings - Institution of Civil Engineers*. 91: 187-201.

Novak, P., Guinot, V., Jeffrey, D., Reeve, D. 2010. *Hydraulic Modelling - an introduction*. London, New York, Spon Press: 599 str.

Novak, P., Moffat, A. I., Nalluri, C., Narayanan, R. 2007. *Hydraulic Structures - 4th edition*. London, New York, Taylor&Francis: 700 str.

Rodič, P., Mlačnik, J., Novak, G., Bombač, M. 2015. *Hidravlična modelna raziskava HE Suhadol*. Ljubljana, Inštitut za hidravlične raziskave: 90 str.

Ruark, A. E. 1935. Inspectional analysis, a method which supplements dimensional analysis. *Journal of the Mitchell Society*. 51,1:127-133.

Schlichting, H. 1979. *Boundary layer theory*, 7th ed. New York, McGraw-Hill.

Steinman, F. 1999. *Hidravlika*. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo: 279 str.

Tuan, L. A. 2003. *Open Channel Hydraulics for Engineers*. Delft, Delft University of Technology: 146 str.

U.S. Department of the Interior, Bureau of Reclamation. 1980. *Hydraulic laboratory techniques*. Denver, Colorado, U.S. Department of the Interior, Bureau of Reclamation: 199 str.

Varshney, D. 1977. Model scale and the discharge coefficient. *Water Power & Dam Construction*, august 1979: 48-52.

Vo, N. D. 1992. *Characteristics of Curvilinear Flow Past Circular-Crested Weirs*. Doktorska disertacija. Montreal, Concordia University Montreal, Quebec, Kanada: 193 str.

White, F. M. 2006. *Viscous Fluid Flow*, 3rd edition. New York, McGraw Hill: 629 str.

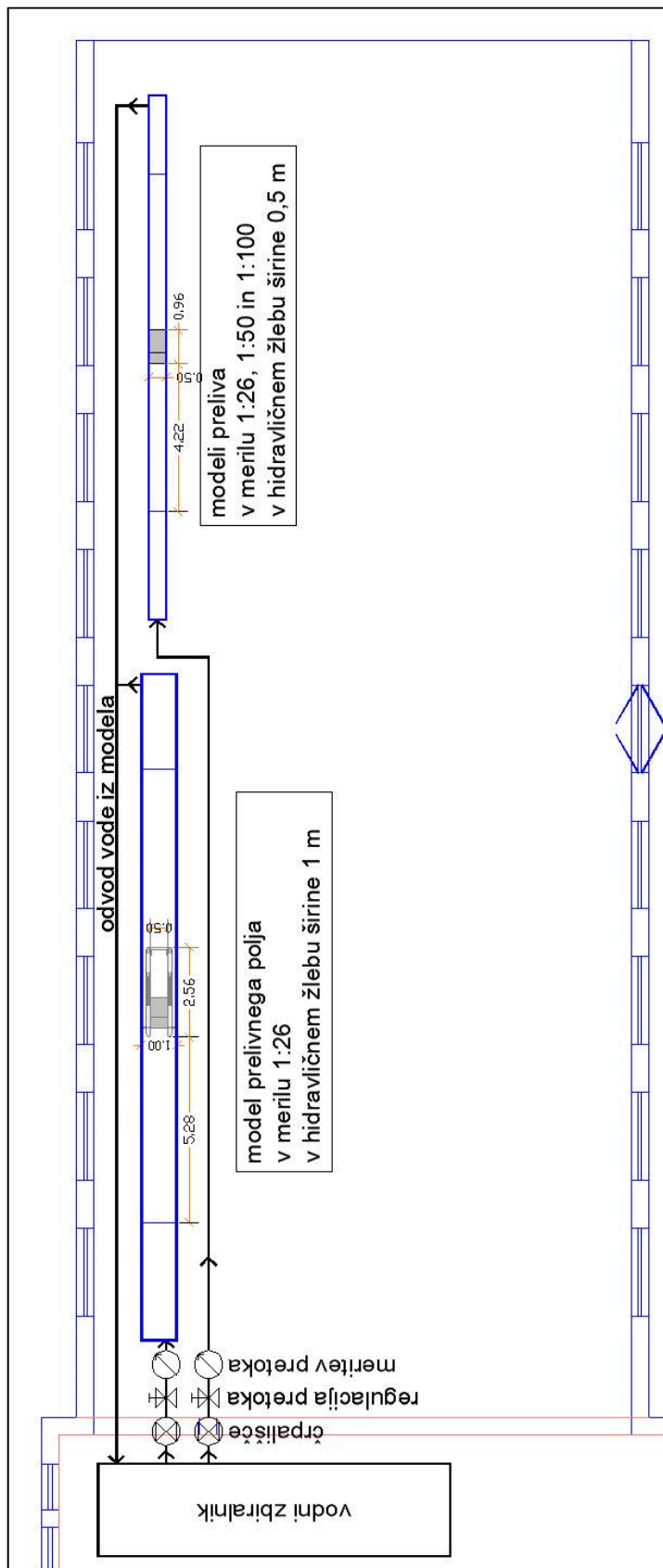
Wikipedia. 2016. Buckingham π theorem.

https://en.wikipedia.org/wiki/Buckingham_%CF%80_theorem (Pridobljeno 5. 6. 2016)

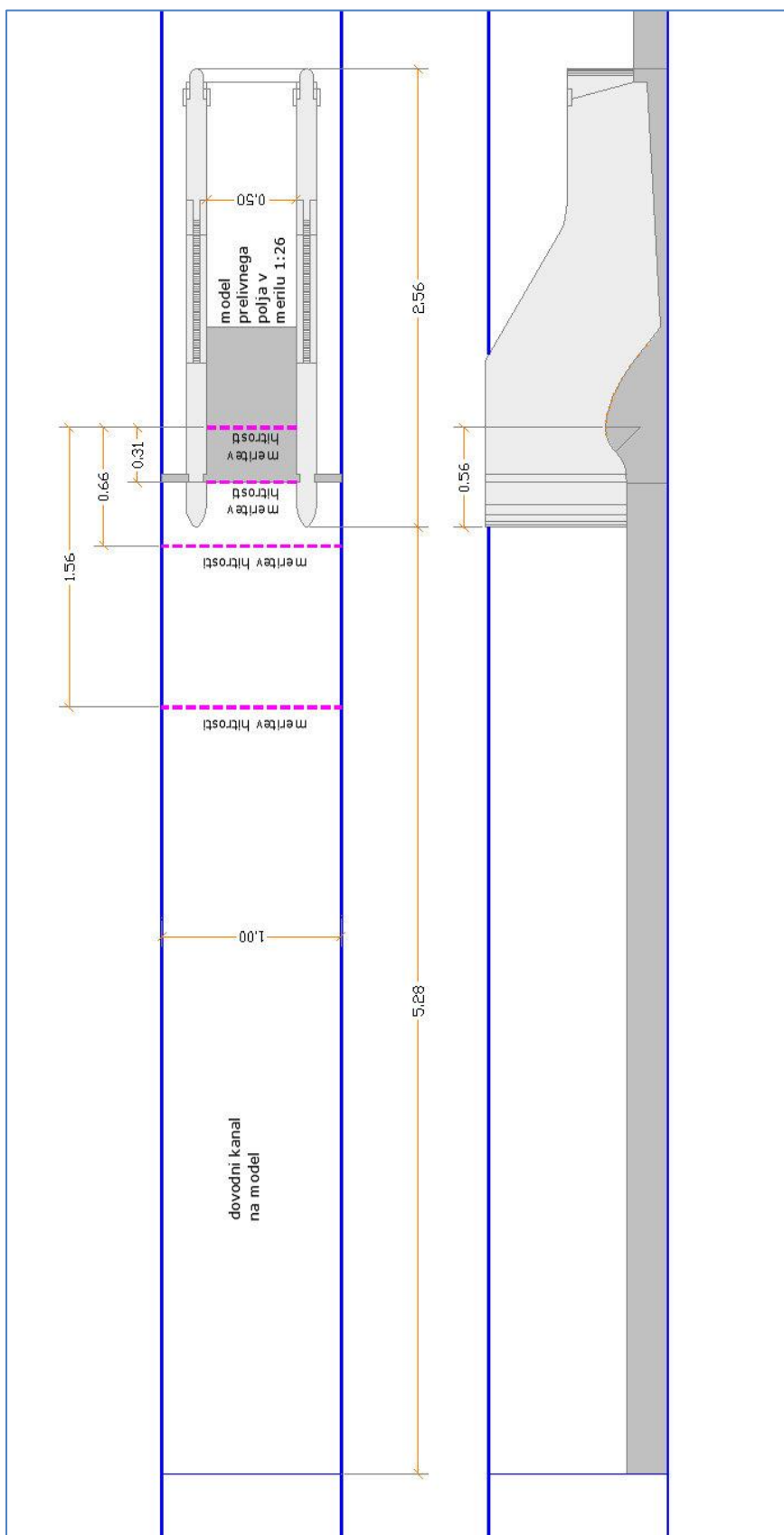
SEZNAM PRILOG

- PRILOGA A: Situacija hidravličnih kanalov širine 1 m in 0,5 m z modeli prelivnega polja v merilu 1:26 in prelivov v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 ter shema instalacije za dovod in odvod vode v laboratoriju Inštituta za hidravlične raziskave v Ljubljani.
- PRILOGA B: Tloris in vzdolžni prerez prelivnega polja v merilu 1:26 v hidravličnem kanalu širine 1 m.
- PRILOGA C: Tloris in vzdolžni prerez prelivov v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5m.
- PRILOGA D: Primerjava tlakov, izmerjenih v 5 vzdolžnih oseh na prelivu na modelu prelivnega polja v merilu 1:26 v hidravličnem kanalu širine 1 m
- PRILOGA E: Primerjava vzdolžnih potekov prelivne gladine, izmerjenih na modelih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m.
- PRILOGA F: Primerjava vzdolžnih potekov tlakov na prelivu, izmerjenih na modelih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m.
- PRILOGA G: Primerjava relativnih tlakov na prelivu z odštetim vplivom površinske napetosti in vrisanim obsegom merilne negotovosti meritev pri 95% meji zaupanja v odvisnosti od pretoka, izmerjenih na modelih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m.

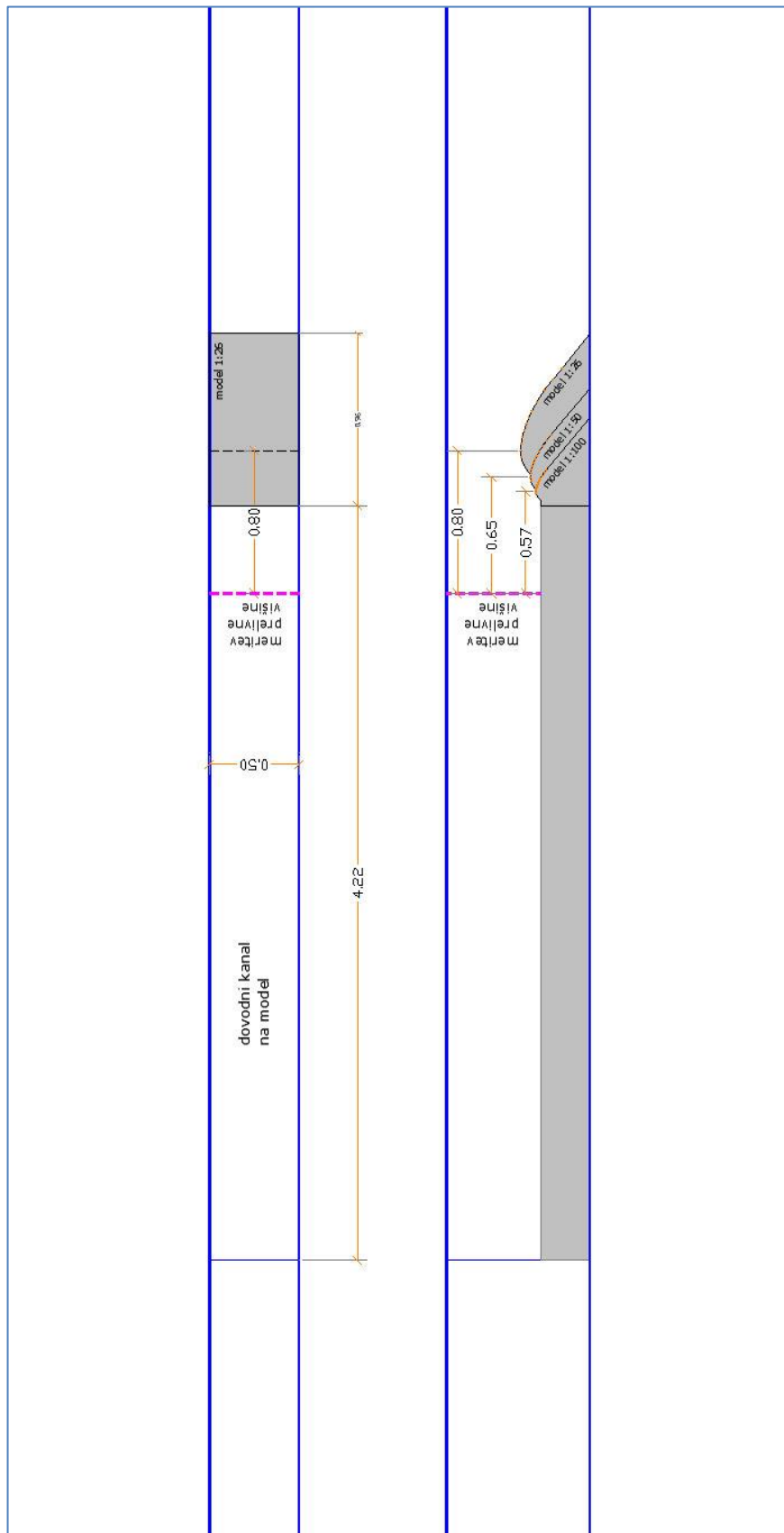
PRILOGA A: Situacija hidravličnih kanalov širine 1 m in 0,5 m z modeli prelivnega polja v merilu 1:26 in prelivov v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 ter shema instalacije za dovod in odvod vode v laboratoriju Inštituta za hidravlične raziskave v Ljubljani.



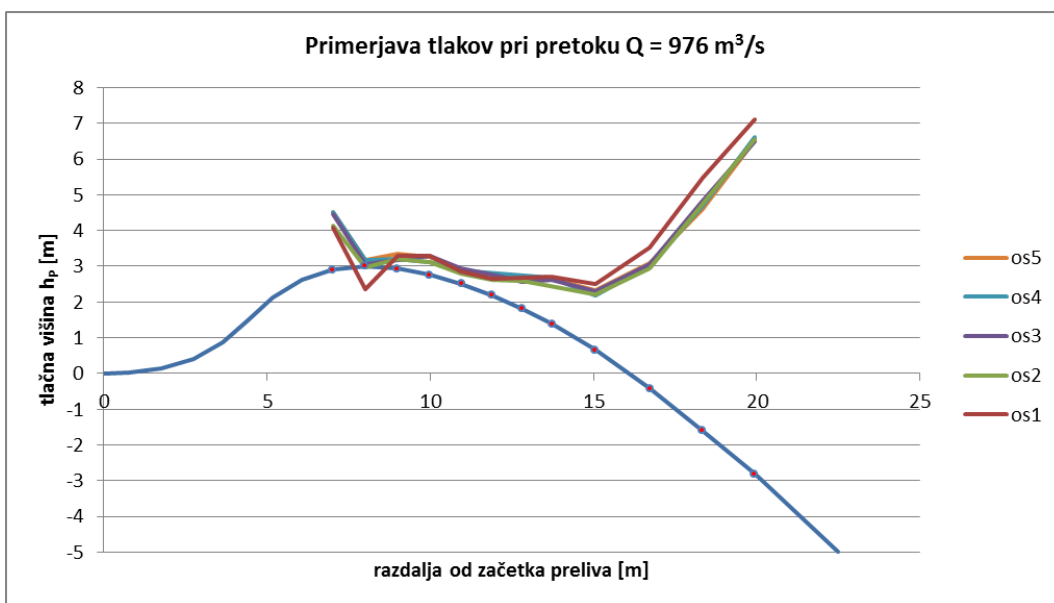
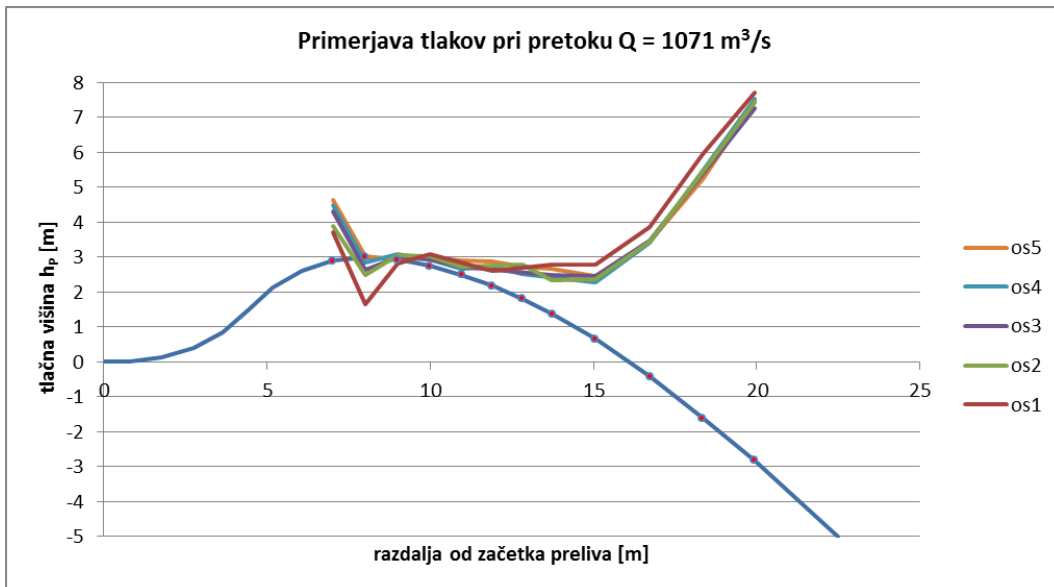
PRILOGA B: Tloris in vzdolžni prerez prelivnega polja v merilu 1:26 v hidravličnem kanalu širine 1 m.



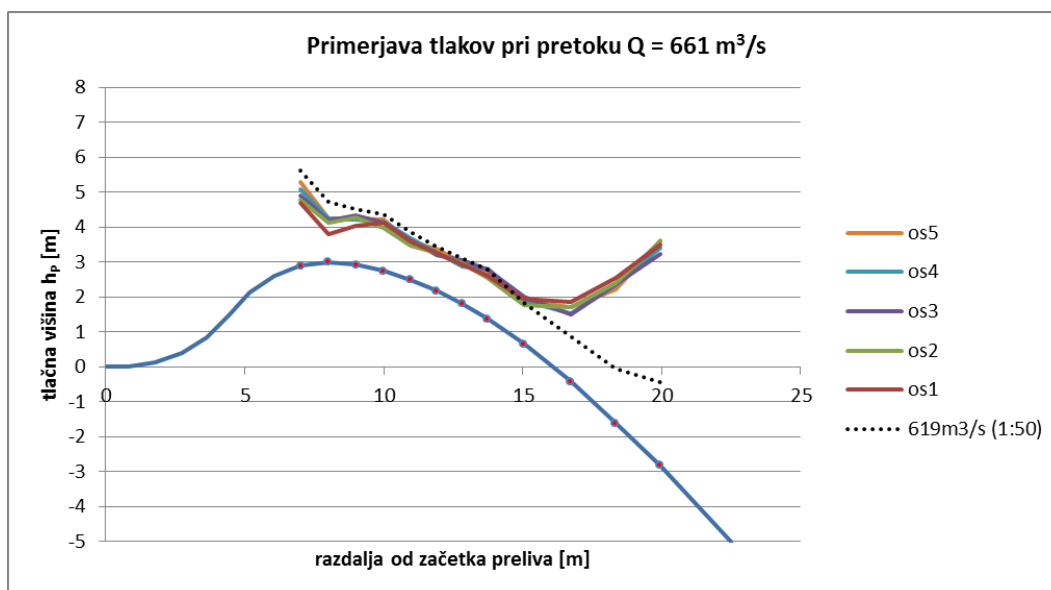
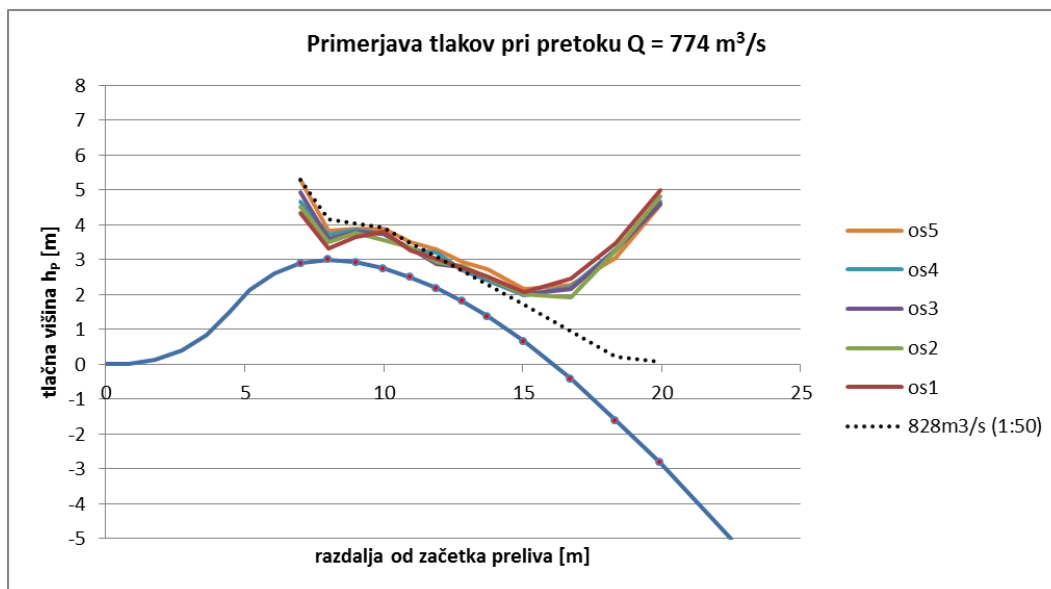
PRILOGA C: Tloris in vzdolžni prerez prelivov v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m.



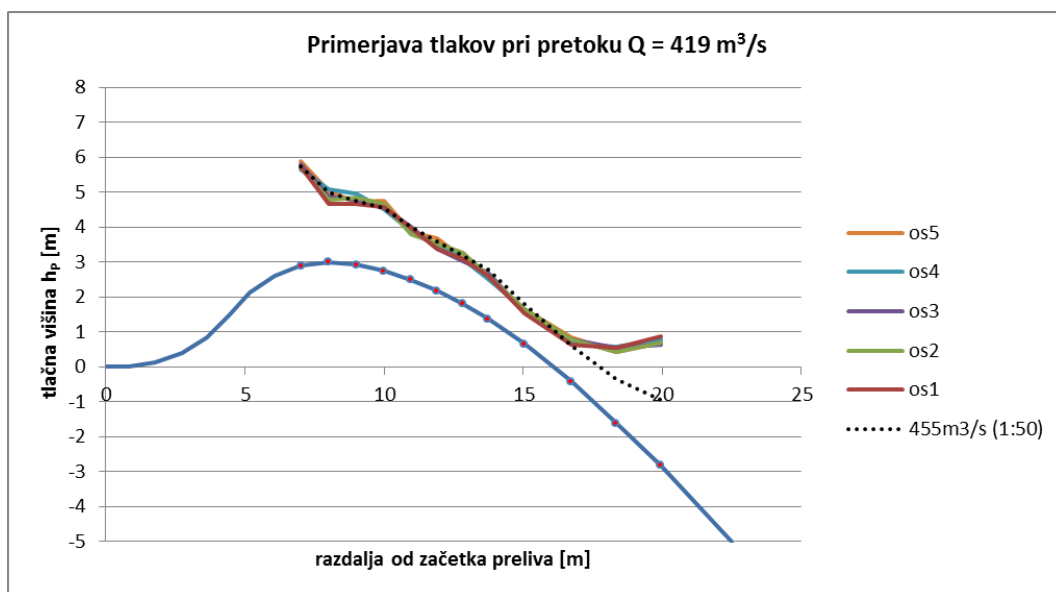
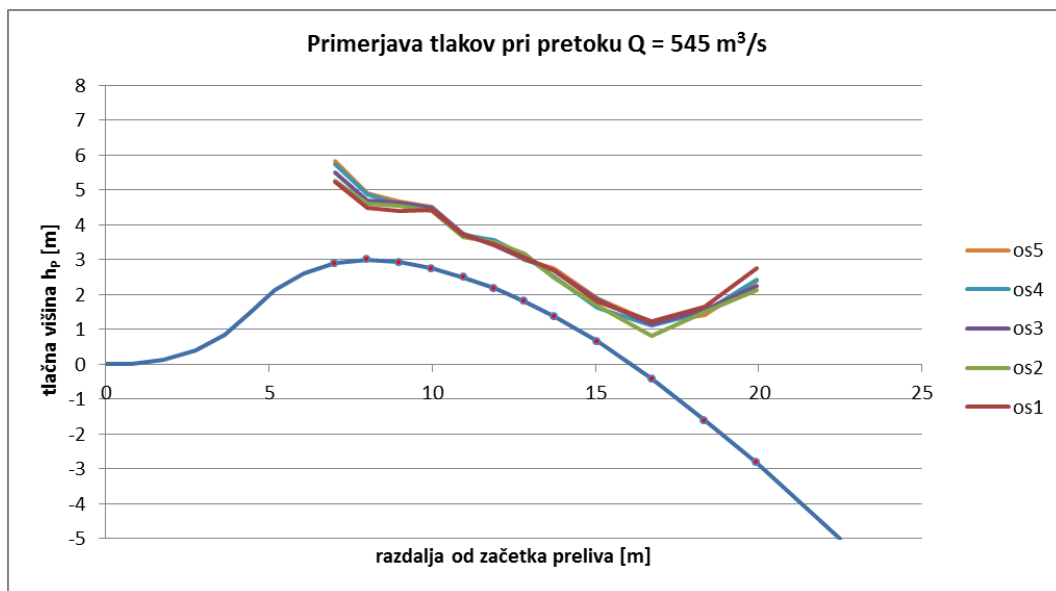
PRILOGA D.1: Primerjava tlakov, izmerjenih v 5 vzdolžnih oseh na prelivu na modelu prelivnega polja v merilu 1:26 v hidravličnem kanalu širine 1m.



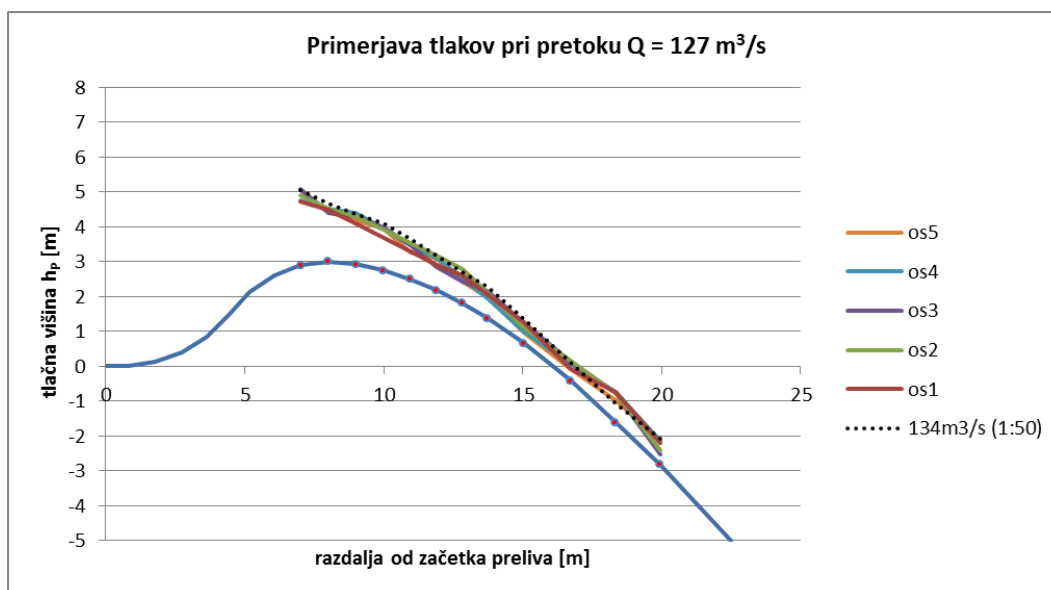
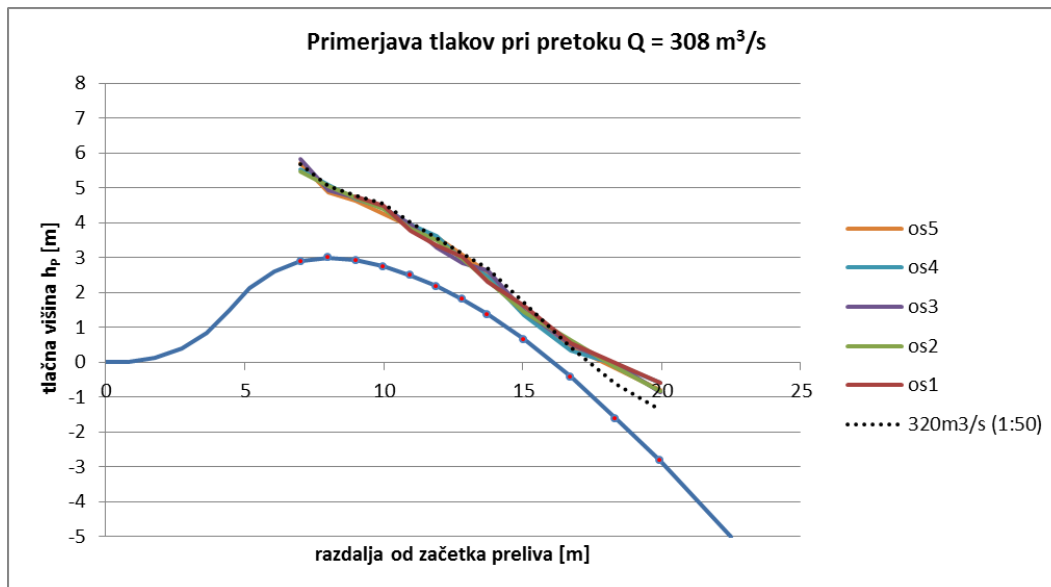
PRILOGA D.2: Primerjava tlakov, izmerjenih v 5 vzdolžnih oseh na prelivu na modelu prelivnega polja v merilu 1:26 v hidravličnem kanalu širine 1m, in v osi preliva na modelu v merilu 1:50 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m z enakomernim dvodimenzijskim natokom.



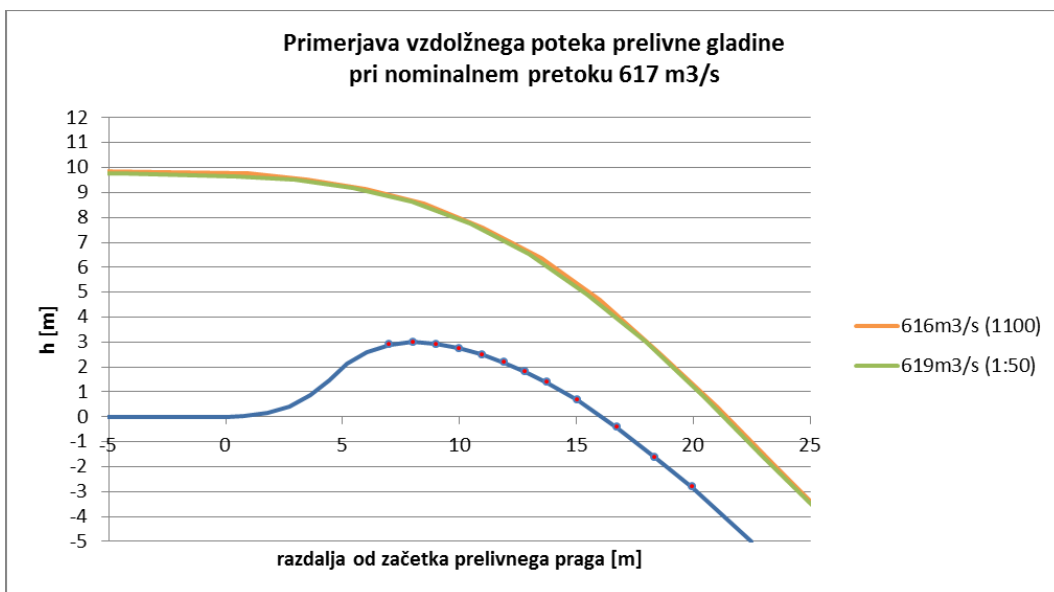
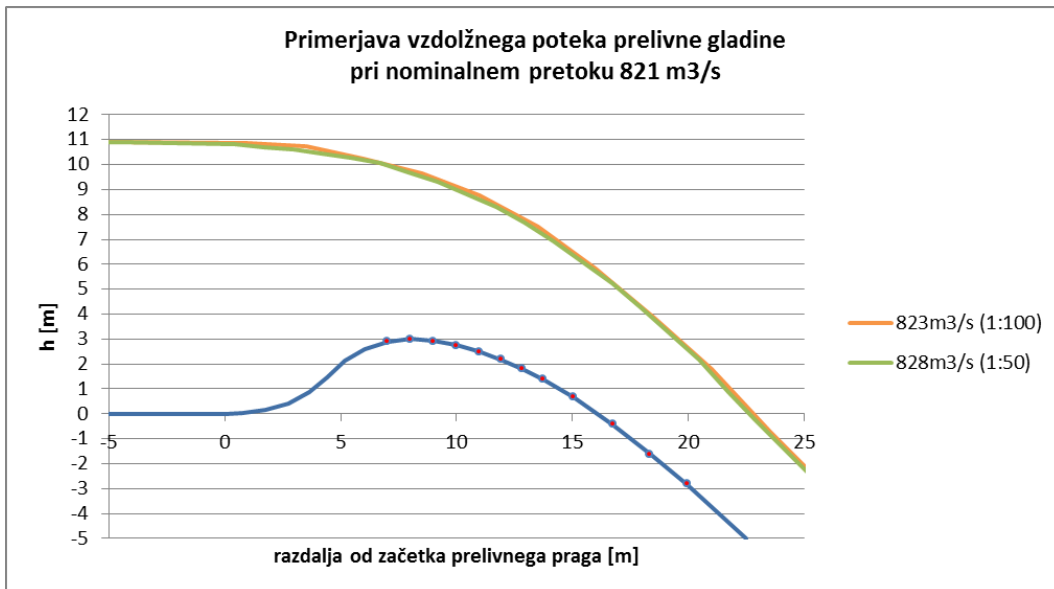
PRILOGA D.3: Primerjava tlakov, izmerjenih v 5 vzdolžnih oseh na prelivu na modelu prelivnega polja v merilu 1:26 v hidravličnem kanalu širine 1m, in v osi preliva na modelu v merilu 1:50 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m z enakomernim dvodimenzijskim natokom.



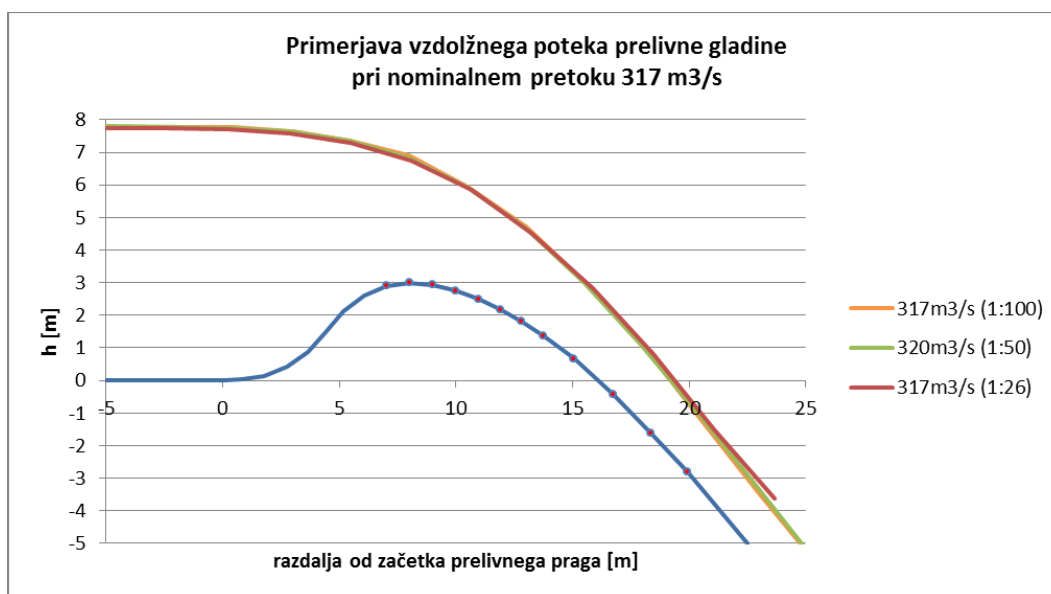
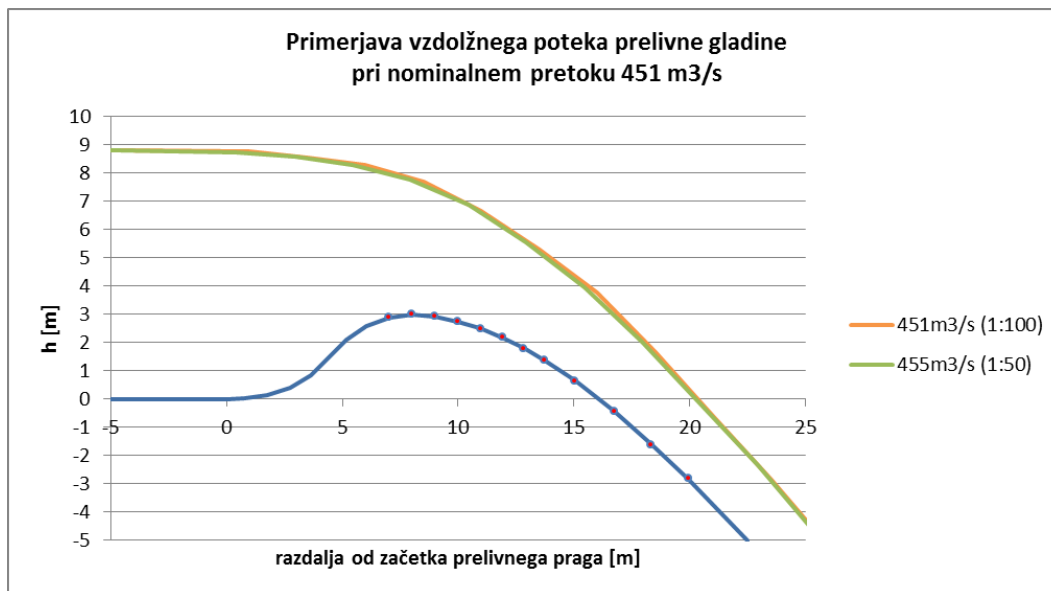
PRILOGA D.4: Primerjava tlakov, izmerjenih v 5 vzdolžnih oseh na prelivu na modelu prelivnega polja v merilu 1:26 v hidravličnem kanalu širine 1m, in v osi preliva na modelu v merilu 1:50 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m z enakomernim dvodimenzijskim natokom.



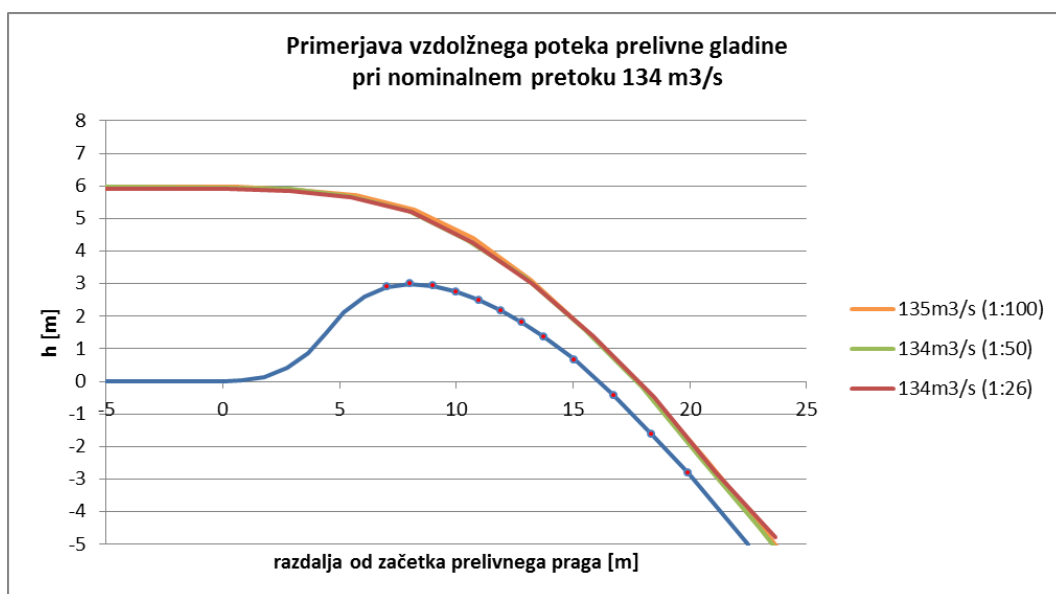
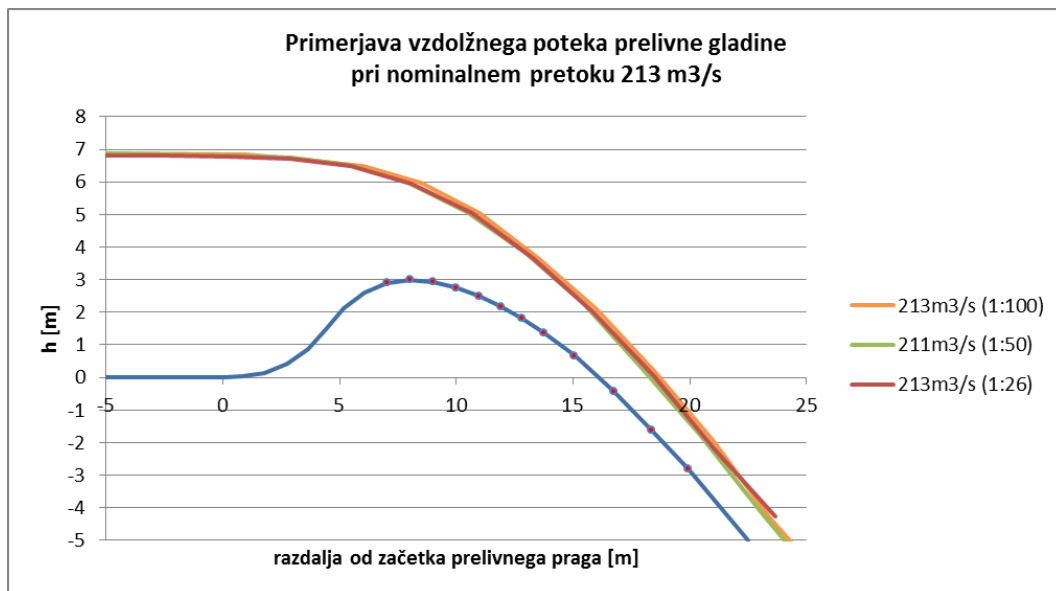
PRILOGA E.1: Primerjava vzdolžnih poteka prelivne gladine, izmerjenih na modelih v merilih 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m.



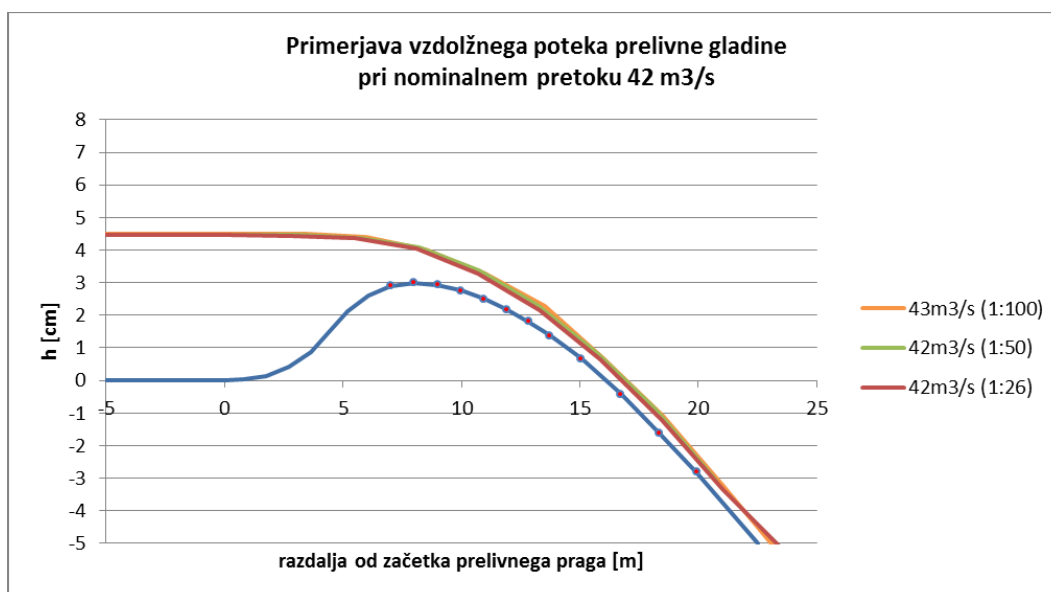
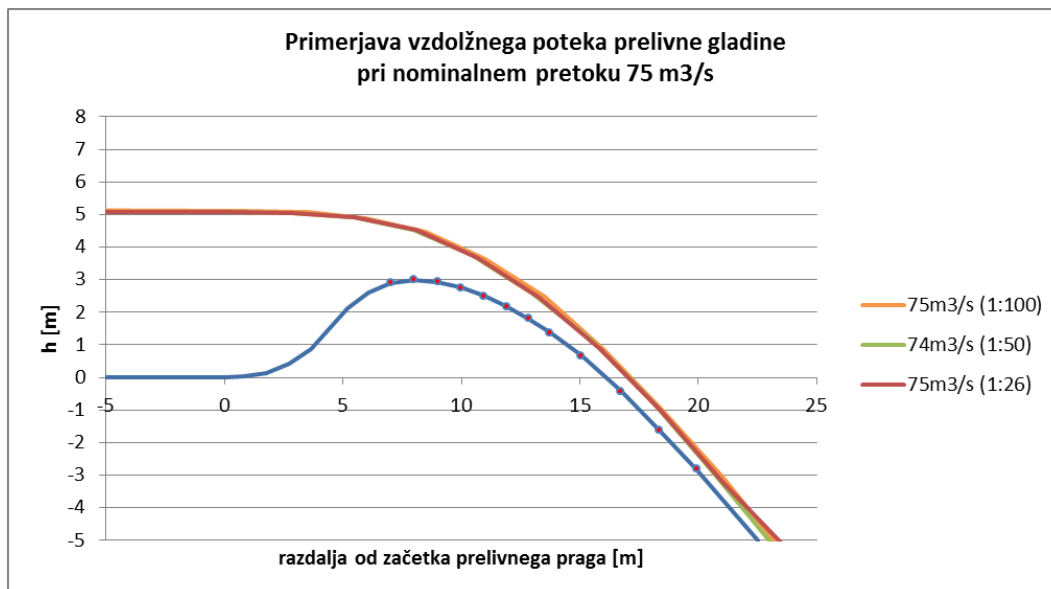
PRILOGA E.2: Primerjava vzdolžnih potekov prelivne gladine, izmerjenih na modelih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m.



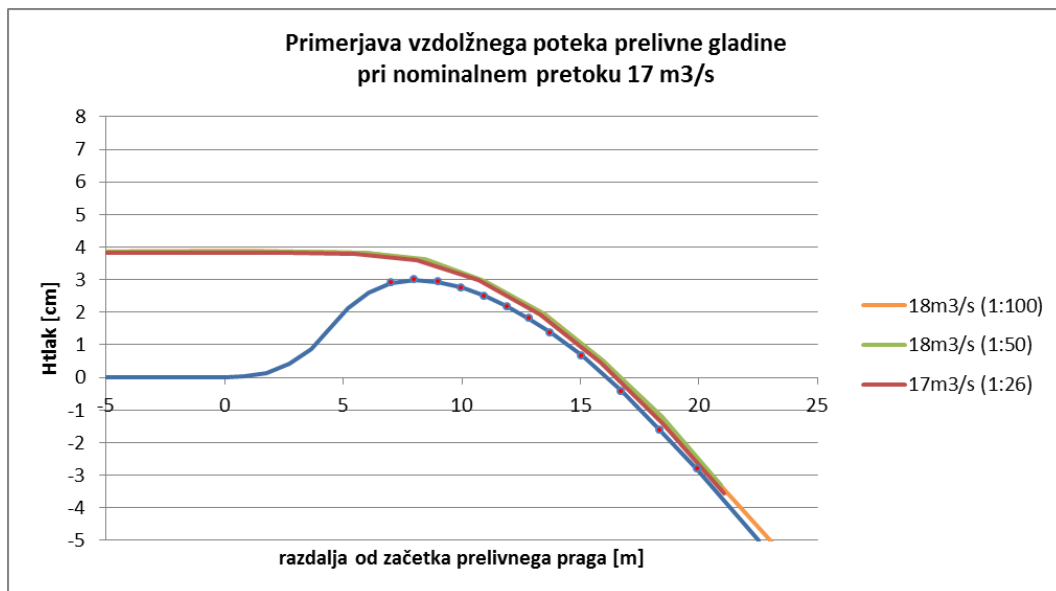
PRILOGA E.3: Primerjava vzdolžnih potekov prelivne gladine, izmerjenih na modelih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m.



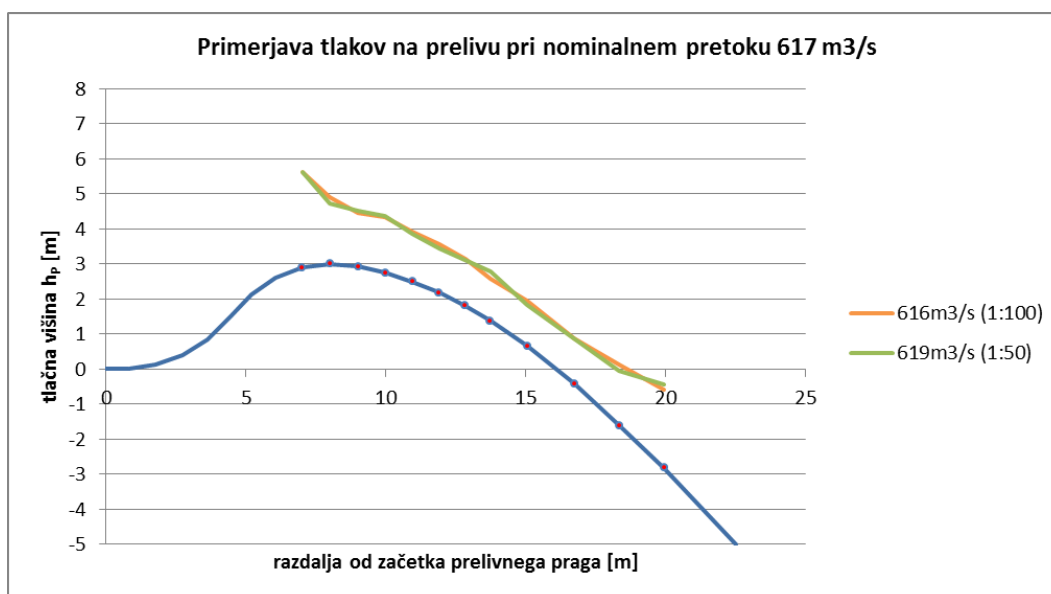
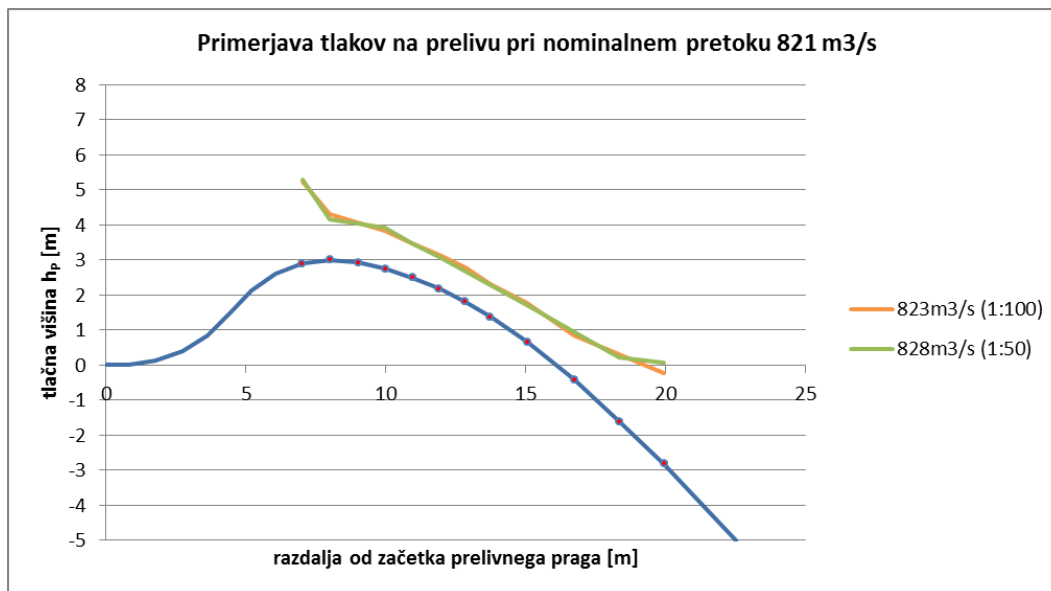
PRILOGA E.4: Primerjava vzdolžnih potekov prelivne gladine, izmerjenih na modelih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m.



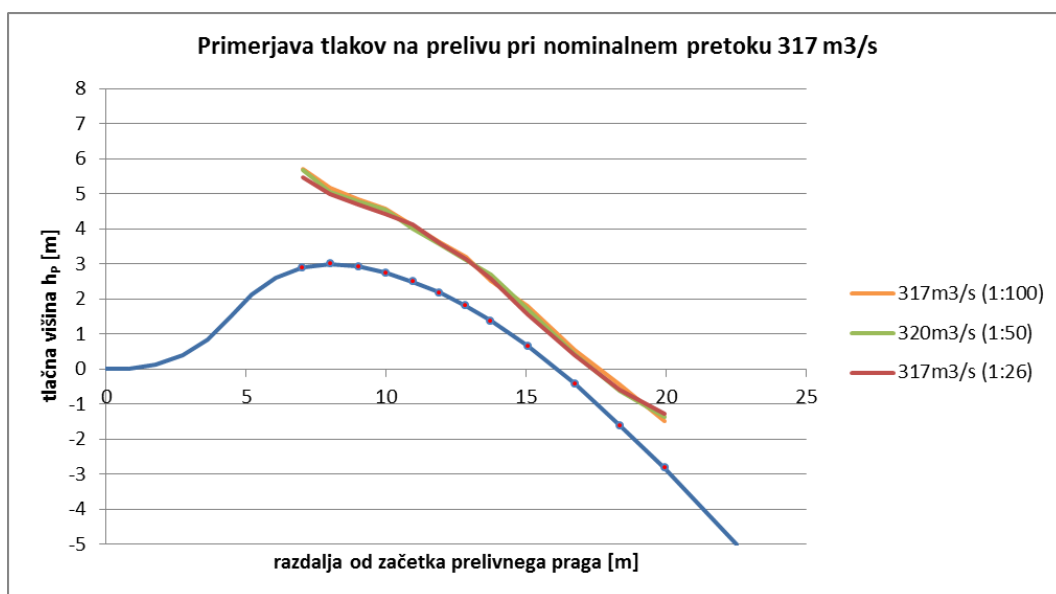
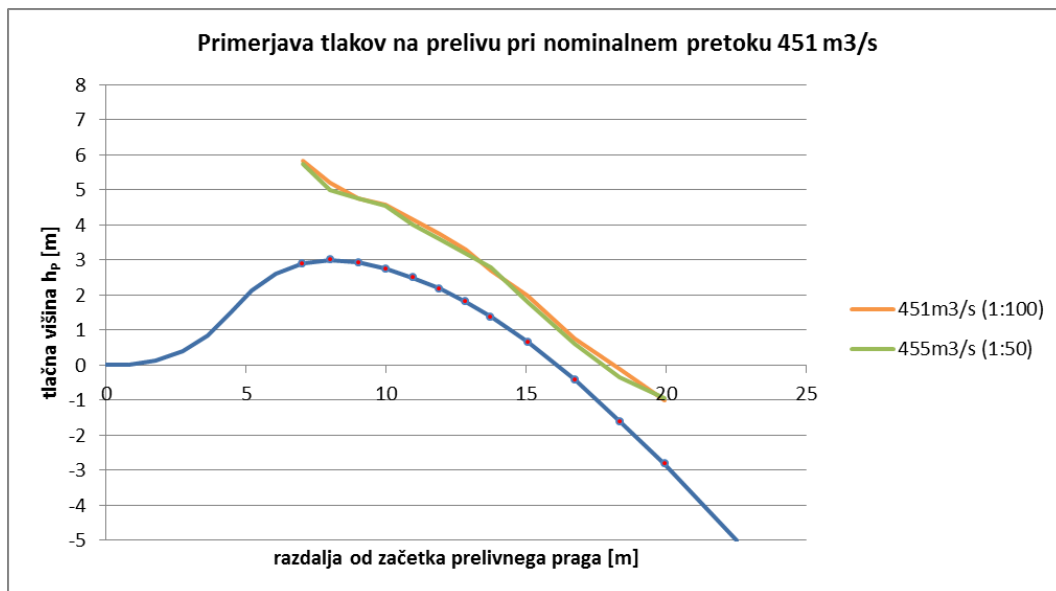
PRILOGA E.5: Primerjava vzdolžnih potekov prelivne gladine, izmerjenih na modelih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m.



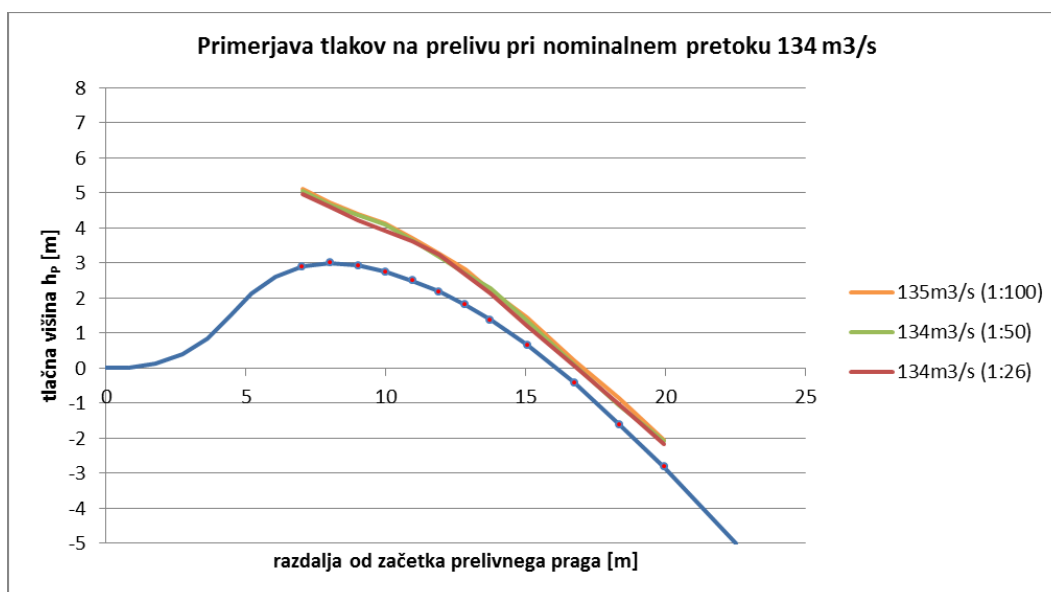
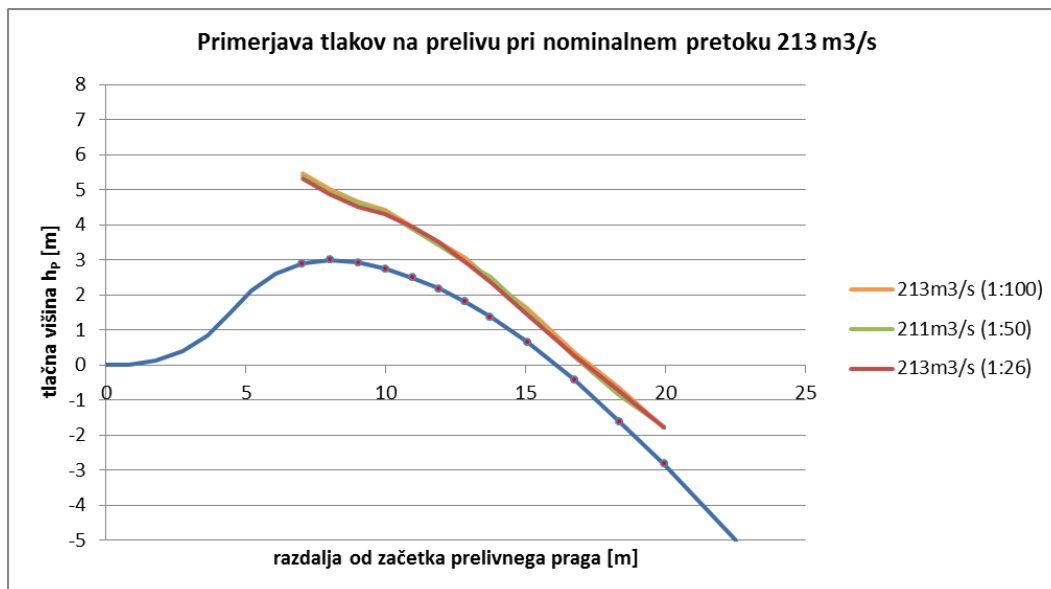
PRILOGA F.1: Primerjava vzdolžnih potekov tlakov na prelivu, izmerjenih na modelih v merilih 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m.



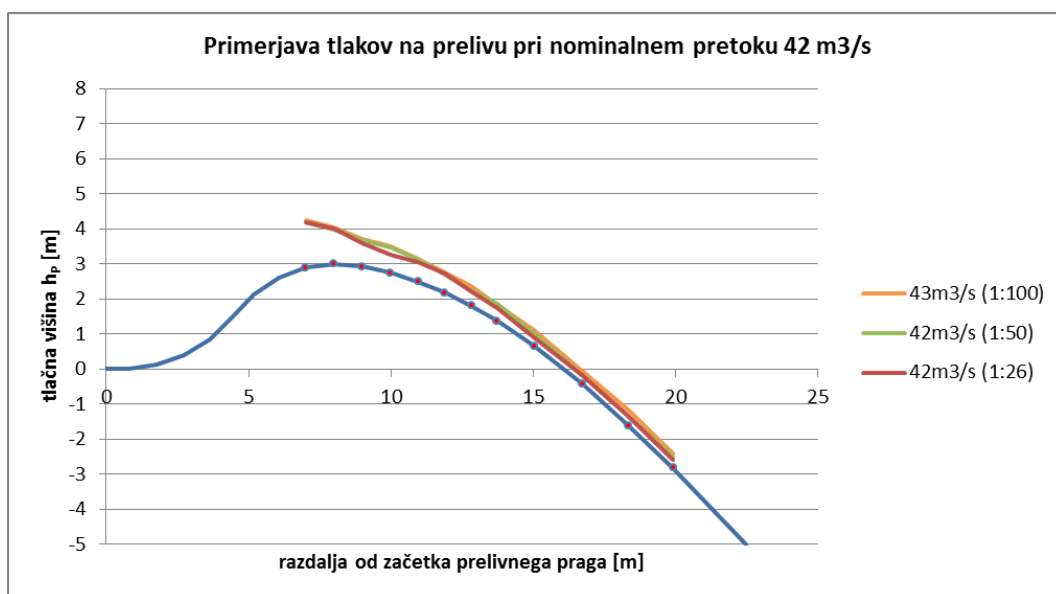
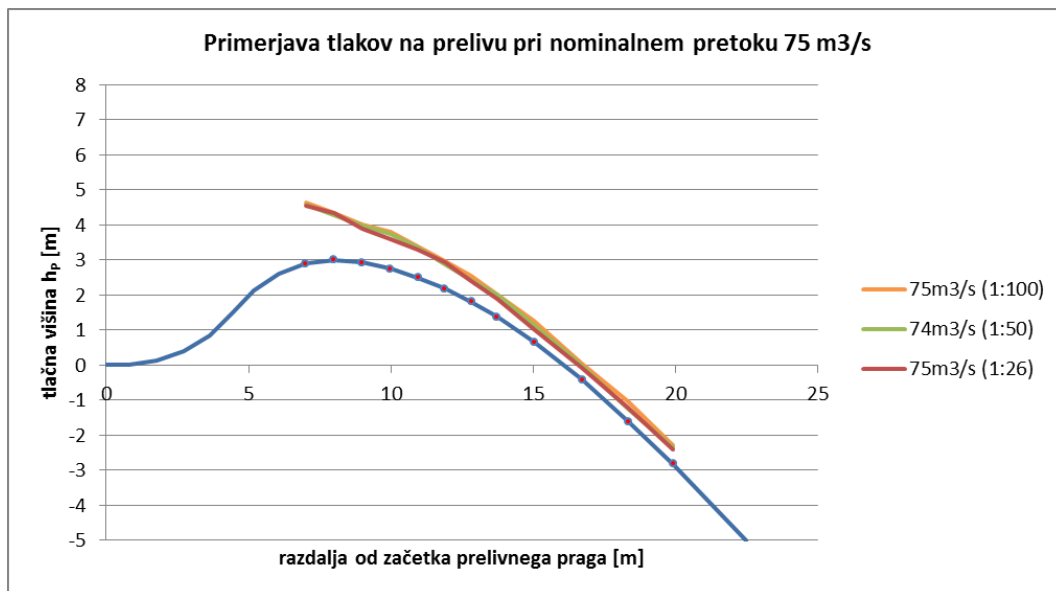
PRILOGA F.2: Primerjava vzdolžnih potekov tlakov na prelivu, izmerjenih na modelih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m.



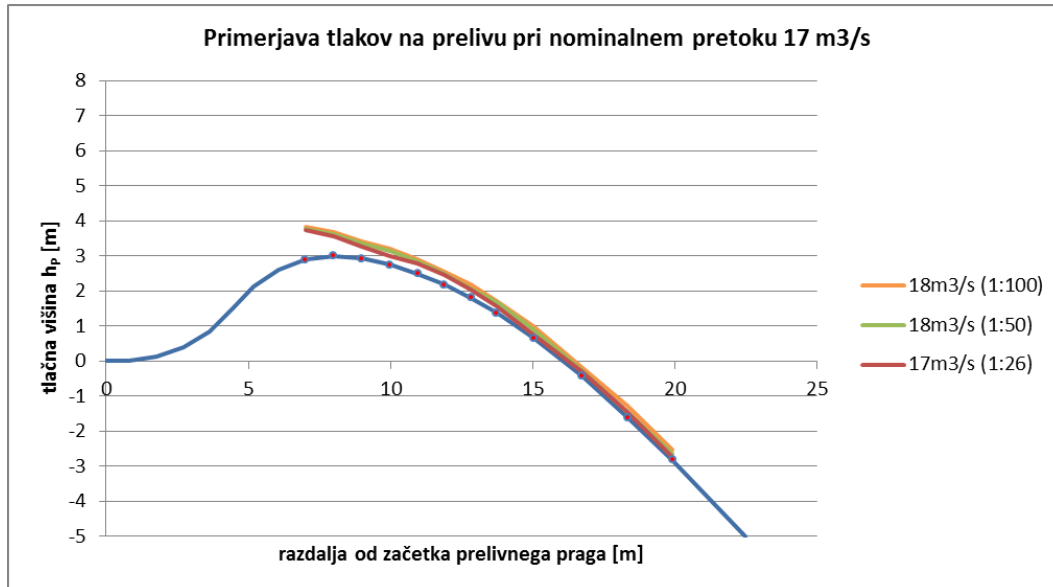
PRILOGA F.3: Primerjava vzdolžnih potekov tlakov na prelivu, izmerjenih na modelih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m.



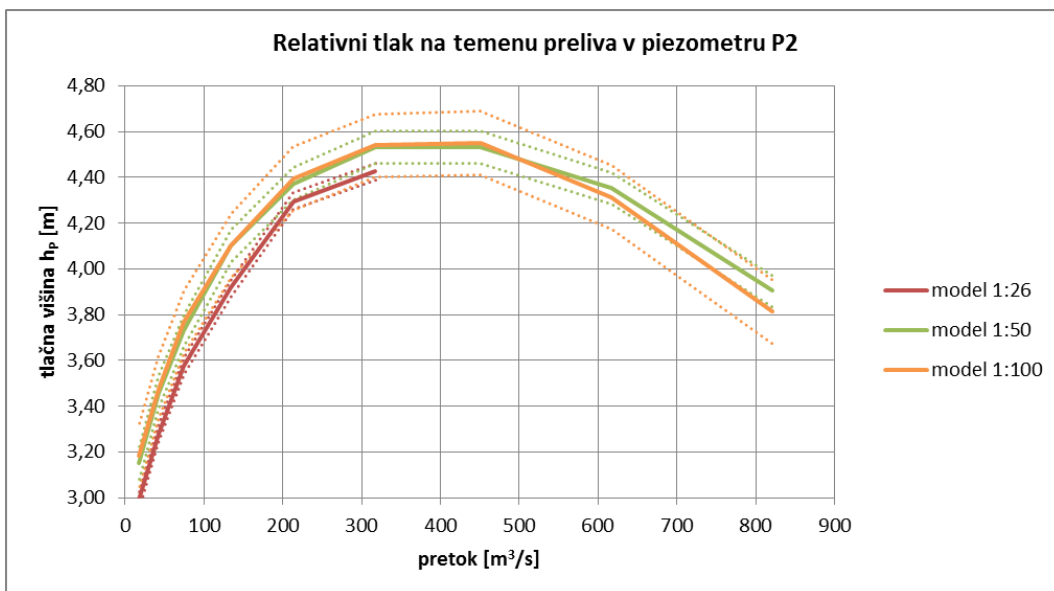
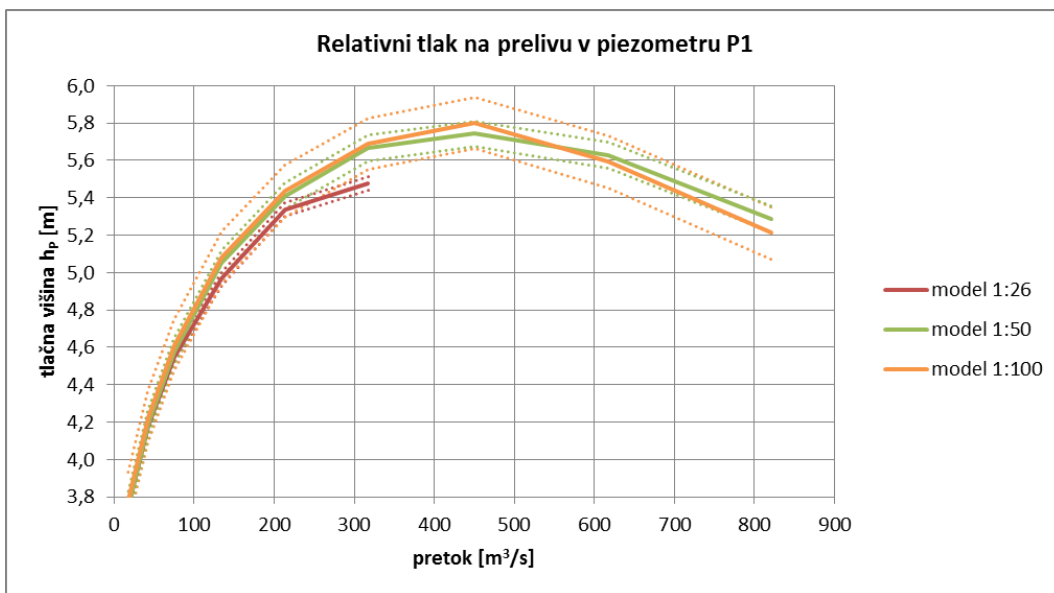
PRILOGA F.4: Primerjava vzdolžnih potekov tlakov na prelivu, izmerjenih na modelih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m.



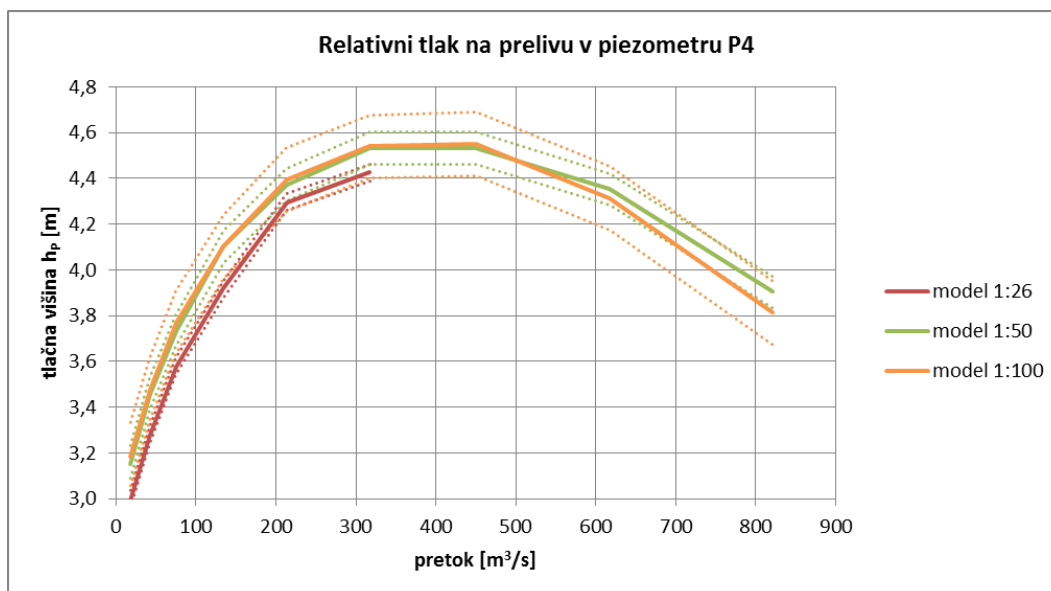
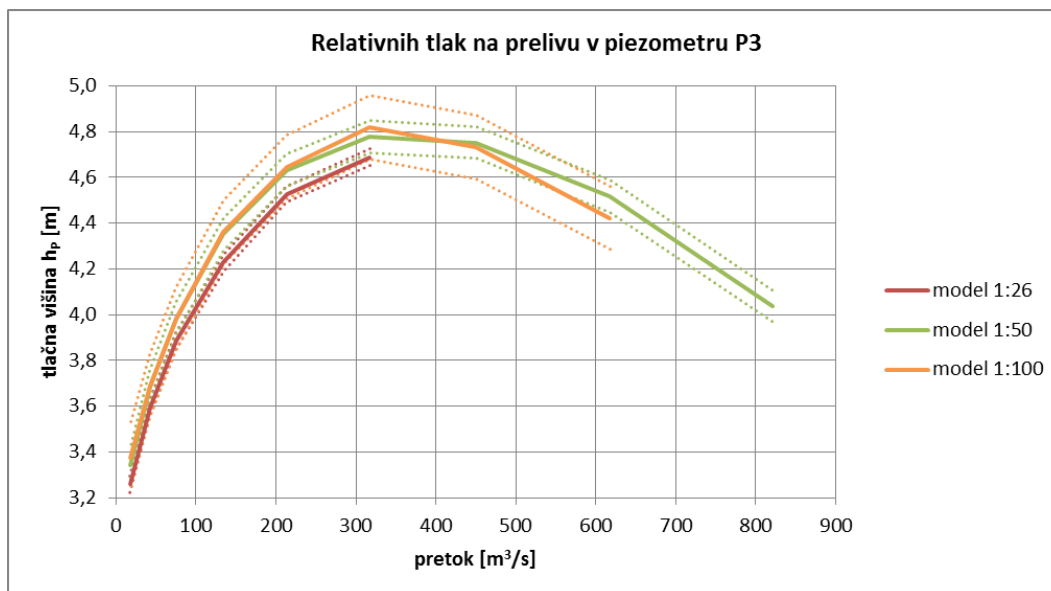
PRILOGA F.5: Primerjava vzdolžnih potekov tlakov na prelivu, izmerjenih na modelih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m.



PRILOGA G.1: Primerjava relativnih tlakov na prelivu z odštetim vplivom površinske napetosti in vrisanim obsegom merilne negotovosti meritev pri 95% meji zaupanja v odvisnosti od pretoka, izmerjenih na modelih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m.



PRILOGA G.2: Primerjava relativnih tlakov na prelivu z odštetim vplivom površinske napetosti in vrisanim obsegom merilne negotovosti meritev pri 95% meji zaupanja v odvisnosti od pretoka, izmerjenih na modelih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m.



PRILOGA G.3: Primerjava relativnih tlakov na prelivu z odštetim vplivom površinske napetosti in vrisanim obsegom merilne negotovosti meritev pri 95% meji zaupanja v odvisnosti od pretoka, izmerjenih na modelih v merilih 1:26, 1:50 in 1:100 v hidravličnem kanalu širine 0,5 m.

