

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 doktorske disertacije.

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 an original PDF file of doctoral thesis.

When citing, please refer as follows:

Müller, M. 2016. Analiza hidrodinamičnih razmer ob zaklopnih zapornicah na bočnem prelivu. = Analysis of hydrodynamic conditions near bottom hinged gates on a side weir. Doctoral dissertation. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo. (Mentor Bajcar, T., somentor Steinman, F.)

<http://drugg.fgg.uni-lj.si/6134/>

Datum arhiviranja / Archiving Date: 09-11-2016

Univerza
v Ljubljani

Fakulteta
*za gradbeništvo
in geodezijo*



DOKTORSKI ŠTUDIJSKI
PROGRAM III. STOPNJE
GRAJENO OKOLJE

Kandidat:

MATEJ MÜLLER

**ANALIZA HIDRODINAMIČNIH RAZMER OB
ZAKLOPNIH ZAPORNICAH NA BOČNEM PRELIVU**

Doktorska disertacija številka: 42/GO

**ANALYSIS OF HYDRODYNAMIC CONDITIONS NEAR
BOTTOM HINGED GATES ON A SIDE WEIR**

Doctoral thesis No.: 42/GO

Komisija za doktorski študij je na 29. seji, 13. junija 2012, po pooblastilu s 30. seje Senata Univerze v Ljubljani z dne 20. januarja 2009, dala soglasje k temi doktorske disertacije.

Za mentorja je bil imenovan doc. dr. Tom Bajcar, UL FS in UL FGG,
za somentorja prof. dr. Franc Steinman.

Ljubljana, 28. oktober 2016

Komisijo za oceno ustreznosti teme doktorske disertacije v sestavi:

- doc. dr. Tom Bajcar, UL FS in UL FGG,
- prof. dr. Franci Steinman,
- prof. dr. Matjaž Četina,
- prof. dr. Boris Kompare,
- prof. dr. Brane Širok , UL FS,

je imenoval Senat Fakultete za gradbeništvo in geodezijo na 29. seji, 28. marca 2012.

Poročevalce za oceno doktorske disertacije v sestavi:

- prof. dr. Matjaž Četina,
- prof. dr. Brane Širok, UL FS,
- prof. dr. Renata Jecl, UM, Fakulteta za gradbeništvo, prometno inženirstvo in Arhitekturo,

je imenoval Senat Fakultete za gradbeništvo in geodezijo na 30. seji, 6. julija 2016.

Komisijo za zagovor doktorske disertacije v sestavi:

- prof. dr. Matjaž Mikoš, dekan UL FGG, predsednik,
- doc. dr. Tom Bajcar, Uprava RS za jedrsko varnost, mentor,
- prof. dr. Franc Steinman, somentor,
- prof. dr. Matjaž Četina,
- prof. dr. Brane Širok, UL FS,
- prof. dr. Renata Jecl, UM, Fakulteta za gradbeništvo, prometno inženirstvo in arhitekturo,

je imenoval Senat Fakultete za gradbeništvo in geodezijo na 31. seji, 21. septembra 2016.

Stran za popravke

Stran z napako	Vrstica z napako	Namesto	Naj bo

Katedra za mehaniko tekočin z laboratorijem,
Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo,
Univerza v Ljubljani

Katedra za energetska strojništvo,
Fakulteta za strojništvo,
Univerza v Ljubljani

Spodaj podpisani/-a študent/-ka Matej Müller, vpisna številka 26105906, avtor/-ica pisnega zaključnega dela študija z naslovom: Analiza hidrodinamičnih razmer ob zaklopnih zapornicah na bočnem prelivu

IZJAVLJAM

1. 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/-a vsa potrebna dovoljenja za uporabo podatkov in avtorskih del v pisnem zaključnem delu študija in jih v pisnem zaključnem delu študija jasno označil/-a;

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

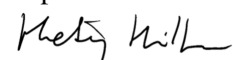
6. da na UL neodplačno, neizključno, prostorsko in časovno neomejeno prenašam pravico shranitve avtorskega dela v elektronski obliki, pravico reproduciranja ter pravico dajanja pisnega zaključnega dela študija na voljo javnosti na svetovnem spletu preko Repozitorija UL;

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: Mariboru

Datum: 12.6.2016

Podpis študenta/-ke:



BIBLIOGRAFSKO-DOKUMENTACIJSKA STRAN Z IZVLEČKOM

UDK: 532.553:627.421(043)
Avtor: Matej Müller, uni. dipl. inž. grad.
Mentor: doc. dr. Tom Bajcar
Somentor: prof. dr. Franc Steinman
Naslov: Analiza hidrodinamičnih razmer ob zaklopnih zapornicah na bočnem prelivu
Tip dokumenta: doktorska disertacija
Obseg in oprema: 141 str., 25 pregl., 110 sl., 80 en., 3 pril.
Ključne besede: bočni preliv, pretočni koeficient, zaklopna zapornica, VOF, OpenFOAM

Izvleček

Doktorska disertacija obravnava analizo hidrodinamičnih razmer ob zaklopnih zapornicah na bočnem prelivu, ki se uporabljajo za reguliranje bočnega odliva vode v primeru razbremenjevanja vodotoka ali kanalizacijskega omrežja ali pa za odvzem vode za druge potrebe. Disertacija je bila razdeljena na dva dela: eksperimentalni in numerični del. V sklopu eksperimentalnega dela so bile izvedene meritve pretokov in gladin za 380 variant z različnimi dimenzijami preliva ter različnimi koti odprtja zapornice. Razvita je bila nova enačba za izračun pretočnega koeficienta zaklopne zapornice na bočnem prelivu, ki zajema med drugim tudi vpliv kota odprtja in širine zaklopne zapornice. Opravljene so bile tudi meritve gladin ter meritve hitrostnih polj v različnih horizontalnih in vertikalnih ravninah s t. i. računalniško podprto vizualizacijsko metodo. Iz meritev gladin je bilo možno pokazati, da se kontrakcija curka na robu zapornice spreminja s kotom odprtja, medtem ko so meritve hitrostnih polj pokazale, da ima na pretočnost bočnega preliva z zapornico velik vpliv tudi njena hidrodinamičnost, ki jo v glavnem pogojuje prav položaj zapornice.

V sklopu numeričnega dela je bil izdelan 3D numerični model dvofaznega toka, ki uporablja t. i. VOF metodo za določitev medfazne površine. V ta namen je bila uporabljena programska koda OpenFOAM. Obravnavani so bili trije različni modeli turbulence, to so $k-\epsilon$, $k-\omega$ SST in LES model turbulence s Smagorinskyjevim pod mrežnim modelom. S pomočjo umerjenega 3D numeričnega modela je bil določen tudi vpliv različnih geometrijskih in operativnih parametrov zaklopne zapornice na porazdelitev tlakov po zapornici, ki nastanejo zaradi toka vode. Prav tako so bile iz vrednotene rezultante sil zaradi tlakov in torzijski momenti v tečaju zapornice. Dopolnjena pa je bila tudi programska koda OpenFOAM. V sklopu tega je bil izdelan novi solver, poimenovan interWaterFoam, ki omogoča stabilnejše in robustnejše račune z omejevanjem hitrosti v fazi zrak.

BIBLIOGRAPHIC-DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT

UDC: 532.553:627.421(043)
Author: Matej Müller, B.Sc.
Supervisor: Assist. Prof. Tom Bajcar, Ph.D.
Co-advisor: Prof. Franc Steinman, Ph.D.
Title: Analysis of hydrodynamic conditions near bottom hinged gates on a side weir
Document type: Doctoral Dissertation
Notes: 141 p., 25 tab., 110 fig., 80 eq., 3 ann.
Keywords: side weir, discharge coefficient, flap gate, VOF, OpenFOAM

Abstract

The doctoral dissertation considers the analysis of the hydrodynamic conditions near the bottom-hinged flap gates on a side weir, which are used to regulate the amount of the lateral discharge over the side weir. The dissertation is divided into two parts: the experimental and the numerical part. Within the experimental part, discharge and water surface measurements for 380 variants were carried out. A new equation for the discharge coefficient of a bottom-hinged flap gate on a side weir was proposed, which covers the influence of the position and the width of the flap gate on the discharge coefficient. In addition, measurements of water levels near the flap gate and also measurements of the velocity fields were carried out with the computer-aided visualization method. From these measurements, it was possible to show that the contraction of the water jet varies with the gate opening angle. It was also found in which position a flap gate has the most favorable hydrodynamic shape.

Within the numerical work, a 3D numerical model of two-phase flow, which uses the so-called VOF method for determining the interface was established. For this purpose, the software code OpenFOAM was used. Within the numerical modeling three different turbulence models were analysed, these are the $k-\varepsilon$ and $k-\omega$ SST turbulence model and the LES turbulence model with a Smagorinsky subgrid scale model. With the help of a calibrated 3D numerical model, the influence of different geometric and operational parameters of the flap on the pressure distribution at the gate, caused by the flow of water over the side weir, was analysed. Furthermore, the resultants of the forces and torsion moments in the hinge of the gate were determined on the basis of the results of the numerical model. An update of the OpenFOAM software code was also applied. In this context, a new solver named interWaterFoam was established, which allows more stable and robust calculations with limiting the velocities in the phase of air.

KAZALO VSEBINE

STRAN ZA POPRAVKE.....	I
IZJAVE.....	II
BIBLIOGRAFSKO–DOKUMENTACIJSKA STRAN Z IZVLEČKOM	III
BIBLIOGRAPHIC–DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT	IV
KAZALO VSEBINE.....	V
KAZALO PREGLEDNIC.....	VII
KAZALO SLIK.....	VIII
SEZNAM PRILOG.....	XIII
LIST OF TABLES.....	XIV
LIST OF FIGURES.....	XV
LIST OF ANNEXES.....	XX
OKRAJŠAVE.....	XXI
SIMBOLI.....	XXII
ZAHVALA.....	XXV
1 UVOD	1
1.1 Hipoteza disertacije	1
1.2 Cilji disertacije in potek nalog.....	1
1.3 Zgradba disertacije.....	2
2 TEORETIČNE OSNOVE	3
2.1 Fizično modeliranje in eksperimentalne metode	3
2.1.1 Modelna podobnost	3
2.1.2 Merilne tehnike za merjenje hitrostnih polj.....	3
2.1.3 Računalniško podprta vizualizacijska metoda za merjenje hitrostnih polj.....	4
2.1.4 Merilna negotovost	8
2.2 Numerične metode	9
2.2.1 Osnovne enačbe	9
2.2.2 Modeli turbulence.....	10
2.2.2.1 Standardni $k - \varepsilon$ model turbulence	13
2.2.2.2 Standardni $k - \omega$ model turbulence.....	14
2.2.2.3 SST $k - \omega$ model turbulence	15
2.2.2.4 Simulacija velikih vrtincev (LES) s podmrežnim Smagorinskyjevim modelom	15
2.2.3 Diskretizacija parcialnih diferencialnih enačb.....	17
2.2.4 Robni in začetni pogoji.....	20
2.2.4.1 Robni pogoji	20
2.2.4.2 Začetni pogoji.....	21
2.3 Modeliranje toka s prosto gladino z uporabo modelov za dvofazni tok	22
2.3.1 Enotekočinski modeli dvofaznega toka	22
2.3.2 Metoda volumskih deležev ali VOF metoda	24
2.4 Programsko orodje OpenFOAM.....	25
2.4.1 Vrste solverjev za modeliranje toka s prosto gladino	26
2.4.2 Solver interFOAM za modeliranje toka s prosto gladino	28
2.4.3 Vrste modelov turbulence v OpenFOAM.....	29
2.4.4 Vrste robnih pogojev v OpenFOAM	29
2.5 Pregled literature o bočnih prelivih in zaklopnih zapornicah	31

2.5.1	Hidravlika bočnih prelivov	31
2.5.2	Pretočni koeficienti bočnih prelivov	33
2.5.3	Zaklopne zapornice	37
2.5.4	Gladine vzdolž bočnega preliva	38
3	EKSPERIMENTALNA ANALIZA	40
3.1	Fizični model in merilna oprema	40
3.2	Obravnavane variante - spreminjanje geometrijskih in hidravličnih parametrov.....	43
3.3	Rezultati eksperimentalne analize	46
3.3.1	Pretočnost objekta	46
3.3.1.1	<i>Vpeljava novega koeficienta C_ϕ v enačbo preliva</i>	<i>47</i>
3.3.1.2	<i>Verifikacija dobljene enačbe za koeficient C_ϕ.....</i>	<i>52</i>
3.3.1.3	<i>Diskusija o dobljeni odvisnosti C_ϕ od ϕ</i>	<i>53</i>
3.3.1.4	<i>Odvisnost zgornje in spodnje vode v kanalu.....</i>	<i>56</i>
3.3.2	<i>Meritve hitrostnih polj</i>	<i>57</i>
3.3.3	<i>Kontrolne meritve tlakov.....</i>	<i>58</i>
3.4	Ocena merilne negotovosti izvedenih meritev	59
3.4.1	Ostno merilo.....	59
3.4.2	Vizualizacijska metoda	60
3.4.3	Meritve pretokov in območje veljavnosti enačbe za C_ϕ	60
3.4.4	Piezometri	61
4	NUMERIČNA ANALIZA IN PRIMERJAVA Z MERITVAMI	62
4.1	Obravnavane variante v numerični analizi	62
4.2	Vzpostavitev 3D numeričnega modela OpenFOAM.....	63
4.2.1	Numerična mreža	63
4.2.2	Modeliranje turbulence	64
4.2.3	Robni in začetni pogoji	65
4.2.4	Uporabljene numerične sheme in algoritmi za reševanje LSE	71
4.3	Rezultati numeričnega modela.....	71
4.3.1	Vpliv gostote numerične mreže	71
4.3.2	Primerjava z meritvami.....	77
4.3.2.1	<i>Vpliv hrapavosti – podrobnejša analiza variante</i>	<i>77</i>
4.3.2.2	<i>Primerjava hitrostnih polj</i>	<i>89</i>
4.3.2.2	<i>Primerjava pretokov</i>	<i>103</i>
4.3.2.3	<i>Primerjava gladin in tlakov</i>	<i>106</i>
4.3.2.4	<i>Bistvene ugotovitve – ocena odstopanja rezultatov od meritev</i>	<i>112</i>
4.3.3	Porazdelitev tlakov po zapornici.....	113
4.3.3.2	<i>Fiksna prelivna višina.....</i>	<i>113</i>
4.3.3.3	<i>Fiksna zajezna gladina</i>	<i>117</i>
4.3.4	Ozračenosť zapornice	122
4.3.5	Prispevek k dopolnitvi kode OpenFOAM	123
4.4	Uporaba nove enačbe za pretočni koeficient na primeru objekta večjih dimenzij	125
5	ZAKLJUČKI IN DISKUSIJA.....	126
5.1	Bistvene ugotovitve in potrditev hipotez	126
5.2	Rezultati disertacije in izvirni prispevek k znanosti	127
5.3	Nadaljnje delo.....	129
6	POVZETEK	131
7	SUMMARY	133

KAZALO PREGLEDNIC

Preglednica 1: Vrednosti empiričnih konstant v enačbah za k in ε	14
Preglednica 2: Največkrat uporabljene metode za sledenje medfazne površine	24
Preglednica 3: Stenske funkcije, ki so na razpolago v programu OpenFOAM	30
Preglednica 4: Pregled enačb za C_d za različne vrste prelivov po različnih avtorjih	36
Preglednica 5: Izmerjeni pretoki preko dolvodnega čelnega preliva za merjenje pretokov in pretoki po ISO standardu (ISO 1438:2008)	42
Preglednica 6: Pregled geometrijskih karakteristik modela in drugih merjenih parametrov	44
Preglednica 7: Vrednosti koeficientov v enačbi (74)	48
Preglednica 8: Vrednosti geometrijskih in hidravličnih parametrov modela ter primerjava izmerjenega in izračunanega C_d za primere sklopa dodatnih meritev	52
Preglednica 9: Po enačbi (71) izračunane in izmerjene vrednosti C_φ	52
Preglednica 10: Povprečno in maksimalno odstopanje ter koeficient linearne korelacije med izračunanimi prelivnimi koeficienti z uporabo enačbe (69), kjer je bila v enem primeru uporabljena izmerjena gorvodna prelivna višina h_1 , v drugem primeru pa je le-ta bila preračunana iz h_2 z enačbo (74)	56
Preglednica 11: Izmerjeni tlaki in izmerjene globine na lokacijah piezometrov za varianto L20_dod_mer_Fi20	58
Preglednica 12: Uporabljeni robni pogoji za različne ploskve in različne spremenljivke	65
Preglednica 13: Izbrane najustreznejše stenske funkcije za obravnavano vrsto toka za posamezne modele turbulence v primeru gladkih sten	70
Preglednica 14: Izbrane najustreznejše stenske funkcije za obravnavano vrsto toka vode za posamezne modele turbulence v primeru hrapavih sten	70
Preglednica 15: Koeficienti linearne korelacije r^2 med rezultati numeričnega modela in meritev (za posamezne merjene ravnine in komponente hitrosti)	101
Preglednica 16: Izmerjeni in izračunani pretoki na vtoku in iztoku modela za različne variante odprtja zapornice	103
Preglednica 17: Izmerjeni in izračunani pretoki na vtoku modela in pretoki preko zapornice za različne variante odprtja zapornice	104
Preglednica 18: Koeficienti preliva C_φ , dobljeni iz meritev in iz rezultatov numeričnih modelov ter izračunani koeficienti po novi enačbi za C_φ za različne variante odprtja zapornice	105
Preglednica 19: Korelacija med izračunanimi in izmerjenimi gladinami ter njihova povprečna razlika na celotnem obravnavanem območju	109
Preglednica 20: Korelacija med izračunanimi in izmerjenimi gladinami ter njihova povprečna razlika na območju zapornice	109
Preglednica 21: Primerjava izmerjenih in z numeričnim modelom (KEPpsilon) izračunanih tlakov na zapornico ter izmerjenih in izračunanih globin vode na zapornici za varianto L20_dod_mer_Fi20	111
Preglednica 22: Vrednosti rezultat, njenih prijemališč ter torzijskih momentov v osi tečaja zapornice pri različnih odprtjih (φ) ter fiksni prelivni višini	116
Preglednica 23: Vrednosti rezultat, njenih prijemališč ter torzijskih momentov v osi tečaja zapornice pri različnih odprtjih (φ) ter fiksni zajezni gladini	120
Preglednica 24: Izbrane karakteristike preliva in vplivni parametri	125
Preglednica 25: Rezultati numeričnega modela in izračunani pretoki po novi enačbi (69)	125

KAZALO SLIK

Slika 1:	Shema poteka določitve hitrostnega polja.....	6
Slika 2:	Izračun časovnega odvoda koncentracije C (Bajcar in sod., 2009, str. 217).....	6
Slika 3:	Določitev krajevnega odvoda koncentracije C (Bajcar in sod., 2009, str. 218).....	7
Slika 4:	Pregled različnih pristopov k modeliranju turbulence.....	11
Slika 5:	Hitrostna polja curka, izračunana z različnimi načini modeliranja turbulence (Maries, 2012, str.4).....	12
Slika 6:	Tipični profil hitrosti za mejno plast turbulentnega toka ob steni.....	21
Slika 7:	Različne metode sledenja medfazne površine (Ubbink, 1997, str. 11).....	24
Slika 8:	Prikaz načina določitve medfazne površine z VOF metodo.....	25
Slika 9:	Rekonstrukcija medfazne površine po PLIC metodi.....	25
Slika 10:	Skica pravokotnega ostrorobega bočnega preлива (a) in bočnega preлива s širokim pragom (b).....	33
Slika 11:	Skica pravokotnega bočnega preлива z ravno ostrorobo zaklopno zapornico.....	37
Slika 12:	Gladina vzdolž bočnega preлива pri mirnem (a) in deročem toku (b).....	39
Slika 13:	Primer snemanja vodikovih mehurčkov z visokofrekvenčno kamero.....	41
Slika 14:	Skica fizičnega modela in aparatur za meritve.....	41
Slika 15:	Lokacije merjenja gladin za primer variante s popolnoma odprto zapornico ($\varphi=0^\circ$) in dolžino preлива $L=0.2\text{m}$	43
Slika 16:	Lokacije piezometrov na zapornici.....	43
Slika 17:	Obravnavane variante za meritve hitrostnih polj.....	44
Slika 18:	Osvetljene ravnine za meritve hitrostnih polj.....	45
Slika 19:	Prikaz vseh izmerjenih koeficientov C_d , v odvisnosti od kota odprtja.....	46
Slika 20:	$C_{\varphi, \text{povprečen}}$ v odvisnosti od φ (a) ter preglednica z vrednostmi $C_{\varphi, \text{povprečen}}$ in $C_{d, \text{povprečen}}$ (b).....	47
Slika 21:	Merjeni C_d v odvisnosti od razmerja $W/(h_1-p)$	48
Slika 22:	Korelacija merjenih in na podlagi enačbe (69) izračunanih C_d	49
Slika 23:	Primerjava merjenih $C_{d,0}$ (t.j. pri $\varphi = 90^\circ$) in izračunanih vrednosti po enačbi (70) ter po enačbah drugih avtorjev.....	50
Slika 24:	Korelacija med izračunanim C_φ po enačbi (71) in izračunanim $C_{d,W}$ za preliv s širokim pragom po različnih avtorjih za primere meritev pri $\varphi = 0^\circ$	50
Slika 25:	Odvisnost C_φ od $W/(h_1-p)$ po enačbi (71) in primerjava s C_φ po enačbah za čelni preliv po drugih avtorjih.....	51
Slika 26:	Primerjava izračunanega C_φ po enačbi (71) in dobljenega C_φ iz dodatnih meritev (a) ter linearna korelacija med merjenim in izračunanim C_φ za primer dodatnih meritev.....	53
Slika 27:	Skica prelivnega curka in merjene pretočne površine.....	53
Slika 28:	Pretočna površina v prerezu na robu zapornice v odvisnosti od kota odprtja φ (a) ter povprečne hitrosti na robu zapornice v odvisnosti od φ glede na izmerjen pretok Q_s in izmerjeno pretočno površino na robu zapornice A (b).....	54
Slika 29:	Izmerjena hitrostna polja v ravnini C in D za $\varphi=0^\circ$ (a), $\varphi=33^\circ$ (b) in $\varphi=90^\circ$ (c).....	54
Slika 30:	Primerjava povprečnih vrednosti hitrosti na robu zapornice dobljenih iz enačbe (73) in dobljenih s pomočjo meritev, to so hitrosti $v_{y,p}$ (a) ter razmerje med vzdolžnimi in prečnimi komponentami hitrosti na robu zapornice pri različnih φ (b).....	55
Slika 31:	Odvisnost razmerja med gorvodno in dolvodno gladino h_1/h_2 od vtočnega Froudevega števila F_1	56
Slika 32:	Krajevno povprečenje hitrosti za izdelavo izotah.....	57
Slika 33:	Primerjava hitrosti, določenih s pomočjo plovcev (a) in dobljenih s pomočjo vizualizacijske metode (b).....	58
Slika 34:	Izobare, dobljene na osnovi interpolacije in ekstrapolacije izmerjenih tlakov.....	59
Slika 35:	Maksimalni nakloni gladine v območju zapornice.....	59
Slika 36:	Napaka pri določitvi Q_s iz merjenega Q_1 in Q_2	61
Slika 37:	Različne gostote numerične mreže za občutljivostno analizo vpliva gostote mreže na rezultate.....	63

Slika 38:	Deleži volumnov različnih turbulentnih struktur v obravnavani vrsti toka (varianta L20_p7.5_Fi0).....	64
Slika 39:	Numerična mreža ob steni z različnimi gostotami	66
Slika 40:	Normirane hitrosti u^+ ob steni v odvisnosti od normirane razdalje y^+ od stene (rezultati za mreži $y^+\approx 30$).....	67
Slika 41:	Normirane hitrosti u^+ ob steni v odvisnosti od normirane razdalje y^+ od stene (rezultati za mrežo $y^+\approx 11$).....	68
Slika 42:	Normirane hitrosti u^+ ob steni v odvisnosti od normirane razdalje y^+ od stene (rezultati za mrežo $y^+<5$)	69
Slika 43:	Vertikalni hitrostni profili toka v kanalu dobljeni iz 2D numeričnega modela (k-epsilon) za stenske funkcije za gladko in hrapavo steno.....	70
Slika 44:	Izračunana gladina vode ($\alpha<0,5$) za isto varianto z uporabo treh različno gostih numeričnih mrež (neobdelani rezultati: »cell value«).....	72
Slika 45:	Izračunana gladina vode ($\alpha>0,5$) za isto varianto z uporabo treh različno gostih numeričnih mrež (obdelani rezultati – linearna interpolacija med celicami: »point value«).....	72
Slika 46:	Izračunana porazdelitev indeksirne funkcije α po prečnem prerezu modela na lokaciji $x/L=0,25$ z uporabo treh različno gostih numeričnih mrež (z odtenci modre in rdeče so prikazani neobdelani rezultati: »cell value«, z zeleno linijo pa kontura obdelanih interpoliranih rezultatov »point value« pri vrednosti $\alpha=0,5$)	73
Slika 47:	Izračunana porazdelitev indeksirne funkcije α po prečnem prerezu modela na lokaciji $x/L=0,75$ za isto varianto z uporabo treh različno gostih numeričnih mrež (z odtenci modre in rdeče so prikazani neobdelani rezultati: »cell value«, z zeleno linijo pa kontura obdelanih interpoliranih rezultatov »point value« pri vrednosti $\alpha=0,5$).....	73
Slika 48:	Izračunana porazdelitev indeksirne funkcije α po vzdolžnem prerezu modela na lokaciji $y/W= -1$ z uporabo treh različno gostih numeričnih mrež (z odtenci modre in rdeče so prikazani neobdelani rezultati: »cell value«, z zeleno linijo pa kontura obdelanih interpoliranih rezultatov »point value« pri vrednosti $\alpha=0,5$)	74
Slika 49:	Razlika med gladinami izračunanimi z mrežo 1 in 2 ter 2 in 3.....	74
Slika 50:	Vtočni in iztočni pretoki ter njihova razlika zaradi napake numeričnega modela ob uporabi mreže 1 (a) in 2 (b).....	75
Slika 51:	Vtočni in iztočni pretoki ter njihova razlika zaradi napake numeričnega modela ob uporabi mreže 3.....	75
Slika 52:	Pretok preko zapornice na bočnem prelivu, izračunan z uporabo različno gostih numeričnih mrežah.....	76
Slika 53:	Časi računanja za različno goste numerične mreže.....	76
Slika 54:	Lokacije vertikalnih osi (rumene točke) za primerjavo vertikalne porazdelitve vzdolžnih hitrosti za rezultate meritev in numeričnih modelov	79
Slika 55:	S pomočjo vizualizacijske metode dobljeni (meritve) ter z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon modela turbulence izračunani vertikalni profili vzdolžnih hitrosti U_x za različne primere stenskih funkcij in koeficienta RH (lokacija vertikalnega profila 1: $x/L=0, y/B=-0,5$)	79
Slika 56:	S pomočjo vizualizacijske metode dobljeni (meritve) ter z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon modela turbulence izračunani vertikalni profili vzdolžnih hitrosti U_x za različne primere stenskih funkcij in koeficienta RH (lokacija vertikalnega profila 2: $x/L=0,5, y/B=-0,5$)	80
Slika 57:	S pomočjo vizualizacijske metode dobljeni (meritve) ter z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon modela turbulence izračunani vertikalni profili vzdolžnih hitrosti U_x za različne primere stenskih funkcij in koeficienta RH (lokacija vertikalnega profila 3: $x/L=1, y/B=-0,5$)	81
Slika 58:	S pomočjo vizualizacijske metode dobljeni (meritve) ter z numeričnim modelom in uporabo kOmegaSST modela turbulence izračunani vertikalni profili vzdolžnih hitrosti U_x za različne primere stenskih funkcij in koeficienta RH (lokacija vertikalnega profila 1: $x/L=0, y/B=-0,5$)	82

Slika 59:	S pomočjo vizualizacijske metode dobljeni vertikalni profil vzdolžnih hitrosti U_x (Meritve) ter z numeričnim modelom in uporabo kOmegaSST modela turbulence izračunani vertikalni profili vzdolžnih hitrosti U_x za različne primere stenskih funkcij in koeficienta RH (lokacija vertikalnega profila 2: $x/L=0,5$, $y/B=-0,5$).....	83
Slika 60:	S pomočjo vizualizacijske metode dobljeni vertikalni profil vzdolžnih hitrosti U_x (Meritve) ter z numeričnim modelom in uporabo kOmegaSST modela turbulence izračunani vertikalni profili vzdolžnih hitrosti U_x za različne primere stenskih funkcij in koeficienta RH (lokacija vertikalnega profila 3: $x/L=1$, $y/B=-0,5$	83
Slika 61:	Vpliv koeficienta RH (»roughnessHeight«) na pretok preko zapornice za varianto L25_p7.5_Fr1_Fi0.....	84
Slika 62:	Empirično dobljena odvisnost med Manningovim koeficientom hrapavosti n_g in koeficientom nadomestne hrapavosti peska k_s	85
Slika 63:	S pomočjo vizualizacijske metode dobljeni vertikalni profil vzdolžnih hitrosti U_x (Meritve) ter z numeričnim modelom in uporabo LES-Smagorinskyjevega modela turbulence izračunani vertikalni profili vzdolžnih hitrosti U_x za različne primere stenskih funkcij in koeficienta RH (lokacija vertikalne osi 1: $x/L=0$, $y/B=-0,5$	86
Slika 64:	S pomočjo vizualizacijske metode dobljena vertikalna porazdelitev vzdolžnih hitrosti U_x (Meritve) ter z numeričnim modelom in uporabo LES-Smagorinskyjevega modela turbulence izračunani vertikalni profili vzdolžnih hitrosti U_x za različne primere stenskih funkcij in koeficienta RH (lokacija vertikalne osi 2: $x/L=0,5$, $y/B=-0,5$	87
Slika 65:	S pomočjo vizualizacijske metode dobljeni vertikalni profil vzdolžnih hitrosti U_x (Meritve) ter z numeričnim modelom in uporabo LES-Smagorinskyjevega modela turbulence izračunani vertikalni profili vzdolžnih hitrosti U_x za različne primere stenskih funkcij in koeficienta RH (lokacija vertikalne osi 3: $x/L=1$, $y/B=-0,5$	88
Slika 66:	Primerjava izotah izmerjenih vzdolžnih hitrosti U_x (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence v ravnini E in varianto L20_p7.5_Fr2_Fi0.....	90
Slika 67:	Primerjava izotah izmerjenih (FM) in z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence izračunanih vzdolžnih hitrosti U_x v ravnini D in varianto L20_p7.5_Fr2_Fi0	91
Slika 68:	Primerjava izotah izmerjenih vzdolžnih hitrosti U_x (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence v ravnini C in varianto L20_p7.5_Fr2_Fi0.....	92
Slika 69:	Primerjava izotah izmerjenih vzdolžnih hitrosti U_x (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence v ravnini B in varianto L20_p7.5_Fr2_Fi0.....	92
Slika 70:	Primerjava izotah izmerjenih vzdolžnih hitrosti U_x (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence v ravnini A in varianto L20_p7.5_Fr2_Fi0.....	93
Slika 71:	Primerjava izotah izmerjenih vzdolžnih hitrosti U_x (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence v ravnini F2 in varianto L20_p7.5_Fr2_Fi0.....	93
Slika 72:	Primerjava izotah izmerjenih prečnih hitrosti U_y (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence v ravnini E in varianto L20_p7.5_Fr2_Fi0°.....	94
Slika 73:	Primerjava izotah izmerjenih prečnih hitrosti U_y (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence v ravnini D in varianto L20_p7.5_Fr2_Fi0.....	95
Slika 74:	Prikaz lokacije odseva snopa svetlobe zaradi strmega naklona gladine.....	95
Slika 75:	Prikaz lokacije strmega naklona gladine, izračunane s pomočjo numeričnega modela in kOmegaSST modela turbulence (levo) in tudi njenega valovanja izračunanega s pomočjo LES-Smagorinsky modelom turbulence (desno).....	96
Slika 76:	Primerjava izotah izmerjenih prečnih hitrosti U_y (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence v ravnini D in varianto L20_p7.5_Fr2_Fi0.....	96

Slika 77:	Primerjava izotah izmerjenih prečnih hitrosti U_y (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence v ravnini B in varianto L20_p7.5_Fr2_Fi0.....	97
Slika 78:	Primerjava izotah izmerjenih vzdolžnih hitrosti U_x (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo LES (NM LES) modela turbulence v ravnini E (a) in ravnini D (b) ter varianto L20_p7.5_Fr2_Fi0.....	98
Slika 79:	Primerjava izotah izmerjenih vzdolžni hitrosti U_x (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo LES (NM LES) modela turbulence v ravnini C (a.) in ravnini B (b.) ter varianto L20_p7.5_Fr2_Fi0.....	99
Slika 80:	Primerjava izotah izmerjenih vzdolžni hitrosti U_x (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo LES (NM LES) modela turbulence v ravnini A in varianto L20_p7.5_Fr2_Fi0	100
Slika 81:	Primerjava izotah izmerjenih (FM) in z numeričnim modelom ter uporabo LES (NM LES) modela turbulence izračunanih prečnih hitrosti U_y v ravnini E (a) in D (b) za varianto L20_p7.5_Fr2_Fi0.....	100
Slika 82:	Primerjava izotah izmerjenih (FM) in z numeričnim modelom ter LES modelom turbulence izračunane prečnih hitrosti U_y v ravnini B za varianto L20_p7.5_Fr2_Fi0	101
Slika 83:	Tokovnice dobljene na osnovi izmerjenih hitrosti (levo) in izračunanih hitrosti – kOmegaSST model turbulence (desno), ravnina D, $\varphi=33^\circ$	102
Slika 84:	Linearna korelacija med merjenimi pretoki na iztoku kanala in izračunanimi pretoki za različne variante kota odprtja	104
Slika 85:	Koeficient C_φ v odvisnosti od kota odprtja zapornice φ	105
Slika 86:	Primerjava izmerjenih (FM, levo) ter s kEpsilon (NM kEpsilon, sredina) in kOmegaSST modelom turbulence (NM kOmegaSST, desno) izračunanih izobat.....	106
Slika 87:	Lokacije vzdolžnih prerezov gladin	107
Slika 88:	Vzdolžni prerez gladin po sredini kanala (Vzdolžni prerez 1) za primer L20_Fr1_Fi0 ...	107
Slika 89:	Vzdolžni prerezi gladin za primer L20_Fr1_Fi0: po notranjem robu zapornice – vzdolžni prerez 2 (a); po sredini zapornice - vzdolžni prerez 3 (b); po zunanjem robu zapornice – vzdolžni prerez 3 (c)	108
Slika 90:	Linearna korelacija med izmerjenimi in z numeričnim modelom izračunanimi gladinami za vseh 7 variant dodatnih meritev.....	110
Slika 91:	Gladina v fizičnem modelu (a) in izračunana gladina z numeričnim model in kEpsilon modelom turbulence (b)	110
Slika 92:	Linearna korelacija izmerjenih in z numeričnim modelom (kEpsilon) izračunanih tlakov na zapornico	111
Slika 93:	Variante za analiziranje tlakov pri konstantni prelivni višini h_{pr} in različnih φ	113
Slika 94:	Statični tlaki p_s na zapornico izračunani s kEpsilon modelom turbulence za različne kote odprtja φ in pri fiksni prelivni višini	114
Slika 95:	Hidrostaticni tlaki na zapornico p_{hs} izračunani s kEpsilon modelom turbulence za različne kote odprtja φ in pri fiksni prelivni višini.....	114
Slika 96:	Razlika med statičnimi in hidrostaticnimi tlaki (Δp), izračunani s kEpsilon modelom turbulence za različne kote odprtja φ in pri fiksni prelivni višini.....	115
Slika 97:	Odvisnost rezultante sil zaradi delovanja različnih vrst tlakov na zapornico od kota odprtja φ za obravnavane variante s konstantno prelivno višino (h_1-p)	116
Slika 98:	Prijemališča rezultat sil zaradi tlakov na zapornico (a) in torzijski momenti v osi tečaja zapornice (b) za obravnavane variante s konstantno prelivno višino (h_1-p)	117
Slika 99:	Variante za analiziranje tlakov pri konstantni zajezni gladini h_2 in različnih φ	117
Slika 100:	Statični tlaki na zapornico izračunani s kEpsilon modelom turbulence za različne kote odprtja φ za variante s fiksno zajezno gladino h_2 (izobare so v Pa).....	118
Slika 101:	Statični tlaki na zapornico izračunani s kEpsilon modelom turbulence za različne kote odprtja φ za variante s fiksno zajezno gladino h_2 (enote izobar so v Pa).....	119
Slika 102:	Razlika med statičnimi in hidrostaticnimi tlaki na zapornico izračunani s kEpsilon modelom turbulence za različne kote odprtja φ za variante s fiksno zajezno gladino (izobare so v Pa).....	119

Slika 103: Odvisnost rezultant sil zaradi različnih vrst tlakov, ki delujejo na zapornico od kota odprtja φ za obravnavane variante s konstantno zaježitveno gladino h_2	120
Slika 104: Prijemališča rezultante sil zaradi delovanja statičnih tlakov na zapornico (a) in torzijski momenti v osi tečaja zapornice (b) za obravnavane variante s konstantno zaježno gladino h_2	121
Slika 105: Odlepljanje tokovnice od zapornice pri različnih kotih odprtja (oranžna barva predstavlja območje pod obravnavano tokovnico)	121
Slika 106: Prikaz rezultatov numeričnega modela (kEpsilon) za primer ozračenega (a) in neozračenega območja pod zapornico (b)	122
Slika 107: Z numeričnim modelom (kEpsilon) dobljene trajektorij preko zapornice za primer ozračenega (rdeče trajektorije) in neozračenega območja pod zapornico (modre trajektorije)	122
Slika 108: Naraščanje hitrosti v fazi zraka in pričetek divergiranja (desno: nefizikalni rezultat)	123
Slika 109: Primer nestabilnega računa zaradi velikih hitrosti v fazi zraka v primeru uporabe solverja interFoam (modra linija) in stabilnega računa v primeru uporabe novega solverja interWaterFoam (rdeča linija).....	124
Slika 110: Prikaz ustreznosti rezultatov dobljenih z novim solverjem interWaterFoam (a) glede na rezultate nespremenjenega solverja interFoam (b)	124

SEZNAM PRILOG

PRILOGA A: OZNAKE VARIANT ZA MERITVE HITROSTI

PRILOGA B: PRIMERJAVA IZOTAH IZMERJENIH IN IZRAČUNANIH HITROSTI

Priloga B.1: Izotahe vzdolžnih hitrosti U_x

Priloga B.2: Izotahe prečnih hitrosti U_y

PRILOGA C: DOPOLNITEV PROGRAMSKE KODE OPENFOAM

Priloga C.1: Nova knjižnica LimitedU.H

Priloga C.2: Nova knjižnica interWaterFoam.H

Priloga C.3: Dopolnitev knjižnice alphaEqn.H

LIST OF TABLES

Table 1:	<i>The values of empirical constants in the equations for k and ε</i>	14
Table 2:	<i>Most commonly used methods for interphase surface tracking</i>	24
Table 3:	<i>Available wall functions in OpenFOAM</i>	30
Table 4:	<i>Overview of equations for C_d for different types of weirs by various authors</i>	36
Table 5:	<i>Measured discharges over the downstream weir for discharge measurements and the discharges according to the standard (ISO 1438:2008)</i>	42
Table 6:	<i>Overview of the geometric characteristics of the model and other measured parameters</i>	44
Table 7:	<i>Values of the coefficients in the equation (74)</i>	48
Table 8:	<i>The geometric and hydraulic parameters of the model and comparison of measured and calculated C_d for the set of the additional measurements</i>	52
Table 9:	<i>According to equation (71) calculated and measured values of C_φ</i>	52
Table 10:	<i>Average and maximal deviation and the linear correlation coefficient between the calculated weir coefficients according to equation (69), where in one case the measured upstream water surface h_1 was used and the second case, the latter was calculated from h_2 according to the equation (74)</i>	56
Table 11:	<i>Measured pressure and the depth of water at different piezometers for the variant L20_dod_mer_Fi20</i>	58
Table 12:	<i>Used boundary conditions for different surfaces and for different variables</i>	65
Table 13:	<i>Selected as the most appropriate wall functions for this case of flow for each turbulence model in the case of smooth walls</i>	70
Table 14:	<i>Selected as the most appropriate wall functions for this case of flow for each turbulence model in the case of rough walls</i>	70
Table 15:	<i>The linear correlation coefficient r^2 between the results of the numerical model and measurements (for each measurement plane and velocity component)</i>	101
Table 16:	<i>Measured and calculated flow rates at the inlet and outlet end of the model for different gate opening angles</i>	103
Table 17:	<i>Measured and calculated flow rates at the inlet of the model and the flow over the gate for the different opening gate angles</i>	104
Table 18:	<i>Weir coefficient C_φ derived from measurements and from the results of the numerical model and the coefficients calculated according to the new formula for C_φ for different variants of the opening gate angle</i>	105
Table 19:	<i>The correlation between the calculated and measured water surface and their average difference on the whole area in consideration</i>	109
Table 20:	<i>The correlation between the calculated and measured water surface and their average difference on the area of the gate</i>	109
Table 20:	<i>Comparison of the measured and with the numerical model (kEpsilon) calculated pressure on the gate, and the measured and calculated water depths on the gate for the variant L20_dod_mer_Fi20</i>	111
Table 22:	<i>The resultant values, its handles and torsional moments in the hinge of the gate for different opening angles (φ) and a fixed overflow height</i>	116
Table 23:	<i>The resultant values, its handles and torsional moments in the hinge of the gate with different openings (φ) and a fixed reservoir water level</i>	120
Table 24:	<i>Selected characteristics of the side weir and the influential parameters</i>	125
Table 25:	<i>The results of the numerical model and the calculated flow rates with the new equation (69)</i>	125

LIST OF FIGURES

Figure 1:	Algoritem of the velocity field quantification	6
Figure 2:	Calculation of the time derivative of concentration C	6
Figure 3:	Calculation of the space derivative of concentration C	7
Figure 4:	An overview of the different approaches to modeling of turbulence	11
Figure 5:	Velocity fields of a jet, calculated with different approaches of modeling the turbulence	12
Figure 6:	The typical velocity profile for the boundary layer of the turbulent flow near the wall...	21
Figure 7:	Different methods for the interphase surface tracking (Ubbink, 1997, p. 11).....	24
Figure 8:	Method of determining the interphase surface with the VOF method.....	25
Figure 9:	Reconstruction of the interface by the PLIC method.....	25
Figure 10:	Sketch of a rectangular sharp-crested a) and broad-crested side weir (b)	33
Figure 11:	A Sketch of a rectangular side weir with a flat sharp-crested flap gate.....	37
Figure 12:	Water surface along a side weir for subcritical (a) and supercritical flow (b).....	39
Figure 13:	An example of the hydrogen bubbles recording with a high-frequency camera	41
Figure 14:	A sketch of the physical model and the apparatus for measuring	41
Figure 15:	Locations of the water surface measurements for the variant with a fully opened flap gate ($\varphi=0^\circ$) and the side weir length $L=0.2m$	43
Figure 16:	Locations of piezometers on the gate.....	43
Figure 17:	The considered variants for the measurements of the velocity fields	44
Figure 18:	Illuminated planes for the measurements of the velocity fields	45
Figure 19:	Overview of all the measured coefficients C_d in dependence of the opening angle.....	46
Figure 20:	$C_{\varphi, \text{povprečen}}$ in dependence from φ (a) and a table with the values of $C_{\varphi, \text{povprečen}}$ and $C_{d, \text{povprečen}}$ (b).....	47
Figure 21:	Measured C_d in dependence from the ratio $W/(h_1-p)$	48
Figure 22:	The correlation between the measured and on the basis of equation (69) calculated C_d .	49
Figure 23:	Comparison of the measured $C_{d,0}$ ($\varphi = 90^\circ$) with the calculated values according to the equation (70) and according to equations of other authors	50
Figure 24:	The correlation between the calculated C_φ according to the equation (71) and the calculated $C_{d,w}$ for a broad-crested weir after various authors	50
Figure 25:	Dependence of C_φ from $W/(h_1-p)$ according to the equation (71) and comparison with the equations for C_φ according to other authors	51
Figure 26:	Comparison of the calculated C_φ according to equation (71) and of the measured values for the set of additional measurements (a) and the linear correlation between the measured and calculated C_φ for the set of the additional measurements(b)	53
Figure 27:	Sketch of the overflow jet and of the measured flow area	53
Figure 28:	Flow area in the cross section on the nap of the gate in dependence of the opening angle (a) and average velocities on the nap of the gate in dependence of φ according to the measured Q_s and the measured flow area on the nap of the gate A (b)	54
Figure 29:	Measured velocity fields in the plane C and D for $\varphi=0^\circ$ (a), $\varphi=33^\circ$ (b) and $\varphi=90^\circ$ (c)....	54
Figure 30:	Comparison of the average velocities on the nap of the gate according to the equation (73) and according to the measurements, this are the velocities $v_{y,P}$ (a) and the ratio between longitudinal and transverse components of the velocities on the nap of the gate at different φ (b).....	55
Figure 31:	Dependence of the ratio between the upstream and downstream water surface h_1/h_2 from the inflow Froude number F_1	56
Figure 32:	Spatial averaging of the velocities for the establishment of contours	57
Figure 33:	Comparison of the veith the help of floats (a) and obtained through the visualization method (b).....	58
Figure 34:	Pressure contours obtained with the help of interpolation and extrapolation of the measured pressure	59
Figure 35:	Maximal slopes of the water surface in the area of the gate	59
Figure 36:	Error at determining Q_s from the measured Q_1 in Q_2	61

Figure 37: Different densities of the numerical grid for the sensitivity analysis of the impact of the mesh density on results.....	63
Figure 38: Volume shares of different turbulent scales in this type of flow (variant L20_p7.5_Fi0).	64
Figure 39: Numerical grid near the wall with different densities.....	66
Figure 40: The normalized velocity u^+ against the wall as a function of the normalized distance from the wall y^+ (results for the grid $y^+ \approx 30$).....	67
Figure 41: The normalized velocity u^+ against the wall as a function of the normalized distance from the wall y^+ (results for the grid $y^+ \approx 11$).....	68
Figure 42: The normalized velocity u^+ against the wall as a function of the normalized distance from the wall y^+ (results for the grid $y^+ < 11$).....	69
Figure 43: Vertical velocity profiles in a flow channel obtained from the 2D numerical model (k -epsilon) with wallfunctions for smooth and rough walls	70
Figure 44: Calculated water level ($\alpha < 0,5$) for the same variant using three different numerical grids(rough results: »cell value«).....	72
Figure 45: Calculated water level ($\alpha < 0,5$) for the same variant using three different numerical grids	72
Figure 46: Calculated distribution of the indexing function across the cross-section of the model at the location $x/L = 0,25$ with three different numerical grids (with shades of blue and red are shown raw results: »cell value«, the green line represents the contour of processed interpolated results »point value« at the value $\alpha = 0,5$).....	73
Figure 47: Calculated distribution of the indexing function across the cross-section of the model at the location $x/L = 0,75$ with three different numerical grids (with shades of blue and red are shown raw results: »cell value«, the green line represents the contour of processed interpolated results »point value« at the value $\alpha = 0,5$).....	73
Figure 48: Calculated distribution of the indexing function across the cross-section of the model at the location $y/W = -1$ with three different numerical grids (with shades of blue and red are shown raw results: »cell value«, the green line represents the contour of processed interpolated results »point value« at the value $\alpha = 0,5$).....	74
Figure 49: The difference between the water levels calculated with grid 1 and 2 and also between grid 2 and 3.....	74
Figure 50: The inflow and outlet flow rates and their difference due to an error of the numerical model, using the grid 1 (a) and 2 (b)	75
Figure 51: The inflow and outlet flow rates and their differences due to an error of the numerical model, using the grid 3.....	75
Figure 52: The discharge over the gate on the side weir calculated with the use of three different dense numerical grids.....	76
Figure 53: Calculation times for the different numerical grids.....	76
Figure 54: Locations of vertical axis (yellow points) for the comparison of the vertical distribution of longitudinal velocity for the results of measurements and numerical models	79
Figure 55: With the help of the visualization method obtained (measurements) and with the numerical model and the k Epsilon turbulence model calculated vertical profiles of the longitudinal velocity U_x for various types of wall functions and the coefficient RH (the location of the vertical profile 1: $x/L = 0$, $y/B = -0,5$).....	79
Figure 56: With the help of the visualization method obtained (measurements) and with the numerical model and the k Epsilon turbulence model calculated vertical profiles of the longitudinal velocity U_x for various types of wall functions and the coefficient RH (the location of the vertical profile 2: $x/L=0,5$, $y/B=-0,5$).....	80
Figure 57: With the help of the visualization method obtained (measurements) and with the numerical model and the k Epsilon turbulence model calculated vertical profiles of the longitudinal velocity U_x for various types of wall functions and the coefficient RH (the location of the vertical profile 3: $x/L=1$, $y/B=-0,5$).....	81
Figure 58: With the help of the visualization method obtained (measurements) and with the numerical model and the k OmegaSST turbulence model calculated vertical profiles of the	

	<i>longitudinal velocity U_x for various types of wall functions and the coefficient RH (the location of the vertical profile 1: $x/L = 0$, $y/B = -0,5$)</i>	82
Figure 59:	<i>With the help of the visualization method obtained (measurements) and with the numerical model and the $k\Omega$SST turbulence model calculated vertical profiles of the longitudinal velocity U_x for various types of wall functions and the coefficient RH (the location of the vertical profile 2: $x/L=0,5$, $y/B=-0,5$)</i>	83
Figure 60:	<i>With the help of the visualization method obtained (measurements) and with the numerical model and the $k\epsilon$ turbulence model calculated vertical profiles of the longitudinal velocity U_x for various types of wall functions and the coefficient RH (the location of the vertical profile 3: $x/L=1$, $y/B=-0,5$)</i>	83
Figure 61:	<i>The impact of the coefficient RH («roughnessHeight») on the discharge over the gate for the variant L25_p7.5_Fr1_Fi0</i>	84
Figure 62:	<i>Empirically derived relations between the Manning roughness coefficient n_g and the sand roughness coefficient k_s</i>	85
Figure 63:	<i>With the help of the visualization method obtained (measurements) and with the numerical model and the LES-Smagorinsky turbulence model calculated vertical profiles of the longitudinal velocity U_x for various types of wall functions and the coefficient RH (the location of the vertical profile 1: $x/L = 0$, $y/B = -0,5$)</i>	86
Figure 64:	<i>With the help of the visualization method obtained (measurements) and with the numerical model and the LES-Smagorinsky turbulence model calculated vertical profiles of the longitudinal velocity U_x for various types of wall functions and the coefficient RH (the location of the vertical profile 2: $x/L=0,5$, $y/B=-0,5$)</i>	87
Figure 65:	<i>With the help of the visualization method obtained (measurements) and with the numerical model and the LES-Smagorinsky turbulence model calculated vertical profiles of the longitudinal velocity U_x for various types of wall functions and the coefficient RH (the location of the vertical profile 3: $x/L=1$, $y/B=-0,5$)</i>	88
Figure 66:	<i>Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the $k\epsilon$ (NM $k\epsilon$) and $k\Omega$SST (NM $k\Omega$SST) turbulence model calculated longitudinal velocities U_x in the plane E for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m$, $\varphi = 0^\circ$)</i>	90
Figure 67:	<i>Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the $k\epsilon$ (NM $k\epsilon$) and $k\Omega$SST (NM $k\Omega$SST) turbulence model calculated longitudinal velocities U_x in the plane D for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m$, $\varphi = 0^\circ$)</i>	91
Figure 68:	<i>Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the $k\epsilon$ (NM $k\epsilon$) and $k\Omega$SST (NM $k\Omega$SST) turbulence model calculated longitudinal velocities U_x in the plane C for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m$, $\varphi = 0^\circ$)</i>	92
Figure 69:	<i>Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the $k\epsilon$ (NM $k\epsilon$) and $k\Omega$SST (NM $k\Omega$SST) turbulence model calculated longitudinal velocities U_x in the plane B for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m$, $\varphi = 0^\circ$)</i>	92
Figure 70:	<i>Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the $k\epsilon$ (NM $k\epsilon$) and $k\Omega$SST (NM $k\Omega$SST) turbulence model calculated longitudinal velocities U_x in the plane A for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m$, $\varphi = 0^\circ$)</i>	93
Figure 71:	<i>Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the $k\epsilon$ (NM $k\epsilon$) and $k\Omega$SST (NM $k\Omega$SST) turbulence model calculated longitudinal velocities U_x in the plane F2 for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m$, $\varphi = 0^\circ$)</i>	93
Figure 72:	<i>Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the $k\epsilon$ (NM $k\epsilon$) and $k\Omega$SST (NM $k\Omega$SST) turbulence model calculated transverse velocities U_y in the plane E for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m$, $\varphi = 0^\circ$)</i>	94

Figure 73:	Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the $kEpsilon$ (NM $kEpsilon$) and $kOmegaSST$ (NM $kOmegaSST$) turbulence model calculated transverse velocities U_y in the plane D for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m, \varphi = 0^\circ$).....	95
Figure 74:	Location of the reflection of the light beam due to the steep slope of the water surface ..	95
Figure 75:	The locations of steep slopes of the water surface, calculated by using a numerical model and $kOmegaSST$ turbulence model (left) and waves on the water surface computed using LES-Smagorinsky turbulence model (right).....	96
Figure 76:	Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the $kEpsilon$ (NM $kEpsilon$) and $kOmegaSST$ (NM $kOmegaSST$) turbulence model calculated transverse velocities U_y in the plane C for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m, \varphi = 0^\circ$).....	96
Figure 77:	Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the $kEpsilon$ (NM $kEpsilon$) and $kOmegaSST$ (NM $kOmegaSST$) turbulence model calculated transverse velocities U_y in the plane A for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m, \varphi = 0^\circ$).....	97
Figure 78:	A comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the LES turbulence model (NM LES) calculated longitudinal velocities U_x in the plane E (a) and in the plane D (b) for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0.....	98
Figure 79:	A comparison of the contour of the measured (FM) and with the numerical model and use of LES turbulence model (NM LES) calculated longitudinal velocities U_x in the plane C (a) and in the plane B (b) for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0.....	99
Figure 80:	A comparison of the contour of the measured (FM) and with the numerical model and use of LES turbulence model (NM LES) calculated longitudinal velocities U_x in the plane A for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0	100
Figure 81:	Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of LES (NM LES) turbulence model calculated transverse velocities U_y in the plane E (a) and D (b) for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0	100
Figure 82:	Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of LES (NM LES) turbulence model calculated transverse velocities U_y in the plane B for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0	101
Figure 83:	Streamlines obtained on the basis of the measured (left) and the calculated velocities – $kOmegaSST$ turbulence model (right), plane D, $\varphi = 33^\circ$	102
Figure 84:	The linear correlation between the measured and the calculated flow rates at the outlet of the channel for different gate opening angles.....	104
Figure 85:	Coefficient $C\varphi$ in dependence on the opening gate angle φ	105
Figure 86:	Comparison of contours of the measured (a) and with $kEpsilon$ (b) and $kOmegaSST$ turbulence model (c) calculated water surface	106
Figure 87:	Locations of the longitudinal sections of water surfaces	107
Figure 88:	Longitudinal section of the water surface in the middle of the channel (longitudinal section 1), for the variant L20_Fr1_Fi0.....	107
Figure 89:	Longitudinal sections of the water surface for the variant L20_Fr1_Fi0: at the inner edge of the gate - the longitudinal section 2 (a); in the middle of the gate - the longitudinal section 3 (b); the outer edge of the gate - the longitudinal section 3 (c)...	108
Figure 90:	Linear correlation between the measured and with the numerical model calculated water levels for all seven variants of the additional measurements	110
Figure 91:	The water surface in the physical model (a) and with the help of the $kEpsilon$ turbulence model calculated water surface (b).....	110
Figure 92:	The linear correlation between the measured and with the numerical model ($kEpsilon$) calculated pressure on the gate.....	111
Figure 93:	Variants for the analysis of pressure at constant overflow heights h_{pr} and different φ ...	111
Figure 94:	Static pressure p_s acting on the gate as calculated by $kEpsilon$ turbulence model for different opening angles φ and for a fixed overflow height	114
Figure 95:	Hydrostatic pressure p_{hs} acting on the gate as calculated by $kEpsilon$ turbulence model for different opening angles φ and at a fixed overflow height	114

Figure 96: Difference between the static and hydrostatic pressure as calculated by kEpsilon turbulence model for different opening angles φ and at a fixed overflow height	115
Figure 97: The dependence of the resultant force due to the acting of different types of pressure on the gate from the opening gate angle φ for the present variants with a constant overflow height (h_1-p)	116
Figure 98: Handles of the resultant force due to the static pressure acting on the gate (a) and torsional moments in the hinge of the gate (b) for the variant with a constant overflow height (h_1-p)	117
Figure 99: Variants for the analysis of pressure at constant reservoir height h_2 and different φ	117
Figure 100: Static pressure acting on the gate as calculated by kEpsilon turbulence model for different opening angles φ for the variants with a fixed reservoir water level h_2 (pressure contours are Pa)	118
Figure 101: Static pressure acting on the gate as calculated by kEpsilon turbulence model for different angles of opening φ for variants with a fixed reservoir water level h_2 (the units of pressure contours are in Pa)	119
Figure 102: The difference between the static and the hydrostatic pressure acting on the gate as calculated by the kEpsilon turbulence model for different angles of opening φ and for the variants with a fixed reservoir water level h_2 (pressure contours are in Pa).....	119
Figure 103: Dependence of the resultant force due to various types of pressure acting on the gate on the opening angle φ for the present variants with a constant overflow height h_2 ...	120
Figure 104: Handles of the resultant force due to the static pressure acting on the gate (a) and torsional moments in the hinge of the gate (b) for the present variants with constant reservoir water level h_2	121
Figure 105: The separation of streamlines from the gate at different opening angles (orange represents the area under the consideration streamline)	121
Figure 106: Results of the numerical model (kEpsilon) for the example of an aerated (a) and unaerated zone under the gate (b)	122
Figure 107: From the results of the numerical model (kEpsilon) obtained trajectories over the gate for the example of an aerated (red trajectory) and unaerated zone under the gate (blue trajectory)	122
Figure 108: The increase of the velocities in the phase of air and the beginning of divergence (right: non-physical result).....	123
Figure 109: An example of unstable computation due to the high velocities in air in case of using the solver interFoam (blue line) and an example of a stable computation in the case of using the new solver interWaterFoam (red line).....	124
Figure 110: The relevance of results obtained with the new solver interWaterFoam (a) regarding the results of an unchanged solver interFoam (b)	124

LIST OF ANNEXES

ANNEX A: LABELS OF THE VARIANTS FOR THE VELOCITY MEASUREMENTS

ANNEX B: COMPARISON OF THE MEASURED AND CALCULATED VELOCITY CONTOURS

Annex B.1: Contours of the longitudinal velocities U_x

Annex B.2: Contours of the transverse velocities U_y

ANNEX C: COMPLEMENTATION OF THE SOFTWARE CODE OPENFOAM

*Annex C.1: New library *LimitedU.H**

*Annex C.2: New library *interWaterFoam.H**

*Annex C.3: Complementation of the library *alphaEqn.H**

OKRAJŠAVE

LDA	Laserska Dopplerjeva anemometrija (Lasser Doppler Anemometry)
PIV	Slikovna metoda (Particle Image Velocimetry)
PTV	Metoda sledenja delcev (Particle Tracking Velocimetry)
CAV	Računalniško podprta vizualizacijska metoda (Computer aided visualization)
ADE	Advekcijsko-difuzijska enačba
MKR	Metoda končnih razlik
MKV	Metoda končnih volumnov
MKE	Metoda končnih elementov
MRE	Metoda robnih elementov
LSE	Linearni sistem enačb
RDT	Računalniška dinamika tekočin
KE	Kontinuitetna enačba
DE	Dinamična enačba
DNS	Direktna numerična simulacija
LES	Simulacija velikih vrtincev (Large Eddy Simulation)
RANS	Reynoldsove povprečne Navier-Stokesove enačbe (Reynolds Averaged Navier-Stokes Equations)
RAS	Simulacija z Reynoldsovimi povprečenimi Navier-Stokesovimi enačbami (Reynolds Averaged Simulation)
RSM	Reynoldsov model strižnih napetost (Reynolds Stress Model)
SST	Transport strižnih napetosti (Shear Stress Transport)
SGS	Podmrežna struktura (Subgrid Scale)
PDE	Parcialne diferencialne enačbe
VOF	Metoda volumskih deležev (Volume of Fluid)
MAC	Metoda markerjev (Marker and Cell)
PLIC	Postopna linearna konstrukcija medfazne površine (Piecewise Linear Interface Construction)
FLAIR	Flux Line Segment Model For Advection And Interface Reconstruction
GAMG	Geometric Algebraic Multigrid
PCG	Preconditioned Conjugated Gradient
PBiCG	Preconditioned bi-Conjugated Gradient
RP	Robni pogoj
FM	Fizični model
NM	Numerični model

SIMBOLI

A	prečni prerez toka [m^2]; tudi površina, ki je obdana z neko krivuljo S (pri teoriji dvofaznega toka) [m^2]
B	širina glavnega korita (vodotoka) [m]
C_d	koeficient preлива [-]
C	koncentracija sledila [-]
C_s	Smagorinskyjev brezdimenzionalni empirični koeficient [-]
$C_{d,0}$	Koeficient ostrorobega preлива, oz. koeficient preлива v primeru popolnoma zaprte zapornice (t. j. v primeru vertikalne pozicije zapornice na bočnem prelivu) [-]
$C_{d,W}$	Koeficient preлива s širokim pragom, oz. koeficient preлива v primeru popolnoma odprte zapornice (t. j. v primeru horizontalne pozicije zapornice na bočnem prelivu) [-]
C_φ	novi vpeljani koeficient preлива za primer toka preko zaklopne zapornice na bočnem prelivu [-]
$c_\mu, c_{1\varepsilon}, c_{2\varepsilon}, c_{3\varepsilon}, \sigma_k, \sigma_\varepsilon$	empirične konstante pri k - ε modelu turbulence [-]
D	molekularna difuzivnost, difuzijska konstanta [m^2/s]
δ_{ij}	Kroneckerjev delta [-]
Δ	dolžina filtra pri LES [m]; tudi razlika dveh veličin
δ	Diracova delta funkcija [-]
E_i	specifična energija prereza i [m]
Fr	Froudeovo število [-]
Fr_1	Froudeovo število v glavnem kanalu gorvodno od bočnega preлива [-]
Fr_2	Froudeovo število v glavnem kanalu dolvodno od bočnega preлива [-]
F_s	rezultanta sil zaradi statičnih tlakov [N]
F_{hs}	rezultanta sil zaradi hidrostatičnih tlakov [N]
g	gravitacijski pospešek [m/s^2]
H	skupna energija nad kono preлива [m]; tudi Heavisideova funkcija (pri obravnavanju dvofaznega toka)
h	globina vode [m]
h_1	globina vode na gorvodnem koncu bočnega preлива [m]
h_2	globina vode na dolvodnem koncu bočnega preлива [m]
u_{krit}	kritična hitrost [m/s]
h_i	višina gladine v prerezu i glede na horizontalno primerjalno ravnino [m]
I_λ	trenjski gradient toka, naklon energijske črte [-]
I_d	vzdolžni padec glavnega korita [-]
h_{pr}	prelivna višina, tj. $h_1 - p$ [m]
k	kinetična energija [m^2/s^2]
κ	von Kármánova konstanta [-]
k_s	nadomestna hrapavost peska [m]
k_{st}	Stricklerjev koeficient hrapavosti
L	dolžina bočnega preлива (oz. tudi dolžina zapornice) [m]; tudi karakteristična dolžina turbulentnih struktur (pri obravnavi modelov turbulence) [m]

λ	koeficient trenja [-]; tudi merilo modela glede na naravo [-]
$M_{x,s}$	torzijski moment v tečaju zapornice zaradi statičnih tlakov na zapornici [Nm]
$M_{x,hs}$	torzijski moment v tečaju zapornice zaradi hidrostatičnih tlakov na zapornici [Nm]
\vec{n}	normalni vektor, ki je usmerjen proti medfazni površini (gladini) [-]
n_G	Manningov koeficient hrapavosti [$s \cdot m^{-1/3}$]
p	višina krone preliva, tj. višina praga nad dnom korita [m]; tudi višina od dna kanala do dolvodnega roba zapornice (nož zapornice) [m]; tudi statični tlak [Pa]
p_0	višina tečaja zapornice, tj. od dna korita do tečaja zapornice [m]
\bar{p}	časovno povprečen statični tlak [Pa]
p'	fluktuirajoči del statičnega tlaka [Pa]
p_{rgh}	tlak, od katerega je odštet hidrostatični tlak [Pa]
p_i	višina praga bočnega preliva v prerezu i glede na dno glavnega korita [m]
q	specifični pretok [m^2/s]
Q	pretok [m^3/s]
Q_s	pretok preko bočnega preliva [m^3/s]
r^2	koeficient linearne korelacije [-]
ρ_1	gostota faze 1 (npr. voda) [kg/m^3]
ρ_2	gostota faze 2 (npr. zrak) [kg/m^3]
S	poprečna vrednost sivine pikslov v izbranem oknu črnobelega slike [-]
S_r	ploščina površine Γ [m^2]
S	krivulja, ki obdaja medfazno površino [-]
τ_{ij}	Reynoldsove napetosti (v tem primeru normirane z gostoto tekočine) [m^2/s^2]
τ_s	strižna napetost [N/m^2]
u	merilna negotovost po standardu ISO1438:2008 [-]
U_x	komponenta hitrosti v vzdolžni smeri (t.j. vzdolžno na smer toka v glavnem kanalu) [m/s]
U_y	komponenta hitrosti v prečni smeri (t.j. prečno na smer toka v glavnem kanalu) [m/s]
u_i	komponenta hitrosti v koordinatni smeri x_i [m/s]
\bar{u}	časovno povprečena hitrost [m/s]
u'	fluktuirajoči del hitrosti [m/s]
u_τ	strižna hitrost [m/s]
U	komponenta hitrosti vzporedna s steno [m/s]
$u+$	normirana hitrost ob steni (pri obravnavi mejne plasti toka) [-]
\bar{u}	poprečna hitrost toka (v glavnem koritu) [m/s]
\bar{u}_b	poprečna u_b na lokaciji x/L (upoštevani meritvi v ravnini $z_z = p$ in $z_z = h$) [-]
ν_t	turbulentna viskoznost [m^2/s]
\vec{v}	vektor hitrosti [m/s]
$v_{y,q}$	povprečne prečne komponente hitrosti vzdolž roba zapornice, dobljene iz merjenega pretoka [m/s]
$v_{y,p}$	povprečne prečne komponente hitrosti vzdolž roba zapornice, dobljene iz merjenih hitrosti [m/s]
$v_{x,p}$	povprečne vzdolžne komponente hitrosti vzdolž roba zapornice, dobljene iz merjenih hitrosti [m/s]
W	širina krone preliva (merjena pravokotno na linijo krone) oz. širina zapornice [m]
w	utežna funkcija [-]
x	smer, vzporedna glede na os glavnega korita [-]; tudi razdalja v vzdolžni smeri [m]
$x_{t,s}$	prijemališče (v x smeri) rezultante sil na zapornici zaradi statičnih tlakov [m]

$x_{t,hs}$	prijemališče (v x smeri) rezultante sil na zapornici zaradi hidrostatičnih tlakov [m]
y	smer, pravokotna glede na os glavnega korita [-]; tudi razdalja v prečni smeri [m]
y_+	normirana oddaljenost od stene (pri obravnavi mejne plasti toka) [-]
$y_{t,s}$	prijemališče (v y smeri) rezultante sil na zapornici zaradi statičnih tlakov [m]
$y_{t,hs}$	prijemališče (v y smeri) rezultante sil na zapornici zaradi hidrostatičnih tlakov [m]
z	oddaljenost od dna glavnega korita, tudi višina [m]
Z_{dno}	razdalja dna korita do primerjalne ravnine [m]
α_B	Boussinesqov koeficient neenakomerne porazdelitve hitrosti, v literaturi pogosto oznaka β [-]
α_C	Coriolisov koeficient neenakomerne porazdelitve hitrosti [-]
α	indikatorska funkcija za sledenje medfazne površine [-]
Γ	površina neskončno majhnega elementa [m ²]
Θ	faktor relaksacije pri časovnih numeričnih shemah [-]
ν	kinematična viskoznost [m ² /s]
ρ	gostota tekočine [kg/m ³]
ρ_r	referenčna gostota [kg/m ³]
Φ	funkcija spremenljivega toka (De Marchi) [-]
Φ_b	delež bočnega odtoka, tj. razmerje bočnega prelivanja in dotoka, $\Phi_b = Q_b/Q_I$ [-]
φ	kot odprtja zapornice, kjer je zapornica v vertikalni legi pri $\varphi=90^\circ$ in horizontalni legi pri $\varphi=0^\circ$ [°] ali [rad]
ω	specifična disipacija kinetične energije
Ω	volumen neskončno majhnega elementa [m ³]
Ω_P	velikost končnega volumna [m ³]
ε	disipacija kinetične energije

ZAHVALA

Zahvaljujem se mentorju doc. dr. Tomu Bajcarju ter somentorju prof. dr. Franciju Steinmanu za trud in podporo tako v času izvajanja meritev v laboratoriju na Katedri za mehaniko tekočin, Fakulteti za gradbeništvo in geodezijo, Univerzi v Ljubljani, kot tudi ob pisanju doktorata ter za nasvete in namenjen čas. Zahvaljujem se tudi dr. Lovru Novaku za podporo in omogočitev izvajanja dolgotrajnih numeričnih izračunov na superračunalniku HPC Prelog na Fakulteti za strojništvo, Univerzi v Ljubljani ter Margit Berlič Ferlinc za lektoriranje. Prav tako se zahvaljujem družini za vso podporo in motivacijo med nastajanjem disertacije.

Ta stran je namenoma prazna.

1 UVOD

Disertacija sodi na področje hidrotehnike in hidravlike, v ožjem smislu pa na področje fizičnega in numeričnega hidravličnega modeliranja. Disertacija je zato razdeljena v dva dela. V prvem delu je poudarek na eksperimentalni analizi, kjer je bila med drugimi metodami uporabljena t. i. računalniško podprta vizualizacijska metoda za merjenje hitrostnih polj. V drugem delu pa je poudarek na numerični analizi, kjer je bilo uporabljeno programsko orodje OpenFOAM, ki vključuje med številnimi tudi 3D numerični model dvofaznega toka.

1.1 Hipoteza disertacije

Pri raziskavah potovanja poplavnih valov vzdolž struge in izlivanja vode iz struge se v glavnem daje precejšnja pozornost celoviti analizi tokov po strugi in inundaciji (Cverle, 2009, Gad-el-Hak, 2000, Lai in sod., 2000), medtem ko je manj raziskav na temo kvantifikacije hitrostnih polj ob bočnih prelivih. Le-ti so pri obravnavanju problematike prelivanja vode iz struge na poplavne ravnice ob visokovodnih dogodkih bistvenega pomena. Tako je pomembno za ustrezno obvladovanje in reagiranje ob poplavnih dogodkih tudi poznavanje hidravličnih razmer ob bočnih prelivih oz. razbremenilnikih, ki se uporabljajo za razbremenjevanje struge pri pojavu poplavnih valov. S tem se zagotovi izboljšanje odtočnih razmer in zmanjšanje poplavne nevarnosti na dolvodnih območjih.

Visokovodni razbremenilniki se uporabljajo tudi v kanalizacijskih omrežjih, kjer se višek padavinske vode odlije preko bočnega preliva, ki je po možnosti opremljen z zaklopno zapornico. Tudi v tem primeru je precej literature na temo ostrorobih bočnih prelivov, medtem ko smo zasledili veliko pomanjkanje literature na temo zaklopnih zapornic na bočnih prelivih.

Tako je po temeljitem pregledu obstoječe literature in ugotovitvi o pomanjkanju raziskav s področja odvisnosti različnih vplivnih parametrov na tokovne in tlačne razmere ob obravnavanih visokovodnih razbremenilnikih z zaklopnimi zapornicami bila izbrana naslednja hipoteza doktorske disertacije, ki je razdeljena na dva dela:

1. del:

»Meritve s pomočjo vizualizacijske metode na fizičnem modelu bočnega preliva z zaklopko bodo podale uporabne informacije o vplivu obratovanja zapornice na celotno 3D hitrostno polje toka preko preliva in zaklopke.«

2. del:

»S pomočjo 3D hitrostnega polja, dobljenega na osnovi meritev s fizičnega modela, bo možno določiti ustrezen 3D numerični model, ki bo dovolj natančno podal uporabne relacije med obratovanjem zapornice in tlačnimi razmerami ob zapornici.«

1.2 Cilji disertacije in potek nalog

Za čim bolj natančno analizo hidravličnih razmer ob bočnem prelivu je bil izbran pristop, kjer se uporabijo nekateri rezultati iz meritev na fizičnem modelu kot robni pogoji za matematični numerični model. Eksperimentalna analiza bo podala ustrezne informacije o odvisnosti vplivnih parametrov na tokovne razmere ob bočnem prelivu z zaklopno zapornico, medtem ko bo umerjen in verificiran

matematični numerični model podal ustrezne zveze med vplivnimi parametri in tlačnimi razmerami na zapornici. Če povzamemo, so bili za potrditev ali zavrnitev hipotez tako zastavljeni naslednji cilji:

- izvedba meritev hitrostnih polj z računalniško podprto vizualizacijsko metodo v različnih horizontalnih in vertikalnih ravninah, meritev pretokov ter meritev gladin v bližnjem območju zapornice na fizičnem modelu bočnega preliva z zaklopno zapornico ob različnih geometrijskih in operativnih parametrih zapornice ter različnih vplivnih hidravličnih parametrih,
- določiti vpliv geometrijskih, hidravličnih in operativnih parametrov zaklopne zapornice na hitrostna polja in pretočnost objekta (t. j. bočnega preliva z zaklopno zapornico),
- preveriti ujemanje dobljenih zvez izmerjenih veličin in vplivnih parametrov z ugotovitvami iz literature,
- preveriti ustreznost uporabe obstoječih pretočnih enačb za bočne prelive za primer bočnega preliva z zaklopno zapornico in jih po potrebi dopolniti oz. izdelati novo enačbo, ki bo vključevala še dodatne vplivne parametre,
- izdelati 3D numerični model za izbrane obravnavane primere bočnega preliva z zaklopno zapornico,
- umeriti in verificirati 3D numerični model na osnovi izvedenih meritev hitrostnih polj, pretokov in gladin,
- preveriti ustreznost različnih modelov turbulence in izbrati tistega, kjer je sovpadanje rezultatov z meritvami najustreznejše,
- podati najustreznejše izbrane parametre numeričnega modela in preveriti ter podati ustrezen model turbulence, ki dovolj dobro opisuje obravnavano vrsto toka vode,
- iz vrednotenja tlakov na zapornico iz rezultatov numeričnega modela za različne primere vplivnih geometrijskih, hidravličnih in operativnih parametrov.

1.3 Zgradba disertacije

V uvodu je podana hipoteza disertacije ter cilji disertacije in potek nalog, ki so bile potrebne za potrditev ali zavrnitev hipotez. Prav tako je podana zgradba disertacije. Teoretične osnove so razdeljene na dva poglavja. V prvem so opisane metode, ki so bile uporabljene za potrditev ali zavrnitev hipotez. Obravnavane so tako eksperimentalne kot tudi numerične metode. Prav tako je podan kratek opis lastnosti uporabljenega 3D numeričnega modela. Drugi del teoretičnih osnov pa se nanaša na obstoječo literaturo s področja bočnih prelivov in zaklopnih zapornic. V tem poglavju so podane bistvene ugotovitve dosedanjih študij ter njihove pomanjkljivosti.

Analiza rezultatov je razdeljena na dva dela. V prvem je obravnavana eksperimentalna analiza, kjer so podane ugotovitve v povezavi z meritvami hitrostnih polj in pretokov. V tem poglavju je tudi podana dopolnitev pretočne enačbe, v katero je vpeljan dodatni koeficient, ki obravnavana vpliv geometrijskih, hidravličnih in operativnih parametrov na pretok vode preko zapornice na bočnem prelivu. V drugem delu analize rezultatov je obravnavana numerična analiza, kjer je podana primerjava rezultatov numeričnega modela in meritev hitrosti, gladin in tlakov. Prav tako je v tem poglavju podana odvisnost porazdelitve tlakov na zapornico zaradi toka vode od vplivnih hidravličnih in operativnih parametrov zapornice. V sklopu numerične analize je bila delno dopolnjena tudi koda numeričnega modela z namenom izboljšanja rezultatov in izboljšanja robustnosti modela za obravnavan tok vode.

V zaključkih so podane bistvene ugotovitve vseh analiz. Prav tako pa so rezultati in dosežki disertacije ovrednoteni s strani izvirnega prispevka k znanosti.

2 TEORETIČNE OSNOVE

2.1 Fizično modeliranje in eksperimentalne metode

Fizični hidravlični modeli so lahko zgrajeni v različnih merilih, ki je lahko enotno ali vertikalno oz. horizontalno distorzirano (t. j. merilo višin je drugačno kot merilo dolžin). Vsak fizični hidravlični model mora izpolnjevati kriterije hidravlične modelne podobnosti, ki zajema geometrijsko podobnost (dolžine, površine, prostornine), kinematično podobnost (časi, hitrosti) in dinamično podobnost (sile, masa). V hidravličnih raziskavah sta najpogosteje uporabljena Froudeov modelni zakon za tokove, pri katerih prevladuje sila težnosti (tok s prosto gladino, valovi) in Reynoldsov modelni zakon za tokove, pri katerih prevladujejo sile trenja (Cverle, 2009).

2.1.1 Modelna podobnost

Modelna podobnost pri toku s prosto gladino največkrat temelji na Froudeovi podobnosti (Froudeovi številci modela in narave morata biti enaki). Froudeova modelna podobnost pa je zadovoljiva in primerna, če sila težnosti prevladuje nad silo viskoznosti – primeri toka s prosto gladino v rekah, jezerih idr. (Rajar, 1997). V primeru Froudeove modelne podobnosti mora veljati:

$$Fr_{FM} = Fr_{nar} = \sqrt{\frac{B_{FM} Q_{FM}^2}{g A_{FM}^3}} = \sqrt{\frac{B_{nar} Q_{nar}^2}{g A_{nar}^3}}, \quad (1)$$

kjer pomeni indeks »FM« fizični model, »nar« pa narava. V zgornji enačbi predstavlja B širino pretočnega prereza, A površino pretočnega prereza, Q pretok ter g gravitacijski pospešek.

Kadar se fizični model geometrijsko popolnoma ujema s stanjem v naravi (model je v merilu $1:\lambda$), lahko po Froudeovi modelni podobnosti uporabimo naslednja merila za prenos količin iz narave na model (Rama–Durgaiyah, 2002):

- za dolžino in tlačno višino..... $1:\lambda$,
- za površino..... $1:\lambda^2$,
- za prostornino..... $1:\lambda^3$,
- za hitrost in čas..... $1:\lambda^{1/2}$,
- za pretok..... $1:\lambda^{5/2}$,
- za silo..... $1:\lambda^3$.

Za primere bočnih prelivov je Froudeovo modelno podobnost najpomembneje zagotoviti v dotočnem, t. j. gorvodnem profilu od mesta bočnega preliva.

2.1.2 Merilne tehnike za merjenje hitrostnih polj

Meritve hitrosti fluidov segajo že precej desetletij nazaj. Zaradi potrebe po natančnejših meritvah se razvijajo tudi natančnejše eksperimentalne metode, s katerimi je možno določiti hitrostno polje toka tekočine. Še posebej so natančnejše meritve potrebne v primerih, kjer pride do izrazitega turbulentnega toka in s tem do fluktuacij hitrosti in tlakov.

Za merjenje hitrosti toka vode se uporabljajo različne metode. Najenostavnejše in najmanj natančne so meritve s Pitot-Prandtlovo cevko, kjer se izmeri skupno energijo (potencialno in kinetično), nato pa se

hitrost v smeri cevke izračuna iz dinamičnega tlaka. Zaradi potrebe po natančnejših meritvah hitrosti vodnega toka so se v zadnjih desetletjih začele uporabljati metode z manjšo merilno negotovostjo ter večjo krajevno in časovno resolucijo. Takšne metode so npr. Laserska Doppler anemometrija (Laser Doppler anemometry oz. LDA v nadaljevanju), metoda z vročo žičko (Hotwire v nadaljevanju) ter različne vizualizacijske metode, ki temeljijo na snemanju toka z visokofrekvenčno kamero, hitrosti pa se iz vrednotijo v fazi obdelovanja posnetkov.

LDA temelji na meritvi frekvence svetlobe, ki jo seva delec v toku, če je osvetljen z dvema laserskima žarkoma (Puharic in sod., 2007, Tropea in sod., 2016). Zaradi Dopplerjevega efekta se namreč valovna dolžina svetlobe ustrezno spremeni glede na relativno hitrost potovanja delca v toku fluida. Pri teh meritvah je treba v tok fluida dodati delce, ki so pasivni in ne spreminjajo hitrostnega polja v njihovi okolici ter popolnoma sledijo toku. Metoda obsega merjenje hitrosti v posameznih točkah (oz. zelo majhnem merilnem volumnu), kjer se sekata laserska žarka. Pozitivni lastnosti te metode sta vsekakor neinvazivnost (brez posredovanja v tok) ter velika natančnost. Meritve z LDA pa so zaradi laserjev precej drage, prav tako je potrebna dovolj velika transparentnost med izvirom laserja, merjenega objekta ter foto-detektorjem.

Hotwire meritve oz. meritve z vročo žičko, temeljijo na konvektivni teoriji prenosa toplote (Tropea in sod., 2016). V tok fluida je treba vstaviti tanko žičko, ki se zagreje s pomočjo električnega toka. Na osnovi izgubljene toplote zaradi toka fluida je nato možno izračunati hitrosti fluida. Krajevna resolucija in natančnost meritev je v veliki meri odvisna od velikosti žičke. Z razliko od LDA metode je pri Hotwire metodah potrebno umerjanje pred vsakimi meritvami, saj se na žički lahko naberejo različne primesi.

Klasične vizualizacijske metode toka fluidov se v veliki meri uporabljajo za kvalitativne meritve toka (Adrian, 2005). Pri tem so glavni rezultati npr. trajektorije in razne strukture, ki nastanejo v toku. Z ustreznim post–procesiranjem pa je možno določiti tudi vrednosti posameznih komponent hitrosti toka fluida (kvantifikacija hitrostnega polja). Že nekaj časa so v uporabi metode, kot sta npr. Particle image velocimetry (PIV v nadaljevanju) ter Particle tracking velocimetry (PTV v nadaljevanju). Obe metodi temeljita na analizi zaporednih slik, posnetih z visokofrekvenčno kamero, pri tem pa se razlikujeta v pristopu opisa toka fluida, saj temelji PIV metoda na Eulerjevem pristopu, medtem ko temelji metoda PTV na Lagrangevem pristopu, kjer ne obravnavamo gibanja delcev v nekem omejenem oknu, ampak sledimo premikanju delca na različnih zaporednih slikah (Tropea in sod., 2016, Laramée in sod., 2004). S posebnimi algoritmi je nato možno iz posnetkov pridobiti korelacije med različnimi spremenljivkami v zaporednih posnetkih ter na tak način iz vrednotiti hitrosti v različnih smereh.

Računalniško podprta vizualizacijska metoda (Computer aided visualization oz. CAV v nadaljevanju), ki je obravnavana v tem delu, pa je bila razvita na Fakulteti za strojništvo, Univerzi v Ljubljani, ter se v zadnjih letih uspešno uporablja za meritve hitrostnega polja za različne hidravlične primere pa tudi za meritve sedimentacije (usedanja) različnih delcev v usedalnikih. Z razliko od metod, opisanih v prejšnjem odstavku (PIV in PTV), kjer se hitrosti iz vrednotijo iz posnetkov na osnovi korelacij spreminjanja sivine med zaporednimi slikami, temelji CAV metoda na fizikalnih relacijah, ki nastopajo v advekcijsko–difuzijski enačbi.

2.1.3 Računalniško podprta vizualizacijska metoda za merjenje hitrostnih polj

Z razliko od ostalih metod (LDA, Hotwire) je možno z obravnavano računalniško podprto vizualizacijsko metodo izmeriti (oz. izračunati) celotno 3D hitrostno polje nekega hidro– ali aero–

dinamičnega primera s precej dobro krajevno ločljivostjo. S posameznim posnetkom (videom) lahko določimo 2D hitrostno polje v neki ravnini, ki jo prej osvetlimo z laserjem. Z izbiro različnih ravnin dobimo tako na koncu celotno 3D hitrostno polje.

Pozitivna lastnost metode je tudi ta, da lahko iz vrednotimo dejanske trenutne hitrosti, v katerih je vpliv turbulence že vključen. Tako povprečenje spremenljivk (Reynoldsova dekompozicija) ni potrebna, rezultati meritev pa podajajo vrednosti hitrosti v določenem trenutku in ne povprečenih vrednosti po času. Meritve so zato precej primerne za primerjavo z numeričnimi modeli turbulence, ki ne povprečijo spremenljivk po času, ampak uporabljajo krajevni filter (Large eddy simulation oz. simulacije velikih vrtincev). Z metodo posredujemo v vodni tok samo z dodajanjem sledila, ki je potrebno za določitev različnih odtenkov sivine (koncentracije) v vodnem toku. V nadaljevanju so na kratko povzete dobre in slabe lastnosti CAV metode za merjenje hitrostnega polja.

Prednosti CAV

- *Nekontaktna (ne-invazivna) metoda (ne posreduje v vodni tok – razen sledila).*
- *Izmeri se lahko celotno 3D hitrostno polje (natančnost je v veliki meri odvisna od časovne in krajevne ločljivosti kamere).*
- *Ne poda samo povprečenih hitrosti v nekem obdobju ampak dejanske hitrosti v določenem trenutku (real time measurement). S tem je možno analizirati tudi vpliv fluktuacij hitrosti zaradi turbulence.*

Slabosti CAV

- *Metoda še ne omogoča določitve tlačnega polja.*
- *Problemi z osvetlitvijo (stene modela morajo biti prozorne zaradi osvetlitve z laserjem). Uporabna samo za meritve v laboratoriju.*
- *V vodni tok je treba vnesti ustrezno sledilo (polutant), kar pa lahko ima negativne posledice v primeru meritev na terenu (vodotokih).*

Osnovna ideja CAV metode je ta, da se izvede prehod od polja koncentracij sledila do vrednosti hitrosti preko adveksijsko difuzijske enačbe (v nadaljevanju ADE), ki je podana v nadaljevanju.

$$\begin{array}{c} \text{časovna} \\ \text{sprememba} \\ \text{koncentracije} \end{array} \frac{\partial C}{\partial t} = \overset{\text{advekcija}}{-\frac{\partial(v_i C)}{\partial x_i}} + \overset{\text{difuzija}}{D \frac{\partial^2 C}{\partial x_i^2}}, \quad (2)$$

kjer so:

- C koncentracija,
- v_i hitrost v smeri i ter
- D difuzijska konstanta.

Metoda temelji na predpostavki, da je kinematika sledila zajeta v ADE, ki povezuje advektivne in difuzivne mehanizme transporta dodane snovi v osnovni vodni tok (Bajcar in sod., 2009). Pri tem je treba poudariti, da se koncentracija ne meri direktno, temveč je uporabljena predpostavka o premosorazmerju med koncentracijo in odtenki sivine na posnetih slikah toka fluida. Z določitvijo vseh členov v ADE, v katerih ne nastopajo hitrosti, ampak samo koncentracija (difuzijski in časovno spreminjajoči se člen), ostanejo v enačbi edine neznanke hitrosti. Le-te pa je nato možno izračunati

numerično s pomočjo metode končnih razlik. Splošen potek metode je prikazan na naslednji shemi, kjer pomeni okrajšava LSE linearni sistem enačb, MKR pa metodo končnih razlik.



Slika 1: Shema poteka določitve hitrostnega polja

Figure 1: Algorithm of the velocity field quantification

- *Aproksimacija časovnih odvodov v ADE*

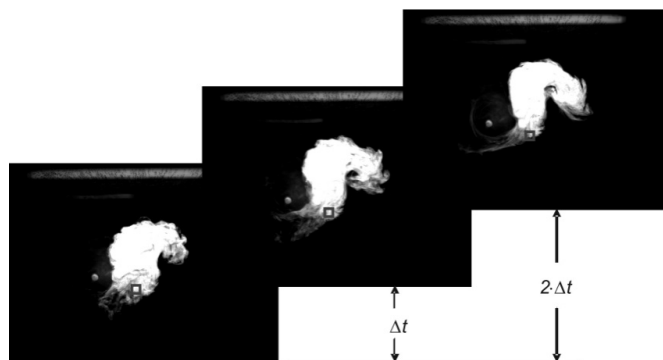
Aider in Westfreid (1995) ter Simoens in Ayrault (1994) so pokazali, da je razmerje med vrednostjo sivin in koncentracijo sledila v enačbi linearno

$$S \propto C, \quad (3)$$

kjer S označuje povprečno vrednost sivine v izbranem oknu pikselov črno-bele slike. Ker poznamo čas med dvema zaporednima slikama Δt (kar se enostavno določi iz frekvence, s katero kamera zajema slike), lahko časovni člen $\partial C/\partial t$ v enačbi (4) aproksimiramo z izrazom:

$$\frac{\partial C}{\partial t} \approx \frac{\Delta S}{\Delta t}, \quad (4)$$

kjer ΔS označuje razliko poprečne vrednosti sivine v fiksnem oknu med dvema zaporednima slikama, posnetima v časovnem zamiku Δt . Numerični izračun časovnega odvoda koncentracije $\partial C/\partial t$ se izvede z upoštevanjem povprečnih vrednosti sivin S okna, katerega položaj je fiksiran na zaporedju slik, kot kaže slika 2:

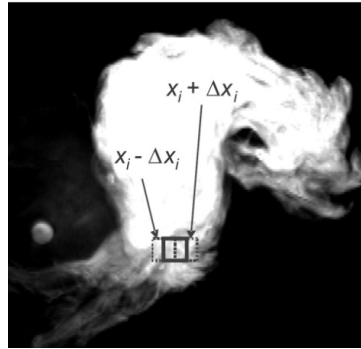


Slika 2: Izračun časovnega odvoda koncentracije C (Bajcar in sod., 2009, str. 217)

Figure 2: Calculation of the time derivative of concentration C (Bajcar et al., 2009, str. 217)

- *Aproksimacija krajevnih odvodov v ADE*

Krajevne odvode koncentracije sledila $\partial C/\partial x_i$, ki nastopajo v enačbi (2) v difuzijskem členu, se lahko izračuna iz posamezne slike toka. V tem primeru se premika okno, in sicer v izbrani smeri x_i , da dobimo krajevno razliko povprečne vrednosti sivine S , kot kaže slika 3:



Slika 3: Določitev krajevnega odvoda koncentracije C (Bajcar in sod., 2009, str. 218)

Figure 3: Calculation of the space derivative of concentration C (Bajcar et al., 2009, p. 218)

Izračun krajevnih odvodov se lahko izvede z uporabo standardnih numeričnih tehnik, kakršna je metoda centralnih razlik (Mathews in Kurtis, 2004), kot kažeta naslednji enačbi:

$$\frac{\partial C}{\partial x_i} = \frac{S(x_i + \Delta x_i) - S(x_i - \Delta x_i)}{2\Delta x_i} , \quad (5)$$

$$\frac{\partial^2 C}{\partial x_i^2} = \frac{S(x_i + \Delta x_i) - 2S(x_i) + S(x_i - \Delta x_i)}{(\Delta x_i)^2} . \quad (6)$$

V 2D sistemu predstavlja enačba (2) dve linearni diferencialni enačbi z dvema neznankama, t. j. dvema komponentama hitrosti. Pri reševanju takega sistema enačb je treba določiti začetne pogoje, kar pa je pogosto težavno in zahtevno zaradi dejstva, da kinetične lastnosti toka v splošnem niso znane, razen če so izmerjene z neko drugo metodo. Namesto tega se sistem diferencialnih enačb (2) lahko pretvori v sistem navadnih linearnih enačb, v katerem so neznanke komponente hitrosti in odtenki sivine. Taki sistemi so v splošnem numerično enostavno rešljivi in se obnesejo tudi, če so predoločeni (t. j. število enačb je večje od števila neznank). V primerjavi s sistemom diferencialnih enačb se torej število neznank podvoji, kar povzroči, da so za 2D sistem potrebne vsaj štiri navadne enačbe. Vsaka enačba potrebuje dve zaporedni sliki toka zaradi izračuna časovnega odvoda.

V ADE nastopa še molekularna difuzija D_{mol} , ki predstavlja snovno lastnost in je definirana za različni tlak in temperaturo. Ugotovljeno je bilo, da difuzija nima bistvenega vpliva na meritve hitrostnih polj z obravnavano metodo v primerih gravitacijskega toka vode, saj v tem prevladuje konvekcija (Novak, 2012).

Z uporabo vseh aproksimacij (4), (5) in (6) in ADE lahko namesto sistema parcialno diferencialnih enačb zapišemo sistem linearnih enačb, kjer nastopajo kot edine neznanke komponente hitrosti:

$$\frac{\Delta S(x_i)}{\Delta t} = -u_i \frac{S(x_i + \Delta x_i) - S(x_i - \Delta x_i)}{2\Delta x_i} + D_{mol} \frac{S(x_i + \Delta x_i) - 2S(x_i) + S(x_i - \Delta x_i)}{(\Delta x_i)^2} . \quad (7)$$

Metoda je bila verificirana že na več primerih (Bajcar in sod., 2009, Bajcar in sod., 2010), med drugim pa je bila uporabljena tudi za meritve toka s prosto gladino, prav za primer ostrorobega bočnega preliva (Novak in sod., 2012). Kot najustrežnejše sledilo za namen meritev z vizualizacijsko metodo so se izkazali vodikovi mehurčki, ki jih je možno izdelati s pomočjo galvanskega člana (Novak in sod., 2012). Sledilo namreč ne sme ovirati naravnega vodnega toka, prav tako pa mora biti ustrezno iz vidika

pravih rezultatov (vpliv vzgona, vpliv sledila na vodni tok, razvidnost sledila na črno belih videoposnetkih). V prejšnjih raziskavah je bilo pokazano, da znaša merilna negotovost metode 5 % (Bajcar in sod., 2009). Algoritem za izvedenost hitrosti iz posnetih črnobelih slik po zgoraj navedenih enačbah in postopkih je vključen v programsko opremo ADMflow (Bizjan in sod. 2014), ki je bila izdelana v sklopu razvoja metode.

2.1.4 Merilna negotovost

Merilna negotovost je za potrebe te disertacije pomembna predvsem v povezavi z meritvami pretokov (merilni preliv) in določitvijo hitrostnih polj toka na podlagi snemanja vodikovih mehurčkov. V prvem primeru lahko uporabimo standard ISO 1438:2008, saj gre za klasično metodologijo. Splošno merilno negotovost računalniško podprte vizualizacijske metode pa so ugotovili in podali drugi avtorji, ki so se ukvarjali z omenjeno metodo. V nadaljevanju je podanih nekaj splošnih teoretičnih osnov merilne negotovosti, medtem ko je ocenjena merilna negotovost opravljenih meritev podana v poglavju o rezultatih eksperimentalne analize (t. j. poglavje 3.4).

O meritvah in pogreških obstaja veliko gradiva, npr. Bergelj (2002), Solar (2001), Mikola in Golob (2001), Jeglič (1977) ter Kirkup in Frenkel (2006), vendar je v nadaljevanju namenoma predstavljen le povzetek standarda ISO 1438:2008 – dodatek C, saj le-ta podaja teoretične osnove merilne negotovosti za aplikacije hidrometrije. Poudariti velja, da so pri tem oznake veličin enake kot v standardu, npr. u pomeni merilno negotovost (ang. *uncertainty*) in ne hitrost.

Standard navaja, da za vrednosti pretokov lahko določimo: (a) funkcijo verjetnostne gostote, t. j. verjetnost, da meritev pretoka pri stalnih razmerah zavzame posamezno vrednost zaradi negotovosti različnih komponent merilnega procesa, (b) histogram meritev pretoka in (c) standardno deviacijo meritev. Ker gre za znane pojme iz vede o statistiki, jih na tem mestu ne obravnavamo podrobneje.

Za večino merilnih sistemov je rezultat meritve izpeljan iz nekaj spremenljivk. Tako je na primer meritev pretoka Q v pravokotnem koritu lahko izražena kot funkcija neodvisnih spremenljivk b (širina korita), h (globina vode) in v (poprečna hitrost), ki so vse merjene neodvisno. Tako kot so b , h in v kombinirane za določitev vrednosti Q , je treba kombinirati tudi vsako komponento negotovosti, da se določi vrednost skupne negotovosti $u_c(Q)$. To se stori z oceno občutljivosti vrednosti Q na majhno spremembo Δ vrednosti b , h ali v . Tako je:

$$\Delta Q = \frac{\partial Q}{\partial b} \Delta b + \frac{\partial Q}{\partial h} \Delta h + \frac{\partial Q}{\partial v} \Delta v \quad , \quad (8)$$

kjer so parcialni odvodi $\partial Q/\partial b$, $\partial Q/\partial h$ in $\partial Q/\partial v$ koeficienti občutljivosti. Za enačbo $Q = bhv$ je to enako:

$$\frac{\Delta Q}{Q} = \frac{\Delta b}{b} + \frac{\Delta h}{h} + \frac{\Delta v}{v} \quad . \quad (9)$$

V analizi negotovosti so vrednosti $\Delta Q/Q$, $\Delta b/b$, $\Delta h/h$ in $\Delta v/v$ brezdimenzijske standardne negotovosti. Označene so kot $u_c^*(Q)$, $u^*(b)$, $u^*(h)$ in $u^*(v)$. Ker so negotovosti vrednosti b , h in v medsebojno neodvisne, velja naslednja enačba:

$$u_c^*(Q) \cong \sqrt{u^*(v)^2 + u^*(b)^2 + u^*(h)^2} \quad . \quad (10)$$

2.2 Numerične metode

Numerični modeli toka vode s prosto gladino se z napredovanjem računalniške opreme v zadnjih letih vedno več uporabljajo tudi v praksi. Uporabljajo se npr. za modeliranje različnih vrst tokov ob raznovrstnih hidrotehničnih objektih (Zhenweia, in sod. 2012, Mangarulkar, 2010, Qian in sod., 2009, Oblasser, 2011, Reda, 2011). Prav tako se v praksi vedno več pojavljajo numerični modeli, ki obravnavajo interakcijo tekočine in trdnine (Pani in sod., 2008). Namen numeričnih modelov, ki simulirajo tok tekočine, je, da z določenimi enačbami, ki nimajo analitične rešitve, opišejo neko določeno stanje (dinamiko) toka tekočine v nekem omejenem prostoru. Večina numeričnih hidravličnih modelov temelji na reševanju Navier-Stokesovih enačb.

2.2.1 Osnovne enačbe

Osnovne enačbe v računalniški dinamiki tekočin (RDT) so izpeljane iz ohranitvenih zakonov mase, gibalne količine, energije in snovi v diferencialni obliki. Osnovo za izpeljavo ohranitvenih zakonov pa predstavlja t. i. Reynoldsov prenosni teorem za nestisljivo tekočino, ki pravi, da je skupna sprememba spremenljivke v nekem območju (volumnu) možna le, če obstajajo izviri ali ponori te spremenljivke v tem istem območju.

V nadaljevanju so podane osnovne parcialne diferencialne enačbe, imenovane tudi Navier-Stokesove enačbe v konservativni obliki, ki se uporabljajo za račun gibanja tekočine. Enačbe so izpeljane iz ohranitvenih zakonov, to so zakoni o ohranitvi mase, gibalne količine ter energije.

Zakon o ohranitvi mase: Kontinuitetna enačba (KE)

Op.: ob predpostavki nestisljivosti vode in upoštevanju Boussinesqove aproksimacije, da se vpliv spremenljive gostote upošteva le v vzgonskem členu dinamične enačbe

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0, \quad \left(\frac{\partial \rho}{\partial t} = 0 \text{ in } \frac{\partial \rho}{\partial x_i} = 0 \right). \quad (11)$$

Zakon o ohranitvi gibalne količine: Dinamična enačba (DE)

$$\underbrace{\frac{\partial u_i}{\partial t}}_{\text{časovni člen}} + \underbrace{\frac{\partial u_i u_j}{\partial x_j}}_{\text{konvektivni člen}} = - \underbrace{\frac{1}{\rho_r} \frac{\partial p}{\partial x_i}}_{\text{gradient tlaka}} + \underbrace{\nu \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_j \partial x_j}}_{\text{viskozni člen}} + \underbrace{g_i \frac{\rho - \rho_r}{\rho_r}}_{\text{vzgonski člen}}, \quad (12)$$

kjer so:

u_i	komponenta hitrosti v koordinatni smeri x_i
p	statični tlak,
ν	kinematična viskoznost,
ρ in ρ_r	gostota in referenčna gostota tekočine,
t	čas in
g_i	pospešek v smeri x_i .

Do sedaj te enačbe še niso bile rešene analitično, zato se za reševanje uporabljajo različne numerične metode, kot so metoda končnih volumnov, metoda končnih razlik, metodi končnih in robnih elementov itd. Teoretično opisujejo te enačbe tudi turbulenco, ker pa jih je treba numerično rešiti, pride pri tem do napake. Če bi numerično mrežo lahko neskončno zgostili, bi se približali točni rešitvi (analitični), s tem bi pa zajeli tudi vpliv turbulence. V to smer se danes razvija t. i. direktna numerična simulacija (DNS), ki pa zaradi premajhne zmogljivosti računalnikov v praksi še ni širše prisotna. Z namenom, da bi v hidravličnih izračunih dovolj natančno zajeli tudi vpliv turbulence, pri tem pa se ne bi preveč povečala zahtevnost simulacij (glede na čas simuliranja in zmogljivosti računalnikov), so v prejšnjem stoletju pričeli z razvojem t. i. modelov turbulence. Osborne Reynolds je prvi predlagal bolj statistični pristop k reševanju problema turbulence, kjer je vse spremenljivke razdelil na dva dela, in sicer na povprečno vrednost (brez vpliva turbulence) in fluktuirajoči del spremenljivke (vpliv turbulence):

$$u_i = \bar{u}_i + u_i', \quad p = \bar{p} + p'. \quad (13)$$

Pri tem je čas, preko katerega so spremenljivke povprečene, velik v primerjavi z rangom časovnih sprememb fluktuacij in majhen v primerjavi s časovnimi spremembami zaradi nestalnega toka. Če vpeljemo enačbe novih spremenljivk (13) v osnovne Navier–Stokesove enačbe, tako dobimo naslednjo obliko enačb (ob predpostavki nestisljivosti vode in Boussinesqove aproksimacije):

Kontinuitetna enačba s časovno povprečenimi spremenljivkami

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0, \quad (14)$$

Dinamična enačba s časovno povprečenimi spremenljivkami

$$\underbrace{\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t}}_{\text{časovni člen}} + \underbrace{\frac{\partial \bar{u}_i \bar{u}_j}{\partial x_j}}_{\text{konvektivni člen}} = - \underbrace{\frac{1}{\rho_r} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i}}_{\text{gradient tlaka}} + \underbrace{\frac{\partial}{\partial x_j} \left(\nu \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} - \overline{u_i' u_j'} \right)}_{\text{viskozni člen}} + \underbrace{g_i \frac{\rho - \rho_r}{\rho_r}}_{\text{vzgonski člen}}. \quad (15)$$

Enačbe v takšni obliki se imenujejo »Povprečene Reynoldsove Navier–Stokesove enačbe« (Reynolds Average Navier–Stokes oz. RANS). Kot je opazno, pa sedaj sistem enačb ni več zaprt, saj se je na račun t. i. dodatnih turbulentnih členov število spremenljivk povečalo, medtem ko je število enačb ostalo enako. V enačbah se tako pojavijo dodatne spremenljivke $\overline{u_i' u_j'}$. Pri 3D problemih pride tako do povečanja števila neznank v dinamični enačbi iz 4 na 10. V dinamični enačbi lahko dodatne spremenljivke definiramo kot tenzor (6 spremenljivk, pri tem nastopajo 3 v tenzorju dvakrat, saj je tenzor simetričen), poznan tudi pod imenom »Reynoldsov napetostni tenzor«. Za rešitev takšnega nedoločenega sistema enačb so namenjeni t. i. modeli turbulence, ki zaprejo sistem enačb z dodatnimi diferencialnimi ali algebrskimi enačbami tako, da je število enačb enako številu neznank.

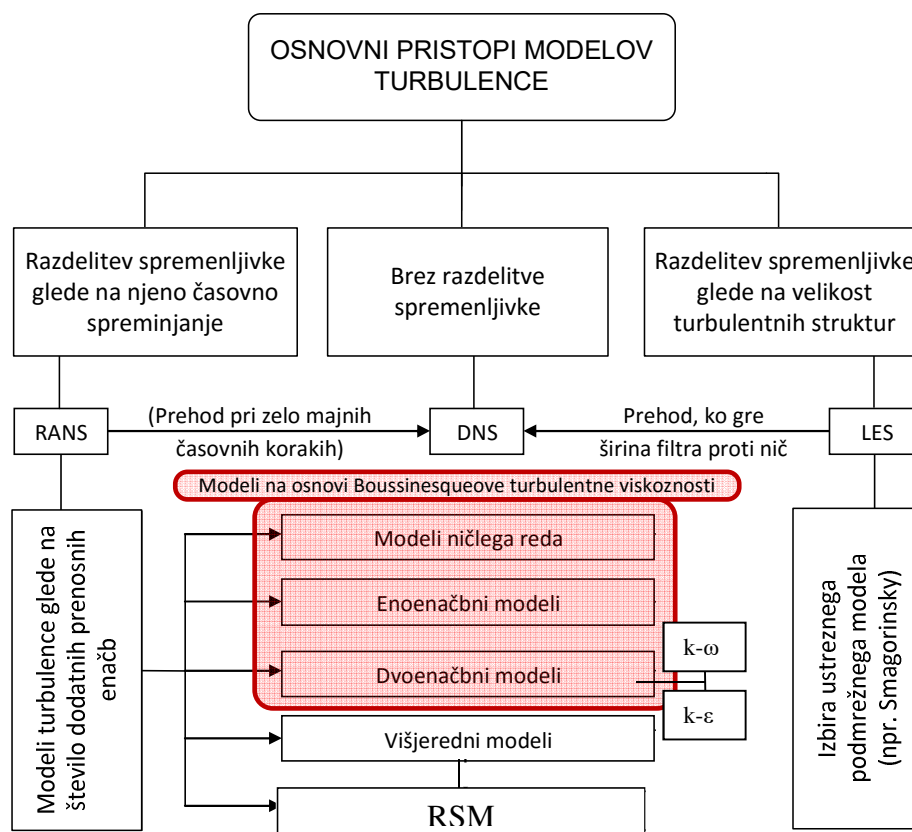
2.2.2 Modeli turbulence

To poglavje je v glavnem povzeto po Rodi (1993) in Wilcox (1998). Osnovna ideja modelov turbulence je dobiti določen sistem povprečenih Reynoldsovih enačb, ki vsebujejo še dodatne turbulentne spremenljivke $\overline{u_i' u_j'}$. Sistem lahko zaključimo s tem, da dodamo enačbo za vsako dodatno turbulentno

spremenljivko, za katero lahko zapišemo ali dodatno transportno enačbo, algebrajski izraz (empirični) ali enačbo, zasnovano na Boussinesqovi hipotezi.

Modele turbulence lahko razdelimo glede na različne kriterije:

- 1.) glede na način reševanja dodatnih turbulentnih spremenljivk:
 - koncept turbulentne viskoznosti,
 - reševanje posameznih dodatnih turbulentnih členov.
- 2.) glede na število dodatnih parcialnih diferencialnih enačb:
 - ničenačbni oz. algebrajski,
 - enoenačbni (1 dodatna transportna oz. parcialna diferencialna enačba),
 - dvoenačbni (2 dodatni transportni oz. parcialni diferencialni enačbi),
 - višjeredni (model Reynoldsovih napetosti ali RSM – Reynolds Stress Model).
- 3.) glede na način povprečenja spremenljivke:
 - statistični ali RANS pristop (razdelitev vseh spremenljivk na povprečen in fluktuacijski del),
 - uporaba filtrske funkcije za določitev območij, kjer bo uporabljen pod mrežni model (simulacija velikih vrtincev ali LES – Large Eddy Simulation).

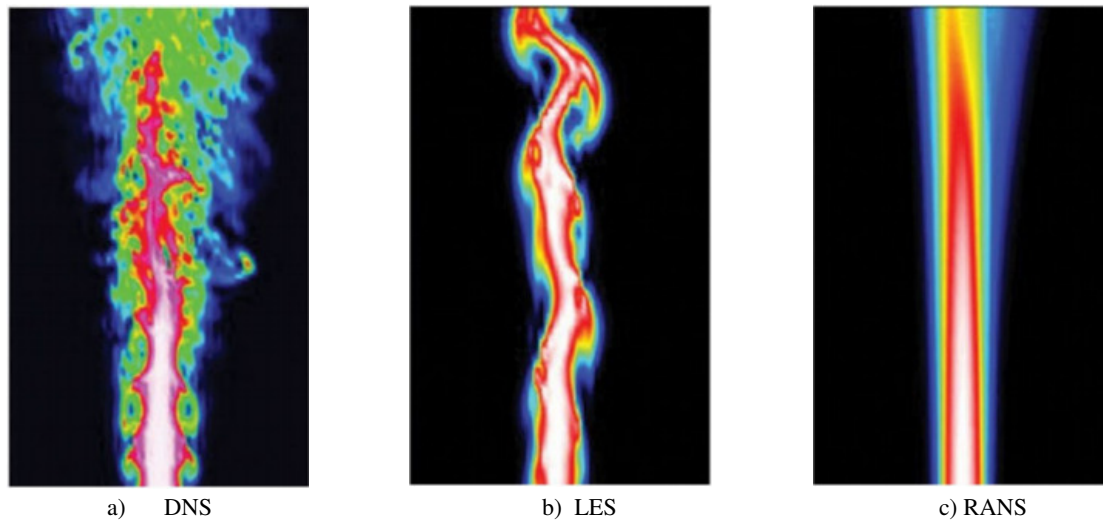


Slika 4: Pregled različnih pristopov k modeliranju turbulence

Figure 4: An overview of the different approaches to modeling of turbulence

Slika 5 prikazuje rezultate numeričnih simulacij v primeru uporabe DNS (a), LES modela turbulence (b) in modela turbulence z RANS pristopom modeliranja turbulence (c) (Maries, 2012). Iz slike je razvidno, da so v primeru uporabe DNS izračunani turbulentni vrtinci prisotni v večji meri kot pa v primeru uporabe LES ali RANS pristopa k modeliranju turbulence. Pri LES so s pod mrežnim modelom

turbulence modelirane samo najmanjše vrste turbulentnih struktur, medtem ko so pri RANS modelirane vse velikosti turbulentnih struktur.



Slika 5: Hitrostna polja curka, izračunana z različnimi načini modeliranja turbulence (Maries, 2012, str. 4)
Figure 5: Velocity fields of a jet, calculated with different approaches of modeling the turbulence (Maries, 2012, str. 4)

Osnovna ideja modelov turbulence je zaključiti sistem povprečenih Reynoldsovih enačb, ki vsebujejo še dodatne turbulentne spremenljivke. Sistem lahko zaključimo z vpeljavo enačbe, ki temelji na Boussinesqovi hipotezi, le-ta pa pravi, da je Reynoldsov napetostni tenzor proporcionalen tenzorju hitrosti deformacij. Pri tem se pojavi v enačbah dodatni koeficient, ki se v dinamični enačbi imenuje turbulentna viskoznost, v advekcijsko-difuzijski enačbi (transport koncentracije) pa turbulentna difuzija. Ideja za tak pristop je prišla iz analogije z molekularno viskoznostjo, ki nastopa v dinamični enačbi. Tako predstavlja turbulentna viskoznost neko virtualno viskoznost, ki opiše vpliv turbulence na glavni tok.

$$\tau_{ij} = -\overline{u_i' u_j'} = \nu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} k \delta_{ij}, \quad (16)$$

kjer so:

- $\overline{u_i' u_j'}$ dodatna turbulentna spremenljivka v dinamični enačbi (Reynoldsove napetosti),
- ν_t turbulentna viskoznost,
- δ_{ij} Kroeneckerjev delta ter
- k kinetična energija.

V teh enačbah nastopa turbulentna viskoznost kot skalar, kar pomeni, da je enaka v vseh komponentah Reynoldsovih napetosti. S tem je predpostavljena t. i. izotropičnost turbulence. V kompleksnih tokovih pa se lahko predpiše različne viskoznosti npr. za horizontalno in vertikalno smer posebej.

V sistemu parcialnih diferencialnih enačb se je sedaj pojavila še dodatna neznanca – turbulentna viskoznost. Izračuna se jo lahko z vpeljavo modela turbulence, ki temelji na konceptu turbulentne

viskoznosti. Poznamo različne modele, ki se med seboj razlikujejo po številu dodatnih parcialnih diferencialnih enačb.

V nadaljevanju so podrobneje opisani modeli turbulence, ki so bili uporabljeni v sklopu te disertacije, to so $k-\epsilon$ in $k-\omega$ SST ter LES s Smagorinskyjevim podmrežnim modelom turbulence.

2.2.2.1 Standardni $k-\epsilon$ model turbulence

Z namenom, da bi se izognili empirični določitvi mešalne dolžine in velikosti turbulentnih struktur, so bili razviti t. i. dvoenačbni modeli, ki uporabljajo dve dodatni parcialni diferencialni enačbi. Ugotovljeno je bilo, da na velikost turbulentnih struktur v veliki meri vpliva disipacija turbulentne energije, ki jo označujemo z ϵ . Le-ta uničuje manjše turbulentne strukture in s tem povečuje velikost turbulentnih vrtincev. Tako je bilo predlagano, da se za velikost turbulentnih struktur (vrtincev) zapiše dodatno transportno enačbo za disipacijo kinetične energije ϵ . Ob upoštevanju prirejene enačbe za kinetično energijo dobimo t. i. $k-\epsilon$ model turbulence, ki je opisan v nadaljevanju. Osnovni nastavek za izračun turbulentne viskoznosti pri tem modelu je sledeč (povzeto po Wilcox, 1998):

$$v_t = c_\mu \frac{k^2}{\epsilon}, \quad (17)$$

kjer je c_μ empirična konstanta. Vrednosti za k in ϵ sta tako izračunani s pomočjo dveh dodatnih parcialnih diferencialnih enačb, ki sta izpeljani iz Navier–Stokesovih enačb. Pri tem pa je treba nekatere člene v točni izpeljani enačbi aproksimirati z nekaterimi empiričnimi ugotovitvami. Končni obliki dodatnih enačb za izračun k in ϵ sta sledeči (povzeto po Wilcox, 1998):

enačba za spreminjanje k

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \bar{u}_i \frac{\partial k}{\partial x_i} = \tau_{ij} \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} - \epsilon + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\left(\nu + \frac{v_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right), \quad (18)$$

enačba za spreminjanje ϵ

$$\frac{\partial \epsilon}{\partial t} + \bar{u}_i \frac{\partial \epsilon}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{v_t}{\sigma_\epsilon} \frac{\partial \epsilon}{\partial x_i} \right) + c_{1\epsilon} \frac{\epsilon}{k} \tau_{ij} \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} - c_{2\epsilon} \frac{\epsilon^2}{k} + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\nu + \frac{v_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_i} \right], \quad (19)$$

kjer so c_μ , $c_{1\epsilon}$, $c_{2\epsilon}$, σ_k , σ_ϵ empirične konstante.

Ker empirične konstante v teh enačbah pomembno vplivajo na končne rezultate, je v nadaljevanju predstavljena določitev vrednosti teh konstant. Po empiričnih ugotovitvah se konstanta $c_{2\epsilon}$ nahaja med vrednostima 1,8 in 2,0. Za konstanto $c_{1\epsilon}$ je bila predlagana naslednja zveza:

$$c_{1\epsilon} = c_{2\epsilon} - \frac{\kappa^2}{\sigma_\epsilon \sqrt{c_\mu}}, \quad (20)$$

kjer je κ von Kármánova konstanta $0,46 \pm 0,05$ (Orszag, 1981, Bailey in sod., 2014).

Vrednosti za difuzijski konstanti σ_ε in σ_k sta bili predpostavljene, da sta blizu 1. Obe konstanti, vključno s $c_{2\varepsilon}$, sta bili numerično optimizirani. Predlagane vrednosti konstant so podane v naslednji preglednici (Rodi, 1993).

Preglednica 1: Vrednosti empiričnih konstant v enačbah za k in ε

Table 1: The values of empirical constants in the equations for k and ε

c_μ	$c_{1\varepsilon}$	$c_{2\varepsilon}$	σ_k	σ_ε
0,09	1,44	1,92	1	1,3

Zgoraj predpisane vrednosti je seveda potrebno uporabljati s premislekom. V večini primerov se namreč izkaže, da je potrebno umerjanje teh konstant za vsak določen problem toka posebej. Analiza občutljivosti je pokazala, da so izračuni najbolj občutljivi na vrednosti konstant $c_{1\varepsilon}$ in $c_{2\varepsilon}$. Npr. 5% sprememba vrednosti $c_{1\varepsilon}$ ali $c_{2\varepsilon}$ pomeni 20% spremembe v rezultatih simulacije razpršitve curka. V uporabi so tudi funkcije, ki predpisujejo zgoraj navedene konstante. S temi funkcijami bistveno povečamo uporabnost modela. Zgoraj opisani $k - \varepsilon$ model je omejen na velika Re števila in ni uporaben v primeru toka z viskozno pod-plastjo ob steni (Rodi, 1993).

Model $k - \varepsilon$ daje natančne rezultate za popolnoma razvite turbulentne tokove v notranjem območju toka, medtem ko slabše opiše območja toka v bližini sten, kjer so nasprotni tlačni gradienti. Pri tokovih v bližini sten so območja, v katerih je lokalno Reynoldsovo število tako majhno, da postanejo viskozni pojavi bolj pomembni od turbulentnih, zato so lahko rezultati tam nenatančni (Wilcox, 1998).

2.2.2.2 Standardni $k - \omega$ model turbulence

Ta model za dodatno spremenljivko zraven turbulentne kinetične energije k uporablja še turbulentno frekvenco ω . Turbulentni model $k - \omega$ omogoča dobro natančnost rezultatov v območjih z nasprotnimi tlačnimi gradienti in lahko obravnava viskozno plast z nizkimi Reynoldsovimi števili. Zaradi tega model omogoča dobre rezultate za tokove v mejni plasti v bližini sten, medtem ko se slabše obnese v območju toka daleč od sten, kar je ravno nasprotno modelu $k - \varepsilon$.

Osnovni nastavek za izračun turbulentne viskoznosti pri tem modelu je sledeč:

$$v_t = \frac{k}{\omega} \quad (21)$$

Razmerje med specifično disipacijo kinetične energije ω in disipacijo kinetične energije ε je

$$\omega = \frac{1}{C_\mu} \frac{\varepsilon}{k} \quad (22)$$

Vrednosti za k in ω sta izračunani s pomočjo dveh dodatnih parcialno diferencialnih enačb, ki sta izpeljani iz Navier–Stokesovih enačb, pri tem pa je treba nekatere člene v točni izpeljani enačbi aproksimirati z nekaterimi empiričnimi ugotovitvami. Končna oblika dodatnih enačb za izračun k in ω je sledeča (povzeto po Wilcox, 1998, str. 121):

enačba za spreminjanje k

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \bar{u}_i \frac{\partial k}{\partial x_i} = \tau_{ij} \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} - \beta^* k \omega + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[(v + \sigma v_i) \frac{\partial \omega}{\partial x_i} \right], \quad (23)$$

enačba za spreminjanje ω

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} + \bar{u}_i \frac{\partial \omega}{\partial x_i} = \alpha \frac{\omega}{k} \tau_{ij} \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} - \beta \omega^2 + \frac{\partial}{\partial x_i} \left[(v + \sigma v_i) \frac{\partial \omega}{\partial x_i} \right], \quad (24)$$

kjer so α , β , β^* in σ dodatne empirične relacije in konstante. Zaradi obsežnosti vseh relacij, dodatnih enačb in konstant jih tukaj ne navajamo. Prednost $k-\omega$ modela je, da v viskozni mejni plasti ne potrebuje dušilnih funkcij, kot jih $k-\varepsilon$ model, zato je bolj robusten (Wilcox, 1998).

2.2.2.3 SST $k-\omega$ model turbulence

Ker imata turbulentna modela $k-\varepsilon$ in $k-\omega$ vsak svoje prednosti in slabosti pri različnih tokovnih razmerah, je Menter (Menter, 1994) razvil model SST (angl. »*shear stress transport*«). Ta združuje prednosti obeh turbulentnih modelov, in sicer vsake na svojih območjih. Turbulentni model SST uporablja $k-\omega$ formulacijo v območju toka v bližini sten, kjer so pogoji z nasprotnimi tlačnimi gradienti in nizkim Reynoldsovim številom, saj tam $k-\omega$ formulacija podaja najboljše rezultate. V tokovnih razmerah daleč od sten pa turbulentni model postopoma prehaja v $k-\varepsilon$ formulacijo, ki je manj občutljiva za razmere v prostem toku. Prehod med formulacijama nadzira povezovalna funkcija (angl. *blending function*), ki zmore razločiti med različnimi območji in v vsakem uporabi ustrezno formulacijo. Povezovalna funkcija je vpeljana v SST model tudi za obravnavo pojavov prenosa strižnih napetosti, ki upravlja turbulentno viskoznost, katera znatno pripomore k stabilnosti v primeru tokov z močnimi nasprotujočimi si tlačnimi gradienti.

2.2.2.4 Simulacija velikih vrtincev (LES) s pod mrežnim Smagorinskyjevim modelom

Princip popisa turbulentnega toka s simulacijo velikih vrtincev (Large Eddy Simulation – LES) je naslednji: določimo primerno mejno velikost vrtincev (oz. turbulentno strukturo) in transportne enačbe mehanike tekočin (Navier-Stokesove enačbe) zapišemo v taki obliki, da popisujejo tok (gibanje tekočine) zgolj na območjih, kjer so velikosti vrtincev večje od te mejne vrednosti. To dosežemo s filtriranjem transportnih enačb na določeni izbrani mejni velikosti vrtincev. Vpliv toka na vrtince, manjših od izbrane mejne vrednosti (subgrid scale – SGS), popišemo s pomočjo pod mrežnega modela turbulence. Ti členi popisujejo odvajanje kinetične energije (disipacijo) iz turbulentnih vrtincev, ki jih popisujejo filtrirane Navier-Stokesove enačbe zaradi toka na pod mrežni ravni. Členi predstavljajo dodatne neznanke in jih zato modeliramo kot funkcije drugih veličin, ki jih bodisi poznamo ali pa spadajo v druge neznanke turbulentnega toka, ki jih določamo. Izbrana velikost turbulentnih vrtincev, ki je bila uporabljena za filtriranje, sovпада z najmanjšo možno velikostjo celic numerične mreže. Ker enačbe ne popisujejo gibanja na območju, kjer so turbulentni vrtinci manjši, bi bila numerična mreža, finejša od izbrane, nesmiselna. Tako nam izbira dovolj velikega filtra omogoča reševanje transportnih enačb z relativno redko numerično mrežo, kar skrajša računski čas v primerjavi z DNS. Ker so pa transportne enačbe v tej obliki še vedno trenutne (niso povprečene po času), nam LES omogoča zasledovanje trenutne slike toka (čeprav zgolj na ravni večjih turbulentnih vrtincev). Fizikalne veličine

turbulentnega toka (časovno povprečene hitrosti, tlak, temperaturo, gostoto) določimo s simulacijo (se pravi, z reševanjem enačb) v dovolj dolgem časovnem intervalu.

Načeloma lahko za filtriranje transportnih enačb uporabimo katerokoli velikost turbulentnih vrtincev: tukaj gre za matematični postopek, brez fizikalnega ozadja. Vendar pa moramo pri vsakem filtriranju primerno popisati vpliv toka na pod mrežni ravni (se pravi popisati tako, da naj bi izračunana disipacija čimbolj ustrezala realnosti). Večja je izbrana velikost filtra, več manjših vrtincev bo treba obravnavati v členih, ki popisujejo vpliv gibanja na pod mrežni ravni (modeliranje s pod mrežnim modelom turbulence). Velikost filtra mora biti dovolj majhna, da je izbrano modeliranje disipacije na pod mrežni ravni dovolj verodostojno. Po Wilcoxu (1998) naj bi bilo pri uporabi LES modela turbulence direktno rešenih (brez uporabe pod mrežnega modela turbulence) približno 70–80 % vseh turbulentnih vrtincev (struktur), 20–30 % pa modeliranih s pod mrežnim modelom turbulence.

Kot pod mrežni model turbulence v LES se največkrat uporablja Smagorinskyjev model. Le-ta spada v skupino modelov turbulence, ki ne vsebujejo dodatnih transportnih enačb za izračun turbulentnih količin, saj se turbulentna viskoznost toka izračuna enostavno na osnovi gradientov časovno povprečnih hitrosti. Ta model je že leta 1963 predlagal Smagorinsky za izračun turbulentnih napetosti v pod mrežnem merilu (Sub Grid Scale – SGS). Model predpostavlja, da turbulentne napetosti v pod mrežnem merilu sledijo gradient-difuzijskemu procesu, podobno kot molekularno gibanje. Tako so turbulentne napetosti τ_{ij} definirane kot (Smagorinsky, 1963):

$$\tau_{ij} = -2\nu_t S_{ij}, \quad (25)$$

kjer je S_{ij} tenzor deformacijskih hitrosti, podan z enačbo:

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right). \quad (26)$$

Turbulentna viskoznost po Smagorinskem je definirana kot:

$$\nu_t = (C_s \Delta)^2 \sqrt{2S_{ij}S_{ij}}, \quad (27)$$

kjer je Δ velikost filtra oz. velikost numerične celice

$$\Delta = \sqrt{\Delta x_i \Delta x_j}. \quad (28)$$

Poznanih pa je še več filtrskih funkcij, kot je npr. Gaussova (Germano in sod., 1992) ali Top-Hat (Majander in Siikonen, 2002). Smagorinskyjev pod mrežni model včasih vsebuje tudi t. i. Van Driestovo funkcijo za dušenje turbulentne viskoznosti ob stenah, kar pride prav v primeru, ko za robni pogoj ne uporabimo t. i. stenske funkcije (poglavje 2.2.4), ampak določamo strižne hitrosti z direktno metodo, brez modela turbulence. V tem primeru je treba numerično mrežo ob steni ustrezno zgostiti.

C_s predstavlja Smagorinskyjev brezdimenzionalni empirični koeficient, ki se razlikuje od toka do toka. Smagorinskyjev model turbulence se pogosto uporablja kot SGS model pri simulaciji velikih vrtincev (Large Eddy Simulation – LES). V takšnih primerih se vrednost koeficienta C_s navadno giblje v mejah od $0,10 < C_s < 0,24$ (Rogallo in Moin, 1984). Kot največkrat ustrezna vrednost se uporablja 0.17 (Sun in sod., 2011). Največja prednost modela je v njegovi preprostosti in računski stabilnosti, saj vsebuje le en spremenljiv parameter (Hamzić, 2012). Poleg tega je model Smagorinsky zelo uspešen, ker proizvaja ustrezno difuzijo in disipacijo, ki stabilizirata numerično reševanje (Wilcox, 1994). Model Smagorinsky

pa ni brez omejitev. Že leta 1966 je Lilly predlagal izboljšavo modela v smislu vključitve dinamike na manjših merilih, ki naj bi odpravila težavo modela pri prenosu energije nazaj iz manjših na večje vrtince. Pokazal je, da daje model Smagorinsky zadovoljive rezultate pri homogeni in izotropni turbulenci, vendar proizvaja prevelike izgube v sloju ob stenah. Zaradi omenjenih težav modela Smagorinsky so različni avtorji (Germano, 1992; Kim, 2001; Fang, 2011) vpeljali dinamični Smagorinskyjev koeficient, ki je odvisen od prostora in časa. Takšni izboljšani modeli Smagorinsky razširijo možnost njegove uporabe in dajejo boljše rezultate, vendar se s tem izgubi na numerični stabilnosti ter hkrati bistveno poveča računske čase simulacij.

2.2.3 Diskretizacija parcialnih diferencialnih enačb

Ker so Navier-Stokesove enačbe parcialne diferencialne enačbe 2. reda, so postopki reševanja teh enačb precej zapleteni oz. še do sedaj analitično niso rešljive. Zato se za reševanje enačb za nek specifičen primer uporabljajo različne numerične metode, ki so v primeru analize toka tekočine še posebej primerne zaradi opisa geometrije (prostora) z numerično mrežo. Tako so danes najbolj razvite metode za reševanje PDE v dinamiki tekočin t. i. metoda končnih razlik (v nadaljevanju »MKR«), metoda končnih volumnov (v nadaljevanju »MKV«), metoda robnih elementov (v nadaljevanju »MRE«) in metoda končnih elementov (v nadaljevanju »MKE«). Skupno vsem štirim metodam so numerične mreže, s pomočjo katerih lahko PDE zapišemo v diskretizirani obliki sistema linearnih enačb. Z numerično mrežo razdelimo obravnavano območje na končno število manjših območij, na katerih kasneje računamo iskane neznanke (npr. tlak in hitrost). V nadaljevanju so podrobneje prikazane numerične metode za diskretizacijo krajevnih in časovnih odvodov ter časovne in interpolacijske sheme, ki so bile uporabljene v sklopu te disertacije.

2.2.3.1 Diskretizacija krajevnih odvodov in interpolacijske sheme po MKV

MKV izhaja (za razliko od MKR) iz osnovnih enačb ohranitvenih zakonov v integralski obliki. Naslednje izpeljave so povzete po Hriberšek (2010). Če z uporabo t. i. »Podobmočne metode utežnih ostankov« vpeljemo v prenosne enačbe ohranitvenih zakonov utežno funkcijo w in jih integriramo po celotni prostornini Ω , dobimo naslednjo obliko prenosne enačbe:

$$\int_{\Omega} w \frac{\partial u}{\partial t} d\Omega - \int_{\Omega} (\vec{\nabla} w) \vec{F} d\Omega + \int_{\Gamma} w \vec{F} \cdot \vec{n} d\Gamma = \int_{\Omega} w \gamma d\Omega. \quad (29)$$

Če definiramo vrednost utežne funkcije $w_i=1$ v notranjosti območja Ω_i in $w_i=0$ izven območja Ω_i , lahko zapišemo za posamezno območje Ω_i enačbo (29) v obliki:

$$\int_{\Omega_i} \frac{\partial u}{\partial t} d\Omega_i + \int_{\Gamma_i} \vec{F} \cdot \vec{n} d\Gamma_i = \int_{\Omega_i} \gamma d\Omega_i, \quad (30)$$

kjer smo upoštevali, da je gradient utežne funkcije znotraj območja Ω_i enak 0. Zgornja enačba predstavlja osnovo za MKV. Opazimo lahko, da v njej še vedno nastopa časovni odvod, ki ga lahko aproksimiramo s pomočjo končnih razlik. Tudi pri MKV se rešujejo diskretizirani časovni odvodi in krajevni odvodi po eksplicitnih ali implicitnih shemah. Površinske integrale lahko aproksimiramo z upoštevanjem konstantnega poteka vrednosti funkcije po integracijskem območju na naslednji način:

$$\int_{\Gamma} u ds \approx u_r S_r, \quad (31)$$

kjer je u_r vrednost funkcije v sredini površine, S_r pa ploščina površine Γ . Uporabimo pa lahko tudi natančnejše aproksimacije integralov, kot je Trapezna formula:

$$\int_{\Gamma} u ds \approx S_e \left(\frac{u_{ne} + u_{se}}{2} \right) \quad (32)$$

z natančnostjo 2. reda ali t. i. Simpsonovo pravilo z natančnostjo 4. reda.

$$\int_{\Gamma} u ds \approx \frac{S_e}{6} (u_{ne} + 4u_e + u_{se}), \quad (33)$$

kjer je indeks e središče obravnavanega elementa, ne in se pa robova elementa. Na podoben način lahko aproksimiramo volumske integrale z upoštevanjem konstantnega poteka vrednosti po integracijskem območju:

$$\int_{\Omega} u d\Omega \approx u_p \Omega_p, \quad (34)$$

kjer je Ω_p velikost končnega volumna. V primeru 2D modela in pravokotne oblike elementa mreže s stranicami Δx in Δy lahko aproksimacijo četrtega reda izpeljemo na osnovi bikvadratne interpolacijske funkcije:

$$\int_{\Omega} u d\Omega \approx \frac{\Delta x \Delta y}{36} (16u_p + 4u_n + 4u_w + 4u_e + u_{se} + u_{sw} + u_{ne} + u_{nw}). \quad (35)$$

Kot lahko opazimo iz gornjih enačb, potrebujemo pri vseh višjerednih aproksimacijah površinskih in volumskih integralov vrednosti spremenljivke v vozliščih volumna, ki jih lahko izračunamo iz znanih vrednosti, ki se nahajajo v središčih obravnavanega in sosednjih volumnov. Funkcije na robovih končnih volumnov se izračunajo s pomočjo različnih interpolacijskih metod, kot so npr.:

- a.) Sovetrno interpolacijo – UPWIND (prvi red natančnosti)
- b.) Linearna interpolacija – CENTRAL DIFFERENCING SCHEME (drugi red natančnosti)
- c.) Kvadratna sovetna interpolacija – QUICK (tretji red natančnosti)
- d.) Višjeredne interpolacije (četrti ali višji red natančnosti)

2.2.3.2 Diskretizacija časovnih odvodov pri MKR in časovne sheme

Diskretizacijo časovnih odvodov v PDE, ki opisujejo dinamiko tekočin, izrazimo s pomočjo MKR. Ker se pri tem pojavi nova dimenzija (t), dobijo krajevno diskretizirane neznanke dodatne indekse, ki podajajo število časovnega koraka. Po diskretizaciji časovnih odvodov se pojavita dve možni matrični obliki (shemi) sistema linearnih enačb, ki sta podrobneje opisani v nadaljevanju. Če predpostavimo, da smo uspešno aproksimirali že vse krajevne odvode v PDE za dinamiko tekočin, lahko zapišemo vse enačbe v obliki:

$$\frac{\partial u}{\partial t} = D(u), \quad (36)$$

kjer je $D(u)$ algebrajski izraz. Tako celotna enačba predstavlja navadno diferencialno enačbo. Če časovni odvod na levi aproksimiramo s pomočjo MKR, lahko zapišemo dve različni shemi reševanja, to sta eksplicitna in implicitna časovna shema.

- *Eksplicitne sheme*

Eksplicitno shemo lahko predstavimo v obliki Runge-Kutta sheme m -tega reda:

$$\Delta u^{n+i} = w_i \cdot \Delta t \cdot D(u^n + \Delta u^{n+i-1}), \quad i = 1, m, \quad (37)$$

kjer je w_i utež posameznega časovnega koraka. Glavna značilnost te sheme je ta, da je vrednost spremenljivke v neki točki v časovnem koraku $n+1$, eksplicitno izražena v odvisnosti od vrednosti te spremenljivke v sosednjih točkah in časovnem koraku n . Le-to lahko zapišemo na naslednji način:

$$\begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ \vdots \\ u_n \end{bmatrix}^{n+1} = B \cdot \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ \vdots \\ u_n \end{bmatrix}^n. \quad (38)$$

Zgornja enačba predstavlja t. i. desno Eulerjevo shemo, kjer je utežni koeficient $w_i=1$. Glede na izbrano vrednost uteži w_i so se razvile različne eksplicitne metode. Večji je m (pri čemer je $i=1, \dots, m$) večji je red eksplicitne sheme.

- *Implicitne sheme*

Če pri diskretizaciji krajevnih odvodov uporabimo kombinacijo končnih razlik, ki upoštevajo trenutne vrednosti iskane spremenljivke (npr. u^n) in vrednosti te spremenljivke v naslednjem koraku (npr. u^{n+1}), pri tem pa upoštevamo še uteži (faktor relaksacije Θ), dobimo t. i. implicitno shemo, kar lahko prikažemo z enačbo (39):

$$\Delta u = u^{n+1} - u^n = \Delta t \cdot D(u^{n+\Theta}). \quad (39)$$

Z izbiro različnih vrednoti relaksacijskega faktorja so se razvile različne oblike implicitnih shem:

- a.) $\Theta=1$... leva Eulerjeva shema
- b.) $\Theta=0,5$... Crank-Nicholsonova shema

Ob izbiri $\Theta=1$ lahko zapišemo obliko linearnega sistema enačb, ki ga dobimo po diskretizaciji tako krajevnih kot tudi časovnih odvodov:

$$A \cdot \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ \vdots \\ u_n \end{bmatrix}^{n+1} = B \cdot \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ \vdots \\ u_n \end{bmatrix}^n. \quad (40)$$

Iz enačbe (40) je razvidno, da iskanih spremenljivk v naslednjem časovnem koraku ($n+1$) ne moremo eksplicitno izpostaviti, saj je, z razliko od enačbe (38), na levi strani prisotna še matrika A .

2.2.4 Robni in začetni pogoji

Da lahko rešimo Navier-Stokesove enačbe, je pri numeričnem modeliranju na vsaki robni ploskvi modela za vsako spremenljivko treba definirati ustrezen robni pogoj. Prav tako je treba v vsaki celici numerične mreže in za vse spremenljivke določiti njihove začetne vrednosti, ki predstavljajo izhodiščno vrednost za iteracijsko metodo.

2.2.3.3 Robni pogoji

V splošnem razlikujemo med dvema vrstama robnih pogojev:

- Dirichletov robni pogoj ali prvi tip robnih pogojev,
- Neumannov robni pogoj ali drugi tip robnih pogojev.

V prvem primeru gre za robni pogoj, kjer je definirana fiksna vrednost spremenljivke, npr. fiksna hitrost. V drugem primeru pa gre za robni pogoj, kjer je definirana fiksna vrednost odvoda neke spremenljivke (npr. gradient tlakov je 0).

V praksi se tako največkrat uporabljajo naslednje vrste robnih pogojev:

- Vstopni rob, kjer definiramo vrednosti vseh spremenljivk (razen tlaka).
- Izstopni ali odprti rob, kjer definiramo v primeru prostega iztoka ničte gradiente spremenljivk v smeri pravokotno na ploskev (v specifičnih primerih lahko definiramo tudi vrednost spremenljivke, kot je npr. tlak).
- Stena, kjer definiramo hitrosti $v=0$, ob premikajoči steni ali če predvidevamo zdrs ob steni pa $v < > 0$, za ostale osnovne spremenljivke definiramo ničte gradiente, za spremenljivke modela turbulence pa t. i. stenske funkcije (opisane v nadaljevanju).

Za modeliranje s steno omejenega toka se pojavi vprašanje, kako zajeti hrapavost stene, ki lahko ima pomemben vpliv na hitrosti, ne samo v obstenskem območju, ampak tudi v notranjem območju toka. V 2D modelih plitvega toka (po globini povprečene enačbe), ki se uporabljajo za modeliranje toka s prosto gladino (npr. tok po poplavnem območju), je vpeljan t. i. koeficient hrapavosti, za katerega so iz eksperimentov in terenskih meritev poznane vrednosti za različne vrste hrapavosti. Takšen način modeliranja je v tem primeru možen, saj so hitrosti po globini povprečene. V primeru, ko je treba rešiti Navier-Stokesove enačbe (3D modeli ali 2D modeli z dimenzijama v smeri toka in vertikalno na tok), pa tak pristop ni tako enostaven.

Iz eksperimentov je poznan t. i. vpliv ostenja (»Law of the wall«), ki pravi, da se hitrosti v smeri toka v obstenskem območju spreminjajo z oddaljenostjo od stene po logaritemski funkciji. Pri obravnavanju toka se pojavlja strižna hitrost, ki je odvisna od strižne napetosti ob steni. Poznana je relacija:

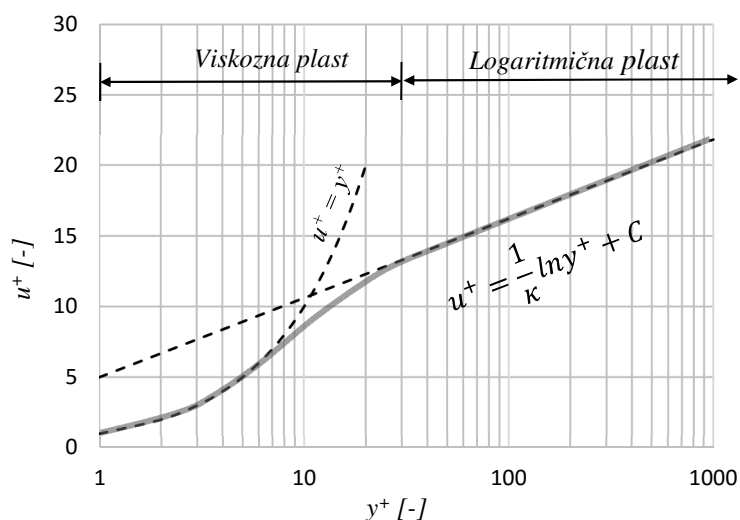
$$u_{\tau} \equiv \sqrt{\frac{\tau_s}{\rho}}, \quad (41)$$

kjer je u_{τ} poznana kot strižna hitrost, ρ gostota tekočine, τ_s pa kot strižna napetost tik ob steni. Iz korelacije med gradientom hitrosti v smeri pravokotno na steno in funkcije, ki je odvisna od strižne hitrosti, molekularne kinetične viskoznosti tekočine ter oddaljenosti od stene lahko izpeljemo dobro poznano enačbo za vpliv ostenja (»Law of the wall«):

$$\frac{\overline{U}}{u_\tau} = \frac{1}{\kappa} \ln \left(\frac{u_\tau y}{\nu} \right) + C, \quad (42)$$

kjer je U komponenta hitrosti vzporedna s steno, κ von Kármánova konstanta, y pravokotna oddaljenost od stene ter C brezdimenzijska integracijska konstanta. Korelacije meritev nakazujejo, da je $C \approx 5.0$ za gladke stene ter $\kappa \approx 0.41$ za gladke in hrapave stene (Kline in sod., 1969).

V literaturi velikokrat zasledimo izraza “High Reynolds flow” in “Low Reynolds flow”, ki se nanašata na območje turbulentnega toka z značilno različnimi vrednostmi Reynoldsovega števila (Re). Tako zaznamuje “High Reynolds flow” notranje območje oz. logaritmično plast, medtem ko zaznamuje “Low Reynolds flow” ob steni oz. viskozno plast. Ob steni se zaradi prevladujočih viskoznih sil hitrosti izrazito zmanjšajo oz. so točno na steni v vseh primerih mirujoče stene točno enake 0 (Wilcox, 1998), zaradi tega se v tem območju Re precej razlikuje od Re v notranjosti računskega območja.



Slika 6: Tipični profil hitrosti za mejno plast turbulentnega toka ob steni

Figure 6: The typical velocity profile for the boundary layer of the turbulent flow near the wall

2.2.3.4 Začetni pogoji

Začetni pogoji so v numeričnem modelu potrebni za začetek iterativnega postopka. Ponavadi so privzete začetne vrednosti v numeričnih modelih enake 0 za vse spremenljivke, kar pa lahko povzroči slabo konvergenco računa. Zato je treba v modelu definirati ustrezne začetne vrednosti tako na robnih ploskvah, kot tudi v notranjosti območja modela.

Kot prvo je pri tem treba poznati vrsto obravnavanega toka, t. j. ali gre za stalni ali nestalni tok. V primeru stalnega toka so začetne vrednosti na robnih ploskvah, kjer je definiran Dirichletov robni pogoj, ponavadi enake vrednostim, ki so podane v robnem pogoju (npr. začetna vrednost na vtočni ploskvi je enaka vrednosti spremenljivke v robnem pogoju, t. j. največkrat konstanten pretok ali hitrost). V primeru nestalnega toka pa ustrezno določene začetne vrednosti pogojujejo tudi pravilnost rezultatov, ki so ob slabo definiranih začetnih pogojih lahko v začetnem času simulacije napačni.

Pri stalnem toku se začetne vrednosti spremenljivk v notranjosti območja definira na tak način, da je konvergentnost računa čim hitrejša. Se pravi, čim bližje bodo začetne vrednosti končnih vrednostim,

tem hitreje se bo v modelu vzpostavil stalni tok (stalne hidravlične razmere). V ta namen se velikokrat uporabijo kot začetne vrednosti spremenljivk rezultati pretekle simulacije, kjer so bile uporabljene nekoliko drugačne vrednosti robnih pogojev (npr. manjši vtočni pretok). Takšen način definiranja začetnih pogojev je v praksi bil poimenovan kot »hotstart« in je namenjen hitrejšim izračunom. Hotstart se lahko uporabi tudi za primer nestalnega toka, pri tem pa je hotstart rezultat simulacije stalnega toka, kjer so za robne pogoje bile uporabljene vrednosti spremenljivk, ki ustrezajo začetku simulacije nestalnega toka (npr. začetni pretok hidrograma).

V sklopu te disertacije je bil obravnavan stalni tok (t. j. časovno konstantni robni pogoji). Znotraj konstantnih razmer (stalnega toka) pa so bile obravnavane tudi fluktuacije hitrosti zaradi turbulence, kjer pa je časovno spreminjanje veliko manjše kot v primeru nestalnega toka (kot npr. v primeru simulacije visokovodnih valov oz. hidrogramov).

2.3 Modeliranje toka s prosto gladino z uporabo modelov za dvofazni tok

Podobno kot pri enofaznem toku lahko dvofazne tokove opišemo s pomočjo Navier – Stokesovih enačb, ki jih definiramo za vsako fazo (npr. voda in zrak) posebej. Enačbe pa je nato treba med seboj povezati s pomočjo ustreznih dinamičnih in kinematičnih pogojev. Tako spisan sistem parcialno diferencialnih enačb lahko uporabimo za direktno reševanje problemov dvofaznih tokov. Seveda pa je takšno reševanje časovno precej zamudno, zato se v praksi temu poskušamo izogniti z različnimi poenostavitvami. Tako se v praksi modelira dvofazne tokove na dva načina, to je s t. i. enotekočinskimi modeli ali s t. i. dvotekočinskimi modeli. Kot že ime pove, se razlikujeta po številu osnovnih enačb, ki jih uporabimo za opis gibanja tekočine. Pri prvem pristopu uporabimo Navier–Stokesove enačbe kot za enofazni tok, treba pa je definirati t. i. preskočne pogoje (»jump condition«) za območje, kjer se gostota fluida hipno spremeni (npr. na meji med tekočino in plinom). Takšen pristop predstavlja elegantno rešitev za reševanje parcialno diferencialnih enačb (v nadaljevanju PDE) in se uporablja predvsem za reševanje ločenih tokov (npr. tok s prosto gladino), medtem ko se drugi pristop uporablja bolj za dispergirane tokove. V tem pristopu definiramo osnovne PDE za vsako tekočino posebej (Hriberšek, 2010, Yeoh. In Tu, 2010). V sklopu te disertacije je obravnavan le enotekočinski pristop.

2.3.1 Enotekočinski modeli dvofaznega toka

Poglavje je v glavnem povzeto po Prosperetti in Tryggvason (2009) ter Hriberšek (2010), Pri enotekočinskem modelu obravnavamo gibanje fluida z enim nizom osnovnih PDE, pri tem pa opišemo snovne lastnosti fluidov v teh enačbah kot funkcijo, ki je odvisna od trenutno obravnavane tekočine. Funkcija se obnaša podobno kot Diracova delta funkcija, ki je pri vrednosti neodvisne spremenljivke 0 enaka 1, povsod drugje pa 0. Tako lahko definiramo snovne lastnosti fluidov v enotekočinskem modelu s pomočjo t. i. Heavisideove funkcije, ki je enaka 1, kjer se nahaja določena faza in 0, kjer se nahaja druga faza. Heavisideovo funkcijo lahko definiramo s pomočjo delta funkcije za npr. dve dimenziji obravnavanega problema na naslednji način:

$$H(x, y) = \int_A \delta(x - x') \delta(y - y') dA', \quad (43)$$

kjer je:

- δ Diracova delta funkcija ter
- A površina, ki je obdana z neko krivuljo S .

Heavisideova funkcija H je očitno 1, ko je točka (x, y) locirana znotraj krivulje S in je 0 povsod drugje. Gradient te funkcije je možno s pomočjo teorema o divergenci preoblikovati v krivuljni integral (v primeru 3D sistema v površinski integral) na naslednji način:

$$\nabla H = \int_A \nabla(\delta(x - x')\delta(y - y'))da' = -\oint_S \delta(x - x')\delta(y - y')\vec{n}'dS', \quad (44)$$

kjer je \vec{n} normalni vektor, ki je usmerjen proti medfazni površini (gladini).

Z uvedbo lokalnih koordinat, ki so tangencialne (s) in normalne (n) na medfazno površino, lahko izrazimo gradient Heavisideove funkcije z enodimenzionalno delta funkcijo (tudi pri 3D sistemih) na naslednji način:

$$\nabla H = -\int_S \delta(s')\delta(n')\vec{n}'ds' = -\delta(n)\vec{n}. \quad (45)$$

Če predpostavimo, da je gostota vsake faze konstantna, lahko izrazimo gostoto v vsaki točki obravnavanega sistema s pomočjo konstantne gostote posamezne faze in Heavisideove funkcije za dve dimenziji na naslednji način:

$$\rho(x, y) = \rho_1 H(x, y) + \rho_2 (1 - H(x, y)), \quad (46)$$

kjer je ρ_i gostota faze i .

Gradient gostote lahko izrazimo s pomočjo enačbe (46) na naslednji način:

$$\nabla \rho(x, y) = \rho_1 \nabla H(x, y) - \rho_2 \nabla H(x, y) = \Delta \rho \delta(n) \vec{n}, \quad (47)$$

kjer je $\Delta \rho$ razlika gostot faze 1 in 2.

Na podoben način lahko izrazimo še ostale snovne lastnosti (npr. viskoznost) za vsako točko v obravnavanem sistemu. V celotnem sistemu enačb pa je, skupaj z enačbami za snovne lastnosti, ena spremenljivka več, kot pa je vseh enačb (normalni vektor, ki je normala na medfazno površino). Dodatno neznanko lahko izračunamo, če poznamo lokacijo medfazne površine v vsakem časovnem koraku. Zato so bile razvite različne metode za sledenje medfazne površine. Osnovna ideja vseh metod je, da se sistemu enačb doda še ena transportna enačba, ki predstavlja advekcijo sledilne funkcije (kot je npr. Heavisideova funkcija). Metode se med seboj razlikujejo po vrsti oz. obliki sledilne funkcije. V splošnem definiramo advekcijo sledilne (indikatorske) funkcije α na naslednji način:

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \vec{v} \nabla \alpha = 0, \quad (48)$$

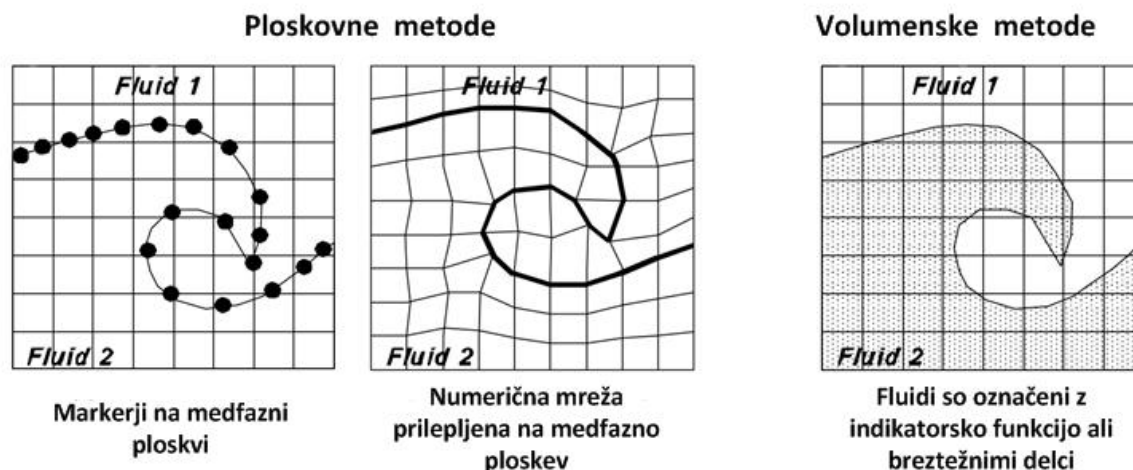
kjer je

- \vec{v} vektor hitrosti ter
- α sledilna oz. indikatorska funkcija.

V splošnem razlikujemo površinske in volumnske metode za sledenje medfazne površine. V prvo skupino uvrščamo metode, ki uporabljajo namesto sledilne funkcije navidezne markerje na medfazni površini, advekcijo markerjev pa definiramo z dodatno transportno enačbo. Računsko mrežo prilagodimo v naslednjem časovnem koraku glede na izračunano lokacijo medfazne površine v prejšnjem časovnem

koraku. S to metodo ni možno simulirati tokov, kjer se medfazna površina lahko razcepi (npr. pri razpršenih tokovih) ali pa se v kratkem času močno deformira glede na začetni položaj.

V skupino volumskih metod za sledenje medfazne tekočine pa uvrščamo metode, ki uporabljajo sledilno (oz. indikatorsko) funkcijo, ali pa sledijo površini s pomočjo markerjev, ki so razpršeni po celotnem volumnu in ne samo po medfazni površini. V sklopu te disertacije je obravnavana samo Metoda volumskih deležev oz. t. i. VOF metoda (angl. »Volume of fluid«). Slika 7 prikazuje opisane metode za sledenje medfazne površine na primeru z računsko mrežo.



Slika 7: Različne metode sledenja medfazne površine (Ubbink, 1997, str. 11)

Figure 7: Different methods for the interphase surface tracking (Ubbink, 1997, p. 11)

V sklopu volumskih in ploskovnih pristopov pa razlikujemo med vrsto različnimi načini sledenja medfazne površine. Preglednica 2 prikazuje največkrat uporabljene metode.

Preglednica 2: Največkrat uporabljene metode za sledenje medfazne površine

Table 2: Most commonly used methods for interface tracking

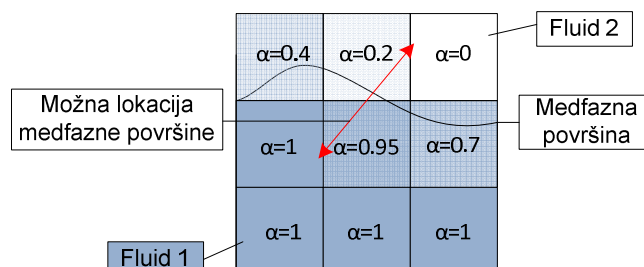
VOLUMENSKÉ METODE	PLOSKOVNE METODE
- Metoda markerjev in celic (»Marker and cell« oz. MAC)	- Metode markerjev na površini (»Marker surface method« oz. MS)
- Metoda volumskih deležev (»Volume of fluid« oz. VOF)	
- Metoda dolžinskih razlik (»Level set« oz. LS)	
- Ghost fluid metoda	
- Lattice Boltzmann metoda	
- Phase-field metoda	- Metoda prilagajanja računske mreže (»Front tracking« ali »surface fitted method«)

2.3.2 Metoda volumskih deležev ali VOF metoda

Najbolj razširjena volumska metoda je metoda volumskih deležev. Pri tej metodi se za sledilno funkcijo definira zvezna funkcija α , ki lahko ima vrednosti od 0 do 1. Vrednost 0 ima znotraj območja enega fluida, medtem ko ima vrednost 1 znotraj območja drugega. Funkcija predstavlja deleže enega fluida v nekem kontrolnem volumnu. Kar pomeni, če se nahaja v kontrolnem volumnu 50 % ene in 50 % druge tekočine, bo indikatorska funkcija enaka $\alpha=0,5$. Uporaba volumskih deležev je precej bolj ekonomična v primerjavi z uporabo markerjev (MAC).

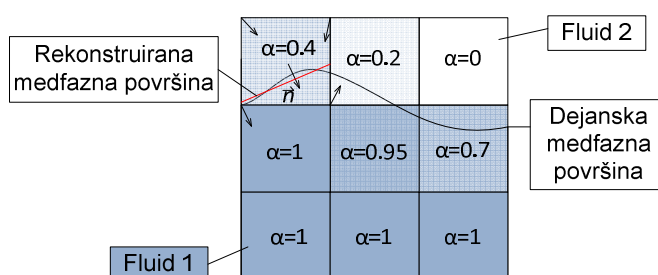
S pomočjo indikatorске funkcije, ki predstavlja volumski delež enega fluida v določeni celici, je možno izračunati snovne lastnosti v osnovnih PDE enačbah na naslednji način:

$$\rho = \alpha\rho_1 + (1 - \alpha)\rho_2 . \quad (49)$$



Slika 8: Prikaz načina določitve medfazne površine z VOF metodo
 Figure 8: Method of determining the interphase surface with the VOF method

Zveznost funkcije je pomembna pri odvijanju funkcije, kar je potrebno pri izračunu advekcije. Zaradi zveznosti pa medfazna površina ni povsem ostro definirana, ampak je »razmazana«, kar je glavna pomanjkljivost te metode. Za rekonstrukcijo ostre medfazne površine pa je razvitih že precej metod, kot je x-sweep, y-sweep, FLAIR in PLIC (Prosperetti in Tryggvason, 2009). Razvite pa so prav tako hibridne metode, kjer sta združeni VOF in Level-set metodi (metoda dolinskih razlik). Nekako najbolj smiselna rekonstrukcija je po t. i. PLIC metodi, kjer medfazna površina rekonstruira s pomočjo normalnih vektorjev, ki so usmerjeni pravokotno na medfazno površino in so poznani v vsakem vozlišču numerične mreže. Tako je poznan tudi normalni vektor v središču celice (seštevek normalnih vektorjev v vozliščih celice). S kombinacijo podatkov o volumskem deležu enega fluida v celici in normalnega vektorja, ki je poznan v središču celice, lahko rekonstruiramo medfazno površino z linijo, ki je pravokotna na normalni vektor in je ustrezno locirana glede na volumski delež. Spodnja slika prikazuje opisan postopek rekonstrukcije medfazne površine, pri VOF metodi s pomočjo PLIC metode.



Slika 9: Rekonstrukcija medfazne površine po PLIC metodi
 Figure 9: Reconstruction of the interface by the PLIC method

2.4 Programsko orodje OpenFOAM

Programsko orodje OpenFOAM (Weller in sod., 1998) je orodje, s katerim je možno vzpostaviti raznovrstne modele, ki lahko simulirajo različne prenosne pojave. Program uporablja za diskretizacijo raznovrstnih parcialnih diferencialnih enačb Metodo končnih volumnov. OpenFOAM se v glavnem zaganja preko tekstovnih datotek in unix style ukazov. Osnovni t. i. SOLVERJI so shranjeni v posebni osnovni mapi (mapa, kjer se nahaja program), medtem ko se solverji zaganjajo z ukazi iz trenutnega

imenika (case directory), kjer definiramo tudi vse osnovne parametre, robne in začetne pogoje, numerično mrežo... Z ukazi iz trenutnega imenika se tako samo sklicujemo na že izdelane solverje in ostale izvršilne datoteke programskega orodja, ki vsebujejo različne metode reševanja diferencialnih enačb (modele). V nadaljevanju je navedenih nekaj osnovnih elementov, ki povezujejo program v celoto.

- SOLVERS (solverji): rešujejo specifične (glavne) probleme toka
- UTILITIES (orodja): vsebuje manjše operacije in se uporabljajo večinoma za pred- in po-procesiranje
- LIBRARIES (knjižnice): so deli programske kode, ki jih lahko uporabimo za sestavo solverjev in utilitiesov
- DICTIONARIES (slovarji): se nahajajo v trenutnem (CASE) direktoriju in so namenjeni z »predajo podatkov«.
- FIELDS (polja spremenljivk): so datoteke, ki vsebujejo vrednosti spremenljivk (npr. hitrosti).

Za potrebe te disertacije je bila uporabljena verzija OpenFOAM 2.3.0 (Greenshields, 2015). OpenFOAM rešuje PDE po metodi končnih volumnov, kar pomeni, da so uporabljeni osnovni zakoni ohranitev v integralni obliki. Za določitev vrednosti spremenljivke na površinah kočnih volumnov uporablja program različne interpolacijske metode (linearna – 2 red, protivetрна – 1 red, kubična – 4 red ...). OpenFOAM uporablja za diskretizacijo krajevnih odvodov t. i. Gaussovo metodo.

Časovni odvodi so v OpenFOAM aproksimirani z MKR. Tako so v programu na izbiro različne sheme za diskretizacijo časovnih odvodov kot npr. implicitna Eulerjeva, CrankNicholsonova in Protivetрна (Backward) shema. Metodo diskretizacije odvodov definiramo v slovarju (dictionary) fvSchemes.

Po diskretizaciji vseh členov v osnovnih PDE program nato rešuje sistem linearnih enačb z uporabo različnih iteracijskih metod, ki jo izberemo sami. OpenFOAM vsebuje naslednje osnovne solverje za iteracijsko reševanje sistema linearnih enačb:

- »preconditioned (bi-) conjugate gradient«: PCG/PbiCG
- »Algebraic multigrid«: GAMG
- Solver z glajenjem: smoothSolver (Gauss–Seidel, diagonal–based incomplete Cholesky smoother)

Iteracijsko metodo za reševanje LSE (linearnega sistema enačb) definiramo v slovarju (dictionary) fvSolutions. OpenFOAM vključuje več različnih algoritmov reševanja PDE. Osnovna dva pristopa sta SIMPLE in PISO, ki se v sklopu programske opreme imenujeta simpleFoam in pisoFoam. Algoritem izberemo z izbiro ustreznega solverja (oz. modula) za reševanje obravnavane vrste toka.

2.4.1 Vrste solverjev za modeliranje toka s prosto gladino

V OpenFOAM-u je izdelanih več različnih solverjev za modeliranje dvofaznega toka. Modeli računajo gibanje in mešanje obeh faz po različnih metodah. Tako vsebuje enotekočinske kot tudi dvotekočinske modele. Največkrat uporabljen solver za račun dvofaznega toka je t. i. InterFOAM, ki uporablja enotekočinski model z VOF metodo za sledenje medfazne površine. InterFOAM se uporablja splošno za različne probleme, medtem ko so ostali solverji prilagojeni specifičnim kot je npr. gibanje zračnih

mehurčkov znotraj tekočine. V nadaljevanju so naštet vsi solverji, ki so vključeni v OpenFOAM za račun dvofaznega ali večfaznega toka:

interFoam

Solver za dva nestisljiva in izotermična fluida. Za sledenje medfazne površine uporablja VOF metodo (metodo volumskih deležev).

bubbleFoam

Solver za sistem dveh nestisljivih faz, kjer je ena faza dispergirana druga pa zvezna, npr. za primer gibanja zračnih mehurčkov znotraj tekočine.

cavitatingFoam

Solver za primer nestalnega kavitacijskega toka mešanja pare in tekočine.

compressibleInterFoam

Solver za dva stisljiva in izotermična fluida. Za sledenje medfazne površine uporablja VOF metodo (metodo volumskih deležev)

interDyMFoam

Solver za dva nestisljiva in izotermična fluida z opcijo časovnega spreminjanja računske mreže. Za sledenje medfazne površine uporablja VOF metodo (metodo volumskih deležev).

interMixingFoam

Solver za tri nestisljive fluide, od katerih sta dva premešana (ena faza dispergirana v drugi zvezni) Solver uporablja VOF metodo za sledenje medfazne površine.

interPhaseChangeFoam

Solver za dva nestisljiva in izotermična fluida, od katerih je možna v enem sprememba faze (npr. iz tekočine v plin).

LTSInterFoam

Solver za primer stalnega toka (LTS → local time stepping) dveh nestisljivih in izotermičnih fluidov. Za sledenje medfazne površine uporablja VOF metodo (metodo volumskih deležev). Solver je precej bolj ekonomičen (manjši čas računa) od interFoam-a.

MRFInterFoam

Solver, ki uporablja metodo »Multiple reference frame (MRF)«. Namenjen je za simuliranje dveh nestisljivih in izotermičnih fluidov. Za sledenje medfazne površine uporablja VOF metodo (metodo volumskih deležev).

MRFMultiphaseInterFoam

Solver, ki uporablja metodo »Multiple reference frame (MRF)«. Namenjen je za simuliranje večjih nestisljivih in izotermičnih fluidov. Za sledenje medfazne površine uporablja VOF metodo (metodo volumskih deležev).

multiphaseInterFoam

Solver za več nestisljivih in izotermičnih fluidov. Za sledenje medfazne površine uporablja VOF metodo (metodo volumskih deležev). Vključuje tudi površinsko napetost in »contact-angle« efekt za vsako fazo.

porousInterFoam

Solver za dva nestisljiva in izotermična fluida znotraj poroznega medija. Za sledenje medfazne površine uporablja VOF metodo (metodo volumskih deležev).

twoLiquidMixingFoam

Solver za dva nestisljiva fluida (dvotekočinski model).

twoPhaseEulerFoam

Solver za sistem dveh nestisljivih faz, kjer je ena faza dispergirana druga pa zvezna, npr. za primer gibanja zračnih mehurčkov znotraj tekočine.

Zgoraj navedeni enotekopi solverji v glavnem uporabljajo VOF metodo za sledenje medfazne površine. V nastajanju (v fazi verifikacije) pa so še solverji, ki uporabljajo za sledenje medfazne površine druge metode. Ti solverji so naslednji:

interTrackingFoam

Solver za dva nestisljiva zvezna fluida. Uporablja t. i. »front tracking« metodo sledenja medfazne površine, kjer se računski mreža prilagaja (prileplja) v vsakem časovnem koraku medfazni površini.

levelSetFoam

Solver za dva nestisljiva zvezna fluida. Uporablja t. i. »level set« metodo sledenja medfazne površine, kjer nastopa kot indikatorska funkcija najbližja razdalja od trenutno obravnavane točke do medfazne površine.

CLSVOFFoam

Solver za dva nestisljiva zvezna fluida. Solver združuje level set metodo in metodo volumskih deležev (VOF) za sledenja medfazne površine.

2.4.2 Solver interFoam za modeliranje toka s prosto gladino

interFoam je solver v programskem orodju OpenFOAM, ki rešuje enačbe za enotekočinski model dvofaznega toka, sledenje medfazne površine pa temelji na metodi volumskih deležev (VOF). Z interFoam solverjem je možno modelirati tako 2 D kot tudi 3D sisteme. Podpira tako strukturirano kot tudi nestrukturirano numerično mrežo (npr. heksahedralna, piramidna ...), ki jo je možno izdelati s pomočjo raznih UTILITY-jev, kot sta npr. blockMesh (strukturirana kvadratna mreža) ali snappyHexMesh (nestrukturirana mreža), možno pa jo je uvoziti tudi iz drugih programov kot npr. Fluent ali Salome. Ker gre v tem primeru za enotekočinski model, je možno v interFoamu uporabiti kar splošne modele turbulence, ki so namenjeni enofaznemu toku (različni RAS modeli ali LES – Smagorinsky). Seveda pa omogoča tudi račun brez modela turbulence. V tem primeru je možno računati tudi z DNS metodo, seveda če je mreža dovolj zgoščena (v nasprotnem primeru se obravnava tok kot laminaren). V knjižnici za parametre modela turbulence je možno spreminjati vse empirične koeficiente, ki so vključeni v uporabljeni model turbulence.

V osnovnih PDE nastopa kot zunanja sila gravitacija (oz. gravitacijski pospešek) – vrednost in smer pospeška pa lahko poljubno spreminjamo. V solverju obstaja možnost, da se namesto tlaka p v osnovnih PDE obravnava tlak p_{rgh} . To je tlak od katerega je odštet hidrostatični tlak.

$$p_{rgh} = p - \rho gh, \quad (50)$$

kjer je:

- p statični tlak v točki (x,y,z) ,
- ρ gostota tekočine v točki (x,y,z) ,
- g gravitacijski pospešek (deluje v negativni smeri glede na zmer z koordinatnega sistema) ter
- h razdalja od točke (x, y, z) do referenčne točke.

Solver interFoam uporablja t. i. »pimple« algoritem, ki se v sklopu programa imenuje pimpleFoam. Le-ta je podoben pisoFoamu in je nekakšen seštevek simpleFoama in pisoFoama. Namenjen je, da z njim rešujemo t. i. kvazi nestalni tok. Tudi pri tem solverju obstajata dve zanki numeričnega reševanja tlaka (notranja in zunanja). V notranji zanki se naprej rešuje samo kontinuitetna enačba, nato pa so vse enačbe rešene v zunanji zanki. Če je rešitev ustrezno skonvergirala preverimo po naslednjih usmeritvah:

- kontinuitetna napaka (t. i. »continuity error«) zadnje zanke je sprejemljivo majhna,
- maksimalno in povprečno Courantovo število ne sme biti preveliko (ponavadi pa je lahko večje kot pri pisoFoam),
- začetni ostanek (t. i. »initial residual«) zadnje zanke naj bo relativno majhen.

2.4.3 Vrste modelov turbulence v OpenFOAM

Programsko orodje OpenFOAM vsebuje tudi različne modele turbulence, ki so potrebni za natančnejše simuliranje turbulentnega toka. Vsebuje tako modele z RAS (Reynolds Averaged simulation) in LES (Large eddy simulation) pristopom kot tudi hibridne LES–RAS modele (Breuer et al, 2009). Pri obeh pristopih (LES in RAS) je na voljo več različnih modelov turbulence. Tako so znotraj skupine RAS vsebovani tudi precej razširjeni dvoenačbni $k-\varepsilon$ in $k-\omega$ modeli ter Menterjev $k-\omega$ SST model turbulence. Prav tako vključuje Smagorinskyjev model kot pod mrežni model v sklopu simulacije velikih vrtincev (LES).

2.4.4 Vrste robnih pogojev v OpenFOAM

V interFoamu so na voljo vsi možni robni pogoji, ki so zajeti v OpenFOAMu. Le-ta uporablja posebno hierarhijo pri robnih pogojih, tako je najprej definiran tip robnega pogoja nadalje pa še numerična vrednost. Izbiramo lahko med naslednjimi tipi robnih pogojev:

- **patch** (primerno za vstopni in izstopni rob),
 - **wall** (primerno pri uporabi modelov turbulence za definiranje stene),
 - **directMappedPatch** (preslika robne vrednosti iz notranjosti na rob),
 - **directMappedWall** (preslika robne vrednosti iz notranjosti na steno),
 - symmetryPlane (simetrična ravnina),
 - cyclic (ponavljajoči se robni pogoj),
 - wedge (podobno kot cyclic za nesimetrične primere),
 - empty (se uporablja za definiranje nepomembnih smeri – 2D model),
 - processor (uporabno pri razdelitvi modela za procesiranje na več procesorjih),
 - kqRwallFunction (pri uporabi modelov turbulence),
 - epsilonWallFunction (pri uporabi modelov turbulence).
- } Največkrat uporabljeni tipi

Zgornji tipi robnih pogojev se uporabljajo v kombinaciji z naslednjimi osnovnimi numeričnimi robnimi pogoji:

- fixedValue (definiramo fiksno vrednost spremenljivke, npr. hitrosti – Dirichletov RP),
- zeroGradient (gradient spremenljivke je enak 0, s tem ne fiksiramo vrednosti spremenljivke in se skozi čas simulacije lahko spreminja – Neummanov RP),
- fixedGradient (definiramo vrednost gradienta spremenljivke – Neummanov RP),
- inletOutlet/outletInlet (se uporablja za izstopne robove, kjer je možen tok v obe smeri izpeljanka Neummanovega RP),
- wallFunction (stenske funkcije za definiranje robnih pogojev spremenljivk modela turbulence ob stenah).

Pri prvem numeričnem tipu fiksiramo vrednost spremenljivke, medtem ko pri drugih dveh pustimo, da se lahko spremenljivka skozi čas simulacije spreminja. Po navadi se definirajo robni pogoji tako, da fiksiramo eno spremenljivko (npr. hitrost) in pustimo drugo ne-fiksirano (npr. tlak). Fiksiranje obeh spremenljivk na istem robu ni priporočljivo. Zgoraj opisani numerični pogoji predstavljajo osnovne, ki se v praksi v OpenFOAM-u največkrat uporabljajo, obstajajo pa še vrsta drugih, ki so bolj ali manj izpeljanke osnovnih in so predvideni za specifične vrste tokov.

Določevanje stenske funkcije na robu modela je v programu OpenFOAM nekoliko netradicionalno, saj je treba določiti stensko funkcijo za vse spremenljivke iz izbranega modela turbulence. Tako je npr. v primeru uporabe $k-\varepsilon$ modela turbulence potrebno definirati stensko funkcijo za robni pogoj spremenljivke k , ε in tudi za turbulentno viskoznost ν_t . Pri tem so možne za različne spremenljivke različne kombinacije stenskih funkcij. Stenske funkcije, ki so na voljo v OpenFOAM, so podane v preglednici 3.

Preglednica 3: Stenske funkcije, ki so na razpolago v programu OpenFOAM

Table 3: Available wall functions in OpenFOAM

Spremenljivka	Stenska funkcija	Komentar
k	kqrWallFunction	
	kLowReWallFunction	
ε	epsilonWallFunction	
	epsilonLowReWallFunction	
ω	omegaWallFunction	Modelira specifično stopnjo disipacije ob gladki ali hrapavi steni, uporaba v območju visokih in nizkih Re
	nutkWallFunction	Modelira turbulentno viskoznost ob gladki steni na osnovi k , uporaba v območju visokih Re
ν_t	nutUWallFunction	Modelira turbulentno viskoznost ob gladki steni na osnovi hitrosti, uporaba v območju visokih Re
	nutUSpaldingWallFunction	Modelira kontinuirni prehod hitrosti iz viskozne v logaritmično plast (gladke stene), uporaba v visokih in nizkih Re
	nutLowReWallFunction	Modelira turbulentno viskoznost ob gladki steni v primeru modelov turbulence za nizke Re
	nutURoughWallFunction	Modelira turbulentno viskoznost ob hrapavi steni na osnovi hitrosti
	nutkRoughWallFuncrion	Modelira turbulentno viskoznost ob hrapavi steni na osnovi k

Ali gre za gladko ali hrapavo steno, določa stenska funkcija za turbulentno viskoznost. Stenske funkcije za ostale spremenljivke se lahko poljubno uporabijo za oba primera, se pravi hrapavo ali gladko steno.

Seveda je pri vseh spremenljivkah namesto stenske funkcije možno uporabiti tudi fiksno vrednost spremenljivke ali fiksno vrednost gradienta spremenljivke, kot je npr. »zeroGradient«, kjer je gradient spremenljivke enak 0. Slednje je mogoče uporabiti samo v primeru, ko je numerična mreža ob steni dovolj zgoščena, tako da se središče prve celice nahaja že v linearnem oz. viskoznem območju in ne v logaritmičnem. Potrebne y^+ vrednosti se v tem primeru glede na različno literaturo razlikujejo, v

glavnem pa lahko povzamemo, da nikakor ne smejo biti večje od 5, medtem ko je neka predlagana optimalna vrednosti $y^+=1$ (Wilcox, 1998). V takšnem primeru je viskozna plast toka vode ob steni direktno rešena (kot pri DNS) in ni modelirana z uporabo stenske funkcije. Seveda je v praksi tako majhne vrednosti y^+ zelo težko zagotoviti, saj bi morale biti numerične celice v tem primeru izredno majhne.

2.5 Pregled literature o bočnih prelivih in zaklopnih zapornicah

To poglavje po večini povzemamo po May in sod. (2003), Novak (2012), Rosier (2007) ter Cverle (2009). Bočni prelivni objekti, ki se v praksi uporabljajo za odvajanje vode iz glavnega korita oz. struge vodotoka za namene razbremenjevanja ali pa za namene odvzema vode za različne potrebe, kot npr. namakanje. Objekte za razbremenjevanje struge oz. glavnega korita imenujemo tudi visokovodni razbremenilniki, kot zelo uporabni pa so se izkazali tako za razbremenjevanje ob visokih vodah v kanalizacijskem omrežju oz. čistilnih napravah kot tudi za razbremenjevanje struge vodotokov, npr. v primeru, ko hočemo odvečno vodo speljati v zadrževalnik ali na obstoječo poplavno ravnico, ki v tem primeru deluje kot suhi zadrževalnik. Zadnji se predvsem uporablja pri izgradnjah hidroelektrarn, kjer se ob izgradnji akumulacijskih nasipov odvzame retenzijski prostor, s tem pa se poslabšajo odtočne razmere na dolvodnih odsekih. Z izgradnjo razbremenilnikov pa je možno vzdrževati ustrezni (prejšnji) odtočni režim tudi po izgradnji akumulacijskih nasipov. Tako so tipični primeri uporabe bočnih prelivov naslednji:

- visokovodni razbremenilni objekt na vodotoku, ki presežne količine vode preusmerja v razbremenilnik ali poplavni obtočni kanal in na ta način ščiti dolvodne objekte pred poplavljanjem,
- razbremenilni preliv v mešani kanalizaciji ali pred čistilno napravo, ki odvaja presežne količine vode, da ne pride do preobremenitve sistema ali čistilne naprave,
- pragovi pri stranskih zajemih vode oz. pri vtočnih objektih za dovod vode uporabnikom.

Bočni prelivni objekti so lahko ostrorobi (ostrorobi bočni preliv) ali s široko krono (bočni preliv s širokim pragom), s krilnimi stenami ali brez, pravokotni ali trikotni in t. i. labirintni prelivni. V sklopu te disertacije so bili obravnavani pravokotni bočni prelivni, tako ostrorobi kot tudi bočni prelivni s široko krono. V primerih variant iz te študije pa je bila obravnavana še zaklopna zapornica, nameščena na bočni preliv. Tako so bile obravnavane tudi krilne stene, ki so pravokotne glede na os glavnega kanala.

2.5.1 Hidravlika bočnih prelivov

V primeru bočnih prelivov gre za hidravlični problem prostorsko spremenljivega toka s pojemajočim pretokom (ang. *spatially varied flow with decreasing discharge*). Do osnovne enačbe tega problema lahko pridemo po dveh poteh, s t. i. energijskim pristopom in pristopom z gibalno količino. Načeloma sta oba koncepta uporabna za izpeljavo splošne dinamične enačbe za problem stalnega neenakomernega oz. stalnega prostorsko spreminjajočega se toka (Yen in Wenzel, 1970 cit. po Rosier, 2007). Cheong (1991) je na podlagi študije pretočnega koeficienta bočnih prelivov v trapezoidnem koritu, ki je primerjala oba pristopa, ugotovil, da oba dajeta zelo podobne rezultate (Rosier, 2007).

V nadaljevanju predstavljena izpeljava temelji na energijskem pristopu, za katerega se zdi, da je med raziskovalci bočnih prelivov vendarle bolje sprejet. Tako npr. Chow (1973) pravi, da se mirni tok s pojemajočim pretokom lahko obravnava kot razcep toka, kjer odvedena voda ne vpliva na energijsko

višino, in je zato pri reševanju tega problema uporaba energijske enačbe prikladnejša od pristopa z gibalno količino (Chow, V. T., 1973 cit. po Rosier, B. 2007).

Ob predpostavki, da bočno odtekajoča voda ne vpliva na potek energijske črte, lahko za izpeljavo osnovne enačbe bočnega preliva uporabimo energijsko enačbo. Skupna energija E_{sk} v prečnem prerezu vodotoka je vsota potencialne, tlačne in kinetične energije (Steinman, 2010):

$$E_{sk} = Z_{dno} + h + \alpha_c \frac{\bar{u}^2}{2g} = Z_{dno} + h + \alpha_c \frac{Q^2}{2gA^2}, \quad (51)$$

kjer je:

Z_{dno}	razdalja dna korita od primerjalne ravnine,
h	globina toka,
α_c	korekcijski koeficient kinetične energije (imenovan tudi Coriolisov koeficient), ki podaja vpliv neenakomerne porazdelitve hitrosti po prečnem prerezu,
\bar{u}	poprečna hitrost toka v vzdolžni smeri ter
A	prečni prerez toka.

Na tem mestu definirajmo še specifično energijo prereza E kot (Steinman, 2010):

$$E = h + \alpha_c \frac{\bar{u}^2}{2g}. \quad (52)$$

Z odvajanjem enačbe za skupno energijo po x (vzdolžna smer) dobimo (Rosier, 2007):

$$\frac{dE_{sk}}{dx} = \frac{dZ_{dno}}{dx} + \frac{dh}{dx} + \frac{\alpha_c}{2g} \left(\frac{2QdQ}{A^2 dx} - \frac{2Q^2 dA}{A^3 dx} \right). \quad (53)$$

Nadalje se upošteva, da je $dE_{sk}/dx = -I_\lambda$, kar je energijski (ali trenjski) padec, $dZ/dx = -I_d$ pa padec dna vodotoka. Za primer stalnega enakomernega toka velja: $I_0 = I_\lambda = I_d = I_{gladine}$. Upoštevajoč še:

$$\frac{dA}{dx} = \left(\frac{dA}{dh} \right) \left(\frac{dh}{dx} \right) = \frac{Bdh}{dx}, \quad (54)$$

kjer je B konstantna širina korita, se zgornja enačba preoblikuje v (Rosier, 2007):

$$\frac{dh}{dx} = \frac{I_0 - I_\lambda - \left(\frac{\alpha_c Q}{gA^2} \right) \left(\frac{dQ}{dx} \right)}{1 - \left(\frac{\alpha_c Q^2 B}{gA^3} \right)} \quad (55)$$

kar je dinamična enačba prostorsko spremenljivega toka s pojemajočim pretokom.

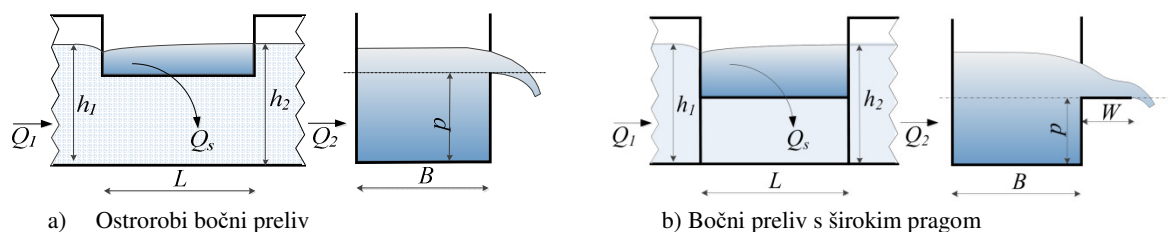
Če definiramo dQ_s kot pretok preko neskončno majhnega pasu ds vzdolž bočnega preliva in ob predpostavki, da je $I_0 - I_\lambda = 0$ (tj. konstantna specifična energija vzdolž preliva) ter $\alpha_c = 1$ (konstantna, tj. enakomerna porazdelitev hitrosti po prečnem prerezu), lahko splošno enačbo za specifični pretok vzdolž bočnega preliva zapišemo na naslednji način (de Marchi, 1934, cit. po Emiroglu, 2011):

$$q_s = -\frac{dQ_s}{ds} = \frac{2}{3} \sqrt{2g} C_d (h - p)^{3/2}, \quad (56)$$

kjer predstavlja člen $(h - p)$ prelivno višino preko bočnega preliva, q_s specifični pretok preko bočnega preliva, g gravitacijski pospešek ter C_d empirični koeficient.

2.5.2 Pretočni koeficienti bočnih prelivov

Poglavje je povzeto po (Novak, 2012), (Rosier, 2005) in (Bos, 1989), Predlaganih je bilo že precej enačb za izračun koeficienta C_d ostrorobega bočnega preliva (Mohammed, 2013, Borghei in sod., 1999, Emiroglu in sod., 2011, Jalili in Borghei, 1996, Singh, 1994, Swamee in sod., 1994, Yu–Tech, 1972, Subramanya in Awasthy, 1972) in preliva s širokim pragom (Rehbock, 1929, cit. po Kandaswamy in Rouse, 1957). Večina avtorjev je pri izdelavi enačbe za C_d upoštevala vpliv vtočnega Froudeovega števila, medtem ko so nekateri upoštevali tudi vpliv prelivne višine na vrednost C_d (Swamee in sod., 1994, Singh in sod., 1994), nekateri pa tudi vpliv dolžine preliva (Mohammed, 2013, Borghei in sod., 1999). Vpliv širine širokega praga na koeficient C_d so obravnavali Rehbock (Rehbock, 1929) ter Kandaswamy in Rouse (Kandaswamy in Rouse, 1957). Na sliki 10 so prikazani geometrijski in hidravlični parametri, za katere je bilo pokazano, da imajo največji vpliv na C_d (Singh in sod., 1994, Kandaswamy in Rouse, 1957). Slika 10a prikazuje parametre, ki so značilni za ostrorobi bočni preliv, medtem ko slika 10b prikazuje parametre, značilne za bočni preliv s širokim pragom.



Slika 10: Skica pravokotnega ostrorobega bočnega preliva (a) in bočnega preliva s širokim pragom (b)
 Figure 10: Sketch of a rectangular sharp-crested a) and broad-crested side weir (b)

Koeficient preliva C_d v enačbi (56) je bil določen na podlagi raziskav številnih avtorjev, pri tem je vsak avtor podan svojo obliko enačbe za izračun koeficienta C_d . Pri vseh avtorjih pa se v enačbah kot odvisne spremenljivke pojavljajo enaka razmerja geometrijskih in hidravličnih parametrov.

De Marchi (1934) je teoretično dokazal, da je energijska višina vzdolž krone preliva v bistvu dovolj konstantna in da je vzdolžni potek gladine ukrivljen, pri čemer v mirnem režimu toka narašča, v deročem pa upada (De Marchi, G., 1934, cit. po Rosier, B. 2007). De Marchi je vpeljal pretočni koeficient C_d takole (De Marchi, G., 1934 cit. po Rosier, B., 2007):

$$C_d = \frac{3B}{2L} \Phi + konst. , \quad (57)$$

kjer so:

- $konst.$ okrajšava za konstanto
- B širina glavnega korita,
- L dolžina krone bočnega preliva ter
- Φ funkcija spremenljivega toka (definirana v nadaljevanju).

Funkcijo Φ je De Marchi izrazil kot:

$$\Phi_i = \frac{2E_i - 3p}{E_i - p} \sqrt{\frac{E_i - h_i}{h_i - p}} - 3 \arcsin \sqrt{\frac{E_i - h_i}{E_i - p}}, \quad (58)$$

kjer so:

- E_i specifična energija prereza i , t. j. globina toka + hitrostni člen,
 p_i višina praga bočnega preliva v prerezu i glede na dno glavnega korita ter
 h_i višina gladine v prerezu i glede na horizontalno primerjalno ravnino, argument v arc sin pa je treba podati v radianih.

De Marchijeva teoretična študija je bila eksperimentalno potrjena za nizka Froudova števila s strani avtorjev: Favre in Braendle (1937), Gentilini (1938) in Ferroglio (1941) (vse troje cit. po Rosier, B., 2007). Ob tem pa velja omeniti, da sta Hager in Volkart (1986) za $Fr > 0,5$ odkrila resna odstopanja.

Subramanya in Awasthy (1972) sta v skupno 200 poskusih raziskovala prostorsko spreminjajoči se tok preko bočnih odlivov ($p = 0$) in bočnih prelivov ($p > 0$) v dveh pravokotnih prizmatičnih vodoravnih koritih. Prelivi so bili ostrorobi in polno ozračeni na dolvodni strani. Ob predpostavki, da so učinki geometrijske konfiguracije toka (razmerje L/B , razmerje h_1/L , razmerje p/h_1) zanemarljivi, sta predlagala enačbo za C_d za primer mirnega in deročega toka, v kateri kot glavni vhodni parameter nastopa Froudovo število dotoka. Pri tem je bil pretočni koeficient bočnega preliva ($p > 0$) v bistvu enak kot za bočni odliv ($p = 0$). Poleg tega sta predlagala enačbo za odklon prelivnega curka od smeri vzdolžne osi glavnega korita.

V diskusiji omenjene raziskave sta Nadesamoorthy in Thomson (1972) opozorila, da je C_d odvisen še od širine korita, a predlagala enačbo za C_d , v kateri spet nastopa samo Fr_1 , in ki naj bi veljala tako za mirni kot tudi za deroči tok (Nadesamoorthy, T. in Thomson, A., 1972, cit. po Rosier, B., 2007).

Ranga Raju in sod. (1979) so preučevali učinek bočnih omejitev toka zaradi sten pri 90° odcepu korita. Tako je bil vpeljan nov robni pogoj, ki je bil dotlej vedno obravnavan kot nepotopljeni preliv. Upoštevana je bila efektivna dolžina krone, pri čemer je bil vpeljan korekcijski faktor za dejansko dolžino krone. Eksperimenti so bili omejeni na mirni tok, glavno korito je bilo pravokotno, krona preliva je bila ostroroba (7 poskusov) oz. kot široki prag (15 eksperimentov). Za pretočni koeficient se je predpostavilo, da je funkcija Froudovega števila dotoka (Fr_1).

Singh in sod. (1994) so eksperimentalno obravnavali pretočni koeficient pravokotnega ostrorobega bočnega preliva v prizmatičnem pravokotnem glavnem koritu pri mirnem toku. Za razliko od ugotovitev predhodnih avtorjev naj bi bil C_d odvisen tudi od razmerja med višino praga in gorvodno globino toka, tj. od razmerja p/h_1 . Diskusijo teh raziskav sta podala Jalili in Borghei (1996).

Swamme in sod. (1994a) so izhajali iz ugotovitve, da so različni predhodni raziskovalci povezali svoje enačbe za pretočne koeficiente s Froudovim številom gorvodnega glavnega korita in da prevladujoče razmerje prelivne višine bočnega preliva in višine praga (tj. razmerje $(h - p)/p$) v predhodnih raziskavah ni bilo obravnavano. Razvili so koncept pretočnega koeficienta za izračun pretoka kratkega osnovnega pravokotnega odseka vzdolž krone preliva.

Borghei in sod. (1999) so raziskovali vpliv tokovnih razmer in geometrije korita ter oblike preliva na pretočni koeficient bočnega preliva na podlagi več kot 250 eksperimentov v mirnem režimu toka. Glavno korito je bilo pravokotno, bočni preliv pa ostrorobi pravokotni. Ugotovili so, da je predpostavka

konstante specifične energije sprejemljiva, saj povprečna energijska razlika v koritu med obema koncema preliva znaša 3,7 %. Za pretočni koeficient so ugotovili, da je funkcija gorvodnega Froudovega števila, razmerja p/h_1 in razmerja L/B .

Obsežno raziskavo (skupno 843 poizkusov) pravokotnih ostrorobih bočnih prelivov v ravnih koritih (mirni režim toka, nepotopljen bočni odtok) so nedavno predstavili Emiroglu in sod. (2011). Laboratorijsko glavno korito je bil 0,5 m širok in 0,5 m globok steklen žleb z naklonom dna 0,001. Za reguliranje globine toka so uporabili tablasto zapornico, nameščeno na koncu glavnega korita. Odvodni kanal za odlito vodo podobnih dimenzij, je bil nameščen vzporedno glavnemu. Dotok so merili z elektromagnetnim merilcem in trikotnim 90° prelivom, bočni odtok pa s kalibriranim standardnim pravokotnim prelivom. Gladine so merili z ostnim merilom, hitrosti toka pa z akustično hitrostno sondo. Ujemanje med eksperimentalno določenimi vrednostmi koeficienta C_d in pripadajočimi vrednostmi, izračunanimi po izdelani enačbi, je bilo po navedbah avtorjev zelo dobro, opisano z determinističnim koeficientom $r^2 = 0,912$. Kljub temu velja omeniti, da grafi $C_d = f(p/h_1)$ in $C_d = f(L/h_1)$ iz omenjene študije prikazujejo zelo velik raztros rezultatov.

Emiroglu in sod. (2011) so glede hitrostnih polj ugotovili naslednje: vpliv bočnega odtoka je izrazit, zlasti za razmere z visoko prelivno višino (ang. *high overflow conditions*). Učinek razcepa toka blizu dolvodnega konca preliva je očiten blizu dna korita. Ker se pojavlja sloj nizkih hitrosti, se usmerjenost maksimalne hitrosti postopoma premika od smeri k bočnemu prelivu proti osi glavnega korita in pri tem preide cono ločitve (ang. *separation zone*). Ta cona vedno zavzema območje blizu dna (tj. na 0,2 do 0,4-krat povprečne globine toka na dani lokaciji vzdolž bočnega preliva) in se spreminja glede na območje, ki ga zavzema sloj nizke hitrosti. Pri nizkih Froudovih številih je bil na dolvodnem koncu bočnega preliva opažen povratni tok (ang. *reverse flow*). Pri $F_1 > 0,42$ območje povratnega toka izgine, nastanejo pa šibki stoječi valovi. Pri $F_1 > 0,85$ se na dolvodnem koncu bočnih prelivov pojavi gladinski vodni skok (ang. *surface jump*). Zastojno cono (ang. *stagnation zone*) povzroča odklon od poti vlakna maksimalne hitrosti (ang. *maximum velocity thread*). Lokaciji zastojne cone in območja povratnega toka sta odvisni predvsem od F_1 ter dolžine preliva L in višine prelivnega curka. Z večanjem intenzivnosti toka ali gibalne količine v glavnem koritu proti dolvodni smeri se območje povratnega toka premakne proti dolvodnemu koncu bočnega preliva (povzeto po Novak, 2012).

Azimi in Rajaratna (Azimi in Rajaratna, 2009) sta v svoji študiji obravnavala preliv s širokim pragom. Ugotovila sta, da ima na koeficient preliva velik vpliv razmerje h_1/W , s tem pa dolžina krone preliva. To je bilo ugotovljeno že pri številnih drugih avtorjih (Swamme, 1994, Rangu Raja in sod., 1979, Günter, 2005, Kandaswamy in Rouse, 1957).

V preglednici 4 so podane enačbe za izračun koeficienta C_d po različnih avtorjih in za različne vrste preliva, t. j. za čelni preliv s širokim pragom, za bočni preliv s širokim pragom in za ostrorobi bočni preliv.

Preglednica 4: Pregled enačb za C_d za različne vrste prelivov po različnih avtorjih
Table 4: Overview of equations for C_d for different types of weirs by various authors

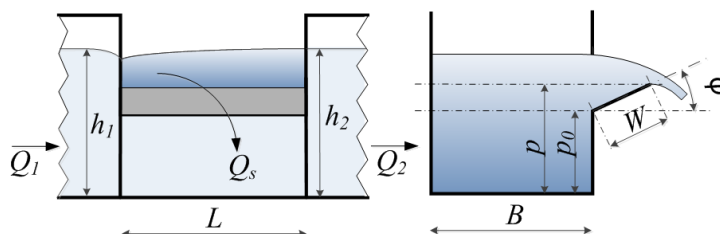
Vrsta preliva	Enačba	Vir
Čelni preliv s širokim pragom	$C_d = C_{d,0} \cdot C_{d,W} = (0,81 - 0,6F_1) \left(0,8 + 0,1 \frac{h_1 - p}{W}\right)$	Rangu Raja in sod., 1979
	$C_d = 0,5 + 0,1 \left[\frac{\left(\frac{h_1}{W}\right)^5 + 1,5 \left(\frac{h_1}{W}\right)^{13}}{1 + \left(\frac{h_1}{W}\right)} \right]^{0,1}$	Swamee, 1994
	$C_{d,0} = 0,6035 + 0,0813 \frac{h_1}{p}$, $C_{d,w} = (1 - 0,2e^a)$, $a = -0,6 \left(\frac{h_1}{W}\right)^{3,06}$	Günter, 2005
Bočni preliv s širokim pragom	$C_d = C_{d,0} \cdot C_{d,W}$, $C_{d,0} = 0,42 \left[1 + \frac{(H-p)^3}{7}\right]$; $H = h_1 + \frac{q^2}{2gh_1^2}$; $q = Q_s/L$, $C_{d,W} = 1 - \frac{2}{9(1+(\frac{H-p}{W})^4)}$	Kandaswamy in Rouse, 1957
Ostrorobi bočni preliv	$C_d = \left[0,836 + \left(-0,035 + 0,39 \left(\frac{p}{h_1}\right)^{12,69} + 0,158 \left(\frac{L}{B}\right)^{0,59} + 0,049 \left(\frac{L}{h_1}\right)^{0,42} + 0,244 F_r^{2,125}\right)^{3,018} \right]^{5,36}$	Emiroglu in sod., 2011
	$C_d = 1,06 \left[\left(\frac{14,14p}{8,15p + h_1}\right)^{10} + \left(\frac{h_1}{h_1 + p}\right)^{15} \right]^{-0,1}$	Swamee in sod., 1988
	$C_d = 0,623 - 0,222 F_r$	Yu-Tech, 1972
	$C_d = 0,611 + 0,08 \frac{h_1}{p}$, $\frac{h_1}{p} \leq 5$	Rehbock, 1929
	$C_d = 1,275 - 0,612 F_1 - 0,522 \frac{p}{h_1} + 0,028 \frac{L}{B} - 0,132 \theta$; θ ...kot bočnega preliva glede na os glavnega kanala	Mohammed, 2013
	$C_d = 0,432 \left(\frac{2 + F_1^2}{1 + 2F_1^2}\right)^{0,5}$	Nandesamoorthy in Thomson, 1972
	$C_d = 0,45 - 0,22 F_r^2$	Cheong, 1991
	$C_d = 0,33 - 0,18 F_r + 0,49 \frac{p}{h_1}$	Singh et al., 1994
	$C_d = 0,71 - 0,41 F_r - 0,22 \frac{p}{h_1}$	Jalili in Borghei, 1996
	$C_d = 0,7 - 0,48 F_r - 0,3 \frac{p}{h_1} + 0,06 \frac{L}{B}$	Borghei in sod., 1999
	$C_d = 0,65 - 0,149 \left(\frac{h_2 - p}{p}\right)^{0,0868} \left(\frac{L}{h_2 - p}\right)^{-0,303} \left(\frac{h_2}{p}\right)^{0,149}$	May in sod., 2003
	$C_d = 0,611 \sqrt{1 - \frac{3F_1^2}{2 + F_1^2}}$	Subramanya in Awasthy, 1972
	$C_d = 0,9738 \left(\frac{h_1}{p}\right)^{1,2672} \left(\frac{h_2}{p}\right)^{-1,588} \left(\frac{z_{jez}}{p}\right)^{0,0374} \left(\frac{L}{L_{jez}}\right)^{0,1867} \left(\frac{B}{L}\right)^{0,2265}$, kjer je L_{jez} dolžina pravokotnega preliva za uravnavanje spodnje vode v kanalu in z_{jez} višina, na kateri se nahaja omenjeni preliv	Novak, 2012

Kot lahko opazimo iz zgornje preglednice, je veliko enačb izdelanih za primere ostrorobih bočnih prelivov, mnogo manj pa za primere bočnih prelivov s širokim pragom. V primeru preliva s širokim pragom je v vseh študijah bilo ugotovljeno, da ima širina praga bistven vpliv na koeficient preliva. Nekateri avtorji pa so obravnavali tudi porazdelitev specifičnega pretoka preko bočnega preliva (Aghayari in sod., 2009) in porazdelitev hitrosti vzdolž bočnega preliva (Hager, 1987, Novak, 2012).

2.5.3 Zaklopne zapornice

Ker se pri bočnih prelivih velikokrat pojavi potreba po reguliranju gladine vode v glavnem kanalu oz. strugi, to je npr. pri vzdrževanju zajezne gladine v akumulaciji, se velikokrat uporabljajo na bočnih prelivih kot objekti za regulacijo zgornje vode t. i. zaklopne zapornice. Za ustrezno projektiranje in tudi obratovanje zaklopnih zapornic je potrebno dobro poznavanje pretočne sposobnosti obravnavanih objektov. Izdelanih je bilo že nekaj hidravličnih analiz takšnih zapornic na čelnih prelivih (Günter, 2005, Wahlin and Replogle, 1994), medtem ko smo pri pregledu literature opazili veliko pomanjkanje raziskav takšnih zapornic na bočnih prelivih.

Prav tako manjkajo podrobnejše raziskave hidravličnih razmer ob zaklopnih zapornicah, kot je npr. hitrostno polje pri različnih razmerah obratovanja. S poznavanjem tako kvalitativnega kot tudi kvantitativnega poteka hitrosti bi lahko lažje opredelili hidravlične lastnosti ob takšnih zapornicah, s tem pa bi lahko pomembno izboljšali tako projektiranje kot tudi samo obratovanje zaklopnih zapornic na bočnih prelivih. Slika 11 prikazuje karakteristične geometrijske in hidravlične parametre bočnega preliva z zaklopno zapornico glede na obravnavane parametre pri bočnih prelivih in pri zaklopnih zapornicah.



Slika 11: Skica pravokotnega bočnega preliva z ravno ostrorobo gibljivo zaklopno zapornico z vrtiščem na steni glavnega kanala

Figure 11: A Sketch of a rectangular side weir with a flat sharp-crested flap gate with a hinge on the wall of the main channel

V praksi so zaklopne zapornice v popolnoma zaprtem položaju v primeru ko je $\phi=60$ do 70° in ne 90° , kar bi ustrezalo ostrorobemu prelivu. Takšen način obratovanja se je pojavil zaradi varnosti pred možnimi vibracijami zapornice, prav tako zapornice niso načrtovane za obtežbe v nasprotni smeri odpiranja, do česar bi lahko prišlo ob visoki spodnji vodi. Ko je zapornica v položaju $\phi=70^\circ$ pa torzijski moment zaradi teže zapornice pripomore k stabilnejši legi zapornice, v primeru položaja zapornice $\phi=90^\circ$ pa bi bila le-ta v zelo nestabilni legi (Erbisti, 2014, Seghal, 1996).

Ob pregledu literature je bilo opaženo veliko pomanjkanje študij, ki obravnavajo zaklopne zapornice na bočnih prelivih. V nadaljevanju je zato podan kratek pregled enačb iz študij, ki obravnavajo zaklopne zapornice na čelnih prelivih, saj literature o omenjeni problematiki določitve koeficienta preliva zaklopne zapornice na bočnem prelivu nismo zasledili. Podane enačbe za izračun koeficienta preliva zapornic pa prav tako ne obravnavajo vseh vplivnih geometrijskih in hidravličnih parametrov.

Vpliv naklona odprtja zaklopne zapornice na koeficient preliva je obravnavan v Günterjevi knjigi o prelivih (Günter, 2005). Koeficient preliva C_d je razdeljen na dva dela. Prvi obravnava vpliv ostrorobega preliva, v katerem je zajet tudi vpliv razmerja prelivne višine in višine praga (t. j. $(h_1-p)/p$). Drugi del pa zajema vpliv kota odprtja oz. vpliv naklona ostrorobega preliva α (gre za nasprotni kot, kot je prikazan na sliki 11, tako je $\alpha=90^\circ-\phi$). Enačba velja za kote $-45 < \alpha < 70^\circ$.

$$C_d = C_{d,0} \cdot C_{d,\alpha}, \quad (59)$$

$$C_{d,0} = 0,6035 + 0,0813 \frac{h_1}{p}, \quad (60)$$

$$C_{d,\alpha} = (1 + 0,002374\alpha + 1,74 \cdot 10^{-5}\alpha^2 - 2,866 \cdot 10^{-8}\alpha^3 - 5,14 \cdot 10^{-9}\alpha^4). \quad (61)$$

Razvidno je, da je odvisnost koeficienta preliva $C_{d,\alpha}$ in kota α podana kot polinom 4 stopnje, ki ima maksimum pri $\alpha=30^\circ$. Kot α je v zgornjih enačbah podan v stopinjah. Odvisnost koeficienta preliva od naklona zapornice je podana tudi v študiji Wahlina in Replogieja (Wahlin in Replogie, 1994), ki sta podala enačbo:

$$C_d = C_{d,0} \cdot C_{d,\varphi}, \quad (62)$$

$$C_{d,0} = 0,075 \frac{h_1}{p} + B, \quad (63)$$

$$C_{d,\varphi} = (1,0333 + 0,003848\varphi - 0,000045\varphi^2), \quad (64)$$

kjer je kot φ podan v stopinjah. Iz enačb (61) in (64) je razvidno, da se da vpliv naklona zapornice opisati s pomočjo polinomske funkcije, ki je v prvem primeru 4 stopnje, v drugem primeru pa 2 stopnje. V vsakem primeru ima koeficient preliva v primeru zaklopne zapornice v neki točki med popolnoma odprto in popolnoma zaprto zapornico maksimum.

Sargison in Percy (Sargison in Percy, 2009) in Hoseini (Hoseini in sod., 2013) so obravnavali bočne prelive z nagnjenim prelivom, kar približno ustreza razmeram, ki se pojavijo v primeru različnih naklonov zaklopne zapornice na bočnem prelivu. Pri tem pa je treba poudariti, da sta obravnavala premalo naklonov preliva, da bi njihove rezultate lahko uporabili za primerjavo z meritvami in analizami trendov, izdelanih v sklopu te disertacije.

Literature o sami porazdelitvi tlakov na zapornico je prav tako zelo malo. V primeru študij, ki obravnavajo tlake na zaklopno zapornico zaradi toka vode, so v glavnem podane rezultatne sil zaradi tlakov in torzijski momenti v tečaju zapornice, kar je sicer tudi bistvenega pomena za prve faze projektiranja zapornic. Študije, ki vključujejo tlake na zapornico, so v glavnem izdelane za specifične primere zaklopnih zapornic v naravi (Fletcher in Bejar, 1995). Prav tako gre po večini za ukrivljene zaklopne zapornice, vključujejo pa bolj ali manj samo hidrostatične pritiske (Rogala in Winter, 1985).

Bejar in Hall (Bejar in Hall, 1999) sta obravnavala tlake, ki delujejo na zaklopno zapornico na čelnem prelivu in v primeru, ko se na celotnem prelivu nahaja več zapornic, ki so postavljene druga ob drugo. Pri tem sta hidrodinamične razmere analizirala samo za scenarij, če se odpre samo ena izmed vseh zapornic, ostale pa ostanejo v zaprtih pozicijah.

Takšno stanje je predstavljalo izziv, da na tem področju s podobnimi raziskavami prispevamo nova, originalna znanja.

2.5.4 Gladine vzdolž bočnega preliva

Glavne značilnosti toka, zaradi katerih so razmere kompleksne in zahtevne za analizo, so naslednje:

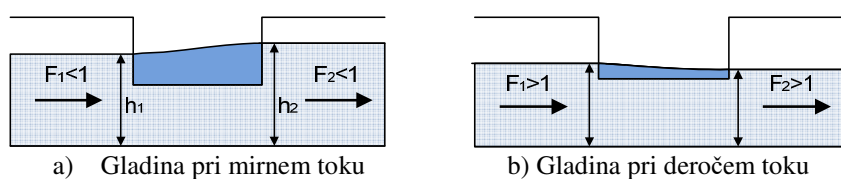
- Površinski sloji blizu bočnega preliva se razlivajo preko krone, medtem ko bočni preliv na preostali tok, ki je bližje dnu ter vzdolž nasprotne stene korita, ne vpliva v tolikšni meri, tako da le-ta nadaljuje svojo pot po glavnem koritu.

- Prelivanje preko krone poteka pod kotom, ne pa pravokotno na krono kot v primeru prečnih prelivov. Kot prelivanja ni konstanten, pač pa odvisen od relativne hitrosti dotekajočega toka. Poleg tega se kot prelivanja spreminja tudi vzdolž samega preliva, saj se hitrost toka zaradi zmanjšanja pretoka, ki ostaja v koritu, manjša v dolvodni smeri.
- Nivo gladine v glavnem koritu ne ostaja konstanten, pač pa se spreminja vzdolž preliva v odvisnosti od tokovnih razmer v koritu. Posledično se prelivna višina spreminja z razdaljo in povzroča spremembo pretoka na enoto dolžine preliva.
- Zaradi prelivanja pod kotom in zaradi nastanka neenakomerne porazdelitve hitrosti v glavnem koritu je analiza pretočnih razmer zahtevna, toka pa ni mogoče popisati v okviru predpostavk in enačb, ki veljajo za prečne prelive.

Tokovne razmere v glavnem koritu gorvodno in dolvodno od bočnega preliva lahko bistveno vplivajo na obnašanje toka vzdolž bočnega preliva. Različni tipi razmer so ponazorjeni z vzdolžnimi prerezi gladin glede na Froudeovo število, ki podaja režim toka (Slika 12). Froudeovo število je razmerje med poprečno hitrostjo toka \bar{u} v glavnem koritu in kritično hitrostjo u_{krit} , ki nastopi, ko ima tok kritično globino h_{krit} , tj. globino, pri kateri je specifična energija E minimalna (May in sod., 2003):

$$Fr = \frac{\bar{u}}{u_{krit}} = \sqrt{\frac{BQ^2}{gA^3}} \quad (65)$$

V primeru, ko je tok gorvodno od bočnega preliva miren ($F_1 < 1$, $h_1 < h_{kr}$), gladina v glavnem koritu vzdolž preliva narašča v dolvodni smeri. To pomeni, da je prelivna višina, ki vpliva na količino prelivanja, na dolvodnem koncu večja kot na gorvodnem koncu. Posledica tega je, da intenziteta prelivanja ni konstantna, pač pa se povečuje v dolvodni smeri (Slika 12a). V primeru, ko je tok gorvodno in dolvodno od bočnega preliva deroč ($F_1 > 1$, $h_1 < h_{kr}$, $F_2 > 1$, $h_2 < h_{kr}$) so tokovne razmere obratne tistim v primeru mirnega toka, saj nivo vode vzdolž preliva pada v dolvodni smeri (Slika 12b). Posledica tega je, da intenziteta prelivanja pada proti dolvodnemu koncu preliva. Poudariti velja, da je kritična globina dolvodno od preliva manjša od kritične globine dotoka, saj prelivanje preko bočnega preliva zmanjša količino vode, ki ostane v glavnem koritu.



Slika 12: Gladina vzdolž bočnega preliva pri mirnem (a) in deročem toku (b)
Figure 12: Water surface along a side wer for subcritical (a) and supercritical flow (b)

3 EKSPERIMENTALNA ANALIZA

V sklopu eksperimentalnega dela je bil izdelan fizični model kanala z bočnim prelivom in zaklopno zapornico. Izvedene so bile tako meritve pretokov in meritve gladin kot tudi meritve hitrostnih polj. V nadaljevanju je podrobneje opisan fizični model, uporabljena merilna oprema, vse variante, ki so bile obravnavane v eksperimentalni analizi ter rezultati meritev.

Fizični model je bil izdelan z namenom:

- izmeriti pretoke preko zaklopne zapornice pri različnih gorvodnih in dolvodnih razmerah in pri različnih hidravličnih in geometrijskih parametrih bočnega preliva in zaklopne zapornice ter pri različnih kotih odprtja zapornice,
- izmeriti hitrostna polja ob bočnem prelivu z zaklopno zapornico s pomočjo računalniško podprte vizualizacijske metode v izbranih horizontalnih in vertikalnih ravninah pri različnih hidravličnih in geometrijskih parametrih bočnega preliva in zaklopne zapornice ter pri različnih kotih odprtja zapornice,
- izmeriti statične tlake na zapornico pri različnih hidravličnih in geometrijskih parametrih bočnega preliva in zaklopne zapornice ter pri različnih kotih odprtja zapornice.

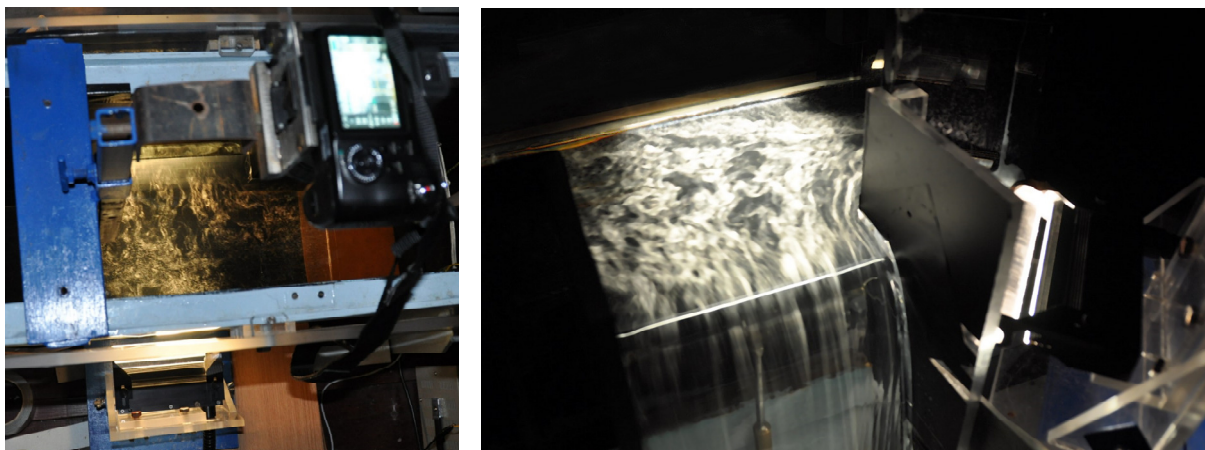
V nalogi bodo uporabljene oznake, kot jih podaja slika 11. Izvedene meritve pa so bile v nadaljevanju uporabljene za:

- določitev odvisnosti med pretokom preko zaklopne zapornice pri različnih pozicijah na bočnem prelivu in z različnimi hidravličnimi (F_1 , h_{pr} , h_1 , h_2) in geometrijskimi parametri (B , L , p) ter kotom odprtja zapornice (φ),
- določitev koeficientov preliva C_d pri različnih odprtjih zaklopne zapornice na bočnem prelivu
- uvedbo novega koeficienta v enačbo za izračun pretoka preko bočnega preliva, ki bo zajemal različne pozicije (odprtja) zaklopne zapornice na bočnem prelivu (C_φ),
- analizo splošnih hidravličnih razmer ob zaklopni zapornici na bočnem prelivu,
- analizo hitrosti ob zaklopni zapornici v odvisnosti od različnih hidravličnih in geometrijskih parametrov ter od kota odprtja zapornice,
- umerjanje in verifikacijo numeričnega modela, izdelanega s programskim orodjem OpenFOAM.

3.1 Fizični model in merilna oprema

Izdelan je bil fizični model bočnega preliva z zaklopno zapornico, ki je bil nameščen v 6 m dolg prizmatični kanal, širine 0,2 m. Zaklopna zapornica je bila pritrjena s tečaji na prag bočnega preliva ter podprta z navojno kovinsko palico, s katero je bilo možno dovolj natančno nastaviti položaj zapornice (kot odprtja φ). Izdelana je bila ravna zapornica z ostrim prelivnim robom. Zaradi meritev hitrostnih polj s pomočjo računalniško podprte vizualizacijske metode, kjer je treba ravnino, v kateri se merijo hitrosti dovolj močno osvetliti, je bila zapornica izdelana iz pleksi stekla. Pri tej metodi meritev hitrostnih polj je prav tako potrebno sledilo, ki se injecira v vodni tok. Za sledilo so bili izbrani vodikovi mehurčki, generirani s pomočjo galvanskega člana. Da je takšen način injeciranja sledila za obravnavano vrsto toka ustrezen so pokazali že drugi avtorji v svojih raziskavah (Novak, 2012). Za generiranje vodikovih mehurčkov so bile približno 15 cm gorvodno od gorvodnega roba bočnega preliva na ostno merilo nameščene posebej izdelane vilice iz 2 mm debele žice, v katere je nato bila vpeta bakrena žička debeline 0,25 mm. Žička je bila postavljena v horizontalno lego za meritve hitrosti v horizontalnih ravninah in v

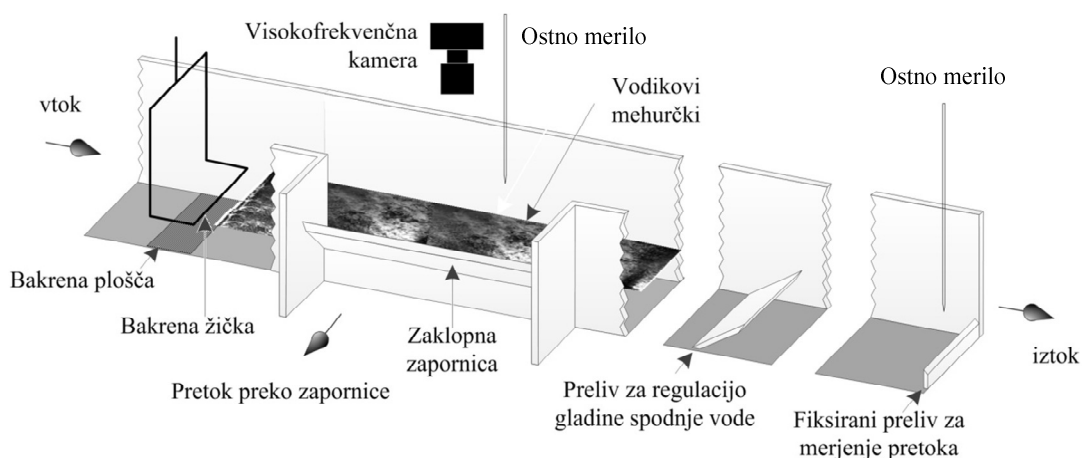
vertikalno lego za meritve hitrosti v vertikalnih ravninah. Vilice, v katero je bila vpeta tanka bakrena žička, so bile postavljene na ustrezno razdaljo od obravnavanega območja, da niso motile vodnega toka na območju bočnega preliva. Ker so bile vilice vpete v ostno merilo, je bilo možno žičko med izvajanjem meritev nastaviti na poljubno višino, na kateri so se v neki ravnini izvajale meritve hitrosti, s pomočjo vizualizacijske metode. Na isti lokaciji (približno 15 cm gorvodno od gorvodnega roba bočnega preliva) je bila na dno pritrjena bakrena plošča zanemarljive debeline ($< 1\text{ mm}$). Bakrena žička in bakrena plošča sta bili priključeni na napajalnik, na tak način je bil izdelan galvanski člen, zaradi česar so se na bakreni žički ob prisotnosti vode pričeli generirati vodikovi mehurčki, le-ti pa so služili pri izvajanju meritev kot sledilo.



Slika 13: Primer snemanja vodikovih mehurčkov z visokofrekvenčno kamero

Figure 13: An example of the hydrogen bubbles recording with a high-frequency camera

Na dolvodnem robu modela, približno 1,5 m dolvodno od dolvodnega roba bočnega preliva, je bil v kanal nameščen po višini nastavljen čelni preliv, s katerim je bilo možno regulirati globino vodnega toka in s tem spodnjo vodo za bočnim prelivom. Pozicija tega preliva je tako vplivala na gorvodne razmere in je bila potrebna za pridobitev različnih Froudeovih števil in gladin vode, s tem pa je seveda vplivala tudi na velikost bočnega odliva. V naravi bi takšno regulacijo predstavljala jezovna zgradba z zapornicami (npr. za potrebe hidroelektrarne).



Slika 14: Skica fizičnega modela in aparatur za meritve

Figure 14: A sketch of the physical model and the apparatus for measuring

Pretoki so bili merjeni s pomočjo trikotnega Thomsonovega preliva na zgornjem robu modela (dotok vode v model) ter s pomočjo pravokotnega preliva na iztočnem delu modela. Ker pa bi naj bil pravokotni preliv za določanje pretoka po ISO standardu (ISO 1438:2008) uporaben v kanalu, ki je širši od 0,3 m, je bila izdelana pretočna krivulja obravnavanega čelnega preliva brez prisotnosti bočnega preliva s pomočjo gorvodnega trikotnega Thomsonovega preliva, ki pa je popolnoma izdelan v skladu z ISO standardom. Ugotovljeno je bilo, da je sovpadanje dobljene pretočne krivulje in krivulje po standardu zelo dobro, saj maksimalna razlika v pretokih ni preseгла vrednosti 1,4 %. V preglednici 5 so podane vrednosti za obe krivulji ter maksimalno odstopanje dobljene krivulje od krivulje po standardu.

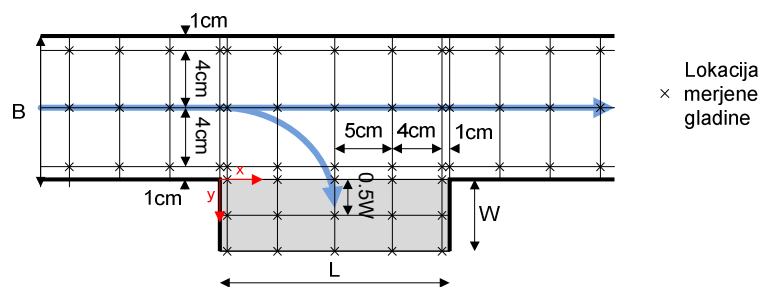
Preglednica 5: Izmerjeni pretoki preko dolvodnega čelnega preliva za merjenje pretokov in pretoki po ISO standardu (ISO 1438:2008)

Table 5: Measured discharges over the downstream weir for discharge measurements and the discharges according to the standard (ISO 1438:2008)

h	Q_{merjen}	Q_{ISO}	ΔQ
[cm]	[l/s]	[l/s]	[%]
3,5	2,60	2,64	1,4
4,0	3,22	3,24	0,4
4,5	3,90	3,89	-0,3
5,0	4,61	4,58	-0,7
5,5	5,38	5,32	-1,0
6,0	6,18	6,11	-1,2
6,5	7,03	6,94	-1,3
7,0	7,92	7,82	-1,3
7,5	8,85	8,75	-1,2
8,0	9,82	9,72	-1,1

Zraven pretokov je bilo treba za potrebe določitve novega koeficienta preliva z zapornico meriti pri vseh variantah tudi gorvodno in dolvodno gladino. Meritve gladin so potekale s pomočjo ostnega merila, ki je bil pritrjen na voziček, le-ta pa je bil postavljen na tirnice, ki so bile predhodno postavljene v natančno horizontalno ravnino. Uporabljeno ostno merilo je omogočalo meritve poteka gladin z merilno negotovostjo $\pm 0,1$ mm.

Za verifikacijo izračunanih gladin z numeričnim modelom so bile gladine izmerjene za izbrane variante še v več točkah. Njihove lokacije se za posamezne variante razlikujejo in so odvisne od odprtja zapornice φ in dolžine bočnega preliva L . Kot primer so na sliki 15 podane lokacije točk za varianto s popolnoma spuščeno zapornico $\varphi=0^\circ$ in dolžino bočnega preliva $L=0,2$ m. Pri ostalih variantah so bile lokacije izbrane na podoben način. V vzdolžni smeri (t. j. x smer na sliki 15) je znašala medsebojna razdalja med točkami 5 cm, razen na začetku in koncu bočnega preliva, kjer so bile gladine izmerjene še v dodatnih točkah (1 cm od prečnih sten bočnega preliva). Gostota točk na zapornici je odvisna od kota odprtja in dolžine zapornice. Tako je npr. v primeru odprtja $\varphi=70^\circ$ in dolžine preliva $L=0,2$ m na zapornici bilo izbranih (zaradi manjše tlorisne površine zapornice kot v primeru npr. $\varphi=0^\circ$) samo 10 točk namesto 15, v primeru zaprte zapornice ($\varphi=90^\circ$, t. j. primer ostrorobega bočnega preliva) pa samo 5 točk.

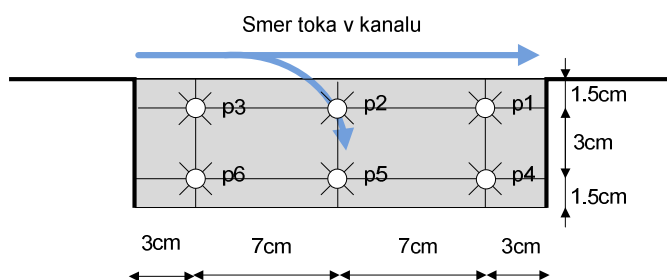


Slika 15: Lokacije merjenja gladin za primer variante s popolnoma odprto zapornico ($\varphi=0^\circ$) in dolžino preliva $L=0,2$ m

Figure 15: Locations of the water surface measurements for the variant with a fully opened flap gate ($\varphi=0^\circ$) and the side weir length $L=0,2$ m

Za kontrolo izračunanih tlakov z numeričnim modelom so bile izvedene tudi meritve tlakov na zapornico. V ta namen so bile v zapornico zvrtnane luknje minimalnega premera, v katere so bile napeljane injekcijske igle, le-te pa so nato bile speljane v plastične cevi premera 3 mm, ki so bile priključene na merilnik tlaka. Le-ta je bil najprej umerjen, glede na t. i. “ničlo”, t. j. na lego, na kateri je bil lociran. V ta namen je bila v kanalu s pomočjo ostnega merila izmerjena stoječa voda, glede na znano vertikalno pozicijo piezometrov pa je bila nato določena kота, na kateri se nahaja tlačna sonda (t. i. “ničla”). Tlačna sonda ima merilno negotovost $\pm 0,1$ mBara oz. ± 10 Pa.

Da so izbrane dimenzije glavnega kanala in bočnega preliva ustrezne in da je vpliv površinske napetosti zanemarljiv je bilo pokazano že v prejšnjih raziskavah (Novak in sod., 2012), kjer so bile glavne meritve, ki so bile izdelane v 15 cm širokem kanalu, preverjene še z meritvami v širšem, 0,5 m kanalu z bočnim prelivom. Raziskave so pokazale, da je sovpadanje rezultatov iz obeh modelov (ožjega in širšega kanala) zelo dobro. Lokacije piezometrov so prikazane na sliki 16.



Slika 16: Lokacije piezometrov na zapornici

Figure 16: Locations of piezometers on the gate

3.2 Obravnavane variante – spreminjanje geometrijskih in hidravličnih parametrov

Obravnavane so bile različne dolžine bočnega preliva L (0,15 m, 0,2 m in 0,25 m) ter različne višine praga p (0,05 m, 0,75 m in 0,1 m). Prav tako so bile meritve narejene za različna vtočna Froudeova števila in različne prelivne višine, kjer se je oboje spreminjalo glede na tokovne razmere. Pri vseh variantah pa je bilo upoštevanih še 7 različnih položajev zapornice oz. vrednosti φ , to so 0° , 10° , 20° , 33° , 45° , 70° in 90° . Skupaj lahko povzamemo, da so bile meritve narejene za naslednja območja omenjenih parametrov:

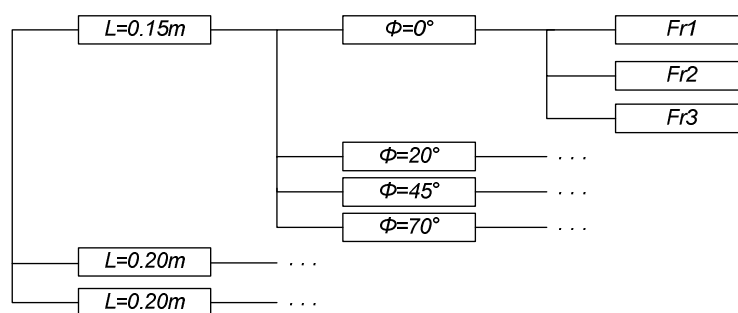
Preglednica 6: Pregled geometrijskih karakteristik modela in drugih merjenih parametrov

Table 6: Overview of the geometric characteristics of the model and other measured parameters

Parameter	Merjeno območje
L	0,15 m; 0,20 m; 0,25 m
p	0,05 m; 0,075 m; 0,1 m
φ	0°; 10°; 20°; 33°; 45°; 70°; 90°
F_1	0,1–0,41
h_{1-p}	0,03 m–0,08 m
B	0,2 m

Tako so bili pretoki čez bočni preliv z zaklopno zapornico izmerjeni za 380 variant, nastalih s kombinacijo različnih zgoraj opisanih parametrov. Pri tem je bila merjena gladina zgornje in spodnje vode v glavnem kanalu ter vtočni in iztočni pretok v in iz glavnega kanala.

Za verifikacijo numeričnega modela in izbiro najustrežnejšega modela turbulence so bile opravljene še meritve hitrostnih polj v 5 horizontalnih in v 3 vertikalnih ravninah, in sicer za skupaj 30 različnih variant, kjer se je spreminjala dolžina zapornice L in kot odprtja φ ter količina dotoka, medtem ko je dolvodna gladina v glavnem kanalu bila konstantna. Podobna situacija se ustvari v primeru bazena za potrebe energetske izrabe, kjer se zajezna gladina na hidroelektrarni več ali manj ohranja konstantna, razen v primeru denivelacije zaradi povečanih visokovodnih pretokov. Prav tako se zaradi prevelikega nabora variant v tem primeru ni spreminjalo višine praga bočnega preliva p . Medtem ko se je prelivna višina h_{1-p} posredno spreminjala zaradi spreminjanja kota odprtja in deloma tudi zaradi spreminjanja Froudeovega števila (kljub enakim dolvodnim gladinskim razmeram je gladina na gorvodnem robu tudi odvisna od vtočnega pretoka).



Slika 17: Obravnavane variante za meritve hitrostnih polj

Figure 17: The considered variants for the measurements of the velocity fields

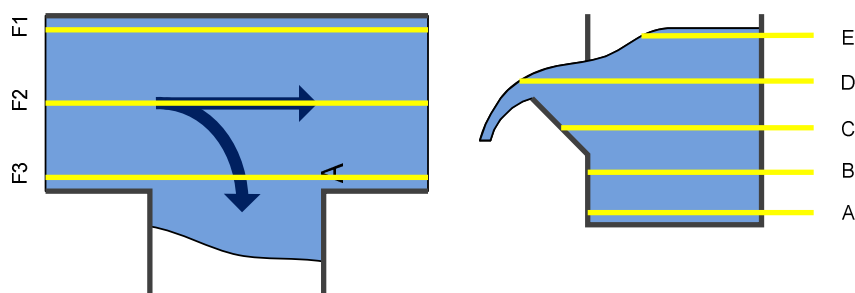
Za potrditev novo določene zakonitosti in razlago poteka dobljene krivulje C_φ v odvisnosti od kota odprtja, so bile opravljene še dodatne meritve (v nadaljevanju je ta sklop meritev obravnavan z oznako »dodatne meritve« ali »dod_mer«), ki so bile namenjene tako verifikaciji rezultatov kot tudi razlagi nekaterih fenomenov, ki se pojavljajo ob obratovanju zaklopne zapornice na bočnem prelivu. Da bi lahko natančneje preučili hidravlične razmere, ki so pojavljajo ob odpiranju in zapiranju zapornice, so bili vsi hidravlični parametri fiksirani. Tako je pri 7 meritvah ostalo Froudeovo število F_1 , prelivna višina preko zapornice (h_{1-p}) ter ostale geometrijske lastnosti (L, B, p) enake, spreminjalo pa se je le položaj zapornice φ , in sicer za vseh 7 kotov odprtja ($0^\circ, 10^\circ, 20^\circ, 33^\circ, 45^\circ, 70^\circ$ in 90°). Za vse te dodatne primere so bile zraven zgornje in spodnje vode izmerjene tudi gladine po celotnem prelivnem curku na območju zapornice in znotraj samega kanala vzdolž bočnega preliva, dodatno pa so bila izmerjena še

hitrostna polja s pomočjo vizualizacijske metode v horizontalni ravnini tik nad prelivnim robom zapornice (t. j. ravnina C, slika 18).

Vse skupaj je tako bilo v eksperimentalni analizi obravnavanih 380 variant, kjer so bili merjeni pretoki in gladine na gorvodnem in dolvodnem robu modela, 30 variant, kjer so bile merjene hitrosti v 5 horizontalnih in 1 vertikalni ravnini (variante s fiksirano zaježitveno gladino) ter 7 variant, kjer so bile merjene hitrosti v 5 horizontalnih in 3 vertikalnih ravninah (variante s fiksirano prelivno višino in vtočnim Froudeovim številom).

Lokacije ravnin so bile izbrane glede na posamezen primer, saj se primeri med seboj razlikujejo po globini vode v kanalu, prelivni višini preko zaklopne zapornice na bočnem prelivu itd. Izbrane so bile na naslednji način:

- horizontalna ravnina A: ob dnu kanala,
- horizontalna ravnina B: približno 1 cm pod tečajem zapornice,
- horizontalni ravnini C in D: med tečajem zapornice in gladino,
- horizontalna ravnina E: približno 0,5 cm pod gladino,
- vertikalna ravnina F1: ob levi steni glavnega kanala (gledano dolvodno),
- vertikalna ravnina F2: vzdolž sredine glavnega kanala,
- vertikalna ravnina F3: ob desni steni glavnega kanala (gledano dolvodno).



Slika 18: Osvetljene ravnine za meritve hitrostnih polj

Figure 18: Illuminated planes for the measurements of the velocity fields

Za lažjo razumljivost in preglednost so v nadaljevanju variante, kjer so bile opravljene meritve hitrosti, obravnavane s posebnimi oznakami. Pomen oznak si oglejmo npr. za L25_p7.5_Fr1_Fi20 in npr. za L20_dod_mer_Fi10. V prvem primeru gre za prvi sklop meritev hitrosti, kjer je bila fiksirana zaježna gladina, spreminjalo pa se je ostale geometrijske in hidravlične parametre. V oznaki tako pomeni:

- L25 dolžino zapornice oz. bočnega preliva, ki je v tem primeru $L=25$ cm,
- p7,5 višino tečaja zapornice, ki je v tem primeru $p=7,5$ cm,
- Fr1 rang Froudeovega števila, kjer so bila za vsako odprtje in dolžino zapornice izbrana 3 različna Froudeova števila, to so Fr_1 , Fr_2 in Fr_3 , kjer je prvi najmanjši, zadnji pa največji ter
- Fi20 kot odprtja, ki je v tem primeru $\varphi=20^\circ$.

V drugem primeru pa gre za sklop dodatnih meritev, kjer je bila fiksirana prelivna višina in vtočno Froudeovo število. V tem primeru je bilo vtočno Froudeovo število pri vseh variantah enako (to je 0,26), zato v oznaki tudi ni posebej omenjeno. Tako v tej oznaki pomeni:

- »L20« dolžino zapornice $L=0,20$,
- »dod_mer« sklop dodatnih meritev,
- »Fi10« pa odprtost zapornice $\varphi=10^\circ$.

Vse karakteristike posameznih oznak so podane v Prilogi A.

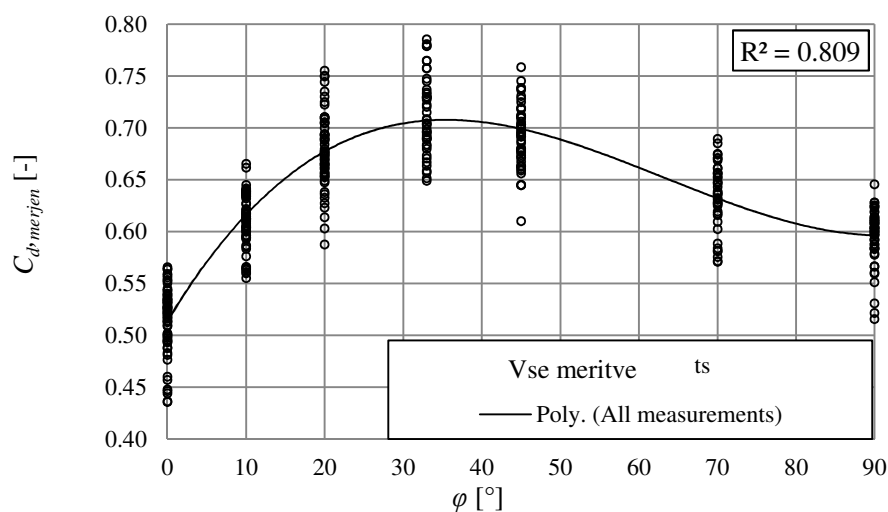
3.3 Rezultati eksperimentalne analize

V nadaljevanju so podani rezultati meritev na fizičnem modelu. V prvem delu so obravnavane meritve pretokov ter sama pretočnost zapornice ob različnih geometrijskih in hidravličnih parametrih. Ker je bilo ugotovljeno, da je pretok preko zapornice v veliki meri odvisen tudi od njenega kota odprtja je bil v osnovno enačbo bočnega preliva (56) kot novi prispevek k svetovnemu znanju vpeljan novi koeficient C_φ , ki obravnava prav vpliv kota odprtja ter še nekaterih drugih karakteristik zapornice.

Posebej so bili obravnavane tudi izmerjene gladine na bližnjem območju kanala in na območju zapornice. Izmerjene gladine so razen analiz v tem poglavju bile uporabljene tudi za verifikacijo rezultatov numeričnega modela. Meritve hitrostnih polj so bile izvedene za umerjanje numeričnega modela, prav tako pa so bile uporabljene za različne analize karakteristik toka preko zapornice. Kontrolne meritve tlakov so podane na koncu poglavja in so bile uporabljene zgolj za kontrolo porazdelitve izračunanih tlakov z numeričnim modelom.

3.3.1 Določanje pretočnosti bočnega preliva z zaklopno zapornico

Analiza koeficienta C_d bočnega preliva z zapornico je pokazala, da je le-ta močno odvisen od položaja zapornice (kota odprtja φ). Trend spreminjanja lahko ugotovimo že, če prikažemo vse koeficiente C_d od vseh meritev na enem grafu (Slika 19). Ugotovljen je bil trend, ki približno sledi polinomski funkciji 3 stopnje. Pri tem je korelacijski faktor r^2 enak 0,809. Da sledi C_d v odvisnosti od φ polinomski funkciji sta pokazala že Günter (Günter, 2005) ter Wahlin in Replogle (Wahlin and Replogle, 1994), ki pa sta obravnavala zaklopne zapornice na čelnem prelivu.



Slika 19: Prikaz vseh izmerjenih koeficientov C_d , v odvisnosti od kota odprtja

Figure 19: Overview of all the measured coefficients C_d in dependence of the opening angle

Pokazano je že bilo, da na koeficient preliva C_d ostrorobega bočnega preliva najbolj vplivajo naslednji parametri (Singh et al, 1994):

$$C_d = f\left(\frac{h_1}{p}, \frac{L}{B}, Fr\right). \quad (66)$$

Za enačbo C_d je bila izbrana funkcija, v kateri so razmerja v enačbi 66 upoštevana kot zmnožki potenčnih funkcij. Podobno je bilo ugotovljeno, da na C_d bočnega preliva s širokim pragom zraven že navedenih razmerij iz enačbe 66 vpliva tudi (Kandaswamy in Rouse, 1957):

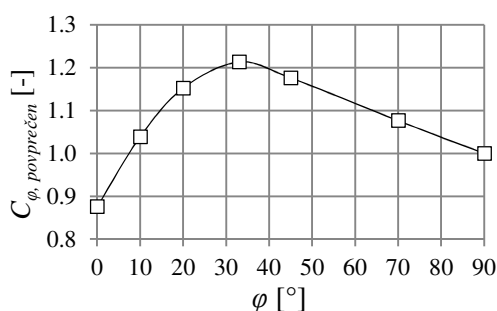
$$C_d = f\left(\frac{(h_1-p)}{W}\right). \quad (67)$$

3.3.1.1 Vpeljava novega koeficienta C_φ v enačbo preliva

Zaradi ugotovitve, da na C_d v našem primeru vpliva tudi kot φ (Slika 19), je bil le-ta v enačbo vključen kot polinomska funkcija 3. stopnje. Ker lahko bočni preliv z ravno, ostrorobo zaklopno zapornico v splošnem obravnavamo v primeru, ko je $\varphi=90^\circ$ kot ostrorobi bočni preliv, je celoten C_d bil razdeljen na del, v katerem je zajet vpliv razmerij parametrov iz enačbe (66), to je $C_{d,0}$ in del v katerem je zajet vpliv φ , to je C_φ . Tako lahko zapišemo:

$$C_d = C_{d,0} \cdot C_\varphi, \quad (68)$$

kjer predstavlja $C_{d,0}$ pretočni koeficient za ostrorobi preliv, koeficient C_φ pa je v tem primeru enak 1. V primeru, ko je $\varphi=0^\circ$ pa lahko bočni preliv z ravno, ostrorobo zaklopno zapornico obravnavamo kot bočni preliv s pravokotnim širokim pragom. V tem primeru je $C_\varphi = C_{\varphi=0^\circ}$ in je ekvivalenten koeficientu $C_{d,w}$, kot je poimenovan od drugih avtorjev (Rehbock, 1929, Kandaswamy in Rouse, 1957) za široki prag, ki predstavlja zmanjšanje koeficienta C_d zaradi širokega praga glede na ostrorobi preliv. Če izračunamo povprečne C_d za vsak φ posebej, nato pa jih delimo s povprečno vrednostjo C_d pri kotu $\varphi=90^\circ$, lahko ocenimo potek C_φ v odvisnosti od φ , ki so prikazani na sliki 20.



a) Graf $C_{\varphi,povprečen}$

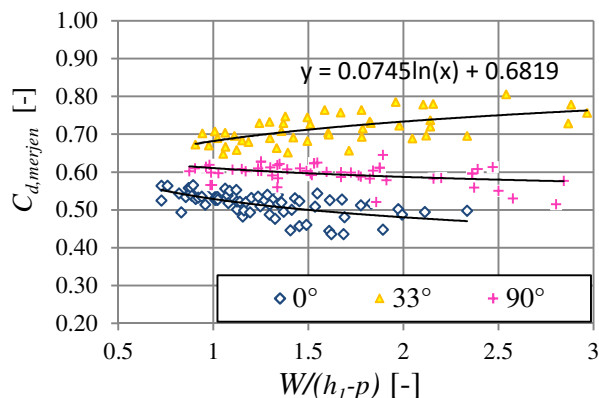
φ [°]	$C_{d,povprečen}$	$C_{\varphi,povprečen}$
0	0,52	0,88
10	0,61	1,04
20	0,68	1,15
33	0,71	1,21
45	0,69	1,18
70	0,63	1,08
90	0,59	1,00

b) Preglednica s $C_{\varphi,povprečen}$ in $C_{d,povprečen}$

Slika 20: $C_{\varphi,povprečen}$ v odvisnosti od φ (a) ter preglednica z vrednostmi $C_{\varphi,povprečen}$ in $C_{d,povprečen}$ (b)
Figure 20: $C_{\varphi,povprečen}$ in dependence from φ (a) and a table with the values of $C_{\varphi,povprečen}$ and $C_{d,povprečen}$ (b)

Ugotovimo lahko, da pade vrednost C_φ pri $\varphi < 10^\circ$ pod 1, kar pomeni, da je skupni koeficient C_d v tem primeru manjši od pravokotnega ostrorobega preliva. Ta fenomen se pojavi zaradi prehoda iz ostrorobega preliva na preliv s širokim pragom. Podobno je bilo ugotovljeno že od drugih avtorjev, ki so raziskovali pretočnost prelivov s širokim pragom (Kandaswamy in Rouse, 1957, Rehbock, 1929).

Pred izdelavo nove enačbe za C_d je bila narejena še analiza odvisnosti C_d od razmerja v enačbi 3. Za ta namen so bile narejene trendne linije, ki so prikazane na sliki 21. Ugotovljeno je bilo, da je ta odvisnost relativna glede na kot φ , saj trendna linija pri kotu 0° nakazuje padajoči trend, medtem ko linija pri kotu 33° nakazuje naraščajoči del. Da je trend pri prelivih s širokim pragom (kar v našem primeru ustreza kotu 0°) padajoč, so pokazali že drugi avtorji (Kandaswamy in Rouse, 1957, Rehbock, 1929), medtem ko pa je naraščajoči trend pri kotu 33° precej logičen, saj se vpliv zapornice s prelivno višino manjša in je pri zadostni prelivni višini zanemarljiv (t.j. pri $W/(h_1 - p) \ll 1$). Trendna linija pri kotu 90° je približno horizontalna, saj v tem primeru omenjeno razmerje nima vpliva na C_d .



Slika 21: Merjeni C_d v odvisnosti od razmerja $W/(h_1-p)$

Figure 21: Measured C_d in dependence from the ratio $W/(h_1-p)$

Da bi v enačbi za C_d ustrezno zajeli različni trend poteka C_d v odvisnosti od razmerja $W/(h_1-p)$, je bilo le-to uporabljeno kot dodatna potenca polinoma, v katerem je zajet vpliv φ . Podobno enačbo je izdelal že Rehbock (Rehbock, 1929), a zgolj za bočni preliv s širokim pragom, kjer je uporabil razmerje $W/(h_1-p)$ v eksponentni funkciji. Z razliko od Rehbocka pa je bila v našem primeru namesto potenčne funkcije v eksponentni izbrana logaritemska, saj je nekoliko boljše ustrezala meritvam, prav tako pa je takšna funkcija precej logična, saj se zaradi nje koeficient C_d od neke vrednosti razmerja $W/(h_1-p)$ ustali in se kasneje s tem razmerjem ne povečuje več. Predlagana oblika enačbe za C_d bočnega preliva z ravno ostrorobo zapornico je naslednja:

$$C_d = a \left(\frac{y_1}{p_{pr}} \right)^b (Fr_1)^c \left(\frac{L}{B} \right)^d (f\varphi^j + g\varphi^k + h\varphi^l + i)^{m \cdot \ln(W/(h_1-p)) + n}, \quad (69)$$

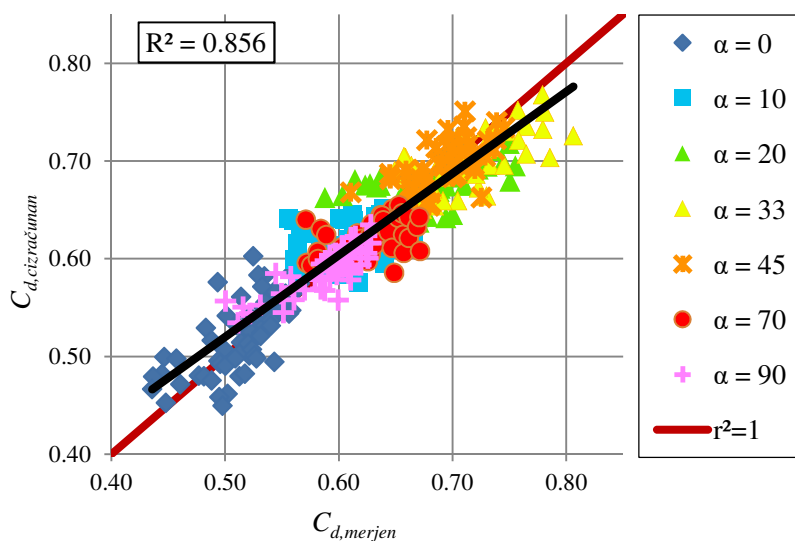
kjer je kot φ podan v radianih, koeficienti $a, b, c, d, e, f, g, h, i, j, k, l, m, n$ pa predstavljajo neznanke. Te so bile določene na osnovi 380 meritev z uporabo nelinearne GRG metode (Generalized Reduced Gradient). V Preglednici 7 so prikazane dobljene vrednosti koeficientov.

Preglednica 7: Vrednosti koeficientov v enačbi (69)

Table 7: Values of the coefficients in the equation (74)

a	b	c	d	f	g	h	i	j	k	l	m	n
0,482	0,023	-0,080	0,150	0,3086	-1,7499	1,5359	0,9423	2,0996	1,4039	1,1314	2,7	2,0

Pri teh vrednostih koeficientov znaša faktor korelacije $r^2=0,856$ glede na merjene vrednosti. povprečno odstopanje izmerjenih C_d in izračunanih po enačbi (69) je 3,2 %. maksimalno odstopanje 13,9 % ter standardna deviacija 0,06. Te vrednosti so podobne, kot so jih dobili tudi drugi avtorji pri izdelavi svojih enačb za C_d (Singh in sod., 1994, Agaccioglu in Yüksel, 1998).



Slika 22: Korelacija merjenih in na podlagi enačbe (69) izračunanih C_d

Figure 22: The correlation between the measured and on the basis of equation (69) calculated C_d

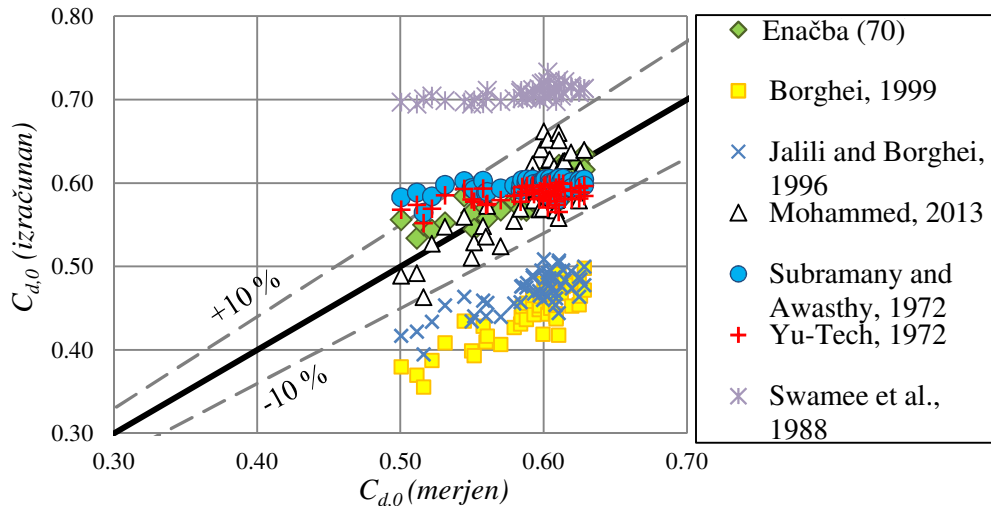
Po enačbi (68) lahko enačbo (69) razdelimo na dva dela, in sicer:

$$C_{d,0} = 0,482 \left(\frac{h_1}{p}\right)^{0,023} (Fr_1)^{-0,08} \left(\frac{L}{B}\right)^{0,15}, \quad (70)$$

$$C_\varphi = (0,3086\varphi^{2,0996} - 1,7499\varphi^{1,4039} + 1,5359\varphi^{1,1314} + 0,9423)^{2,7 \cdot \ln(W/(h_1-p))+2,0}. \quad (71)$$

Če vstavimo v enačbo (71) za φ vrednost 1,5708 rad, kar ustreza kotu 90°, dobimo za C_φ vrednost 1, ne glede na vrednosti W , h_1 ali p . Tako se v tem primeru enačba (69) zreducira v $C_d = C_{d,0}$, kar je logično, saj je bočni preliv z zaklopo zapornico v popolnoma zaprtem (t. j. dvignjenem) položaju zapornice ekvivalenten pravokotnemu ostrorobemu bočnemu prelivu, razmerje $W/(h_1 - p)$ pa v tem primeru nima nobenega vpliva.

Primerjava naših meritev C_d z izračunanimi po enačbah za pravokotni ostrorobi bočni preliv drugih avtorjev je pokazala dobro sovpadanje. Prav tako se dobro ujemajo merjene vrednosti $C_{d,0}$ pri $\varphi = 90^\circ$ z izračunanimi po enačbi (70), saj je povprečna razlika le 2,8 %. Zelo dobro sovpadanje naših meritev z enačbami drugih avtorjev smo dobili po primerjavi z enačbo po Mohammedu (Mohammed, 2013), ki je od vseh avtorjev tudi edini obravnaval stranske stene na odlivnem kanalu. V tem primeru znaša povprečna razlika 3,8 %. Izračunane vrednosti C_d po drugih avtorjih se v glavnem nahajajo znotraj 10 % območja, treba pa je omeniti, da ostali avtorji niso obravnavali ostrorobega bočnega preliva s stranskimi stenami v odlivnem kanalu. Izračunane vrednosti po Borgheiju (Borghei, 1999), Jalili in Borgheiju (Jalili in Borghei, 1996) ter Swammeju (Swamme in sod., 1994) pa se z našimi izmerjenimi nekoliko bolj razhajajo, pri tem pa je treba poudariti, da je trend teh vrednosti precej podoben trendu vrednosti, ki so bile zmerjene v sklopu te študije. Poudariti je treba, da se že enačbe za C_d po drugih avtorjih med seboj precej razlikujejo, tako znaša npr. povprečna razlika izračunanih vrednosti po Borgheiju in po Subramanyi in Awasthyju (Subramany in Awasthy, 1972) 35 %, razlika med Swameejem (Swamee in sod., 1988) in Borgheijem (Borghai, 1999) pa več kot 50 % (Slika 23).



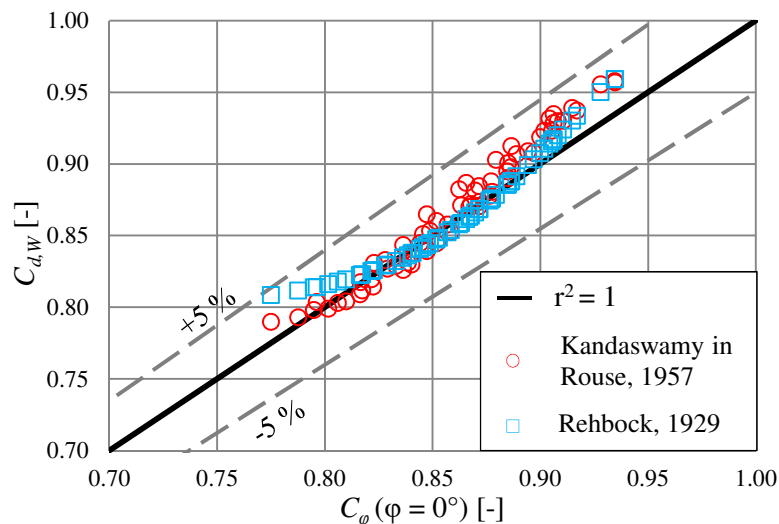
Slika 23: Primerjava merjenih $C_{d,0}$ (t.j. pri $\varphi = 90^\circ$) in izračunanih vrednosti po enačbi (70) ter po enačbah drugih avtorjev

Figure 23: Comparison of the measured $C_{d,0}(\varphi = 90^\circ)$ with the calculated values according to the equation (70) and according to equations of other authors

Bočni preliv s položajem zapornice na $\varphi = 0^\circ$ lahko obravnavamo kot bočni preliv s širokim pragom, kjer je dolžina zapornice enaka dolžini širokega praga. Potemtakem dobimo, če vstavimo v enačbo (69) za kot φ vrednost nič radianov, enačbo za koeficient preliva s širokim pragom, koeficient C_φ pa je v tem primeru enak:

$$C_\varphi(\varphi = 0^\circ) = C_{d,w} = 0,9423^{2,7 \cdot \ln(W/(h_1-p))+2,0} \quad (72)$$

Po primerjavi izračunanih koeficientov $C_{d,w}$ za primere meritev pri popolnoma odprtem (t. j. horizontalnem) položaju zapornice po enačbi (72) in po enačbah za pravokotni bočni preliv s širokim pragom od drugih avtorjev smo ugotovili, da je sovpadanje izredno dobro (Slika 24).



Slika 24: Korelacija med izračunanim C_φ po enačbi (71) in izračunanim $C_{d,w}$ za preliv s širokim pragom po različnih avtorjih za primere meritev pri $\varphi = 0^\circ$

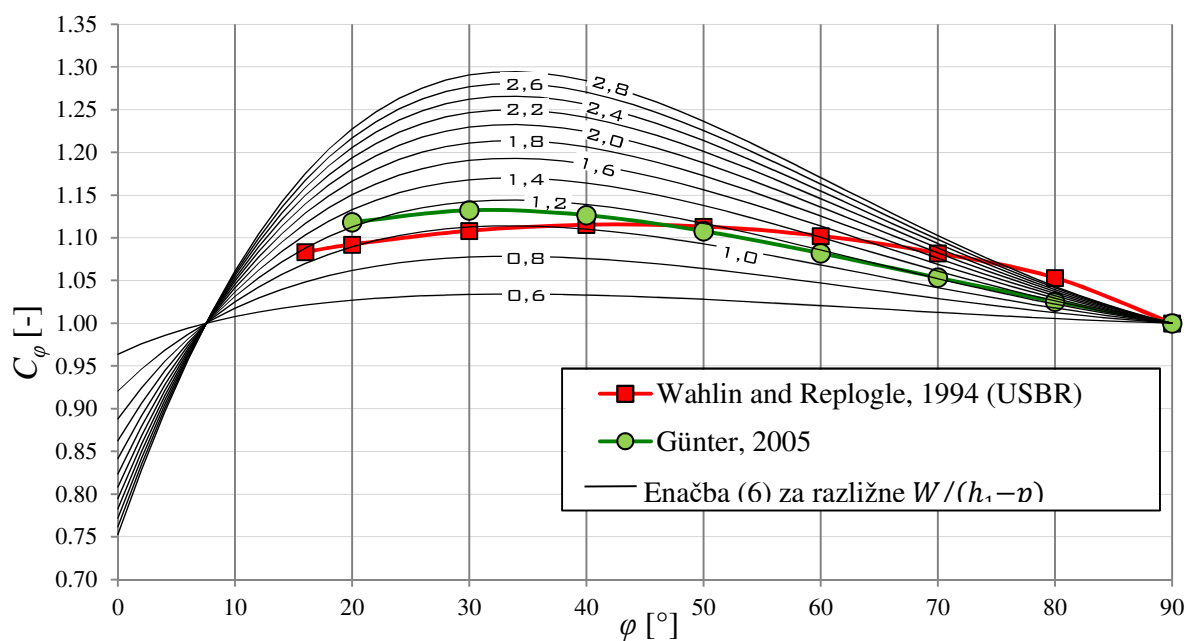
Figure 24: The correlation between the calculated C_φ according to the equation (71) and the calculated $C_{d,w}$ for a broad-crested weir after various authors

Tako dobimo iz korelacije s Kandaswamyjem in Rouseujem (Kandaswamy in Rouse, 1957) za r^2 vrednost kar 0,97, iz korelacije z Rehbockom (Rehbock, 1929) pa 0,95. Pri tem je v prvem primeru povprečno odstopanje manjše od 1,3 %, v drugem pa celo manjše od 1 %, medtem ko maksimalno odstopanje v nobenem primeru ne preseže vrednosti 5 %. Pri tem je treba omeniti, da je enačba po Kandaswamyju in Rouseu (Kandaswamy in Rouse, 1957) bila narejena za bočni preliv s širokim pragom, medtem ko je bila enačba po Rehbocku (Rehbock, 1929) narejena za čelni preliv s širokim pragom.

Slika 24 prikazuje korelacijo med vsemi izračunanimi vrednostmi po enačbi (71) in po ostalih dveh avtorjih za vse primere meritev pri $\varphi = 0^\circ$.

Slika 25 prikazuje potek C_φ v odvisnosti od φ po enačbi (71) za razmerja $W/(h_1-p)$ od 0,6 do 2,8. To je za območje, za katero so bile opravljene meritve. Razvidno je, da se po enačbi (71) trend spreminjanja C_φ v odvisnosti od razmerja $W/(h_1-p)$ obrne pri kotu $\varphi = 7,5^\circ$.

Po analizi enačbe (71) je bilo prav tako ugotovljeno, da pri vrednostih razmerja $W/(h_1-p) < 0,5$ (to je pri primerih, ko je prelivna višina vsaj dvakrat večja od širine zapornice W) koeficient C_φ približno enak 1, vpliv zapornice pa je zato zanemarljiv. Precej večji vpliv ima položaj zapornice v primerih, ko je razmerje $W/(h_1-p)$ večje (to je pri primerih, ko je prelivna višina manjša od dolžine zapornice), kjer doseže C_φ vrednost 1,3 pri kotu 33° .



Slika 25: Odvisnost C_φ od $W/(h_1-p)$ po enačbi (71) in primerjava s C_φ po enačbah za čelni preliv po drugih avtorjih
Figure 25: Dependence of C_φ from $W/(h_1-p)$ according to the equation (71) and comparison with the equations for C_φ according to other authors

Iz slike 25 je prav tako razvidno, da izračunan potek C_φ po enačbi 71 zelo dobro sovпада z enačbo, ki jo navaja Günter v svoji knjigi o čelnih prelivih (Günter, 2005). Avtor enačbe pa ne obravnava vpliva omenjenega razmerja dolžine zapornice in prelivne višine na vrednost koeficienta. Nekoliko slabše, vendar še vedno dobro, pa sovпада potek krivulje po Wahlinu in Replogie-ju (Wahlin and Replogle, 1994). Podobno kot prejšnji avtor sta Wahlin in Replogie obravnavala zaklopno zapornico na čelnem prelivu in nista upoštevala vpliva razmerja dolžine zapornice in prelivne višine. Podobno odvisnost koeficienta preliva od kota odprtja je dobil tudi Bradley (1954) v svoji obširni raziskavi zapornic

(raziskava t. i. »Drum Gate«) na čelnem prelivu. Pri tem je treba omeniti, da je Bradley (1954) izhajal iz nekoliko modificirane enačbe preliva in ne De–Marchijeve, tako so vrednosti koeficientov preliva po absolutni vrednosti povsem drugačne kot v našem obravnavanem primeru.

3.3.1.2 Verifikacija novo definirane enačbe za koeficient C_φ z dodatnimi meritvami

Da bi lahko verificirali potek krivulje C_φ , so bile opravljene še dodatne meritve, pri katerih sta bila fiksirana (h_1-p) in F_1 , spreminjalo pa se je φ , in sicer za vseh 7 položajev zapornice. S tem je bilo možno oceniti vpliv φ na C_φ in izolirati vpliv ostalih parametrov. Iz opravljenih meritev so bili izvednoteni koeficienti C_d , nato pa s pomočjo dobljene vrednosti C_d pri kotu 90° še koeficienti C_φ . V Preglednici 8 so podane vse geometrijske vrednosti in vrednosti merjenih parametrov za opravljene dodatne meritve.

Preglednica 8: Vrednosti geometrijskih in hidravličnih parametrov modela ter primerjava izmerjenega in izračunanega C_d za primere sklopa dodatnih meritev

Table 8: The geometric and hydraulic parameters of the model and comparison of measured and calculated C_d for the set of the additional measurements

φ	φ	Q_l	Q_s	p_0	p	h_1	h_1-p	L	B	F_1	C_d (merjen)	C_d enačba (69)	Razlika
[°]	[rad]	[l/s]	[l/s]	[cm]	[cm]	[cm]	[cm]	[cm]	[cm]	[-]	[-]	[-]	[%]
0	0,00	5,920	1,898	7,5	7,50	11,04	3,54	20	20	0,258	0,483	0,479	0,9
10	0,17	6,846	2,364	7,5	8,54	12,07	3,52	20	20	0,261	0,605	0,606	0,2
20	0,35	7,537	2,683	7,5	9,55	13,06	3,51	20	20	0,255	0,691	0,670	3,0
33	0,58	8,766	2,828	7,5	10,77	14,31	3,54	20	20	0,259	0,718	0,690	4,0
45	0,79	9,703	2,739	7,5	11,74	15,24	3,50	20	20	0,260	0,709	0,675	3,6
70	1,22	11,019	2,469	7,5	13,03	16,56	3,53	20	20	0,261	0,631	0,608	3,6
90	1,57	11,400	2,423	7,5	14,32	18,00	3,68	20	20	0,238	0,582	0,566	2,7

Iz primerjave dobljenih koeficientov in izračunanih koeficientov po enačbi (69) in (71) je bilo ugotovljeno, da zelo dobro sovpadajo, saj znaša maksimalna razlika pri C_d 4 % ter 2,8 % pri C_φ . Izračunani C_φ po enačbi (71) in dobljeni C_φ iz dodatnih meritev so podani v preglednici 9 in na sliki 26.

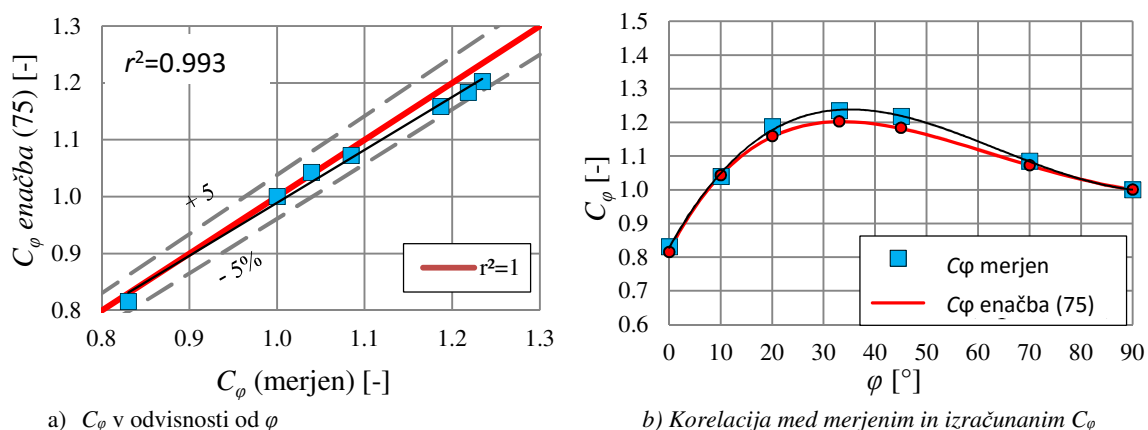
Preglednica 9: Po enačbi (71) izračunane in izmerjene vrednosti C_φ

Table 9: According to equation (71) calculated and measured values of C_φ

φ	C_φ merjen	C_φ po enačbi (71)	Razlika
[°]	[-]	[-]	[%]
0	0,846	0,816	1,7
10	1,071	1,043	-0,4
20	1,183	1,159	2,4
33	1,218	1,203	2,6
45	1,192	1,184	2,8
70	1,075	1,073	1,1
90	1,000	1,000	0,0

Iz primerjave izmerjenih vrednosti C_d in izračunanih za primere opravljenih dodatnih meritev smo dobili tudi izredno visok korelacijski koeficient r^2 , ki znaša kar 0,99. Iz tega lahko povzamemo, da so enačbe

(70) do (72) bile tudi ustrezno verificirane in da dajejo ustrezne rezultate. Korelacijo izmerjenih in izračunanih vrednosti za dodatne meritve prikazuje slika 26 (b).

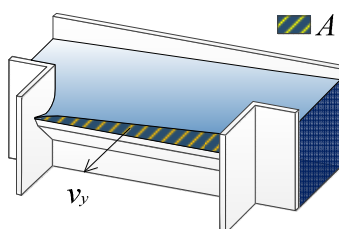


Slika 26: Primerjava izračunanega C_φ po enačbi (71) in dobljenega C_φ iz dodatnih meritev (a) ter linearna korelacija med merjenim in izračunanim C_φ za primer dodatnih meritev

Figure 26: Comparison of the calculated C_φ according to equation (71) and of the measured values for the set of additional measurements (a) and the linear correlation between the measured and calculated C_φ for the set of the additional measurements(b)

3.3.1.3 Diskusija o dobljeni odvisnosti C_φ od φ

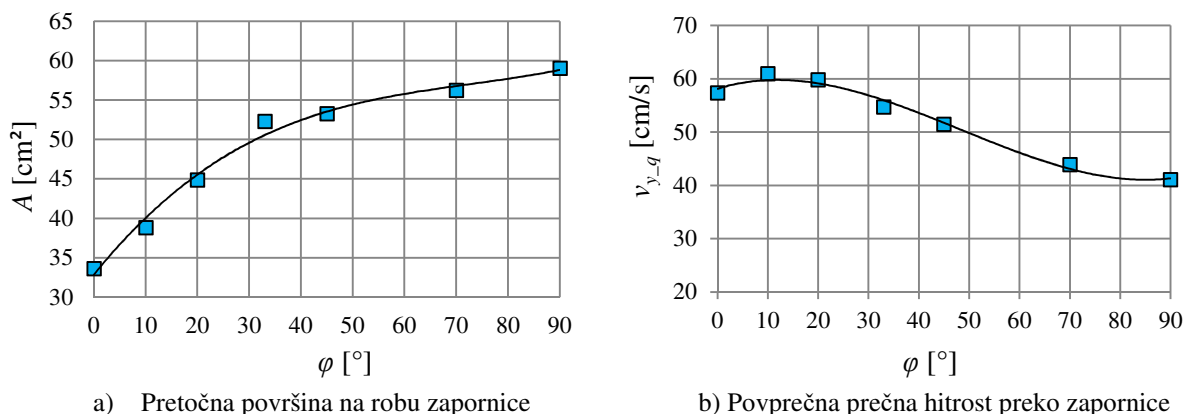
Zmanjšano pretočnost oz. manjši koeficient C_φ pri popolnem odprtju zapornice je možno razložiti s tem, da je pri taki poziciji zapornice preliv podoben prelivu s širokim pragom, kjer je zaradi drugačne kontrakcije curka kot pri ostrorobem prelivu, pretočnost glede na ostrorobi preliv manjša. Z odpiranjem zapornice se spreminja tudi kontrakcija curka tako na gorvodni, kot tudi na dolvodni vogalni točki, preliv pa prehaja iz širokega praga na ostrorobi preliv. Primer različne bočne kontrakcije curka pri ostrorobem prelivu in širokim pragom podaja slika 10. Za potrditev te hipoteze so bile opravljene še meritve pretočne površine A na robu zapornice za vse primere dodatnih meritev. V ta namen so bile opravljene meritve gladine vzdolž roba zapornice na vsakih 2,5 cm. Slika 27 prikazuje merjeno pretočno površino curka preko zapornice.



Slika 27: Skica prelivnega curka in merjene pretočne površine

Figure 27: Sketch of the overflow jet and of the measured flow area

Iz slike 27 je razvidno, da se površina pretočnega prereza A kljub enakim vtočnim pogojem (h_1-p) in F_1 od kota $\varphi = 0^\circ$ do $\varphi = 33^\circ$ poveča za več kot 50 %, medtem ko se od kota $\varphi = 33^\circ$ do $\varphi = 90^\circ$ poveča le za nekaj odstotkov (slabih 10 %).



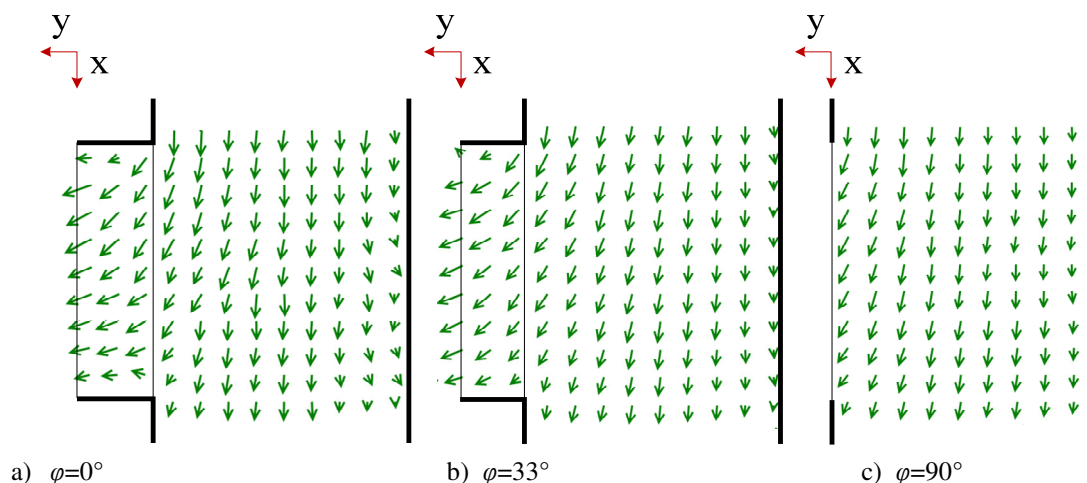
Slika 28: Pretočna površina v prerezu na robu zapornice v odvisnosti od kota odprtja φ (a) ter povprečne hitrosti na robu zapornice v odvisnosti od φ glede na izmerjen pretok Q_s in izmerjeno pretočno površino na robu zapornice A (b)

Figure 28: Flow area in the cross section on the nap of the gate in dependence of the opening angle (a) and average velocities on the nap of the gate in dependence of φ according to the measured Q_s and the measured flow area on the nap of the gate A (b)

Glede na dobljene pretočne površine, prikazane na sliki 28 (a) in izmerjene pretoke Q_s , ki jih podaja preglednica 8, bi morale povprečne prečne (glede na os kanala) komponente hitrosti na robu zapornice slediti krivulji prikazani na sliki 28 (b), kjer so povprečne hitrosti bile dobljene iz naslednje enačbe:

$$v_{y,q} = Q_s / A . \quad (73)$$

Da bi lahko potrdili dobljene povprečne prečne komponente hitrosti $v_{y,q}$ vzdolž roba zapornice in s tem dobljeni potek krivulje C_φ , so bile opravljene, za obravnavane primere dodatnih meritev, še dodatne meritve hitrosti pomočjo računalniško podprte vizualizacijske metode in s pomočjo AMDflow programske opreme v ravnini tik nad prelivom zapornice, t. j. C ali D, odvisno od variante odprtja.



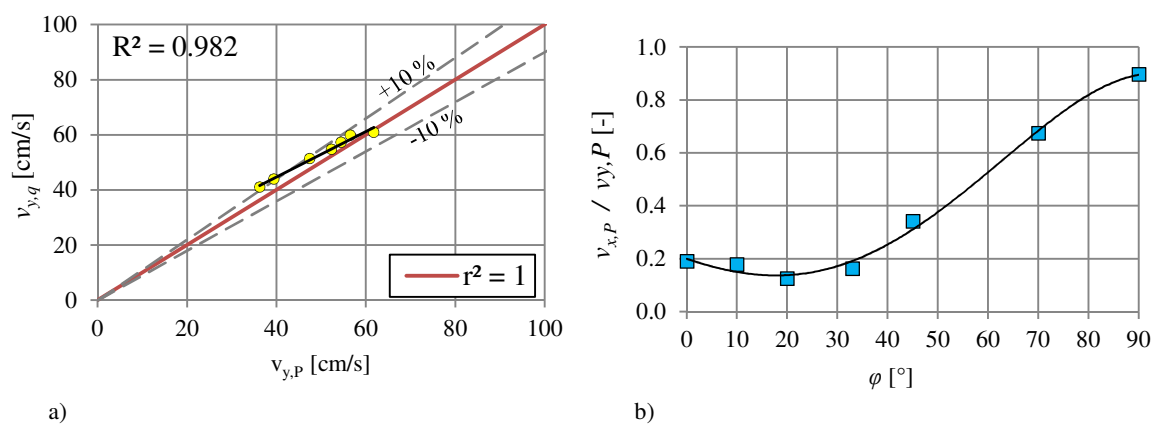
Slika 29: Izmerjena hitrostna polja v ravnini C oz. D za $\varphi=0^\circ$ (a), $\varphi=33^\circ$ (b) in $\varphi=90^\circ$ (c)

Figure 29: Measured velocity fields in the plane C or D for $\varphi=0^\circ$ (a), $\varphi=33^\circ$ (b) and $\varphi=90^\circ$ (c)

Iz slike 29 je razvidno, da so izmerjeni vektorji hitrosti pri $\varphi=0^\circ$ in $\varphi=33^\circ$ usmerjeni precej bolj pravokotno na rob zapornice v primerjavi z vektorji pri $\varphi=90^\circ$. Zaradi tega so tudi komponente hitrosti, ki so pravokotne na rob zapornice, pri prvih dveh primerih večje.

Za kvantifikacijo hitrosti so bile le-te iz vseh meritev prostorsko povprečene po robu zapornice in časovno povprečene za obdobje 30 slik, posnetih z visokofrekvenčno kamero s hitrostjo snemanja 300 slik na sekundo (t. j. povprečenje preko 1/10 sekunde). Tudi tako dobljene povprečne hitrosti so med seboj nekoliko variirale s časovno lokacijo obdobja obravnavanih 30 slik, glede na celotno obdobje merjenja (približno nekaj sekund). Razlike so nastale zaradi merilne negotovosti metode pa tudi zaradi fluktuacij hitrosti, ki nastanejo kot posledica turbulence. Slika 30 (a) podaja primerjavo izmerjenih povprečnih hitrosti na robu zapornice pri različnih kotih odprtja in izračunane po enačbi (73). Razvidno je, da maksimalno odstopanje povprečnih hitrosti, dobljenih iz ADMflow meritev in po enačbi (73), znaša okrog 10 %, kar je znotraj seštevka merilne negotovosti obeh meritev, če upoštevamo, da napaka meritev A glede na merilno negotovost ostnega merila in napako zaradi interpolacije gladin v merjenih točkah ne presega 2 %, medtem ko je bila za Q_s privzeto odstopanje 3 %, kar je bilo tudi ugotovljeno odstopanje, pri izvrednotenju pretočne krivulje spodnjega čelnega prelivu za merjenje pretoka glede na krivuljo po ISO standardu.

Treba je omeniti, da bi za natančnejšo določitev povprečne v_y na robu zapornice bilo treba meriti hitrosti še v več horizontalnih ravninah, višjih od ravnine D, saj najverjetneje prečni hitrostni profil curka na robu zapornice po vertikali ni povsem konstanten. Največji vpliv po višini porazdeljenega hitrostnega profila se najverjetneje pojavi pri večjih φ , kjer je višina curka na robu zapornice največja. Prav tam se pojavijo v naših meritvah tudi največja odstopanja glede na povprečne hitrosti izračunane po enačbi (73). Korelacija povprečnih hitrosti na robu zapornice, dobljenih po obeh metodah, pokaže zelo dobro ujemanje, saj znaša r^2 0,982.



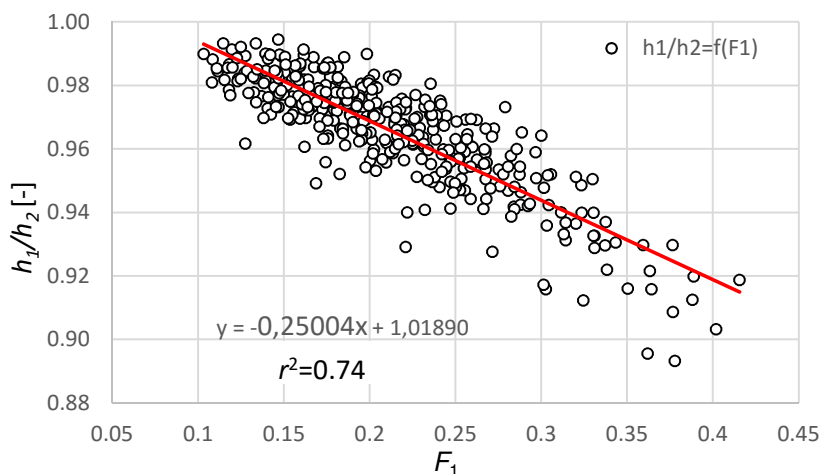
Slika 30: Primerjava povprečnih vrednosti hitrosti na robu zapornice dobljenih iz enačbe (73) in dobljenih s pomočjo meritev, to so hitrosti $v_{y,p}$ (a) ter razmerje med vzdolžnimi in prečnimi komponentami hitrosti na robu zapornice pri različnih φ (b)

Figure 30: Comparison of the average velocities on the nap of the gate according to the equation (73) and according to the measurements, this are the velocities $v_{y,p}$ (a) and the ratio between longitudinal and transverse components of the velocities on the nap of the gate at different φ (b)

Že iz slike 29 je razvidno, da je smer vektorjev na robu zapornice pri različnih φ različna. Odvisnost razmerja $v_{x,p} / v_{y,p}$ od φ je podana na sliki 30 (b). Razvidno je, da je razmerje obeh komponent hitrosti pri kotih odprtja $\varphi = 0^\circ$ do približno $\varphi = 33^\circ$ precej enakomerna, medtem ko pri večjih φ razmerje sunkovito naraste.

3.3.1.4 Odvisnost zgornje in spodnje vode v kanalu

Ker gladina vode v kanalu gorvodno od bočnega preliva včasih ni poznana, je pa potrebna za izračun koeficienta preliva C_d po na novo izdelani enačbi (69), je bila analizirana še korelacija med zgornjo in spodnjo vodo v kanalu (t. j. gorvodno in dolvodno od bočnega preliva). Ugotovljeno je bilo, da ima največji vpliv na razmerje h_1/h_2 vtočno Froudeovo število F_1 , kar so pokazali tudi drugi avtorji (Mahmodinia in sod., 2012). Slika 31 podaja linearno korelacijo med omenjenima parametroma za vse opravljene meritve pretokov.



Slika 31: Odvisnost razmerja med gorvodno in dolvodno gladino h_1/h_2 od vtočnega Froudeovega števila F_1
Figure 31: Dependence of the ratio between the upstream and downstream water surface h_1/h_2 from the inflow Froude number F_1

Enačba (74) podaja linearno odvisnost med razmerjem h_1/h_2 in F_1 . Ker znaša koeficient linearne korelacije r^2 samo 0,74, je bila opravljena primerjava odstopanja izračunanih koeficientov prelivov po enačbah (69), (70) in (71), kjer je bila v enem primeru uporabljena izmerjena gorvodna gladina h_1 , v enem primeru pa je bila le-ta preračunana iz izmerjene dolvodne gladine h_2 preko enačbe (74). Rezultati so podani v preglednici 10.

$$\frac{h_1}{h_2} = -0.25004F_1 + 1.0189 \quad (74)$$

Ugotovljeno je bilo, da je napaka ob uporabi enačbe (74) v enačbah (69), (70) in (71) minimalna, saj maksimalno odstopanje ne presega vrednosti 0,7%. Iz tega bi lahko sklepali, da je uporaba enačbe (74) ob pomanjkanju podatka o gladini zgornje vode h_1 primerna in s to analizo dovolj argumentirana.

Preglednica 10: Povprečno in maksimalno odstopanje ter koeficient linearne korelacije med izračunanimi prelivnimi koeficienti z uporabo enačbe (69), kjer je bila v enem primeru uporabljena izmerjena gorvodna prelivna višina h_1 , v drugem primeru pa je le-ta bila preračunana iz h_2 z enačbo (74)

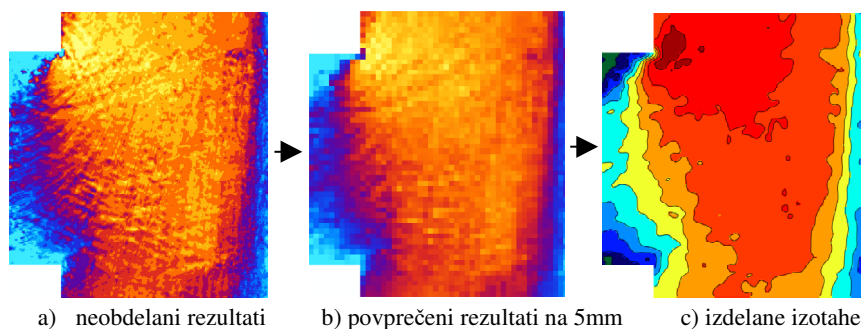
Table 10: Average and maximal deviation and the linear correlation coefficient between the calculated weir coefficients according to equation (69), where in one case the measured upstream water surface h_1 was used and the second case, the latter was calculated from h_2 according to the equation (74)

	C_d	$C_{d,0}$	C_φ
povprečno odstopanje [%]	0,1	0,1	0,1
maksimalno odstopanje [%]	0,7	0,6	0,4
r^2	0,9999	0,9992	0,9999

3.3.2 Meritve hitrostnih polj

Črte enakih hitrosti (izotahe) vzdolžnih in prečnih hitrosti, izdelane na podlagi meritev, so obravnavane v poglavju o primerjavi rezultatov numeričnega in fizičnega modela. Prav tako so za sklop dodatnih meritev podane v prilogi B. V tem poglavju je samo prikazan način krajevnega in časovnega povprečenja izmerjenih hitrosti in način izdelave izotah. Prav tako je podana verifikacija hitrosti, ki so bile izmerjene s pomočjo vizualizacijske metode, s pomočjo analize potovanja plovcev po vodni gladini.

Meritve hitrosti so v glavnem v sklopu te disertacije bile namenjene primerjavi, umerjanju in verifikaciji numeričnega modela. Prav tako so bile uporabljene za obrazložitev ugotovljene odvisnosti koeficienta preliva od kota odprtja, kar je bilo obravnavano v poglavju o pretočnosti objekta. Tako so bile za primerjavo z rezultati numeričnega modela izdelane izotahe izmerjenih hitrosti, ki pa jih je bilo treba za lažjo primerjavo z numeričnim modelom povprečiti tako časovno kot tudi krajevno. Časovno povprečenje je bilo izvedeno s pomočjo programa ADMflow, kjer je bilo za izvedenost uporabljenih od 60 do 600 slik (kar je pri frekvenci kamere 300 slik/s 0,2 do 2 s). Krajevno povprečenje je bilo narejeno s pomočjo programa QGIS, ki omogoča obdelavo različnih rastrov. Povprečna velikost piksla vseh posnetih slik je v rangju 1 mm. Za primerjavo z rezultati numeričnega modela pa so bile hitrosti povprečene po celicah 5 mm, kar je bila tudi povprečna velikost celice numeričnega modela v horizontali. Za izdelavo izotah so bile nato povprečene hitrosti linearno interpolirane, tako da je bilo mogoče dobiti zvezne linije izotah, ki so bile izdelane na 0,05 m/s. Slika 32 prikazuje postopek izdelave izotah izmerjenih hitrosti.



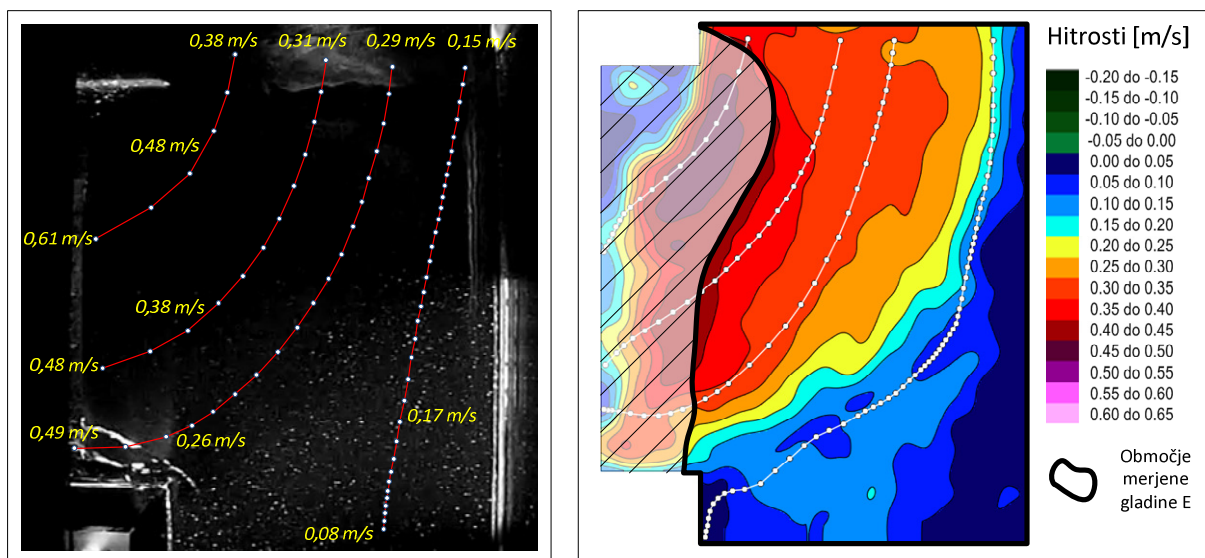
Slika 32: Krajevno povprečenje hitrosti za izdelavo izotah

Figure 32: Spatial averaging of the velocities for the establishment of contours

Za verifikacijo izmerjenih hitrosti je bila uporabljena tudi metoda s plovci. Pri tem so bili uporabljeni plovci majhnih dimenzij (približno 1 mm), ki so bili vstavljeni v vodni tok gorvodno od bočnega preliva. Potovanje plovcev je nato bilo posneto s pomočjo visokofrekvenčne kamere. Hitrost potovanja plovcev je bila izvedenostena s pomočjo izmerjene razdalje med premikom plovca v času ene slike (se pravi prepotovani piksli na sliki v času 1/300 s). Tako je bilo mogoče določiti hitrosti na gladini vzdolž trajektorij plovcev. Hitrosti so nato bile primerjane z rezultati vizualizacijske metode za isto varianto. Na tak način je mogoče oceniti ustreznost rezultatov in ugotoviti morebitno prisotnost sistematične napake.

Ugotovljeno je bilo, da trajektorije v obravnavanem primeru toka po obeh metodah zelo dobro sovpadajo, kar je razvidno iz slike 33. Pri tem je poudariti, da gre v primeru dobljenih hitrosti s pomočjo plovcev za hitrosti na vodni gladini, medtem ko gre v primeru vizualizacijske metode za hitrosti v horizontalni ravnini E, ki je sicer locirana tik pod gladino v glavnem kanalu, vendar ta ravnina na

območju zapornice seka ukrivljeno prelivno gladino vode (črna linija na sliki 33b). Tako je primerjava obeh rezultatov možna le na območju kanala.



a) Z metodo plovcev dobljene hitrosti vzdolž trajektorij b) Izotahe in trajektorije, dobljene z vizualizacijsko metodo

Slika 33: Primerjava hitrosti, določenih s pomočjo plovcev (a) in dobljenih s pomočjo vizualizacijske metode (b)
Figure 33: Comparison of the veith the help of floats (a) and obtained through the visualization method (b)

3.3.3 Kontrolne meritve tlakov

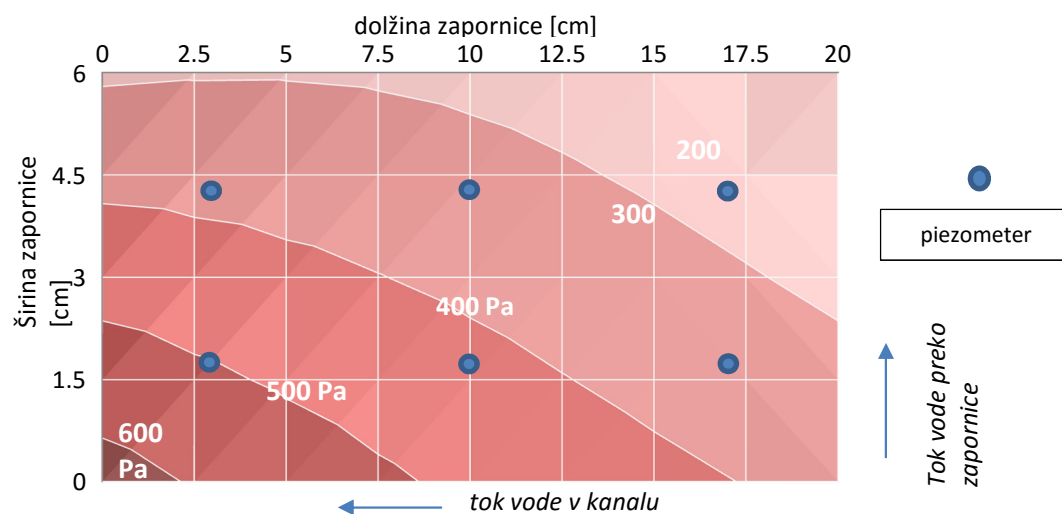
Za verifikacijo rezultatov tlakov, dobljenih z numeričnim modelom, so bile izvedene na fizičnem modelu še meritve tlakov na zapornici s pomočjo 6 piezometrov in tlačnega pretvornika. Lokacije piezometrov na zapornici so prikazane v poglavju 4.1, v večjem merilu pa jih kaže tudi slika 34. Ker gre samo za verifikacijo rezultatov numeričnega modela, namen izmerjenih tlakov pa ni njihova uporaba za umerjanje numeričnega modela niti za podrobnejšo analizo trendov in velikosti tlakov, so bile meritve izvedene samo za eno varianto bočnega preliva z zaklopno zapornico. Preglednica 11 podaja izmerjene tlake in izmerjene globine vode na lokacijah piezometrov za varianto L20_dod_mer_Fi20.

Preglednica 11: Izmerjeni tlaki in izmerjene globine na lokacijah piezometrov za varianto L20_dod_mer_Fi20

Table 11: Measured pressure and the depth of water at different piezometers fort he variant L20_dod_mer_Fi20

		piezometer					
		1	2	3	4	5	6
Izmerjen tlak	[mbar]	5,2	4,3	3,5	3,7	3,2	2,2
	[Pa]	520	430	350	370	320	220
Izmerjena globina	[cm]	5,16	4,72	3,10	3,73	3,38	2,01

Za primerjavo porazdelitve tlakov po zapornici za obravnavano varianto so bile izdelane še črte enakih tlakov (izobare), ki so prikazane na sliki 34. Izobare so podane v enotah Pascal. Na sliki so prav tako prikazane lokacije piezometrov, kjer je bil merjen tlak. Porazdelitev tlakov je bila nato izračunana s pomočjo kvadratne interpolacije (med točkami) in ekstrapolacije (od točk proti robovom zapornice). Za interpolacijo med različnimi točkami in različnih smereh so bile izbrane kvadratne (prečna smer glede na tok vode v kanalu) in linearne funkcije (vzdolžna smer glede na tok v kanalu).



Slika 34: Izobare, dobljene na osnovi interpolacije in ekstrapolacije izmerjenih tlakov

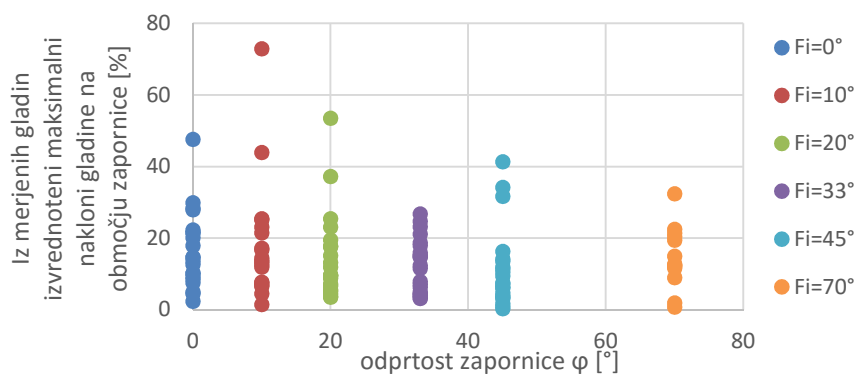
Figure 34: Pressure contours obtained with the help of interpolation and extrapolation of the measured pressure

3.4 Ocena merilne negotovosti izvedenih meritev

V tem poglavju je podana ocena merilne negotovosti izvedenih meritev gladin, hitrosti, pretokov in tlakov za obravnavane variante toka preko zapornice, kjer se lahko pojavi dodatna merilna negotovost zaradi razmer, ki so se pojavile ob izvajanju meritev. Prav tako je podana napaka enačbe za C_φ glede na razmerje Q_s/Q_l .

3.4.1 Ostno merilo

Na območju zapornice je zaradi velikega naklona gladine tudi precej večja merilna negotovost meritev gladin z ostnim merilom. Le-ta je v vertikalni smeri sicer 0,1 mm, v tem primeru pa je izredno pomembna tudi dejanska horizontalna lokacija ostnega merila v času merjenja, ki prav tako bistveno prispeva k merilni negotovosti ostnega merila. Ocenjena natančnost horizontalne pozicije ostnega merila je 1,0 mm. Tako se npr. v primeru naklona gladine 100 % merilna negotovost izmerjene gladine poveča za 0,5 mm. Ugotovljeno je bilo, da so maksimalni nakloni gladine na območju zapornice na lokacijah merjenih gladin gibajo okrog 50 % (Slika 35). Tako lahko ocenimo, da je skupna merilna negotovost izmerjenih gladin na območju zapornice $0,1 \text{ mm} + 50 \% * 1 \text{ mm} = 0,6 \text{ mm}$.



Slika 35: Maksimalni nakloni gladine v območju zapornice

Figure 35: Maximal slopes of the water surface in the area of the gate

3.4.2 Vizualizacijska metoda

Negotovosti, ki spremljajo uporabo vodikovih mehurčkov za vizualizacijo toka, so raziskovali že Okamoto in sod. (1971). Njihovi poskusi so bili v marsičem različni od naših: vizualizirali so tok v zaprtem cevovodu, v opazovanem odseku s premerom 3 palcev so bile hitrosti toka celo do 6 m/s, za katodo so uporabili platinasto žico (sicer enakega premera 0,5 mm kot mi bakreno žico), za anodo pa grafitno palčko (in bakreno ploščo). Pri snemanju so uporabili pulzirajoči vir svetlobe, mi pa osvetlitev brez utripanja, ker to zahteva uporabljena vizualizacijska metoda. Kljub temu lahko privzamemo, da njihove ugotovitve o uporabnosti "metode z vodikovimi mehurčki", kot so jo poimenovali, v splošnem veljajo tudi za naš primer. Negotovosti, ki jih prinaša uporaba vodikovih mehurčkov, so razvrstili na naslednje možne vplive oz. vzroke:

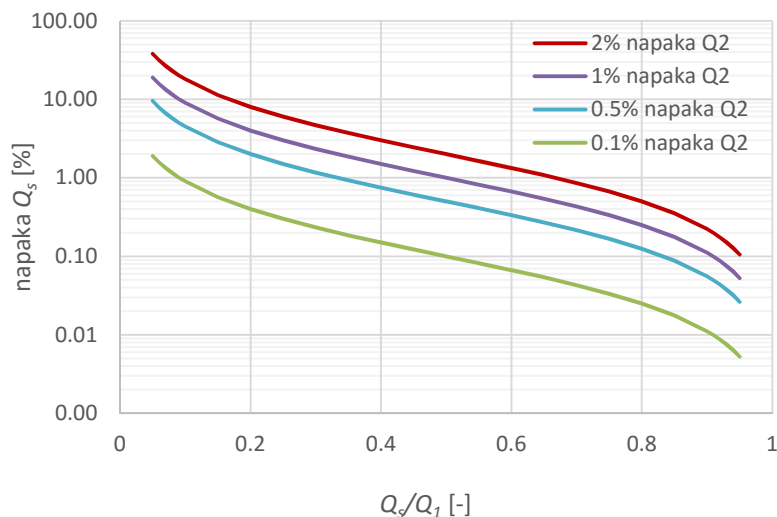
- premik tokovnic zaradi vzgona,
- vstopna dolžina pospeševanja mehurčkov,
- brazda, ki nastane za žico v toku,
- centripetalna sila v krivini ter
- čas razpada mehurčka zaradi absorpcije.

Da bi minimizirali problematiko zgoraj navedenih petih negotovosti, smo v sklopu preliminarnih eksperimentov optimizirali pozicijo žičke (oddaljenost od gorvodnega konca bočnega preliva je bila konstantna), izbrali najprimernejše nastavitve kamere (frekvenca posnetkov, ločljivost, fokus) in osvetlitve ter računskih parametrov vizualizacijske metode. Žička je sicer povzročala manjšo motnjo v toku vode, kar se je odražalo v lokalni spremembi poteka gladine, vendar pa je ta vpliv hitro izzvenel, vsekakor gorvodno od začetka bočnega preliva. Prav tako so bile meritve gladin in pretokov izvedene tako, da je bila tedaj žička dvignjena izven toka. Pokazano je že bilo na več primerih, da je splošna merilna negotovost izmerjenih hitrosti pri obravnavani vizualizacijski metodi ranga od 2 do 5% (Novak in sod., 2012, Bajcar in sod. 2009). Podobno je bilo ugotovljeno ob verifikaciji izmerjenih hitrosti s pomočjo plovcev, kjer odstopanje v povprečju ni bilo večje od 5 %.

3.4.3 Meritve pretokov in območje veljavnosti enačbe za C_ϕ

Pretoki so bili merjeni na pravokotnem prelivu na iztoku glavnega kanala. Ocenjena merilna negotovost preliva je podana že v poglavju 3.1. V tem poglavju pa je obravnavana napaka, ki je nastala zaradi izvrednotenja vrednosti pretokov čez preliv Q_s iz razlike merjenega dotoka in odtoka v glavnem kanalu, t. j. Q_1 in Q_2 . Ker je bil v sklopu te disertacije bistvenega pomena pretok Q_s in ne Q_2 , je bila narejena analiza vpliva razmerja Q_s/Q_1 na napako pri izvrednotenju pretoka Q_s .

Slika 36 podaja napako, ki je nastala zaradi določitve Q_s iz merjenih Q_1 in Q_2 za različne merilne negotovosti meritve pretoka Q_2 . Razvidno je, da v primeru merilne negotovosti pretoka Q_2 2 % je napaka pri izvrednotenju pretoka Q_s pri razmerju $Q_s/Q_1=0,2$ že skoraj 10 %. Le-to je treba upoštevati ob uporabi novih enačb za koeficient preliva.



Slika 36: Napaka pri določitvi Q_s iz merjenega Q_1 in Q_2
Figure 36: Error at determining Q_s from the measured Q_1 in Q_2

3.4.4 Piezometri

Pri izvajanju meritev tlaka na zapornico je bil uporabljen pretvornik tlaka z merilno natančnostjo 10 Pa. Ob meritvah tlakov na zapornici bi lahko prišlo do dodatne napake zaradi napačno odčitanih vrednosti tlaka, saj so v tem primeru možne oscilacije tako gladine kot tudi skupnih tlakov na območju zapornice. Ob izvajanju meritev je bilo ocenjeno, da oscilacije tlakov na zapornici v povprečju niso bile večje od ± 10 Pa (kar je razvidno tudi iz numeričnih simulacij s pomočjo LES modela turbulence, obravnavano v poglavju 5.3.2). Do dodatne napake v meritvah tlaka bi lahko prišlo tudi zaradi napake ob določitvi t. i. »ničle« pretvornika. Ta točka je bila določena s pomočjo ostnega merila in konstantne gladine vode v kanalu (ob popolnoma mirujoči vodi). V tem primeru je napaka dvojna, zaradi negotovosti ostnega merila in pretvornika tlaka. Skupna merilno negotovost bi tako lahko izračunali po enačbi (10):

$$\sqrt{(n_{oscilacije})^2 + (n_{ost.})^2 + (n_{ničla})^2} = 14 Pa$$

4 NUMERIČNA ANALIZA IN PRIMERJAVA Z MERITVAMI

Eksperimentalna analiza je podala odvisnosti in relacije vplivnih geometrijskih in operativnih parametrov zapornice ter hidravličnih parametrov toka na pretočnost objekta, hitrostno polje ter gladinsko stanje. Za določitev tlakov, ki delujejo na zapornico zaradi vodnega toka, pa je bila izdelana še numerična analiza, kjer je bilo uporabljeno programsko orodje OpenFOAM. Le-to med številnimi drugimi modeli vključuje tudi 3D numerični model dvofaznega toka, ki uporablja VOF metodo za določitev medfazne površine.

Namen numerične analize je med drugim tudi ugotovitev, ali je uporaba tovrstnih numeričnih modelov primerna za obravnavano vrsto toka. Prav tako je namen določiti, kateri so vplivni parametri v numeričnem modelu, ki bistveno vplivajo in lahko pripomorejo k natančnosti rezultatov ter kateri model turbulence je ustrezen za analize obravnavane vrste toka.

V sklopu numerične analize so bili uporabljeni trije različni modeli turbulence, to so $k-\epsilon$, $k-\omega$ SST in LES model s Smagorinskyjevim pod mrežnim modelom turbulence. Modeli so natančneje opisani v poglavju 2.3. Rezultati vseh treh modelov turbulence so bili analizirani s pomočjo izvedenih meritev hitrostnih polj v 5 horizontalnih in eni vertikalni ravnini. Meritve hitrosti so bile uporabljene za umerjanje koeficientov v stenski funkciji, ki zajemajo vpliv hrapavosti sten na tokovne razmere tako ob steni kot tudi v notranjosti obravnavanega toka vode.

Rezultati numeričnega modela so bili verificirani za vse obravnavane dodatne variante s pomočjo izmerjenih iztočnih pretokov iz kanala fizičnega modela. Podana pa je tudi primerjava izračunanih in izmerjenih gladin tako v kanalu kot tudi na območju zapornice (območje kontrakcije curka). Z umerjenim in verificiranim numeričnim modelom pa so nato bili določeni še tlaki, ki delujejo na zapornico zaradi vodnega toka pri različnih odprtjih zapornice.

4.1 Obravnavane variante v numerični analizi

Ker bi bila obravnava vseh variant zaklopne zapornice na bočnem prelivu iz eksperimentalne analize preobširna za numerično analizo, kjer je zraven vzpostavitve modela ter umerjanja in verifikacije rezultatov treba upoštevati tudi računski čas simulacij, je bila numerična analiza izdelana za izbrane variante. Tako je za umerjanje in detajlnejšo primerjavo izmerjenih hitrosti in rezultatov numeričnega modela bila obravnavana varianta L20_p7.5_F1_Fi0, za verifikacijo pa so bile uporabljene vse variante iz sklopa dodatnih meritev, ki vključujejo 6 položajev zaklopne zapornice. Položaj zapornice pri $\varphi=90^\circ$ (t. j. vertikalni položaj) ni bil obravnavan, saj v praksi zaklopne zapornice niso nikoli zaprte do tega kota, temveč so popolnoma zaprte pri kotu $\varphi=60$ ali 70° (poglavje 2.5.3). V sklopu analize pretočnosti bočnega preliva z zaklopno zapornico je tak kot odprtja (oz. zaprtja) bil obravnavan le zaradi možnosti primerjave z ostrorobimi bočnimi prelivmi. Dodatno so bile izdelane še naključne variante, za katere je bilo predvideno, da bi bila primerjava z meritvami zanimiva zaradi raznolikosti hidravličnih razmer glede na ostale variante. Za določitev tlakov pa so zraven sklopa variant dodatnih meritev, bile v numerični analizi obravnavane dodatne variante, kjer sta bila zajezna gladina ter vtočni pretok v kanal v vseh primerih enaka, med seboj pa so se razlikovale le glede na položaj zapornice, kjer je bilo obravnavanih 6 položajev (t. j. 6 različnih kotov odprtja $\varphi=0^\circ, 10^\circ, 20^\circ, 33^\circ, 45^\circ, 70^\circ$). Takšna situacija se pojavi v primeru obratovanju zapornic v naravi, npr. za primer visokovodnega razbremenilnika gorvodno od bazena hidroelektrarne, kjer je zajezna gladina bolj ali manj konstantna, v določenem trenutku pa se odpre zapornica iz zaprtega položaja do popolnoma odprtega položaja (t. j. iz $\varphi=70^\circ$ do

$\varphi=0^\circ$). Tako sta bili za določitev tlakov obravnavani dve situaciji obratovanja, ena s fiksno prelivno višino in vtočnim Froudeovim številom ter ena s fiksno zaježitveno gladino ter vtočnim pretokom.

4.2 Vzpostavitev 3D numeričnega modela OpenFOAM

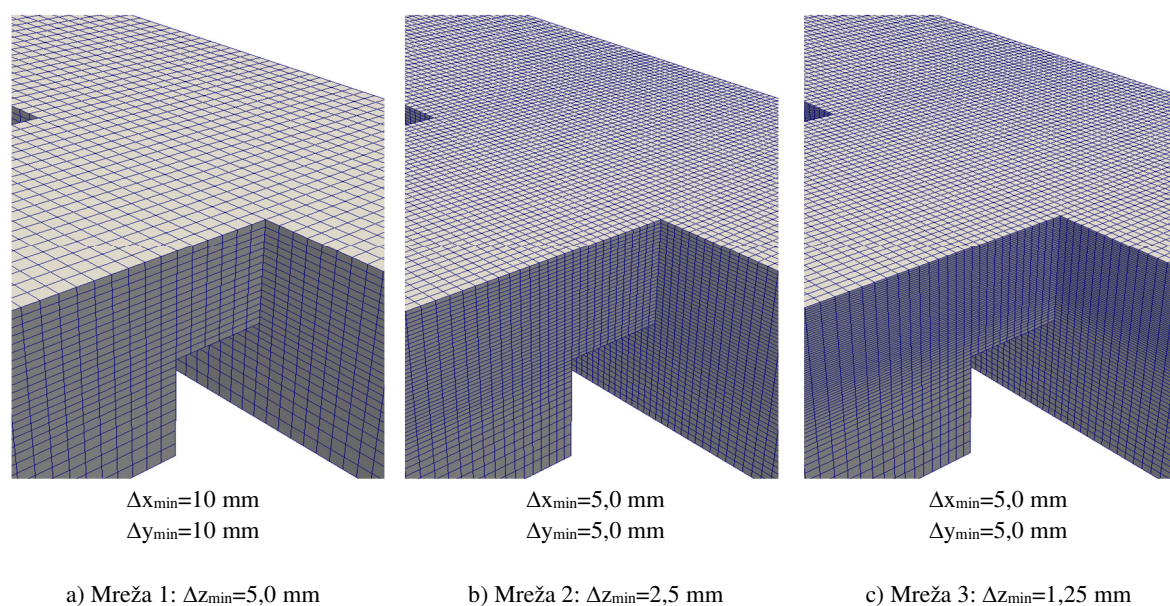
Izdelani numerični model obsega pravokotni kanal, s pričetkom 1,5 m gorvodno od bočnega preliva. Na tak način je zgornji robni pogoj nekoliko odmaknjen od obravnavanega območja bočnega preliva, napaka ki bi lahko nastala zaradi nenatančno podanih fiksnih vrednosti spremenljivk na vtoku modela pa je s tem zmanjšana. Modelirani kanal se zaključi 0,5 m dolvodno od bočnega preliva, kjer so bile opravljene meritve gladine za vsako varianto posebej. Vzpostavitev numeričnega modela OpenFOAM obsega:

- izdelavo in ustrezno zgostitev numerične mreže,
- izbiro modela turbulence,
- določitev začetnih pogojev za vse spremenljivke,
- določitev in izbiro ustreznih robnih pogojev za vse spremenljivke,
- določitev ustreznih časovnih in krajevnih shem in
- določitev ustreznih algoritmov za reševanje linearnega sistema enačb (LSE).

V nadaljevanju so po poglavjih opisane zgoraj navedene postavke za obravnavane variante zaklopne zapornice na bočnem prelivu.

4.2.1 Numerična mreža

V prvi fazi je bila izdelana občutljivostna analiza vpliva gostote numerične mreže na rezultate. Obravnavane so bile 3 različne gostote mreže. V primeru najbolj redke mreže so bile y^+ vrednosti v glavnem povsod večje od 30, v primeru bolj zgoščenih mrež pa y^+ vrednosti v glavnem niso presegale vrednosti 11. Za občutljivostno analizo je bila obravnavana varianta L20_dod_mer_Fi0. Slika 37 prikazuje obravnavane različne gostote numerične mreže za občutljivostno analizo.

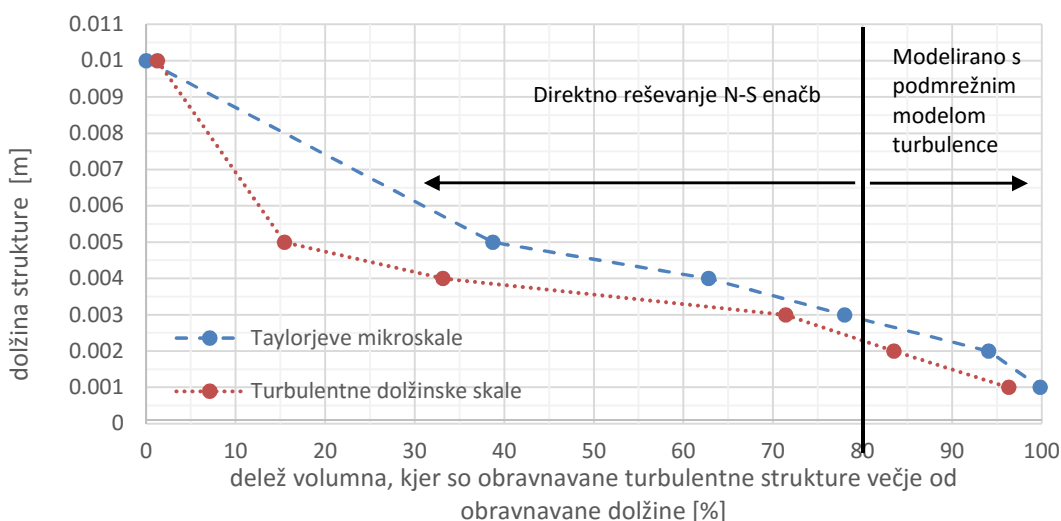


Slika 37: Različne gostote numerične mreže za občutljivostno analizo vpliva gostote mreže na rezultate

Figure 37: Different densities of the numerical grid for the sensitivity analysis of the impact of the mesh density on results

Mreža 3 je bila zgoščena ob prelivu in zapornici tako, da vrednosti y^+ kljub zgostitvi niso presegale vrednosti 11. To je bilo doseženo tako, da mreža v vertikalni smeri tik ob zapornici ni bila zgoščena glede na mrežo 2. Rezultati občutljivostne analize so podani v poglavju o rezultatih (t. j. poglavje 4.3.1).

Zahteve za izdelavo mreže v primeru uporabe LES modela turbulence so nekoliko drugačne kot v primeru uporabe RANS modelov turbulence. Po Wilcoxu (1998) bi naj bilo v primeru LES samo 20–30 % vseh turbulentnih vrtincev modeliranih s pomočjo podmrežnega modela turbulence. Ob predpostavki, da je delež volumna Kolmogorovih turbulentnih struktur v primeru obravnavanega toka zelo majhen, so bile iz preliminarnih rezultatov numeričnega modela s kEpsilon modelom turbulence iz vrednoteni deleži volumnov različnih velikosti Taylorjevih in Turbulentnih struktur (Taylors microscales, Turbulent lenght scales). Turbulentne strukture so bile preračunane na osnovi k in ϵ , ki jih numerični model poda kot rezultat (Wilcox, 1998). Slika 38 prikazuje deleže volumnov različnih turbulentnih struktur, ki so bili dobljeni na osnovi preliminarnega izračuna s kEpsilon modelom turbulence.



Slika 38: Deleži volumnov različnih turbulentnih struktur v obravnavani vrsti toka (varianta L20_p7.5_Fi0)
Figure 38: Volume shares of different turbulent scales in this type of flow (variant L20_p7.5_Fi0)

Razvidno je, da je volumensko gledano 80 % Taylorjevih mikrostruktur večjih od približno 3 mm in 80 % Turbulentnih dolžinskih struktur večjih od približno 2,5 mm. Iz tega bi lahko ocenili, da bi celice s stranicami 2,5 do 3 mm že bile dovolj majhne za ustrezno modeliranje obravnavanega primera s pomočjo LES modela.

Tako je bila za izračune z LES modelom izbrana gostota numerične mreže, kjer so dimenzije celic na bližnjem območju bočnega preliva enake 2,5 mm v horizontalni in 1,25 mm v vertikalni smeri. Kar pomeni, da je bila mreža 3, obravnavana v prejšnjem poglavju še nekoliko zgoščena.

4.2.2 Modeliranje turbulence

V sklopu numerične analize so bili obravnavani trije modeli turbulence. Rezultati vseh modelov so nato bili med seboj primerjani, prav tako pa so bili verificirani s pomočjo meritev hitrostnih polj, pretokov in gladin. Nadaljnje analize (kot je npr. analiza tlakov na zapornico) so bile nato izvedene s pomočjo modela turbulence, za katerega je bilo ugotovljeno, da daje najustreznejše rezultate glede na opravljene meritve.

V nadaljevanju so za omenjene modele turbulence uporabljene oznake, kot se pojavljajo v literaturi in kodi programa OpenFOAM. Tako se nanaša oznaka kEpsilon na standardni $k-\epsilon$ model turbulence, kOmegaSST na Menterjev $k-\omega$ SST model turbulence in LES–Smagorinsky na model velikih vrtincev (LES) s Smagorinskyjevim pod mrežnim modelom turbulence.

4.2.3 Robni in začetni pogoji

4.2.3.1 Splošno

V numeričnem modelu je bilo treba definirati robne pogoje za vse spremenljivke na 5 različnih robnih ploskvah, in sicer za:

- robni pogoj na vtoku (v nadaljevanju »inletk«),
- robni pogoj na iztoku iz kanala (v nadaljevanju »outlet1«),
- robni pogoj na iztoku preliva preko bočnega odliva (v nadaljevanju »outlet2«),
- robni pogoj na stenah kanala (v nadaljevanju »walls«) in
- robni pogoj na zgornji ploskvi modela (v nadaljevanju »atmosphere«).

Na vsaki izmed zgoraj naštetih ploskev je bilo treba definirati robni pogoj za posamezno spremenljivko. Uporabljene robne pogoje podaja preglednica 12.

Preglednica 12: Uporabljeni robni pogoji za različne ploskve in različne spremenljivke

Table 12: Used boundary conditions for different surfaces and for different variables

Spremenljivka	walls	Inlet	atmosphere	outlet1	outlet2
Osnovni tipi	Wall	Patch	Patch	Patch	Patch
Trak (p_{rgh})	<i>fixedFlux Pressure</i>	<i>fixedFlux Pressure</i>	<i>totalPressure</i>	<i>fixedValue</i>	<i>zeroGradient</i>
Hitrost (v)	<i>fixedValue</i>	<i>variableHeight FlowRateInlet Velocity</i>	<i>inletOutlet</i>	<i>inletOutlet</i>	<i>zeroGradient</i>
Indikatorska funkcija (α)	<i>zeroGradient</i>	<i>variableHeight FlowRate</i>	<i>zeroGradient</i>	<i>zeroGradient</i>	<i>zeroGradient</i>
Kinetična energija na enoto mase (k)	<i>kqR Wallfunction*</i>	<i>fixedValue</i>	<i>inletOutlet</i>	<i>inletOutlet</i>	<i>inletOutlet</i>
Disipacija kinetične energije na enoto mase (ϵ)	<i>epsilon Wallfunction*</i>	<i>fixedValue</i>	<i>inletOutlet</i>	<i>inletOutlet</i>	<i>inletOutlet</i>
Specifična turbulentna disipacije energije (ω)	<i>omega Wallfunction*</i>	<i>fixedValue</i>	<i>inletOutlet</i>	<i>inletOutlet</i>	<i>inletOutlet</i>
Turbulentna viskoznost v primeru kEpsilon in kOmegaSST (ν_t)	<i>nutURough Wallfunction*</i>	<i>zeroGradient</i>	<i>zeroGradient</i>	<i>zeroGradient</i>	<i>zeroGradient</i>
Turbulentna viskoznost v primeru LES (ν_{tSgs})	<i>nutURough Wallfunction*</i>	<i>zeroGradient</i>	<i>zeroGradient</i>	<i>zeroGradient</i>	<i>zeroGradient</i>

*... v sklopu numerične analize je bilo uporabljenih več stenskih funkcij, tako za gladke kot za hrapave stene

Vrednosti spremenljivk k , ϵ in ω na vtoku so bile ocenjene na naslednji način (Nakayama in Yokojima, 2002):

$$k = \frac{u_x'^2 + u_y'^2 + u_z'^2}{2} = \frac{3u'^2}{2} = \frac{3}{2} * (3\% \bar{u})^2, \quad (75)$$

$$\epsilon = \frac{C_\mu^{0,75} k^{1,5}}{L}, \quad (76)$$

$$\omega = \frac{\epsilon}{C_\mu k}, \quad (77)$$

kjer so:

u_x', u_y', u_z' komponente fluktuacij hitrosti, ki so bile predpostavljene kot 3 % vtočne hitrosti,

L karakteristična dolžina (širina kanala $B=0,2$ m) ter

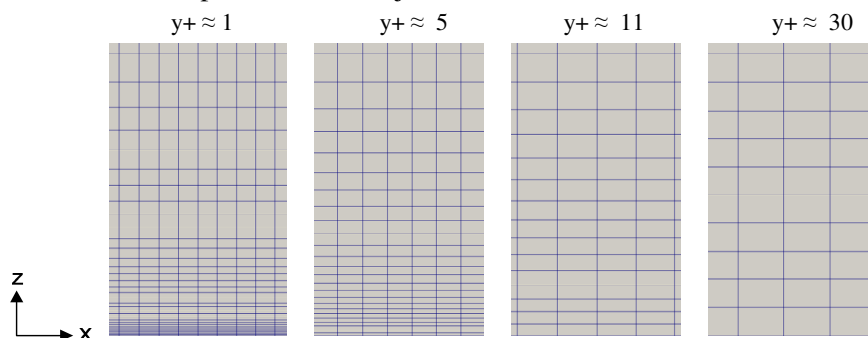
C_μ empirični koeficient, ponavadi s konstantno vrednostjo 0,09 (Wilcox, 1998).

Na spodnjem robnem pogoju je bila definirana konstanta vrednost indikatorske funkcije ter konstantna vrednost tlaka p_{rgh} . Začetne vrednosti indikatorske funkcije v kanalu so bile definirane tako, da je gladina v kanalu ustrezala podani gladini na spodnjem robnem pogoju (outlet2). Na tak način je model v začetku simulacije bolj stabilen. V novi verziji OpenFOAM 2.3.0 je vpeljan robni pogoj za definiranje pretoka na vtoku v model. Ta se poda pri definiranju robnega pogoja za hitrosti. Pri tem pa program sam sproti izračunava vrednosti indikatorske funkcije na zgornjem robnem pogoju glede na predpisan in dejanski pretok v model.

Za potrebe te disertacije je bil obravnavan stalni tok. Tako so za začetne vrednosti spremenljivk na robnih ploskvah bile izbrane enake vrednosti kot pri robnih pogojih v primeru robnega pogoja s fiksirano spremenljivko. Na robnih ploskvah, kjer je bila za robni pogoj določena fiksna vrednost gradienta spremenljivke, pa so bile začetne vrednosti na robnih ploskvah definirane z ekstrapolacijo vrednosti iz notranjosti območja. Za začetne vrednosti spremenljivk k , ε in ω v notranjosti območja so bile privzete vrednosti, ki so bile določene pri robnem pogoju za vtočno robno ploskev (enačbe 75 do 77). Začetne vrednosti indeksirne funkcije, tlakov in hitrosti v notranjosti območja pa so bile izbrane na tak način, da so se čim hitreje vzpostavile konstante razmere oz. stalni tok. Začetne vrednosti v notranjosti območja se v programu OpenFOAM definirajo s pomočjo orodja (utility) »setFields«, medtem ko se začetne vrednosti na robnih ploskvah definirajo v slovarjih robnih pogojev.

4.2.3.2 Robni pogoji ob stenah – stenska funkcija

Zaradi relativno velike izbire možnih stenskih funkcij in možnih kombinacij stenskih funkcij za različne spremenljivke ter zaradi pomanjkanja literature o uporabnosti, prednostih in pomanjkljivostih posameznih stenskih funkcij v programu OpenFOAM, je bila izdelana analiza vpliva le-teh na hitrostno polje ob steni. Da bi se izognili dolgotrajnim izračunom z obravnavanim 3D modelom bočnega preliva, je bil izdelan enostaven 2D model kanala, kjer je ena dimenzija (x) v smeri toka ter druga pravokotno na steno oz. dno (z). Uporabljenih je bilo več različnih mrež, med seboj pa se v glavnem razlikujejo po gostoti celic ob steni. Gostota mreže in hidravlični robni pogoji (Fr in Re število) so bili izbrani na tak način, da y^+ vrednosti na steni približno ustrezajo vrednostim 1, 5, 11 in 30.



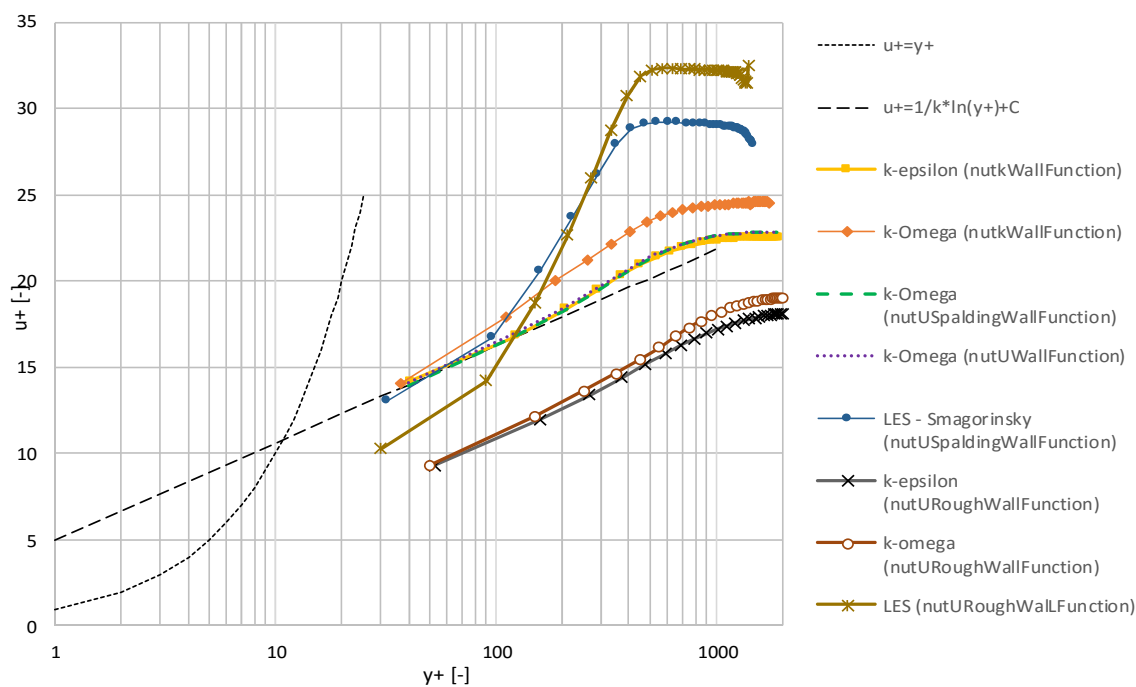
Slika 39: Numerična mreža ob steni z različnimi gostotami

Figure 39: Numerical grid near the wall with different densities

Izbrane y^+ vrednosti predstavljajo neke mejne karakteristične vrednosti, ki so predlagane v literaturi (Wilcox, 1998). Pomen teh mejnih vrednosti je podrobneje opisan v poglavju 2.3.4 o robnih pogojih. Numerična mreža je v vseh 4 primerih od notranjosti proti steni linearno zgoščena s korakom približno 1,2 (odvisno od primera), kot je predlagal Wilcox v svoji knjigi o modeliranju turbulence v računalniški dinamiki tekočin (Wilcox, 1998).

Na ta način je bila analizirana ustreznost posamezne stenske funkcije pri različno gostih numeričnih mrežah in pri različnih modelih turbulence. Analiziralo se je stenske funkcije za turbulentno viskoznost, pri tem pa so stenske funkcije za ostale spremenljivke (k , ε in ω) bile izbrane glede na model turbulence oz. glede na izbrano stensko funkcijo za turbulentno viskoznost (npr. $kLowReWallFunction$ ustreza $nutLowReWallFunction$).

Ustreznost stenskih funkcij je bila analizirana glede na linearni in logaritmčni potek normiranih hitrosti ob steni, ki je podan in podrobneje opisan v poglavju 2.3.4. Ugotovljeno je bilo, da $nutLowReWallFunction$ pri uporabi izbranih mrež in modelov turbulence ne daje ustreznih rezultatov. Normirane hitrosti v prvi celici od stene v tem primeru zmeraj padejo na premico $y^+=u^+$, nato pa potekajo vzporedno z logaritmčnim zakonom (rjave linije na naslednjih slikah). Edini primer, v katerem bi se pri uporabi izbranih modelov turbulence stenska funkcija $nutLowReWallFunction$ izkazala kot ustrezna, je takrat, ko bi bil y^+ točno enak 11. To je najverjetneje posledica neskladja izbranih modelov turbulence in stenskih funkcij (vsaka stenska funkcija je namreč izdelana za določeni model turbulence). V primeru uporabe mreže z y^+ vrednostmi okrog ali nad 30 dajejo ostale stenske funkcije zadovoljive rezultate, saj v vseh primerih normirane hitrosti v prvih točkah ob steni sledijo logaritmčnemu zakonu. Kot najmanj ustrezna se izkaže uporaba stenske funkcije $nutkWallFunction$ v primeru uporabe modela k -omega.

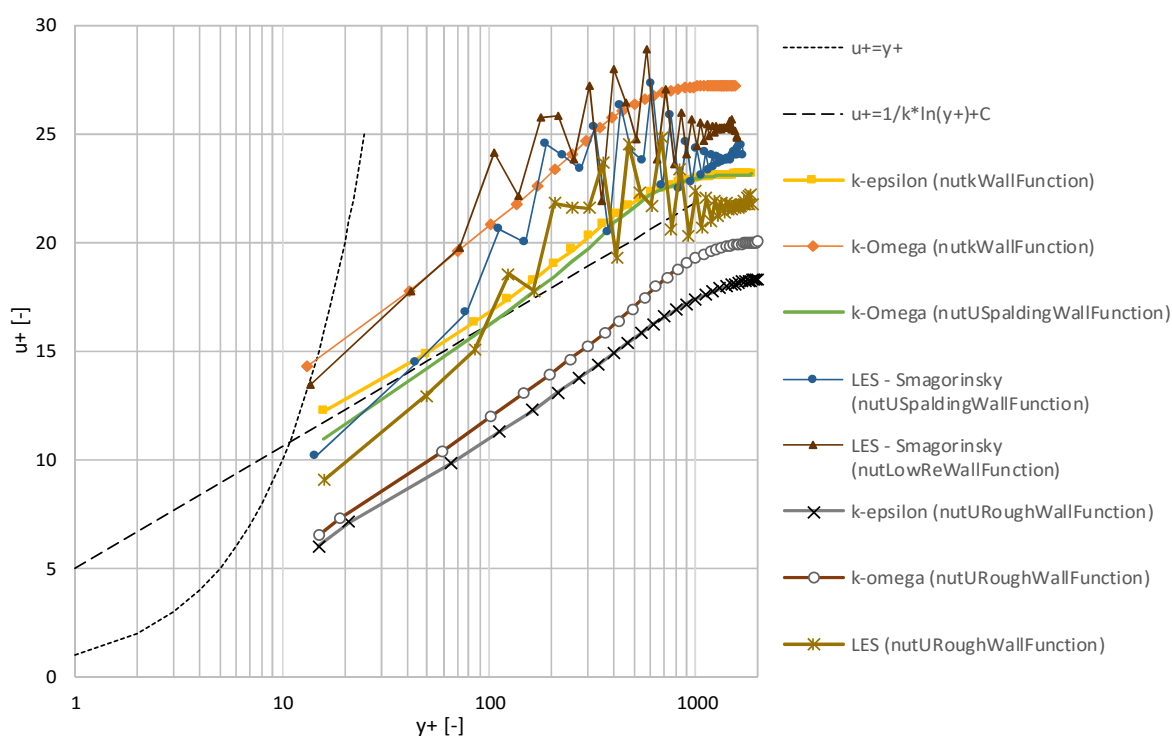


Slika 40: Normirane hitrosti u^+ ob steni v odvisnosti od normirane razdalje y^+ od stene (rezultati za mreži $y^+ \approx 30$)

Figure 40: The normalized velocity u^+ against the wall as a function of the normalized distance from the wall y^+ (results for the grid $y^+ \approx 30$)

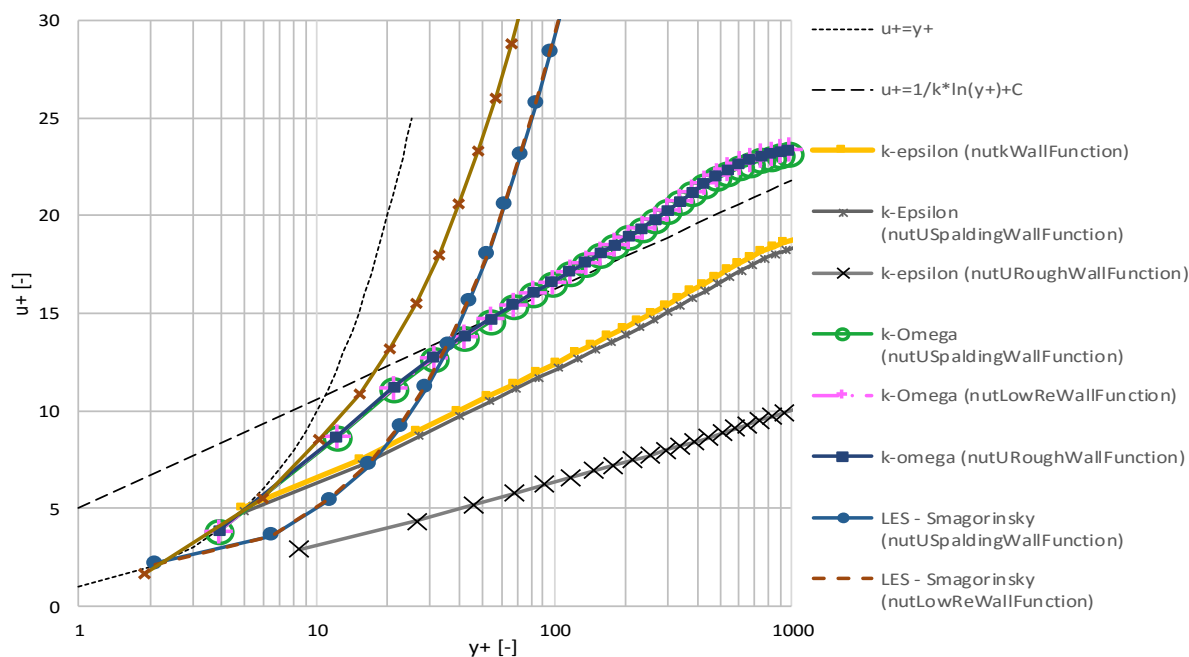
Iz slike 40 je prav tako razviden ustrezen potek hitrosti u^+ v primeru uporabe stenskih funkcij za hrapave stene (`nutURoughWallFunction`), kjer mora po definiciji biti krivulja pod logaritemsko črto. Prav tako je iz slike razvidno, da v primeru prereditve mreže tudi LES ne poda fluktuacij hitrosti, le-te so v takem primeru namreč na večinskem območju modelirane s podmrežnim modelom turbulence.

V primeru numerične mreže, kjer je $y^+ \approx 11$ ali več, so se v primeru `kEpsilon` modela turbulence kot ustrezne izkazale samo stenske funkcije `nutkWallFunction`, v primeru `kOmegaSST` modela pa stenska funkcija `nutUSpaldingWallFunction` (nekatero linijo, zaradi preglednosti na spodnjih slikah niso prikazane). V primeru LES in uporabe podmrežnega modela `Smagorinsky` se je kot zadovoljiva izkazala stenska funkcija `nutUSpaldingWallFunction`. V tem primeru je tudi razvidna precej izrazita nestalnost toka (fluktuacije hitrosti) v notranjem območju (od $y^+ = 100$ naprej). Ta del je odvisen od posameznih hidravličnih razmer toka, v tej fazi je pomembno sovpadanje normiranih hitrosti v prvi točki (oz. prvih nekaj točkah) od stene s poznanimi zakoni porazdelitve hitrosti toka ob stenah (črtkana in pikčasta linija na naslednji sliki).



Slika 41: Normirane hitrosti u^+ ob steni v odvisnosti od normirane razdalje y^+ od stene (rezultati za mrežo $y^+ \approx 11$)
Figure 41: The normalized velocity u^+ against the wall as a function of the normalized distance from the wall y^+ (results for the grid $y^+ \approx 11$)

V primeru mreže, kjer je $y^+ < 5$ (območje, kjer linearni potek hitrosti ob steni prične prehajati v logaritemičnega), pa daje primerne rezultate samo uporaba `kOmegaSST` modela v kombinaciji s stensko funkcijo `nutUSpaldingWallFunction` ali `nutLowReWallFunction`. Normirane hitrosti v prvi točki od stene so sicer v vseh ostalih primerih ustrezne, neustrezen pa je potek teh hitrosti v odvisnosti od oddaljenosti od stene (Slika 42).



Slika 42: Normirane hitrosti $u+$ ob steni v odvisnosti od normirane razdalje $y+$ od stene (rezultati za mrežo $y+<5$)
Figure 42: The normalized velocity $u+$ against the wall as a function of the normalized distance from the wall $y+$ (results for the grid $y+<11$)

Rezultati analize nakazujejo, da je za modeliranje toka ob steni najustrežnejša izbira stenske funkcije `nutUSpaldingWallFunction` in uporaba `kOmegaSST` modela turbulence, kar podaja tudi znanstvena literatura (Wilcox, 1998, Lesieur, 1997). Ta model turbulence namreč združuje nekatere lastnosti `kEpsilon` modela in lastnosti `kOmega` modela in je zmožen v viskozni območju ustrezno modelirati hitrosti tudi z uporabo zgoščene numerične mreže in stensko funkcijo, omogoča namreč zvezno modeliranje hitrosti iz viskozne v logaritmično območje (zeleno linijo na zgornji sliki).

Tekom primerjave rezultatov numeričnih modelov z meritvami hitrosti je bilo ugotovljeno, da ima kljub relativno gladkim stenam fizičnega modela hrapavost bistveni vpliv na hitrostna polja tudi v notranjosti obravnavanega toka in ne samo na bližnjem območju sten. V ta namen so se izkazale stenske funkcije za hrapave stene kot zelo učinkovite. Slaba lastnost teh funkcij pa je ta, da modelirane razmere ob steni v primeru preveč zgoščene mreže ni ustrezno in so uporabne samo za primere $y+>11$ (Wilcox, 1998). Tako je bilo tekom analiz potrebno sprotno preverjanje ustreznosti $y+$ vrednosti na stenah obravnavanih modelov.

Tako so bile v nadaljevanju (preglednici 13 in 14) za izdelavo 3D numeričnega modela bočnega preliva z zaklopno zapornico uporabljene stenske funkcije, ki so zbrane v Preglednici 13 za primer gladkih sten in v Preglednici 14 za primer hrapavih sten ter za posamezne modele turbulence.

Preglednica 13: Izbrane najustreznejše stenske funkcije za obravnavano vrsto toka za posamezne modele turbulence v primeru gladkih sten

Table 13: Selected as the most appropriate wall functions for this case of flow for each turbulence model in the case of smooth walls

Model turbulence	$y^+ > 11$	$y^+ < 11$
kEpsilon	<i>nutkWallFunction</i> <i>kqrWallFunction</i> <i>epsilonWallFunction</i>	/
kOmegaSST	<i>nutUSpaldingWallFunction</i> <i>kqrWallFunction</i> <i>omegaWallFunction</i>	<i>nutUSpaldingWallFunction</i> <i>kqrWallFunction</i> <i>omegaWallFunction</i>
LES-Smagorinsky	<i>nutUSpaldingWallFunction</i>	/

Op.: znak »/« pomeni, da uporaba obravnavanega modela turbulence za obravnavan y^+ ni primerna

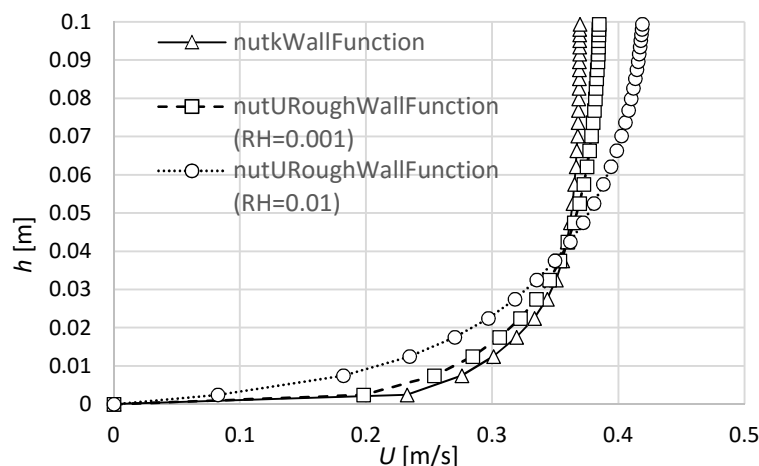
Preglednica 14: Izbrane najustreznejše stenske funkcije za obravnavano vrsto toka vode za posamezne modele turbulence v primeru hrapavih sten

Table 14: Selected as the most appropriate wall functions for this case of flow for each turbulence model in the case of rough walls

Model turbulence	$y^+ > 11$	$y^+ < 11$
kEpsilon	<i>nutURoughWallFunction</i> <i>kqrWallFunction</i> <i>epsilonWallFunction</i>	/
kOmegaSST	<i>nutURoughWallFunction</i> <i>kqrWallFunction</i> <i>omegaWallFunction</i>	<i>nutUSpaldingWallFunction</i> <i>kqrWallFunction</i> <i>omegaWallFunction</i>
LES-Smagorinsky	<i>nutURoughWallFunction</i>	/

Op.: znak »/« pomeni, da uporaba obravnavanega modela turbulence za obravnavan y^+ ni primerna

V tej fazi je bil analiziran tudi vpliv koeficienta v stenskih funkciji, ki vključuje vpliv hrapavosti stene. V OpenFOAM je ta koeficient poimenovan kot »roughnessHeight«, v nadaljevanju pa je zaradi poenostavitve zapisa obravnavan kot koeficient RH. Vpliv različnih vrednosti koeficienta na vertikalni hitrostni profil v obravnavanem 2D modelu toka po kanalu je prikazan na sliki 43.



Slika 43: Vertikalni hitrostni profili toka v kanalu dobljeni iz 2D numeričnega modela (kEpsilon) za stenske funkcije za gladko in hrapavo steno

Figure 43: Vertical velocity profiles in a flow channel obtained from the 2D numerical model (kEpsilon) with wallfunctions for smooth and rough walls

4.2.4 Uporabljene numerične sheme in algoritmi za reševanje LSE

Za časovne odvode je bila uporabljena implicitna Eulerjeva časovna shema. Za diskretizacijo krajevnih odvodov (divergence in gradienti spremenljivk) so bile uporabljene v glavnem t. i. omejene Gaussove linearne sheme (2. reda), ki z določenimi algoritmi omejijo divergence in gradiente spremenljivke (poimenovane kot »Gauss limitedLinear« sheme). S tako definiranimi shemami se je stabilnost izračunov izredno povečala v primerjavi z osnovnimi shemami, s tem pa je bilo mogoče uporabiti tudi večje časovne korake. V primeru izračunov z LES modelom turbulence so bile izbrane navadne linearne sheme, saj bi v nasprotnem primeru sheme, ki omejujejo gradiente in divergence, na izračune delovale kot neko dušenje fluktuacij, ki v primeru LES modela ne nastopijo zaradi nestabilnosti računa, ampak zaradi zmožnosti modeliranja dejanskih fluktuacij hitrosti in tlakov. Za interpolacijo in prenos vrednosti spremenljivk iz sredine celic na robne ploskve celic je bila uporabljena linearna interpolacija (2. reda). Za reševanje linearnega sistema enačb je bil izbran t. i. PCG za reševanje simetričnih in PbiCG za reševanje nesimetričnih matrik. Prav tako so bili uporabljeni t. i. relaksacijski faktorji, ki omejijo velikost spreminjanja spremenljivk v iteracijski metodi. Uporabljene so bile vrednosti 0,2 za vse spremenljivke (Hoseini in sod., 2013)

4.3 Rezultati numeričnega modela

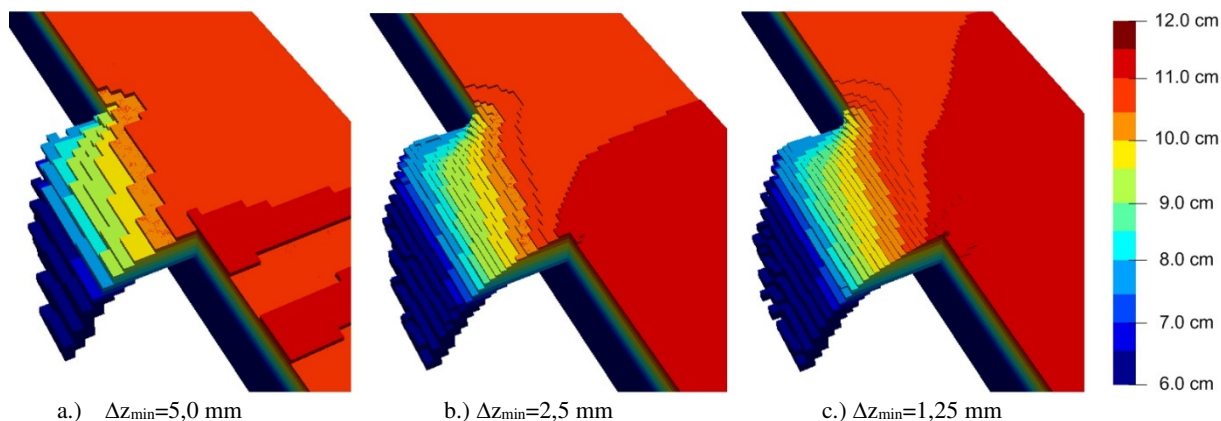
4.3.1 Vpliv gostote numerične mreže

Gostote numerične mreže lahko vpliva na rezultate na različne načine. V splošnem bi lahko vplive razdelili na 3 področja:

- vpliv na strižno hitrost in s tem na natančnost izračunanih hitrosti ob stenah,
- vpliv na natančnost definiranja medfazne površine (gladine),
- vpliv na hitrosti in tlake v notranjosti območja.

Vpliv na strižno hitrost in natančnost izračunanih hitrosti ob stenah je bila zaradi velikega števila primerov različnih kombinacij mreže, modelov turbulence in stenskih funkcij že analiziran v poglavju 5.2.3, na primeru 2D toka (tok v vzdolžni in vertikalni ravnini). Vpliv mreže na natančnost definiranja medfazne površine in na hitrosti v notranjosti območja pa je bil obravnavan na 3D primeru ene izmed številnih variant bočnega preliva z zaklopno zapornico, to je za varianto L20_dod_mer_Fi0.

Da bi lahko določili ustrezno gostoto numerične mreže za obravnavani hidravlični model bočnega preliva z zaklopno zapornico, ki bi dajala zadovoljive rezultate, obenem pa čim boljše ekonomičnost izračunov (čim krajši čas računanja), so bile za eno varianto analizirane tri različne numerične mreže. Mreže so prikazane in opisane v poglavju 4.2.1. Na naslednjih slikah so prikazane gladine za vse tri različno goste numerične mreže. Razvidno je nekoliko manjše razhajanje med rezultati za mrežo 1 in 2, medtem ko je razhajanje med rezultati za mrežo 2 in 3 že praktično zanemarljivo. Na sliki 44 so prikazani t. i. »surovi« rezultati, ki dajejo vrednosti v sredini vsake celice (»cell value«).



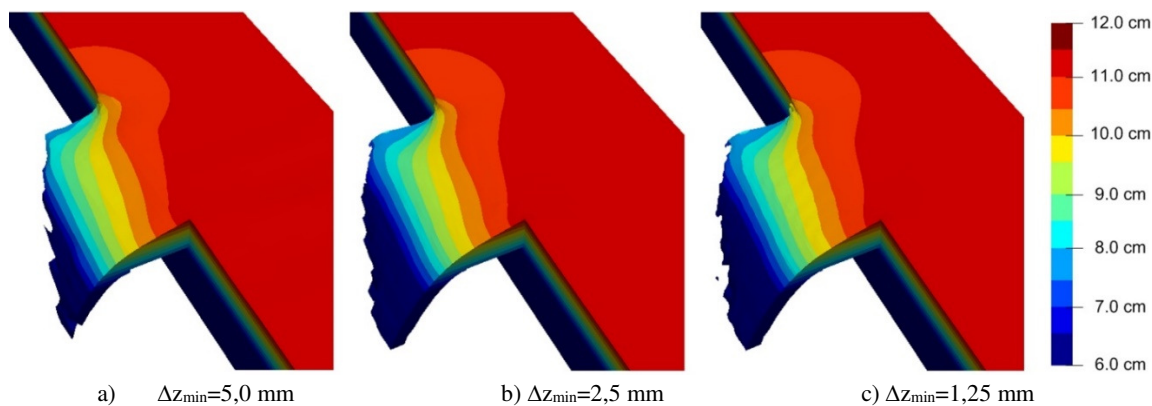
Slika 44: Izračunana gladina vode ($\alpha < 0,5$) za isto varianto z uporabo treh različno gostih numeričnih mrež (neobdelani rezultati: »cell value«)

Op.: z barvami so prikazane gladine

Figure 44: Calculated water level ($\alpha < 0.5$) for the same variant using three different numerical grids (rough results: »cell value«)

Note.: Colours represent the water levels

Program OpenFOAM vsebuje tudi funkcijo za interpolacijo oz. glajenje rezultatov, ki iz sredine celic interpolira vrednosti na željeno lokacijo. Takšen način se je izkazal kot učinkovit v primeru, če so celice že v osnovi dovolj zgoščene, kar je razvidno iz naslednje slike, ki prikazuje rezultate dobljene na osnovi interpoliranih vrednosti med središči celic za različne gostote celic.



Slika 45: Izračunana gladina vode ($\alpha > 0,5$) za isto varianto z uporabo treh različno gostih numeričnih mrež (obdelani rezultati – linearna interpolacija med celicami: »point value«)

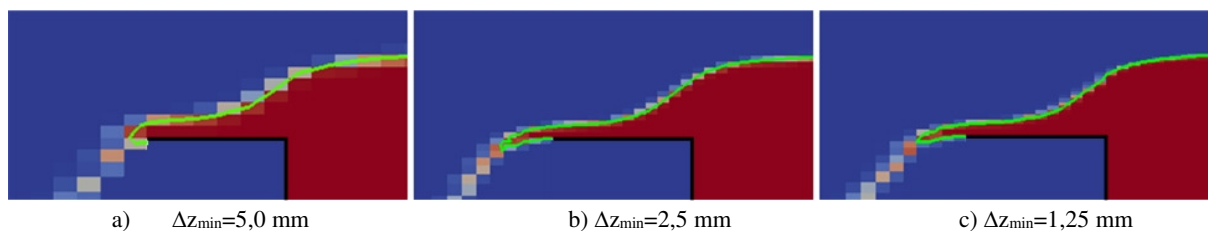
Op.: z barvami so prikazane gladine

Figure 45: Calculated water level ($\alpha > 0.5$) for the same variant using three different numerical grids (processed results - linear interpolation between the cells, »Point Value«)

Note.: Colours represent the water levels

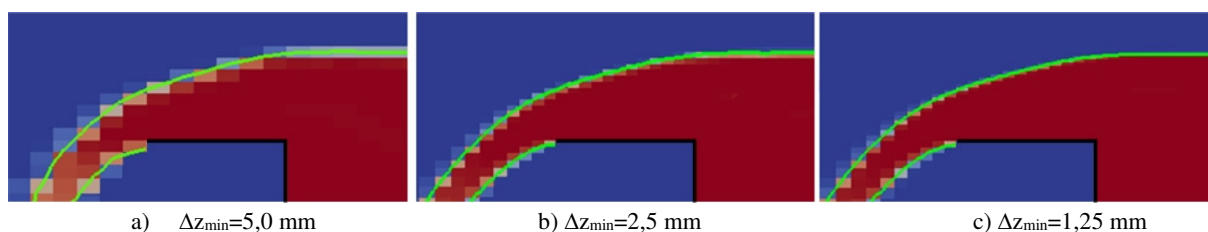
Razvidno je, da so si v tem primeru rezultati vseh treh mrež bistveno bolj podobni kot rezultati iz neinterpoliranih vrednosti. Na poljubno lokacijo interpolirana vrednost se v OpenFOAMu imenuje »point value«. Pri tem velja omeniti, da gre za linearno interpolacijo vrednosti spremenljivke med središči celic. Obravnavana funkcija je še posebej koristna v primeru določitve medfazne površine. Na lokaciji gladine se namreč vrednost indeksirne funkcije α razprši in obsega vrednosti od 0 do 1, kjer predstavlja vrednost 0 zrak, vrednost 1 pa vodo. Ker so celice večkrat precej večje od željene natančnosti izračunane gladine, se lahko z interpolacijo med središči celic določi medfazno površino. V praksi se v ta namen uporablja vrednost $\alpha=0,5$.

Slika 46 prikazuje prečne prereze rezultatov modela za obravnavano varianto L25_fi0_Fr1. Na slikah je podana porazdelitev vrednosti indeksirne funkcije α , kjer je $\alpha=0$ obarvana z modro ter $\alpha=1$ z rdečo. Vmesni odtenki predstavljajo razpršitev medfazne površine. Seveda ne gre za fizično razpršitev, ampak zgolj numerično. Z zeleno barvno je označena kontura, kjer je $\alpha=0,5$. Opazimo lahko, da tudi ta vrednost povsem zagotovo ne predstavlja točne lokacije proste gladine, saj zaradi razpršenosti na dolvodnem robu zapornice kontura gladine izgine. Le-to se lahko pojavi na lokacijah prostega preliva oz. razpršenega curka vode. V takšnih primerih je potrebno mrežo ustrezno zgostiti, uporabiti dinamično zgostitev ali pa drugo metodo (npr. level-set ...).



Slika 46: Izračunana porazdelitev indeksirne funkcije α po prečnem prerezu modela na lokaciji $x/L=0,25$ z uporabo treh različno gostih numeričnih mrež (z odtenki modre in rdeče so prikazani neobdelani rezultati: »cell value«, z zeleno linijo pa kontura obdelanih interpoliranih rezultatov »point value« pri vrednosti $\alpha=0,5$)

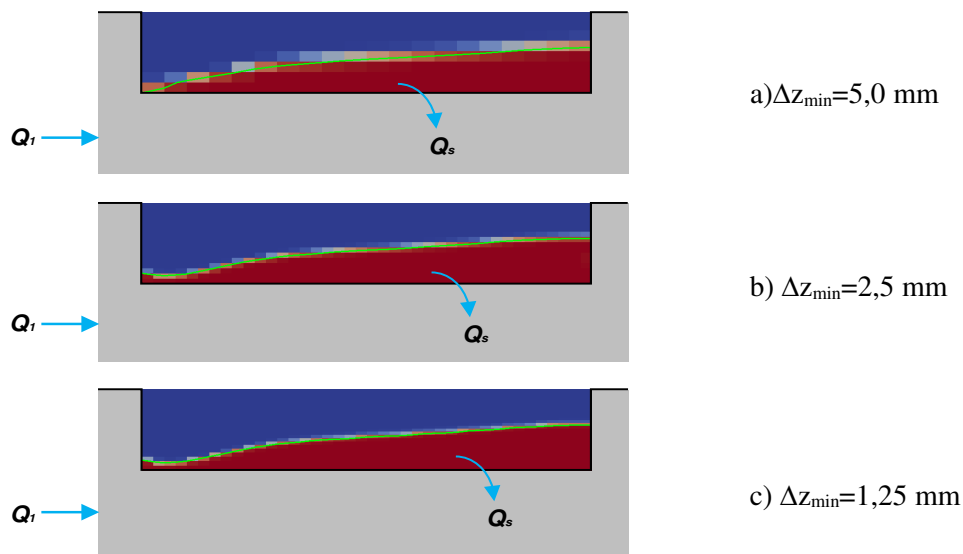
Figure 46: Calculated distribution of the indexing function across the cross-section of the model at the location $x/L = 0.25$ with three different numerical grids (with shades of blue and red are shown raw results: »cell value«, the green line represents the contour of processed interpolated results »point value« at the value $\alpha = 0.5$)



Slika 47: Izračunana porazdelitev indeksirne funkcije α po prečnem prerezu modela na lokaciji $x/L=0,75$ za isto varianto z uporabo treh različno gostih numeričnih mrež (z odtenki modre in rdeče so prikazani neobdelani rezultati: »cell value«, z zeleno linijo pa kontura obdelanih interpoliranih rezultatov »point value« pri vrednosti $\alpha=0,5$)

Figure 47: Calculated distribution of the indexing function across the cross-section of the model at the location $x/L = 0.75$ with three different numerical grids (with shades of blue and red are shown raw results: »cell value«, the green line represents the contour of processed interpolated results »point value« at the value $\alpha = 0.5$)

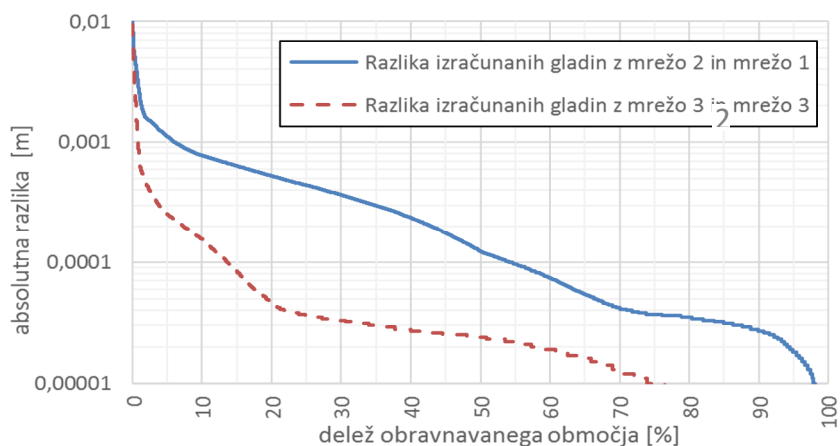
Slika 48 prikazuje porazdelitev indeksirne funkcije α v vzdolžnem prerezu, ki poteka po dolvodnem robu zapornice. Podobno kot na prejšnjih slikah je porazdelitev vrednosti α podana z odtenki rdeče in modre barve, kontura $\alpha=0,5$ pa je izrisana z zeleno linijo. Največja razpršenost vrednosti α se podobno kot v prejšnjih prerezih pojavi ob gladini pri rezultatih numerične mreže 1.



Slika 48: Izračunana porazdelitev indeksirne funkcije α po vzdolžnem prerezu modela na lokaciji $y/W = -1$ z uporabo treh različno gostih numeričnih mrež (z odtenki modre in rdeče so prikazani neobdelani rezultati: »cell value«, z zeleno linijo pa kontura obdelanih interpoliranih rezultatov »point value« pri vrednosti $\alpha=0,5$)

Figure 48: Calculated distribution of the indexing function across the cross-section of the model at the location $y/W = -1$ with three different numerical grids (with shades of blue and red are shown raw results: »cell value«, the green line represents the contour of processed interpolated results »point value« at the value $\alpha = 0.5$)

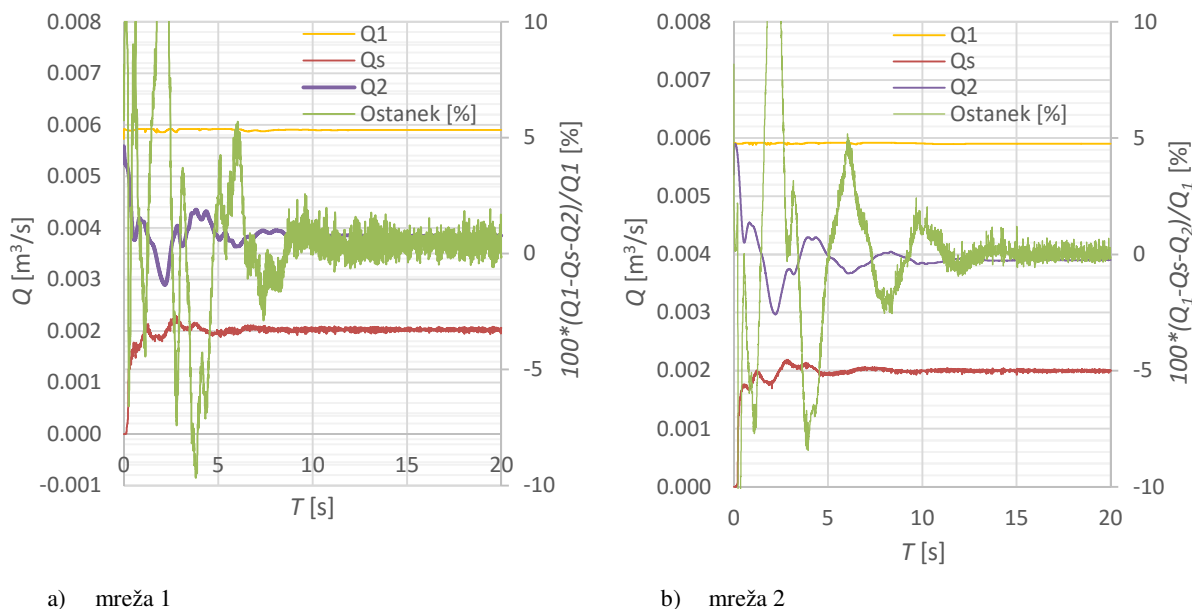
Že iz slik 46 do 48 je razvidno, da so razlike med rezultati z mrežo 1 in 2 bistveno večje kot razlike med rezultati z mrežo 2 in 3. Podobno je bilo ugotovljeno z numerično primerjavo vrednosti gladin na celotnem območju obravnavanega modela. Pri tem so bili rezultati interpolirani na skupno mrežo s celicami $\Delta x \cdot \Delta y = 2 \cdot 2$ mm. Vrednosti gladin so nato bile med seboj odštete, posebej za mrežo 1 in 2 in za mrežo 2 in 3. Iz slike 49 je razvidno, da so absolutne razlike med gladinami, dobljenimi z različnimi mrežami, relativno majhne. Tako je npr. med rezultati mreže 1 in 2 razlika 1mm na približno 5 % celotnega območja, med rezultati 2 in 3 pa na manj kot 1 % območja. Na 5 % obravnavanega območja pride med rezultati mreže 2 in 3 do razhanja večjega od 0,2 mm. Pri tem je treba poudariti, da pride do največjih razlik na območju prostega odliva preko zapornice, ki pa ni več bistven za potrebe te študije.



Slika 49: Razlika med gladinami izračunanimi z mrežo 1 in 2 ter 2 in 3

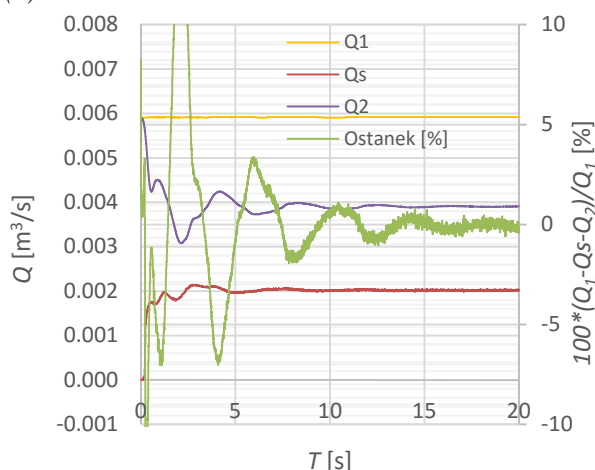
Figure 49: The difference between the water levels calculated with grid 1 and 2 and also between grid 2 and 3

Vpliv gostote numerične mreže se pozna tudi na količini vode, ki se prelije preko zapornice, saj ima gladina pri tem pomembno vlogo. Prav tako je nihanje pretoka, ki se prelije preko zapornice, zaradi numerične napake pri rezultatih z redkejšo mrežo večje. Večja je tudi napaka, ki nastane v ohranitvi mase, saj je razlika med vtočnimi in iztočnimi pretoki pri rezultatih z redkejšo mrežo večja. Sliki 50 in 51 prikazujeta vtočni pretok (Q_I), pretok preko zapornice (Q_s), pretok na iztoku glavnega kanala (Q_2) ter razliko med vtočnimi in iztočnimi pretoki v odstotkih ($100 \cdot (Q_I - Q_s - Q_2) / Q_I$).



Slika 50: Vtočni in iztočni pretoki ter njihova razlika zaradi napake numeričnega modela ob uporabi mreže 1 (a) in 2 (b)

Figure 50: The inflow and outlet flow rates and their difference due to an error of the numerical model, using the grid 1 (a) and 2 (b)

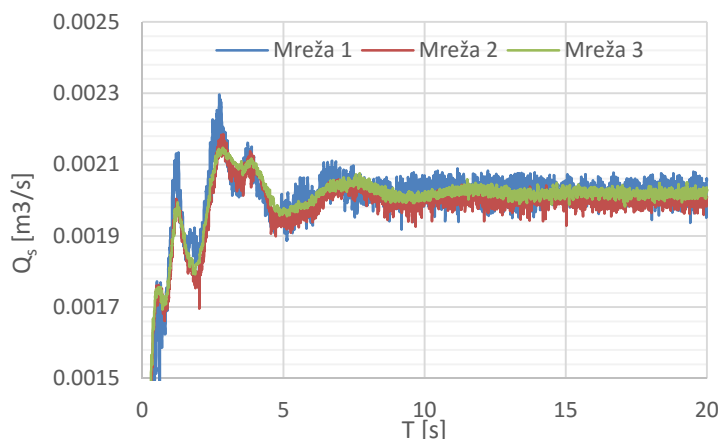


Slika 51: Vtočni in iztočni pretoki ter njihova razlika zaradi napake numeričnega modela ob uporabi mreže 3

Figure 51: The inflow and outlet flow rates and their differences due to an error of the numerical model, using the grid 3

Pri mreži 1 je povprečna razlika med vtočnimi in iztočnimi pretoki 0,7 %, pri mreži 2 je 0,4 % in pri mreži 3 znaša 0,3 %. Medtem ko le-ta pri mreži 1 niha ± 2 %, pri mreži 2 ± 1 % ter pri mreži 3 $< \pm 1$ %. Za čim natančnejšo določitev pretoka preko zapornice in pretoka na iztoku glavnega kanala je treba iz rezultatov izvednotiti povprečne pretoke zadnjih nekaj sekund simulacije. Na tak način se omenjena

napaka bistveno zmanjša, kot pa če bi pretoke iz vrednotili samo v enem časovnem koraku. Nihanje pretoka preko zapornice pri uporabi vseh treh numeričnih mrež je natančneje prikazano na sliki 52.

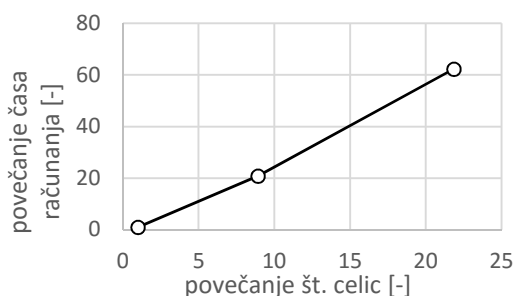


Slika 52: Pretok preko zapornice na bočnem prelivu, izračunan z uporabo različno gostih numeričnih mrež
Figure 52: The discharge over the gate on the side weir calculated with the use of three different dense numerical grids

Tako bi lahko ocenili, da je najustreznejša mreža (v primeru uporabe kEpsilon in kOmegaSST modelov turbulence) mreža 2, saj se rezultati bistveno ne razlikujejo od rezultatov, dobljenih z mrežo 3. Seveda bi bilo najustrezneje uporabiti čim gostejšo mrežo, pri tem pa je treba upoštevati še ekonomičnost izračunov oz. čas računanja, ki z večanjem števila celic strmo narašča. V splošnem bi lahko rekli, da je odvisnost med številom celic in časom računanja linearna, kar je razvidno iz slike 53. Naklon premice je odvisen od zmogljivosti procesorja oz. vseh ostalih komponent računalnika. Odvisnost med številom celic in časom računanja je v primeru multiprocesiranja odvisna seveda tudi od števila procesorjev.

Mreža 2 je bila kot najustreznejša izbrana tudi zato, ker je čas izračuna ene variante modela bočnega preлива z zapornico še v obvladljivem območju (ca. 5 do 10 h na 8-jedrnem PC-ju, odvisno od variante), medtem ko je mreža 3 za hidravlično analizo, kjer je treba obravnavati relativno veliko variant, precej nepraktična.

mreža		mreža 1	mreža 2	mreža 3
št. celic		49300	439880	1077494
Ts (čas simulacije)	[s]	20	20	20
Tr (čas računanja)	[s]	946	19726	58934
	[h]	0,3	5,5	16,4



Slika 53: Časi računanja za različno goste numerične mreže
Figure 53: Calculation times for the different numerical grids

Zaradi pogojev ustrezne mreže v primeru LES modela turbulence, ki so podrobneje obravnavani v poglavju 4.2.1, pa je bila za variante, kjer je bil uporabljen LES model s Smagorinskyjevim pod mrežnim modelom turbulence, uporabljena še gostejša mreža od mreže 3. Zaradi dolgotrajnosti izračunov pa so bili le-ti izvajani na superračunalniku HPC Prelog, na Fakulteti za strojništvo, Univerzi v Ljubljani, kjer je bilo za izračune uporabljenih med 36 do 84 procesorjev (odvisno od primera).

4.3.2 Primerjava z meritvami

Za primerjavo in verifikacijo numeričnega modela z meritvami so bili narejeni izračuni za vseh 7 variant z enako prelivno višino h_1 , Froudeovim številom F_1 ter geometrijskimi karakteristikami (L , B , W) ter drugačnimi vrednostmi za kot odprtja zapornice φ (to so variante za »dodatne meritve«, opisane v poglavju 3.2). Prav tako so bili narejeni izračuni še za nekatere variante s fiksno zaježno gladino v glavnem kanalu. Za vsako varianto so bili uporabljeni trije različni modeli turbulence, in sicer kEpsilon, kOmegaSST in LES s Smagorinskyjevim pod mrežnim modelom.

V nadaljevanju je podana primerjava med rezultati numeričnih modelov in meritvami na fizičnem modelu. Analiziran je bil tudi vpliv različnih stenskih funkcij in koeficientov, ki se pojavljajo v stenskih funkcijah za hrapave stene. Tako so bili numerični modeli tudi umerjeni glede na meritve hitrosti in pretokov.

4.3.2.1 Vpliv hrapavosti – podrobnejša analiza variante

Ker je bil numerični model izdelan za primerjavo s fizičnim modelom, je bilo treba ustrezno zajeti tudi vpliv hrapavosti sten. Le-ta lahko sega tudi na notranje območje toka in ne samo na bližnje območje stene. Pri tem je treba poudariti, da lahko ima še tako majhna fizična hrapavost relativno velik vpliv na hitrosti znotraj območja toka. V sklopu numerične analize je bilo ugotovljeno, da ima v primeru obravnavanih variant toka preko zaklopne zapornice na bočnem prelivu hrapavost sten pomemben vpliv na vertikalno in horizontalno porazdelitev hitrosti tako v kanalu kot tudi na območju zapornice.

V analizi vpliva hrapavosti sten oz. vpliva numeričnih parametrov, ki imajo podoben vpliv kot dejanska fizična hrapavost na tok vode v notranjosti območja, so bile uporabljene stenske funkcije, ki so se izkazale kot najustreznejše za primer izbrane gostote numerične mreže ob stenah. Po primerjavi izračunane in izmerjene vertikalne porazdelitve vzdolžnih hitrosti na različnih lokacijah glavnega kanala je bilo ugotovljeno, da dajejo stenske funkcije za gladke stene bistveno večje hitrosti na bližnjem območju sten. Tako so bile obravnavane še stenske funkcije za hrapave stene, kjer so bili koeficienti, ki obravnavajo hrapavost stene in se pojavljajo v stenski funkciji, umerjeni glede na meritve hitrosti. Ker je bilo ugotovljeno, da ima hrapavost sten nek vpliv tudi na prerazporeditev pretoka med kanalom in bočnim prelivom, so bili omenjeni koeficienti umerjeni tudi na meritve pretokov. Pri tem je treba poudariti, da ni bil namen umerjanja, da bi rezultati numeričnega modela pri vsaki varianti 100 % izkazovali izmerjene vrednosti ne glede na raznolikost tako določenih koeficientov, ampak je bil namen določiti neko konstantno vrednost koeficientov, s katerimi bi se vsem izmerjenim variantam najbolje približali. Tako dobljena vrednost je precej bolj praktična za uporabo, seveda ob predpostavki, da odstopanja od izmerjenih količin niso prevelika. Numerični model bi namreč lahko umerili za vsako varianto posebej, pri tem bi se sicer rezultati numerične in eksperimentalne analize posamično boljše ujemali, v umerjenih modelih pa bi bila vključena tudi napaka meritev.

Hrapavost stene vpliva na strižno silo in s tem strižno hitrost ob steni, le-ta pa je seveda zraven fizične hrapavosti stene odvisna tudi od vrste toka in v primeru numerične analize od gostote numerične mreže oz. od razdalje med steno in središčem prve celice ob steni. Tako bi različne vrednosti koeficientov hrapavosti, ki so zajeti v stenskih funkcijah za različne variante bile sicer teoretično ustrezne, glede na ugotovitev, da se vrednosti koeficientov glede na različne variante in različne hidravlične razmere (npr. različni Fr in Re) in glede na modele turbulence bistveno ne spreminjajo, pa so vseeno bile izbrane enake vrednosti za vse variante. S tem je podan tudi rang vrednosti obravnavanih koeficientov za

nadaljnje analize in študije drugih avtorjev, ki bodo obravnavali podobno vrsto toka (tok v kanalu), še posebej v primeru, ko meritve ne bodo na razpolago.

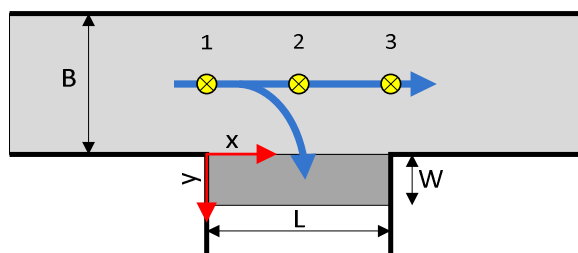
Hrapavost sten nima bistvenega vpliva na gladine v kanalu, saj so le-te v glavnem pogojene od spodnjega robnega pogoja (zaježbe). Razlika med gladino na lokaciji gorvodno in dolvodno od bočnega preliva je ranga 1–2 mm. Zato ob umerjanju numeričnih modelov izmerjene gladine niso bile zelo pomembne. Seveda pa so bile z numeričnim modelom izračunane gladine verificirane s pomočjo izmerjenih. Pri tem so najbolj zanimive gladine na območju zapornice, kjer je prisotna kontrakcija curka vode.

Zaradi dolgotrajnih izračunov numeričnega modela je bila podrobnejša analiza vpliva hrapavosti na hidravlične razmere izdelana samo za varianto L20_fi0_F2. Varianta je bila izbrana zato, ker je za pričakovati, da bo imela hrapavost sten pri varianti s spuščeno zapornico ($\varphi=0^\circ$) največji vpliv na tokovne razmere (največje hitrosti ob zapornici se pojavijo v primeru, ko je $\varphi=0^\circ$). Umerjeni koeficienti, ki obravnavajo hrapavost v numeričnem modelu, so bili nato verificirani še na ostalih variantah.

Stenska funkcija `nutURoughWallFunction`, kot je poimenovana v programu OpenFOAM, vključuje konstanto, poimenovano »roughnessHeight« (v nadaljevanju RH). Treba je poudariti, da ne gre za popolnoma fizično konstanto (npr. tehnična višina hrap na steni), ampak za neko numerično vrednost hidravlične hrapavosti, ki lahko ima tudi v primeru enake fizične hrapavosti in drugačnih hidravličnih razmerah ter gostoti mreže lahko različno vrednost. Da bi določili okvirno vrednost RH je bila izdelana podrobnejša analiza njenega vpliva na tokovne razmere v notranjosti toka. Tako so bile za varianto, kjer je zapornica popolnoma odprta ($\varphi=0^\circ$) in srednje dolžine ($L=0,2$ m), Froudovo število pa ima neke srednje vrednosti od vseh izmerjenih variant, opravljeni izračuni s 3D numeričnim modelom, v katerem so bile uporabljene različne vrednosti RH ter različni modeli turbulence, saj lahko ima stenska funkcija z izbranim RH pri različnih modelih turbulence drugačen vpliv na tokovne razmere. Izračuni so bili opravljeni za naslednje vrednosti RH: 0,0001, 0,0005, 0,001, 0,002 ter 0,005. Prav tako je bil za primerjavo opravljen še izračun z uporabo stenske funkcije za gladko steno `nutUSpaldingWallFunction`, ki je zaradi `kOmegaSST` modela turbulence bila v poglavju 4.2.3 izbrana kot najustreznejša za primer gladkih sten.

Na podlagi izračunov so bili izdelani vertikalni profili vzdolžnih hitrosti po sredini kanala, kjer so bile opravljene tudi meritve hitrosti z vizualizacijsko metodo (ravnina F2, ki je prikazana na sliki 18). Slike 55 do 60 prikazujejo vertikalne profile vzdolžnih hitrosti na različnih lokacijah kanala. Za primerjavo so na grafih podani tudi vertikalni profili vzdolžnih hitrosti, ki so bili določeni iz opravljenih meritev hitrosti z vizualizacijsko metodo. Pri tem predstavlja črna linija hitrosti, dobljene na osnovi meritev v vertikalni ravnini F2, medtem ko so točkovno (črni križci) podane še vrednosti hitrosti dobljene iz meritev horizontalnih ravnin (t. j. ravnin A, B, C, D in E). Lokacije vertikalnih profilov (oz. osi), v katerih so podane primerjave vzdolžnih hitrosti, so prikazane na sliki 54.

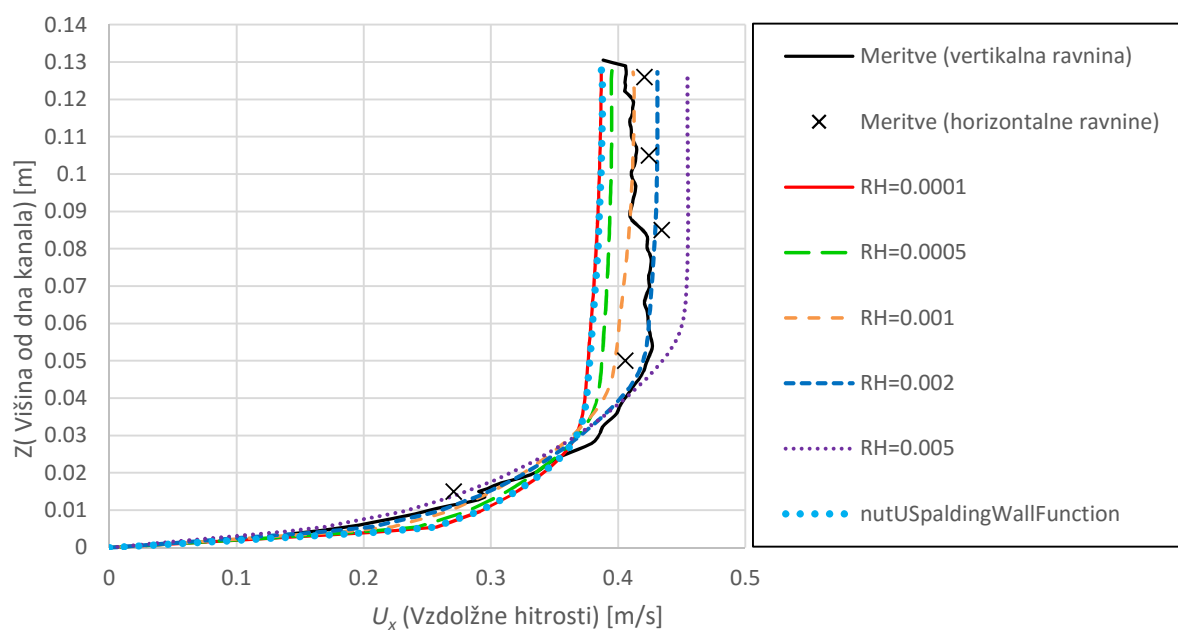
Slika 55 podaja primerjavo vertikalnih profilov vzdolžnih hitrosti dobljenih iz meritev in izračunov numeričnega modela s `kEpsilon` modelom turbulence in različnimi vrednostmi RH. Vertikalni profil je podan na gorvodnem robu bočnega preliva, v sredini kanala (t. j. lokacija $x/L=0$, $y/B=0$).



Slika 54: Lokacije vertikalnih osi (rumene točke) za primerjavo vertikalne porazdelitve vzdolžnih hitrosti za rezultate meritev in numeričnih modelov

Figure 54: Locations of vertical axis (yellow points) for the comparison of the vertical distribution of longitudinal velocity for the results of measurements and numerical models

Zaradi lažje primerjave izmerjenih in s pomočjo kEpsilon modela turbulence dobljenih hitrosti so bile izmerjene hitrosti povprečene preko približno 600 slik, kar ustreza pri frekvenci kamere 300 slik/s, čas povprečenja 2 s. Na tak način je primerjava hitrosti z rezultati numerike bolj ustrezna, saj vključujejo rezultati numeričnega modela s kEpsilon modelom turbulence prav tako po času povprečene hitrosti. Seveda je pri tem mišljeno povprečenje zaradi fluktuacij hitrosti, ki se v naravi pojavijo v turbulentnem toku. Slika 55 prikazuje izmerjene in s kEpsilon modelom turbulence izračunane vzdolžne hitrosti v vertikalni osi 1.



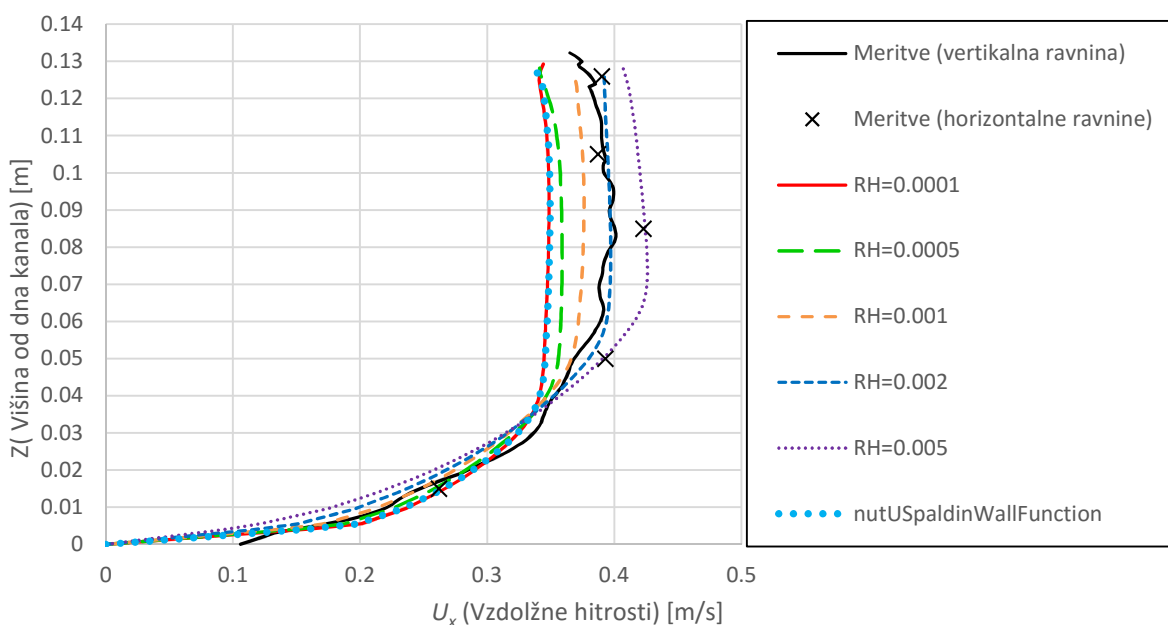
Slika 55: S pomočjo vizualizacijske metode dobljeni (meritve) ter z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon modela turbulence izračunani vertikalni profili vzdolžnih hitrosti U_x za različne primere stenskih funkcij in koeficienta RH (lokacija vertikalnega profila 1: $x/L=0$, $y/B=-0,5$)

Figure 55: With the help of the visualization method obtained (measurements) and with the numerical model and the kEpsilon turbulence model calculated vertical profiles of the longitudinal velocity U_x for various types of wall functions and the coefficient RH (the location of the vertical profile 1: $x/L = 0$, $y/B = -0.5$)

Iz slike 55 je razvidno, da se hitrosti, dobljene iz meritev, v vertikalni ravnini F2 dobro ujemajo s hitrostmi, dobljenimi iz meritev v horizontalnih ravninah, saj se med seboj v povprečju razlikujejo za manj kot 5 %. Prav tako pa je razvidno dobro ujemanje med izmerjenimi in izračunanimi hitrostmi z

uporabo vrednosti $RH=0,002$, kjer je povprečno odstopanje od izmerjenih hitrosti v vertikalni ravnini manjše od 4 %. Oboje še posebej dobro sovпада v obstenskem območju (ob dnu), kjer izračunan vertikalni profil hitrosti skoraj povsem ustreza izmerjenemu. Razvidno je tudi zmanjšanje hitrosti ob steni pri večjih vrednostih ($RH=0,005$) in povečanje hitrosti ob steni pri manjših RH ($RH=0,0001$ do $0,001$). Zaradi hrapavosti vertikalnih sten se pri večji hrapavosti hitrosti v toku od sredine kanala (gledano po vertikali) do gladine povečajo, saj je vtočni pretok pri vseh variantah, ki so prikazane na grafu, enak. Da se ohranja enak pretok, se morajo v primeru večje »hrapavosti« tako zaradi zmanjšanih vrednosti hitrosti ob dnu kanala le-te v sredini toka povečati. Ravno obratno se zgodi pri nizkih vrednostih RH .

Podobno lahko ugotovimo iz primerjave izmerjene porazdelitve vzdolžnih hitrosti v vertikalni osi 2 (lokacija $x/L=0,5$, $y/B=-0,5$) in izračunanih, ki so prikazane na sliki 56. Ujemanje med izmerjenimi in izračunanimi je pri vrednosti $RH=0,002$ zelo dobro, saj je povprečno odstopanje s hitrostmi, dobljenimi iz meritev v vertikalni ravnini F2, manjše od 3 %.

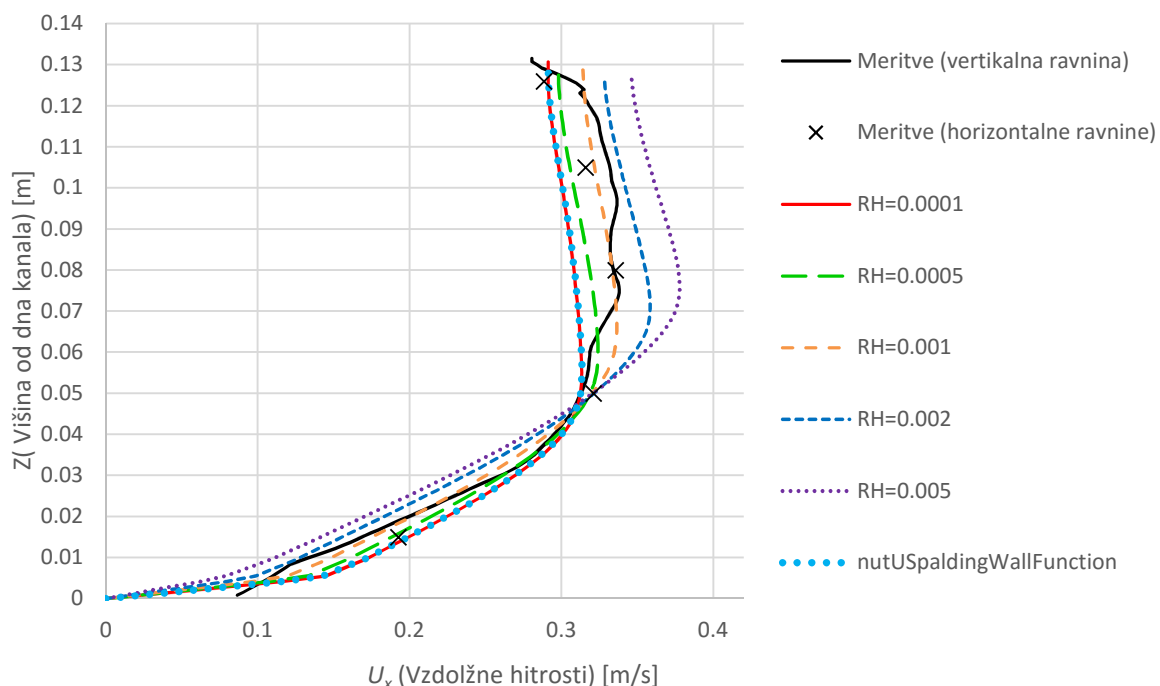


Slika 56: S pomočjo vizualizacijske metode dobljeni (meritve) ter z numeričnim modelom in uporabo $kEpsilon$ modela turbulence izračunani vertikalni profili vzdolžnih hitrosti U_x za različne primere stenskih funkcij in koeficienta RH (lokacija vertikalnega profila 2: $x/L=0,5$, $y/B=-0,5$)

Figure 56: With the help of the visualization method obtained (measurements) and with the numerical model and the $kEpsilon$ turbulence model calculated vertical profiles of the longitudinal velocity U_x for various types of wall functions and the coefficient RH (the location of the vertical profile 2: $x/L=0,5$, $y/B=-0,5$)

Najboljše ujemanje med izmerjenimi in izračunanimi vzdolžnimi hitrostmi na lokaciji vertikalne osi 3 (lokacija $x/L=1$, $y/B=-0,5$) je za razliko od vertikalne osi 1 in 2 pri koeficientu $RH=0,001$. Vseeno lahko v celoti povzamemo, da je vrednost koeficienta RH , ki ustreza hrapavosti fizičnega modela, na katerih so bile opravljene meritve enaka $0,002$, kjer je sicer v osi 3 odstopanje vzdolžnih hitrosti od izmerjenih ponekod okrog 6–7 %, vendar je treba poudariti, da so gorvodne lokacije (predvsem os 1) precej bolj primerne za umerjanje koeficienta RH , saj je tam tok še najbolj enakomeren, medtem ko je na dolvodnih lokacijah (predvsem os 3) tok vode tudi v bližini dna in sten v glavnem pogojen s tokovnimi razmerami na bočnem prelivu. Na porazdelitev vzdolžnih hitrosti v osi 3 tako vpliva že več dejavnikov, kot je npr. izbrani model turbulence. Prav tako je bilo v nadaljevanju ugotovljeno, da daje numerični model s

kEpsilon modelom turbulence z vrednostjo $RH=0,002$ povprečno najboljše rezultate za vse obravnavane variante, kar izkazuje najmanjše odstopanje pretoka, ki se v posameznih variantah odlije preko zapornice na bočnem prelivu.

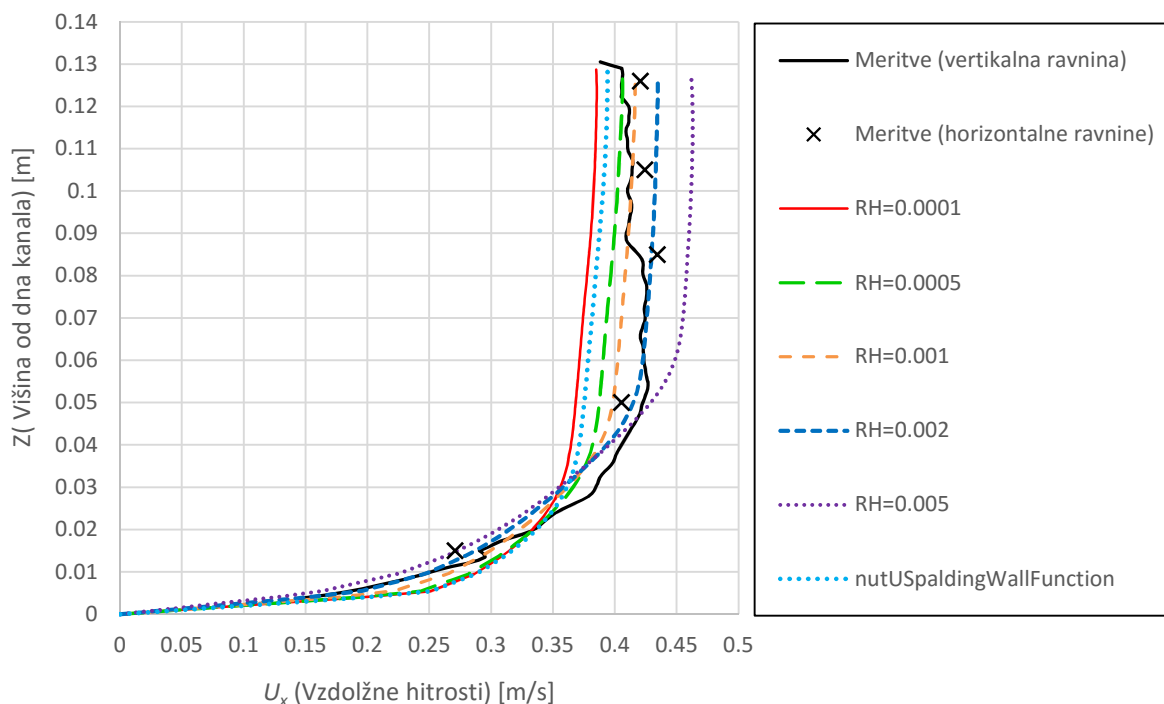


Slika 57: S pomočjo vizualizacijske metode dobljeni (meritve) ter z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon modela turbulence izračunani vertikalni profili vzdolžnih hitrosti U_x za različne primere stenskih funkcij in koeficienta RH (lokacija vertikalnega profila 3: $x/L=1$, $y/B=-0,5$)

Figure 57: With the help of the visualization method obtained (measurements) and with the numerical model and the kEpsilon turbulence model calculated vertical profiles of the longitudinal velocity U_x for various types of wall functions and the coefficient RH (the location of the vertical profile 3: $x/L=1$, $y/B=-0.5$)

Podobno kot za primer uporabe kEpsilon modela turbulence so bili iz rezultatov numeričnega modela in uporabo kOmegaSST modela turbulence iz vrednotene vzdolžne hitrosti v vertikalnih oseh 1, 2 in 3 za različne vrednosti koeficienta RH . Iz slike 58 in 59 lahko ugotovimo, da je ujemanje izračunanih vzdolžnih hitrosti z izmerjenimi v osi 1 zelo dobro v primeru uporabe vrednosti $RH=0,002$, podobno kot pri uporabi kEpsilon modela turbulence. Odstopanje od meritev je v tem primeru zelo podobno oz. skoraj enako kot v primeru kEpsilon modela turbulence. Z razliko od kEpsilon modela turbulence je v primeru uporabe kOmegaSST razlika med hitrostmi, izračunanimi z uporabo vrednosti $RH=0,0001$ in uporabo stenske funkcije za gladke stene (nutUSpaldingWallFunction), nekoliko večje. In sicer so hitrosti pri uporabi zelo nizke vrednosti RH nekoliko manjše od hitrosti, dobljene s stensko funkcijo za gladke stene. Seveda ima v tem primeru nekakšen vpliv tudi t. i. koeficient E , ki je vključen v stensko funkcijo za gladke stene, vendar ima bistveno manjši vpliv na hitrosti ob steni kot koeficient RH v primeru uporabe stenske funkcije za hrapave stene. Tako bi se najverjetneje z uporabo manjše vrednosti za E bolj približali hitrostim, ki so bile izračunane z zelo nizko vrednostjo RH (npr. 0,0001).

Iz slike 59 lahko ugotovimo, da je ujemanje med izračunanimi (kOmegaSST) in izmerjenimi hitrostmi v osi 2 (to je lokacija $x/L=0,5$ in $y/B=-0,5$) najboljše v primeru uporabe vrednosti $RH=0,001$ ali $RH=0,002$. Izračunana vertikalna profila hitrosti se v obeh primerih dovolj dobro ujameta z meritvami, glede na to, da je že merilna negotovost (npr. razlika med hitrostmi dobljenimi iz vertikalne ravnine F2 in horizontalnih ravnin) ranga 5 %.

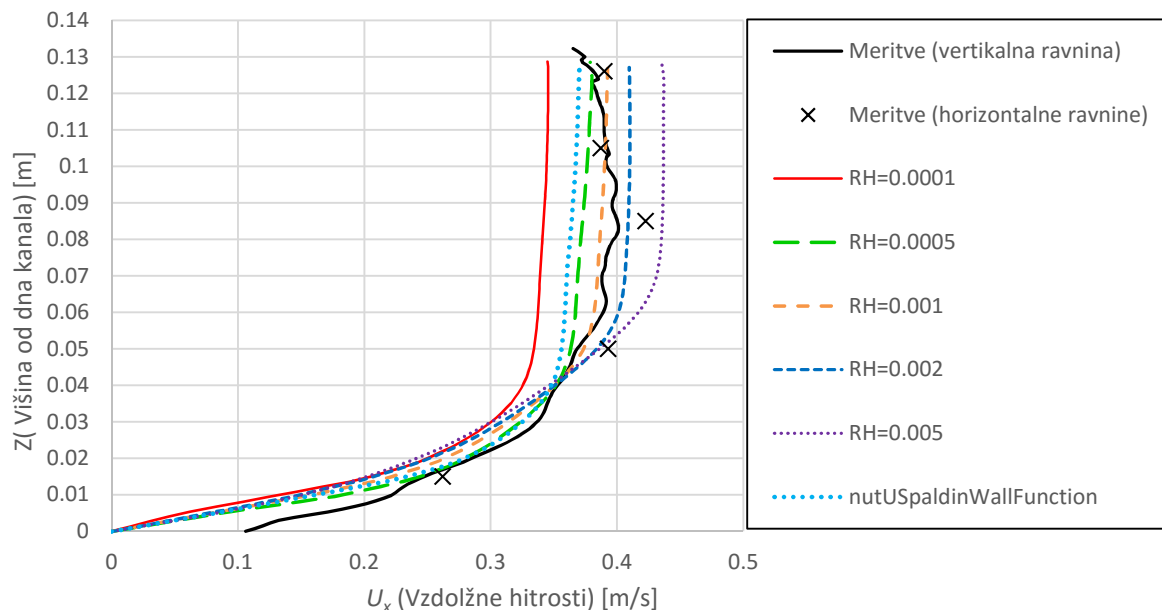


Slika 58: S pomočjo vizualizacijske metode dobljeni (meritve) ter z numeričnim modelom in uporabo kOmegaSST modela turbulence izračunani vertikalni profili vzdolžnih hitrosti U_x za različne primere stenskih funkcij in koeficienta RH (lokacija vertikalnega profila 1: $x/L=0$, $y/B=-0,5$)

Figure 58: With the help of the visualization method obtained (measurements) and with the numerical model and the kOmegaSST turbulence model calculated vertical profiles of the longitudinal velocity U_x for various types of wall functions and the coefficient RH (the location of the vertical profile 1: $x/L = 0$, $y/B = -0.5$)

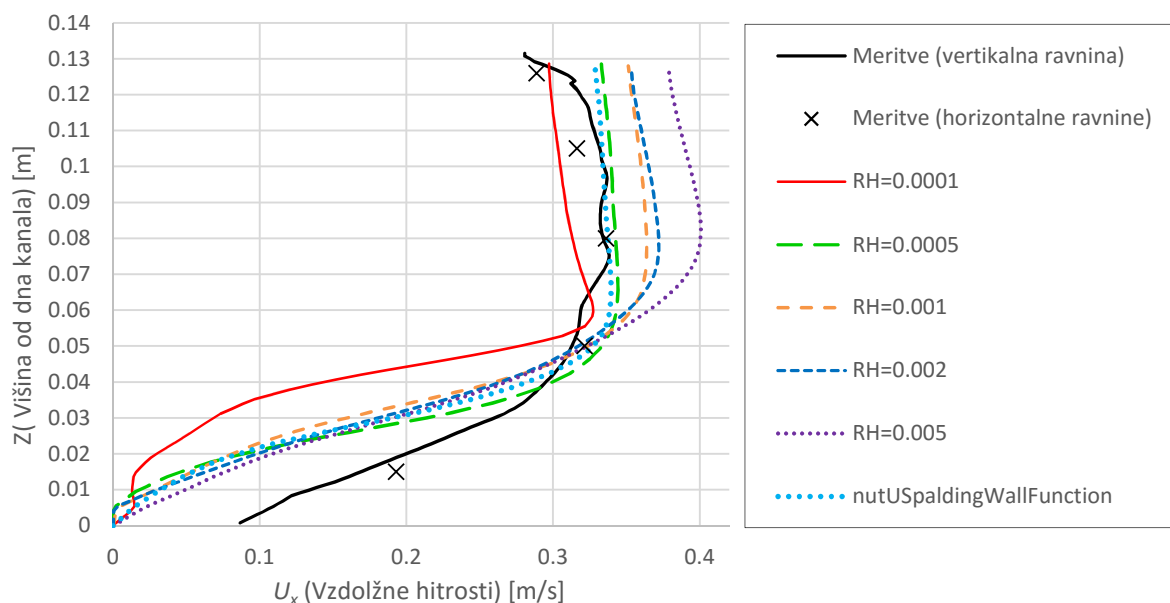
Prav tako lahko opazimo iz slike 59 še večje razhajanje med vzdolžnimi hitrostmi v osi 2, dobljenimi z numeričnim modelom (kOmegaSST) ob uporabi stenske funkcije za hrapave stene in uporabo zelo nizke vrednosti RH (npr 0,0001) ter uporabi stenske funkcije za gladke stene (nutUSpaldingWallFuntcion). Iz tega bi lahko sklepali, da je kOmegaSST model turbulence bolj občutljiv na vrednost RH.

Slika 60 prikazuje vzdolžne hitrosti v osi 3 ob uporabi kOmegaSST modela turbulence ter uporabi različnih vrednosti RH. Razvidno je, da se izračunane hitrosti nekoliko slabše ujemajo (neodvisno od vrednosti RH) z izmerjenimi kot pa v primeru kEpsilon modela turbulence. Pri uporabi vrednosti RH=0,002 je odstopanje v zgornjem delu (t. j. na višini višji od 7 cm) ranga +10 %, v spodnjem delu (t. j. na višini manjši od 3 cm) pa še več. Pri tem je treba upoštevati dejstvo, da so hitrosti ob steni bistveno manjše kot v notranjosti toka, s tem pa je relativna napaka ob isti absolutni razliki hitrosti, bistveno večja. Kljub odstopanju bi lahko povzeli, da daje kOmegaSST o uporabi stenske funkcije za hrapave stene in z vrednostjo RH=0,002 dobre rezultate (sploh v osi 1 in 2) glede na izmerjene hitrosti. Pri vsem tem je namreč treba upoštevati še negotovost meritev. Ocenjena povprečna merilna negotovost meritev hitrostnih polj z vizualizacijsko metodo je 5 % (Bajcar in sod., 2009), seveda pa je negotovost v nekaterih primerih lahko tudi večja.



Slika 59: S pomočjo vizualizacijske metode dobljeni vertikalni profil vzdolžnih hitrosti U_x (Meritve) ter z numeričnim modelom in uporabo kOmegaSST modela turbulence izračunani vertikalni profili vzdolžnih hitrosti U_x za različne primere stenskih funkcij in koeficienta RH (lokacija vertikalnega profila 2: $x/L=0,5$, $y/B=-0,5$)

Figure 59: With the help of the visualization method obtained (measurements) and with the numerical model and the kOmegaSST turbulence model calculated vertical profiles of the longitudinal velocity U_x for various types of wall functions and the coefficient RH (the location of the vertical profile 2: $x/L=0.5$, $y/B=-0.5$)



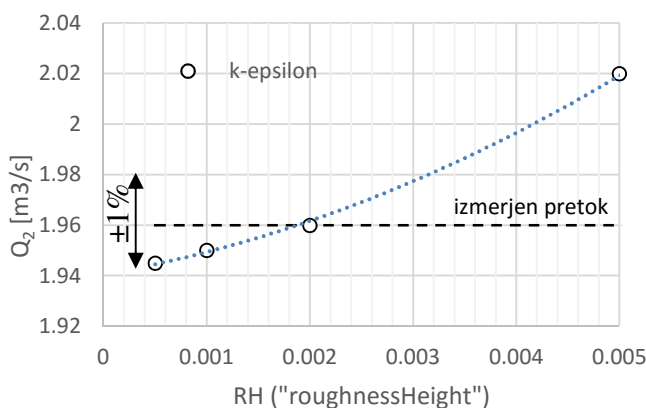
Slika 60: S pomočjo vizualizacijske metode dobljeni vertikalni profil vzdolžnih hitrosti U_x (Meritve) ter z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon modela turbulence izračunani vertikalni profili vzdolžnih hitrosti U_x za različne primere stenskih funkcij in koeficienta RH (lokacija vertikalnega profila 3: $x/L=1$, $y/B=-0,5$)

Figure 60: With the help of the visualization method obtained (measurements) and with the numerical model and the kEpsilon turbulence model calculated vertical profiles of the longitudinal velocity U_x for various types of wall functions and the coefficient RH (the location of the vertical profile 3: $x/L=1$, $y/B=-0.5$)

Tako bi lahko povzeli, da je najustreznejša vrednost $RH=0,002$, čeprav je odstopanje v osi 3 pri obeh modelih nekoliko večje kot pa v primeru uporabe manjših RH vrednosti. Odstopanje je namreč posledica natančnosti modela turbulence in ne toliko hrapavosti stene, saj ima na tem območju prelivanje čez bočni preliv in zapornico precej pomemben vpliv na tokovne razmere tudi v sredini kanala.

Na to nakazujejo tudi izračuni za ostale variante modela z zaklopo zapornico na bočnem prelivu. Tako je v nekaterih primerih bilo ugotovljeno, da je ujemanje med izmerjenimi in izračunanimi hitrostmi boljše v primeru višjih, v določenih primerih pa nižjih vrednosti RH , v splošnem pa bi lahko povzeli, da je povprečno ujemanje najboljše v primeru $RH=0,002$. Ocenjena vrednost $RH=0,002$ je bila v nadaljevanju še verificirana s pomočjo meritev gladin in pretokov za ostale variante.

Vpliv vrednosti RH se pozna tudi na porazdelitvi pretoka, ki teče po kanalu in pretoka, ki se odlije preko zapornice. Slika 61 prikazuje primer umerjanja koeficienta RH na osnovi meritev pretokov. Slika 61 kaže rezultate za varianto L25_p7.5_Fr1_Fi0, kjer se vrednost pretoka na iztoku kanala Q_2 s spremembo vrednosti RH iz 0,0001 na 0,005 spremeni za 3,8 %. Podoben rang vpliva koeficienta RH na izračunane pretoke je bil ugotovljen tudi pri drugih variantah.



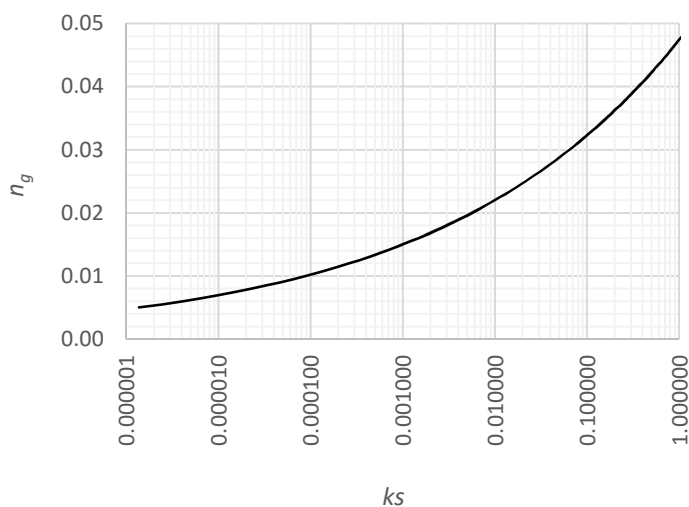
Slika 61: Vpliv koeficienta RH (»roughnessHeight«) na pretok preko zapornice za varianto L25_p7.5_Fr1_Fi0
Figure 61: The impact of the coefficient RH (»roughnessHeight«) on the discharge over the gate for the variant L25_p7.5_Fr1_Fi0

Treba je poudariti, da gre pri konstanti RH za numerično konstanto in ne za fizikalno določljivo konstanto, čeprav so podane neke splošne smernice za določitev njene vrednosti, ki pa se v glavnem nanašajo na modeliranje v aerodinamiki in za primere toka zraka preko večjih objektov (kot so npr. hiše, gozdovi itd.). RH vpliva na strižne hitrosti ob steni, ki pa so odvisne tudi od gostote numerične mreže ob steni in hidravličnih razmer (npr. Froudeovega in Reynoldsovega števila). Tako bi konstanto v teoriji morali zmeraj umeriti glede na meritve hitrosti, gladin, pretokov in seveda tudi glede na gostoto mreže (oz. bi v postopku umerjanja morali analizirati tudi različno gostoto mreže ob steni) in karakteristike toka. Seveda je takšen postopek precej zamuden in nepraktičen, še posebej v primeru, ko z meritvami ne razpolagamo. V ta namen je konstanta v stenski funkciji empirično povezana s t. i. nadomestno hrapavostjo peska (angl. »sand roughness«). Le-to pa lahko spet preko empiričnih enačb povežemo z bolj poznanim Manningovim koeficientom hrapavosti n_g . Iz numeričnih eksperimentov in literature lahko ugotovimo, da je ob upoštevanju vrednosti ostalih koeficientov v obravnavani stenski funkciji za hrapave stene 1 (»roughnessConstant« in »roughnesFactor) RH približno enak k_s . Tako lahko preko različnih empiričnih enačb pridemo do zveze med obravnavanimi koeficientom RH in Manningovim koeficientom hrapavosti (Marriot, 2010):

$$RH \approx k_s = 21.1^6 / k_{st}^6, \quad n_g = 1/k_{st}, \quad (78)$$

$$RH \approx 21.1^6 \cdot n_g^6. \quad (79)$$

Pri tem je treba poudariti, da gre v primeru »enačbe« (78) samo za nek približek, še posebej zato, ker je vrednost RH v posameznih primerih odvisna še od vrste drugih dejavnikov (kot je npr. gostota numerične mreže ob steni ter Froudeovo in Reynoldsovo število). V splošnem pa lahko ugotovimo, da npr. vrednosti RH=0,001 in RH=0,002, za kateri smo pokazali, da je ujemanje med numeričnimi izračuni in meritvami najustreznejše, nekje ekvivalentna vrednostim Manningovega koeficienta hrapavosti $n_g=0,015$ in $n_g=0,017$.



Slika 62: Empirično dobljena odvisnost med Manningovim koeficientom hrapavosti n_g in koeficientom nadomestne hrapavosti peska k_s

Figure 62: Empirically derived relations between the Manning roughness coefficient n_g and the sand roughness coefficient k_s

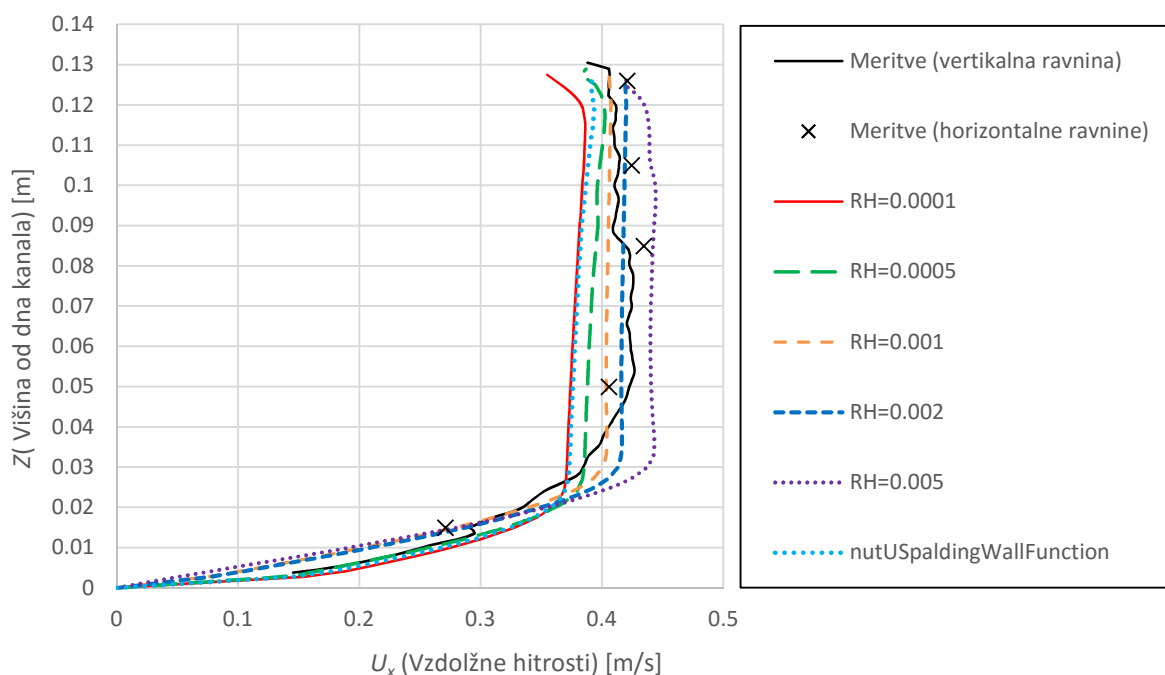
Ekvivalentne vrednosti Manningovega koeficienta hrapavosti so na prvi pogled relativno visoke. Pri tem je treba omeniti, da so vertikalne stene glavnega kanala modela v laboratoriju bile sicer iz stekla, medtem ko je dno iz jeklenega nosilca, delno porjavlega, ki je bil še naknadno pobarvan. Stene bočnega preliva in zapornica so bile narejene iz pleksi stekla. Da pa bi dosegli čim večji kontrast vodikovih mehurčkov, ki je potreben za čim boljše obdelavo meritev hitrosti v ravninah z vizualizacijsko metodo (Novak in sod. 2012), so bile tako stene kot tudi del dna prelepljene s folijo. Na določenih območjih stene niso bile polepljene (zaradi možnosti osvetlitve željenih ravnin, v katerih se je merilo hitrostna polja). Tako so na teh delih prisotne dodatne hrabe, ki bi jih lahko v splošnem obravnavali kot nekoliko povečano hrapavost sten. Pri tem je še treba dodati, da so bili v modelu prisotne še nekatere druge manjše ovire, ki pa lahko imajo nek splošen vpliv na tok vode ob steni (kot npr. vilice za bakreno žičko, na kateri so se proizvajali vodikovi mehurčki; bakrena plošča na dnu kanala na začetku gorvodnega roba bočnega preliva, tečajji zapornice in reža med gibljivim in fiksiranim delom zapornice).

Tako lahko ugotovimo, da se umerjena vrednost RH=0,002 nahaja znotraj nekih predlaganih vrednosti za primer materiala, ki je bil uporabljen za izdelavo fizičnega modela (Chow, 1973). Le-to nakazuje tudi primerjava izračunanih in izmerjenih hitrosti in pretokov.

Primerjava rezultatov LES – Smagorinskyjevega modela z meritvami

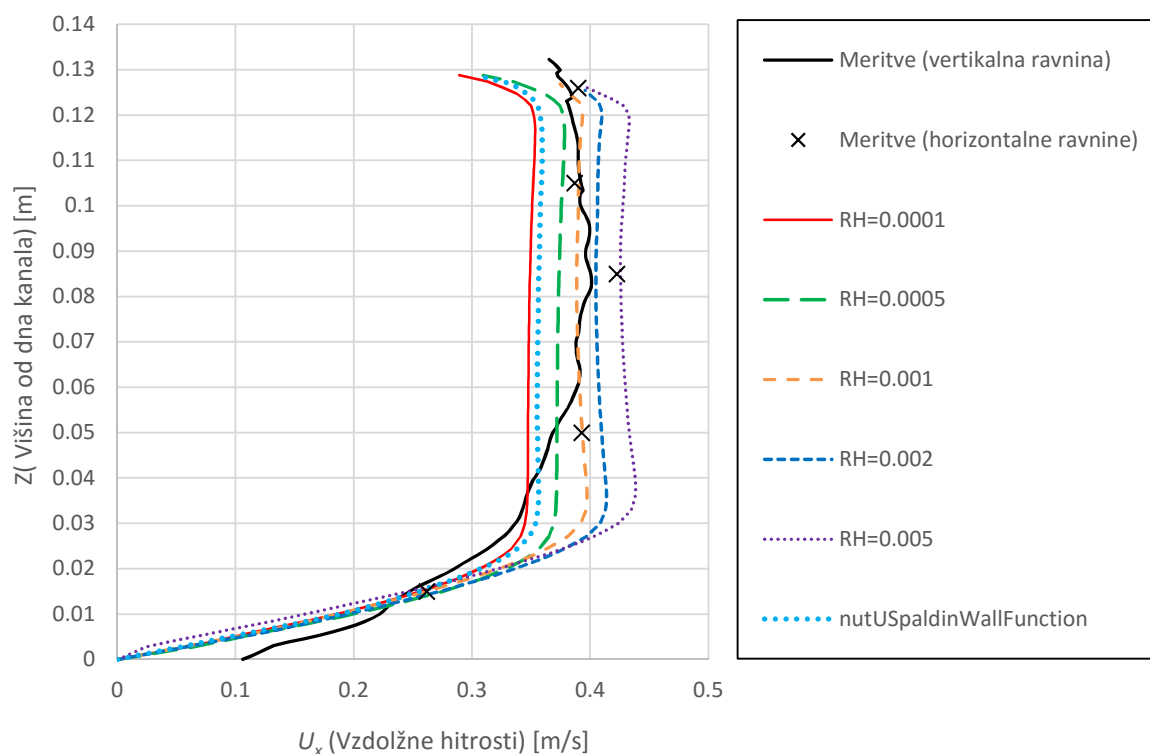
V nadaljevanju je podana analiza vpliva koeficienta RH na porazdelitev hitrosti še za primer LES modela turbulence. Rezultati numeričnega modela z uporabo LES modela turbulence v splošnem podajajo tudi del fluktuacij hitrosti na območjih, kjer je mreža dovolj zgoščena in se izvede direktna numerična simulacija, oz. so turbulentne fluktuacije rešene direktno iz Navier–Stokesovih enačb in niso modelirane s podmrežnim modelom turbulence. Zaradi lažje primerjave vertikalnega poteka porazdelitve vzdolžnih hitrosti z uporabo različnih vrednosti RH, pa so v tem primeru bili uporabljeni časovno povprečeni rezultati LES modela turbulence. Časovno nepovprečeni rezultati pa so prikazani v nadaljevanju, za katere so bile izdelane izotahe, v katerih je razvidna neka nestalnost toka (fluktuacije hitrosti).

Slika 63 prikazuje vertikalno porazdelitev izmerjenih in časovno povprečenih, z LES modelom turbulence izračunanih vzdolžnih hitrosti v vertikalni osi 1. Razvidno je, da se z izmerjenimi najboljše ujemajo hitrosti, dobljene z $RH=0,002$, podobno kot je bilo ugotovljeno pri $kEpsilon$ in $kOmegaSST$ modelih turbulence. V tem primeru je povprečno razhajanje izmerjenih in izračunanih hitrosti ranga 3% (primerjava z meritvami v vertikalni ravnini). V primeru uporabe $RH=0,0001$ so rezultati praktično enaki kot pri uporabi stenske funkcije za gladke stene $nutUSpaldingWallFunction$. Razlika maksimalnih izračunanih hitrosti v tej osi ob uporabi stenske funkcije za gladke stene in hrapave stene ter $RH=0,005$ je 16 %.



Slika 63: S pomočjo vizualizacijske metode dobljeni vertikalni profil vzdolžnih hitrosti U_x (Meritve) ter z numeričnim modelom in uporabo LES–Smagorinskyjevega modela turbulence izračunani vertikalni profili vzdolžnih hitrosti U_x za različne primere stenskih funkcij in koeficienta RH (lokacija vertikalne osi 1: $x/L=0$, $y/B=-0,5$)

Figure 63: With the help of the visualization method obtained (measurements) and with the numerical model and the LES–Smagorinsky turbulence model calculated vertical profiles of the longitudinal velocity U_x for various types of wall functions and the coefficient RH (the location of the vertical profile 1: $x/L = 0$, $y/B = -0.5$)

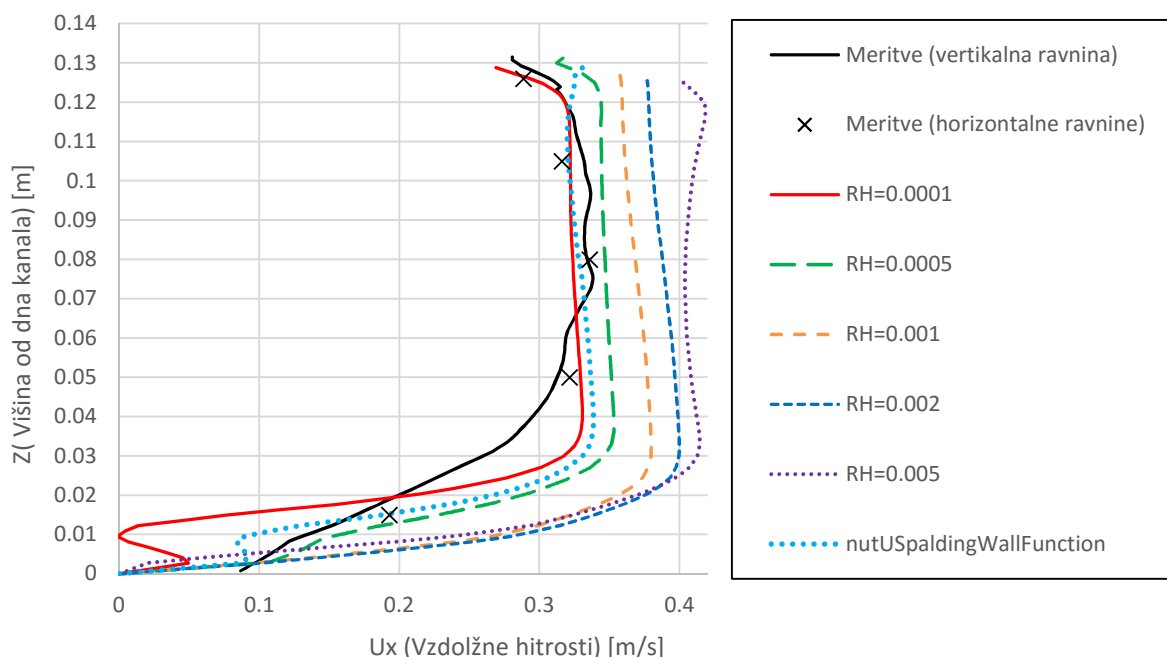


Slika 64: S pomočjo vizualizacijske metode dobljena vertikalna porazdelitev vzdolžnih hitrosti U_x (Meritve) ter z numeričnim modelom in uporabo LES–Smagorinskyjevega modela turbulence izračunani vertikalni profili vzdolžnih hitrosti U_x za različne primere stenskih funkcij in koeficienta RH (lokacija vertikalne osi 2: $x/L=0,5$, $y/B=-0,5$)

Figure 64: With the help of the visualization method obtained (measurements) and with the numerical model and the LES–Smagorinsky turbulence model calculated vertical profiles of the longitudinal velocity U_x for various types of wall functions and the coefficient RH (the location of the vertical profile 2: $x/L=0.5$, $y/B=-0.5$)

Slika 65 podaja primerjavo izmerjenih in časovno povprečenih, z LES modelom turbulence izračunanih vzdolžnih hitrosti v vertikalni osi 3. Razvidno je, da je razhajanje trenda med izračunanimi in izmerjenimi hitrostmi bistveno večje kot v primeru kEpsilon in kOmegaSST modela turbulence. Ob uporabi vrednosti $RH=0,0001$ je povprečno odstopanje izračunanih hitrosti od izmerjenih ranga 5 %, v primeru uporabe večjih RH pride do velikega odstopanja na območju od dna kanala do približno 3cm globine, kjer je npr. pri vrednosti $RH=0,0005$ maskimalno odstopanje 25 %, pri večjih RH pa še večje. Treba je poudariti, da so na tem območju hitrosti relativno male v primerjavi z maksimalnimi hitrostmi v kanalu, absolutne razlike med izmerjenimi in izračunanimi hitrostmi pa zaradi tega bistveno večje kot na območjih večjih hitrosti. Do velikega odstopanja v tem območju pride tudi zaradi strmega naraščanja vzdolžnih hitrosti od dna kanala do globine 3 cm, tako je seveda v neki točki odstopanje lahko zelo veliko, medtem ko je povprečno odstopanje bistveno manjše, kjer je npr. pri vrednosti $RH=0,0005$ manjše od 10 %.

Do zelo velikega razhajanja med izmerjenimi in izračunanimi vzdolžnimi hitrostmi pride v osi 3 ob uporabi vrednosti RH večjih od 0,0005. Tako je npr. maksimalno odstopanje v primeru uporabe vrednosti $RH=0,002$ kar 45 %.



Slika 65: S pomočjo vizualizacijske metode dobljeni vertikalni profil vzdolžnih hitrosti U_x (Meritve) ter z numeričnim modelom in uporabo LES–Smagorinskyjevega modela turbulence izračunani vertikalni profili vzdolžnih hitrosti U_x za različne primere stenskih funkcij in koeficienta RH (lokacija vertikalne osi 3: $x/L=1$, $y/B=-0,5$)

Figure 65: With the help of the visualization method obtained (measurements) and with the numerical model and the LES–Smagorinsky turbulence model calculated vertical profiles of the longitudinal velocity U_x for various types of wall functions and the coefficient RH (the location of the vertical profile 3: $x/L=1$, $y/B=-0.5$)

Do večjih odstopanj izračunanih vzdolžnih hitrosti z LES modelom turbulence od izmerjenih lahko prihaja zaradi:

- Premalo zgoščene numerične mreže, tako so turbulentne strukture na večjem deležu celotnega modeliranega območja modelirane s pomočjo podmrežnega modela turbulence, ki je v tem primeru Smagorinsky.
- Napačnega reševanja turbulence ob stenah, kjer je Re bistveno manjši kot v notranjosti območja. Uporaba stenskih funkcij v LES modelih turbulence ni preveč primerna, za pravilno reševanje tega območja bi bilo treba mrežo ob stenah zgostiti tako, da so vrednosti y^+ manjše od 5 (okrog 1) ter uporabiti van Driestovo funkcijo za dušenje turbulentne viskoznosti v podmrežnem modelu turbulence (Wilcox, 1998).

Uporabljen numerična mreža je bila za primere izračunov z LES modelom turbulence že v osnovi bolj zgoščena od mreže, ki je bila uporabljena za izračune s $k\epsilon$ in $k\omega$ SST modelom turbulence. Število celic je tako v primeru modela s kratkim dotokom (vtočni robni pogoj v kanalu se nahaja 0,5 m gorvodno od bočnega preliva) v območju 1 MIO do 1,5 MIO (odvisno od primera odprtja in zajezne gladine), v primeru dolgega dotoka (vtočni robni pogoj v kanalu se nahaja 1,5 m gorvodno od bočnega preliva) pa je število celic od 2 MIO do 2.5 MIO. Zgoščevanje mreže bi tako še dodatno podaljšalo čas računov, ki pa so že z uporabo superračunalnika HPC Prelog izredno dolgotrajni. Uporaba tako zgoščene

mreže je tako povsem nepraktična za tako obširne analize, ki zahtevajo račun številnih variant. LES model turbulence bi bil mogoče bolj primeren za obravnavo manjšega območja, npr. samo območja vode nad zapornico. V tem primeru pa bi bila največja napaka rezultatov zaradi vpliva robnih pogojev.

Vpliv hrapavosti sten na rezultate je možno najustrežneje izolirati od vpliva drugih parametrov na gorvodnem delu bočnega preliva, kjer na tok ne vplivajo drugi dejavniki, ko je npr. odlivanje vode preko bočnega preliva, ki bistveno spremeni tokovne razmere tudi v kanalu. Rezultati v primeru LES modela turbulence so na zgornjem delu modela kanala z bočnim prelivom glede na izmerjene hitrosti najustrežnejši ob uporabi vrednosti $RH=0,002$, kot je bilo ugotovljeno tudi za $kEpsilon$ in $kOmegaSST$ modela turbulence. Zaradi ugotovitve, da rezultati numeričnega modela z LES v primeru uporabe vrednosti $RH=0,002$ na dolvodnem delu modela bistveno bolj odstopajo od izmerjenih hitrosti kot pa rezultati na gorvodnem delu ob uporabi manjših vrednosti RH , pa je bila vseeno v nadaljnjih analizah uporabljena vrednost $RH=0,0005$, ki daje najmanjše povprečno odstopanje vzdolžnih hitrosti od meritev v vseh treh vertikalnih oseh. Tako je bila napaka, ki nastane zaradi modela turbulence, oz. premalo zgoščene numerične mreže, skompenzirana s pomočjo vrednosti RH .

V nadaljevanju je podanih še več primerjav med meritvami in z numeričnim modelom izračunanimi hitrostmi, pretoki, gladinami in tlaki, pri tem pa je bila pri vseh nadaljnjih izračunih upoštevana vrednost v primeru $kEpsilon$ in $kOmegaSST$ modela turbulence vrednost $RH=0,002$, v primeru LES modela pa vrednost $RH=0,0005$. Tako so bile izbrane vrednosti RH še verificirane s pomočjo meritev preostalih variant bočnega preliva z zaklopno zapornico (variante različnih L , F_1 , h_1 , φ).

4.3.2.2 Primerjava hitrostnih polj

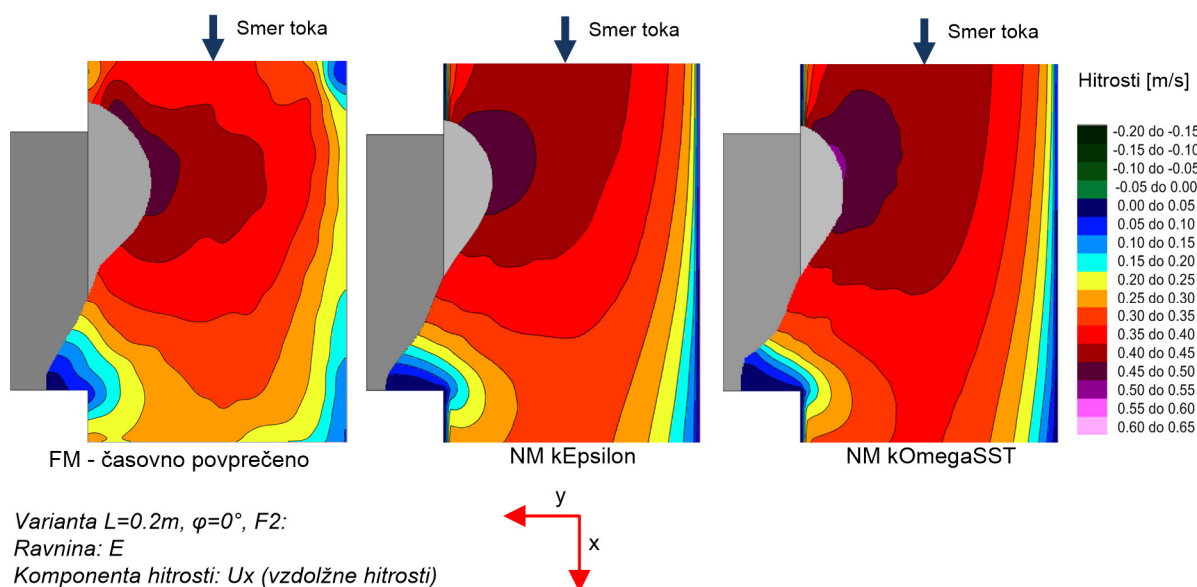
Za verifikacijo numeričnega modela je bila narejena primerjava izotah v merjenih ravninah. Podrobnejša primerjava je bila narejena za primer $L=0.2m$, $Fi=0^\circ$ ter Fr_1 (oznaka $L20_Fi0_Fr1$). Za to varianto so bile z numeričnim modelom izračunane komponente hitrosti primerjane z izmerjenimi v vseh izmerjenih ravninah. Za variante s konstantno prelivno višino so bile izdelane hitrosti primerjane v horizontalni ravnini, tik nad prelivnim robom zapornice. Dodatno so bile izračunane hitrosti še primerjane z meritvami za vse primere dodatnih meritev.

Meritve hitrostnih polj so za to varianto potekale v horizontalnih ravninah A, B, C, D, E in vertikalnih ravninah F_1 , F_2 in F_3 . Imena oznak ravnin so določena glede na splošno geometrijo kanala z zapornico (npr. ravnina E se nahaja tik pod gladino v kanalu) in so podane v poglavju 4.2 na sliki 18.

V nadaljevanju je podana primerjava iz meritev dobljenih hitrosti in izračunov numeričnih modelov, ki vključujejo modele turbulence s časovnim povprečenjem ($kEpsilon$ in $kOmegaSST$). Zaradi boljše primerjave so za primere meritev prikazane izotahe, ki so bile po času povprečene preko 2 s do 4 s (t. j. preko 600 do 1200 slik pri frekvenci kamere 300 slik/s). Za primerjavo izmerjenih hitrosti z numeričnim modelom, v katerem je bil uporabljen LES model turbulence, pa so bile izmerjene hitrosti povprečene preko 0,2 s (to je preko 60 slik pri frekvenci kamere 300 slik/s). Sicer je teoretično mogoče z vizualizacijsko metodo iz vrednotiti vrednosti hitrosti samo z uporabo 5 slik, vendar takšni rezultati niso povsem primerni za primerjavo z rezultati LES modela, kjer je del fluktuacij še vedno modeliran s pomočjo podmrežnega modela turbulence. Tako je bilo ocenjeno, da povprečenje preko 0,2 s še vedno ne izniči vseh fluktuacij hitrosti v obravnavanem primeru toka, rezultati, dobljeni na takšen način, pa so še vedno dovolj dobri za primerjavo z rezultati numeričnega modela, kjer je uporabljen LES model turbulence. Primerjava meritev z LES je podana posebej na sliki 78 in sliki 82.

Na sliki 66 so prikazane izotahe vzdolžnih hitrosti U_x (t.j. v x smeri) v ravnini E (t. j. tik pod gladino v kanalu) za primer meritev (levo) ter za primera izračunov numeričnega modela s kEpsilon modelom turbulence (sredina) in s kOmegaSST modela turbulence (desno).

Obravnavano območje ravnine E (za primer meritev) je bilo določeno glede na merjene gladine vode, iz katerih je bilo mogoče določiti izotahe, kjer obravnavana ravnina seka vodno gladino. Izotahe izmerjenih hitrosti so tako bilo porezane glede na izdelano izobato (črto istih gladin) v ravnini E. Na podoben način so bile porezane tudi izotahe izmerjenih hitrosti v drugih ravninah. Iz slike 66 je razvidno, da depresija gladine zaradi bočnega odliva sega tudi v kanal.

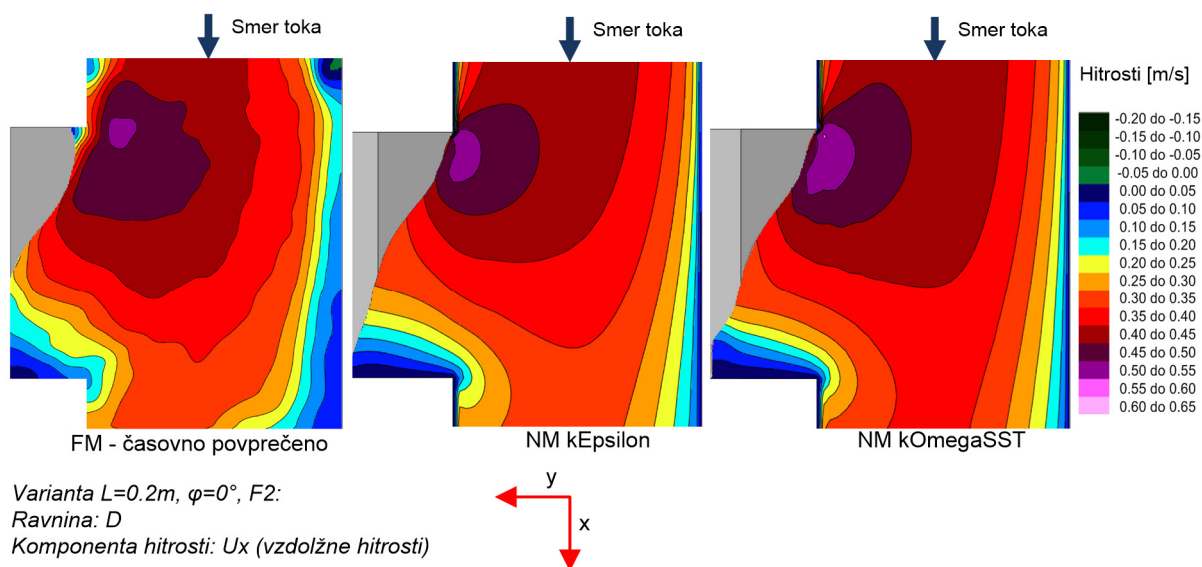


Slika 66: Primerjava izotah izmerjenih vzdolžnih hitrosti U_x (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence v ravnini E in varianto L20_p7.5_Fr2_Fi0

Figure 66: Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the kEpsilon (NM kEpsilon) and kOmegaSST (NM kOmegaSST) turbulence model calculated longitudinal velocities U_x in the plane E for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m$, $\varphi = 0^\circ$)

Razvidno je, da izračunane vzdolžne hitrosti obeh modelov turbulence po porazdelitvi izotah dobro sovpadajo z izmerjenimi. Do nekoliko manjšega razhajanja pride na območju v kanalu, dolvodno od bočnega preliva, kar je bilo razvidno že iz primerjave vzdolžnih hitrosti v vertikalni osi 3 (Slika 66). Razhajanje glede na izotahe je relativno majhno, pri tem je treba poudariti, da gre samo za lokalno razhajanje na tem območju, medtem ko je na gorvodnem območju kanala in na območju zapornice ujemanje med rezultati numeričnih modelov in meritev zelo dobro. Manjše odstopanje od meritev v tem primeru podaja kEpsilon model turbulence.

Iz slike 67 je razvidno, da so izotahe vzdolžnih hitrosti v ravnini E, dobljene z meritvami in s kEpsilon modelom skoraj identične (sredina). Do nekoličnega razhajanja pride med izmerjenimi in s kOmegaSST modelom turbulence izračunanimi izotahami (desno) na območju dolvodno od bočnega preliva. Tudi v tem primeru pa lahko ocenimo, da je razhajanje relativno majhno, saj je še vedno v rangi 5 % (maksimalno odstopanje je ranga 10 %). Treba je poudariti, da se razhajanje od meritev pojavi le na tem majhnem območju dolvodno od preliva, medtem ko je na celotnem preostalem območju ujemanje z meritvami tudi v primeru kOmegaSST modela zelo dobro.

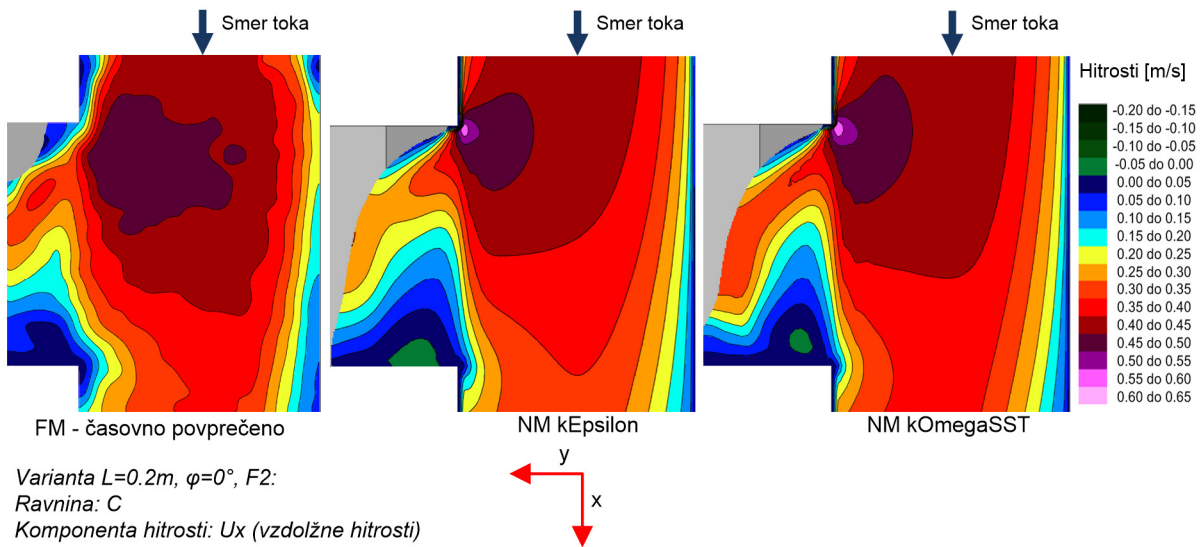


Slika 67: Primerjava izotah izmerjenih (FM) in z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence izračunanih vzdolžnih hitrosti U_x v ravnini D in variantu L20_p7.5_Fr2_Fi0

Figure 67: Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the kEpsilon (NM kEpsilon) and kOmegaSST (NM kOmegaSST) turbulence model calculated longitudinal velocities U_x in the plane D for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m$, $\varphi = 0^\circ$)

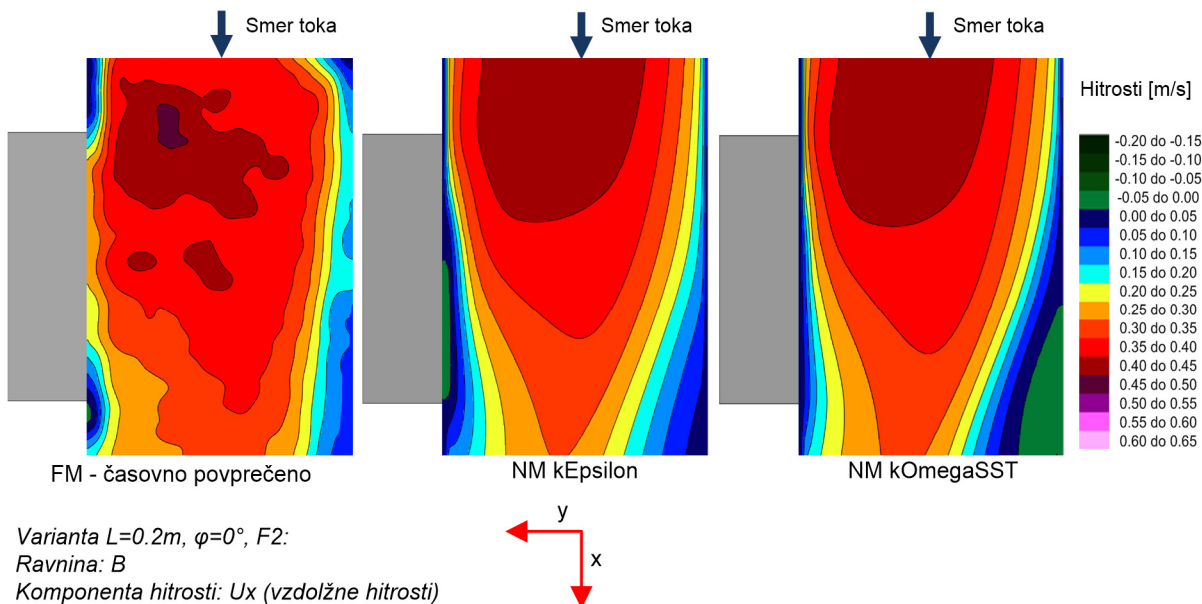
Slika 68 prikazuje izotahe vzdolžnih hitrosti, dobljene iz meritev in iz rezultatov numeričnega modela v ravnini C, t. j. ravnina, ki je po višini tik nad dolvodnim robom zapornice. V tem primeru daje glede na meritve najboljše rezultate, z razliko od ugotovitev v prejšnjih ravninah, kOmegaSST model turbulence (desno). Prav tako pa je tudi v tem primeru ujemanje med meritvami in numeričnimi izračuni ob uporabi kEpsilon modela turbulence zelo dobro. Do manjših razlik pride le na gorvodnem območju zapornice, kjer daje kEpsilon nekoliko premajhne vrednosti vzdolžnih hitrosti glede na meritve.

Slika 69 prikazuje izotahe vzdolžnih hitrosti U_x za primer meritev in izračunanih z numeričnimi modeli v ravnini B. Ravnina je nižja od najnižjega roba zaklopne zapornice, zato je v tej ravnini vsa voda znotraj kanala. Razvidno je, da se rezultati obeh modelov turbulence zelo dobro ujemajo z izmerjenimi hitrostmi. Razhajanje na območju gorvodno od bočnega preliva bi lahko pripisali napaki v meritvah, saj se je nedaleč vstran (gorvodno) nahajala bakrena žička, na kateri so se proizvajali vodikovi mehurčki. Zaradi konstantnega vira koncentracije se, v algoritmu za izvrednotenje hitrosti iz posnetih črno-belih slik, koncentracija oz. odtenek sivine na tem območju s časom ne spreminja. Algoritem pa le-to obravnava kot mirujočo tekočino, zato so na tem delu (t. j. v kanalu, gorvodno od bočnega preliva) izmerjene hitrosti nekoliko podcenjene.



Slika 68: Primerjava izotah izmerjenih vzdolžnih hitrosti U_x (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence v ravnini C in variantu L20_p7.5_Fr2_Fi0

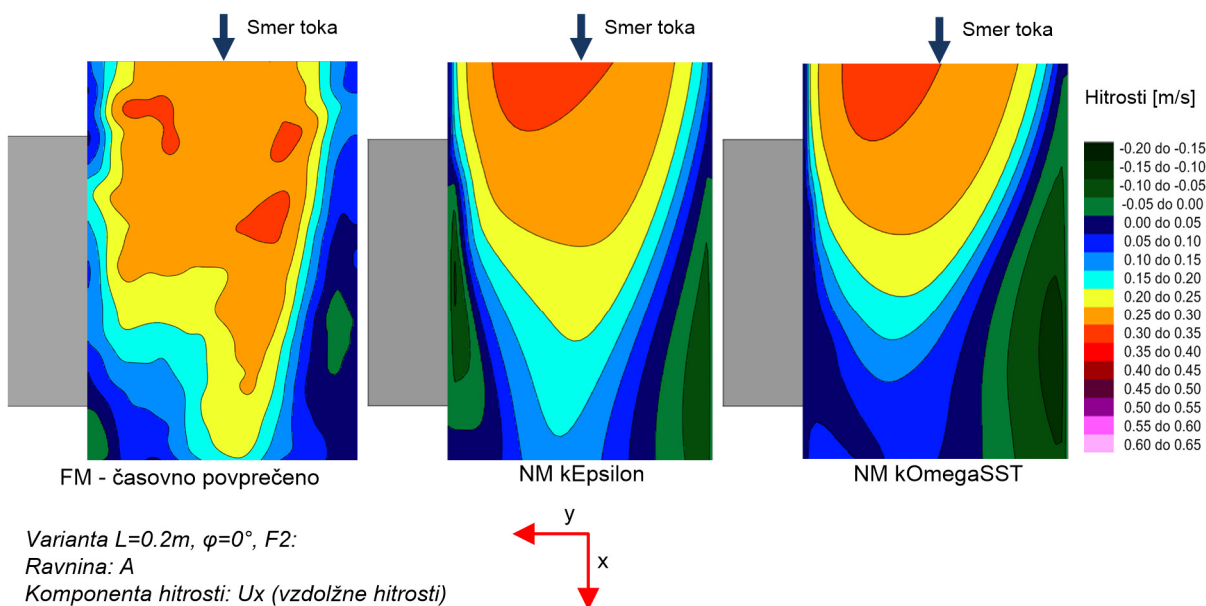
Figure 68: Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the kEpsilon (NM kEpsilon) and kOmegaSST (NM kOmegaSST) turbulence model calculated longitudinal velocities U_x in the plane C for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m$, $\varphi = 0^\circ$)



Slika 69: Primerjava izotah izmerjenih vzdolžnih hitrosti U_x (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence v ravnini B in variantu L20_p7.5_Fr2_Fi0

Figure 69: Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the kEpsilon (NM kEpsilon) and kOmegaSST (NM kOmegaSST) turbulence model calculated longitudinal velocities U_x in the plane B for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m$, $\varphi = 0^\circ$)

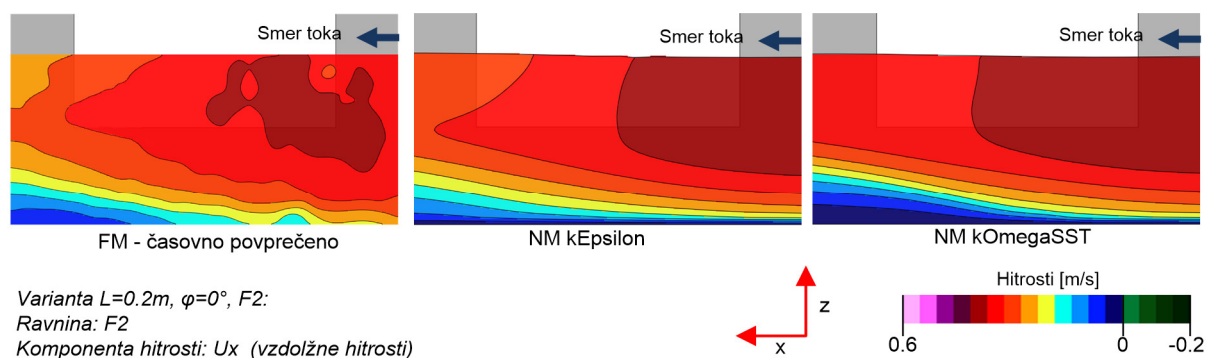
Na sliki 70 je prikazana primerjava izotah vzdolžnih hitrosti v ravnini A, t. j. tik ob dnu kanala. V tem primeru so si rezultati kEpsilon in kOmegaSST modela zelo podobni in se obojni zadovoljivo ujemajo z meritvami. Do nekoličnih razlik pride ponovno na območju dolvodno od bočnega preliva.



Slika 70: Primerjava izotah izmerjenih vzdolžnih hitrosti U_x (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence v ravnini A in variantu L20_p7.5_Fr2_Fi0

Figure 70: Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the kEpsilon (NM kEpsilon) and kOmegaSST (NM kOmegaSST) turbulence model calculated longitudinal velocities U_x in the plane A for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m$, $\varphi = 0^\circ$)

Vzdolžne hitrosti U_x v vertikalni ravnini F2 se v primeru uporabe kEpsilon modela turbulence zelo dobro ujemajo z izmerjenimi, kar je razvidno iz izotah vzdolžnih hitrosti na sliki 71. Rezultati numeričnega modela z uporabo kEpsilon modela turbulence (sredina) so v tem primeru skoraj identični izmerjenim hitrostim (levo). Relativno majhno razhajanje na območju dolvodno od bočnega preliva je razvidno v primerjavi izotah izmerjenih vzdolžnih hitrosti U_x in izračunanih s pomočjo kOmegaSST modela turbulence. Ponovno pa je treba poudariti, da je razhajanje le lokalno, saj se na preostalem delu merjene vertikalne ravnine izračunane in izmerjene hitrosti zelo dobro ujemajo.

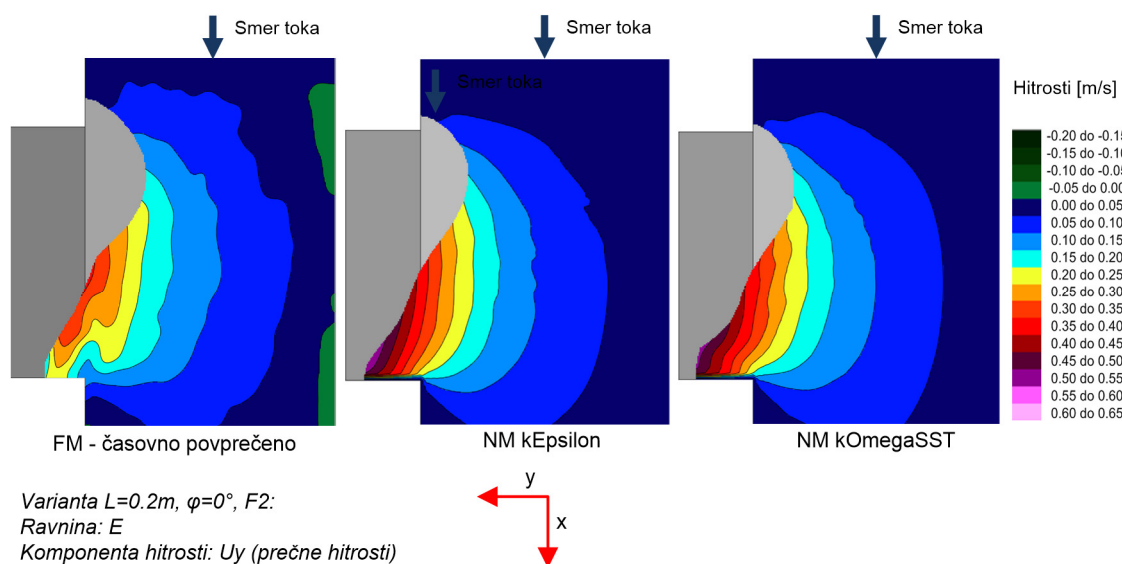


Slika 71: Primerjava izotah izmerjenih vzdolžnih hitrosti U_x (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence v ravnini F2 in variantu L20_p7.5_Fr2_Fi0

Figure 71: Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the kEpsilon (NM kEpsilon) and kOmegaSST (NM kOmegaSST) turbulence model calculated longitudinal velocities U_x in the plane F2 for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m$, $\varphi = 0^\circ$)

Slika 72 podaja primerjavo izmerjenih in izračunanih prečnih hitrosti (t. j. prečno na kanal, U_y) v ravnini E, t. j. tik pod gladino v kanalu. Izotaha izmerjenih hitrosti so bile porezane na enak način kot je bilo že opisano za primer vzdolžnih hitrosti.

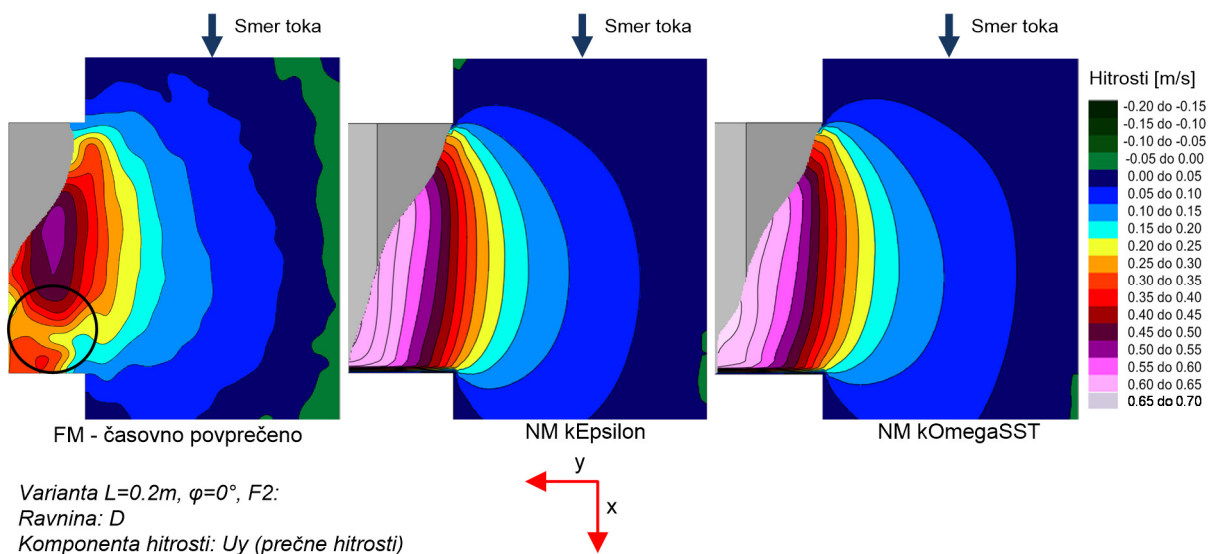
Razvidno je, da se izmerjene prečne (prečne hitrosti glede na kanal) hitrosti U_y zelo dobro ujamejo z izračunanimi po kEpsilon in po kOmegaSST modelu turbulence. Do nekolikšnega razhajanja pride le na območju zapornice, kjer so izmerjene prečne hitrosti nekoliko manjše od izračunanih. Pri tem je treba poudariti, da je napaka izmerjenih prečnih hitrosti na robu zapornice večja kot na drugih območjih. Leta nastane zaradi odboja svetlobnega snopa na lokaciji, kjer se obravnavana ravnina E seka z vodno gladino. Zaradi loma svetlobnega snopa je bilo pri meritvah na tem območju osvetljeno večje območje, kot samo območje ravnine E. Kamera v tem primeru posname med drugim tudi delce na območju vodne gladine, ki so izven ravnine E (delci na gladini). Ker gladina na tej lokaciji izrazito pade, kar je razvidno tudi iz meritev gladin, so prečne hitrosti na gladini na tem območju precej manjše od prečnih hitrosti v ravnini E (na gladini so na tem območju namreč vertikalne komponente hitrosti največje).



Slika 72: Primerjava izotah izmerjenih prečnih hitrosti U_y (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence v ravnini E in varianti L20_p7.5_Fr2_Fi0°

Figure 72: Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the kEpsilon (NM kEpsilon) and kOmegaSST (NM kOmegaSST) turbulence model calculated transverse velocities U_y in the plane E for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m$, $\varphi = 0^\circ$)

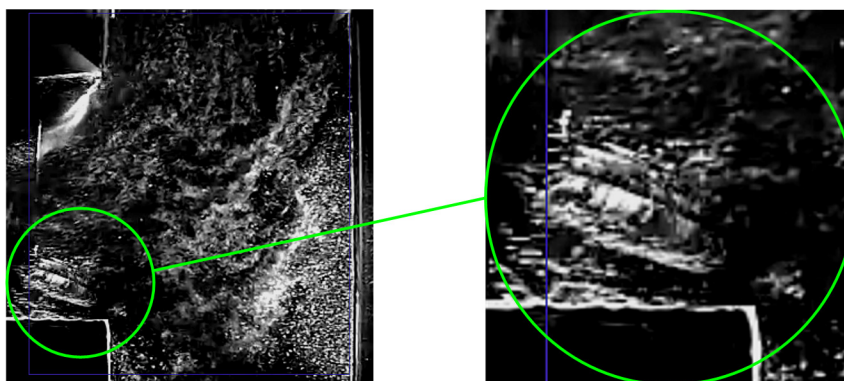
Slika 73 podaja primerjavo izotah izmerjenih in izračunanih prečnih hitrosti s kEpsilon in kOmegaSST modelom turbulence. Podobno kot primeru ravnine E; so tudi v tem primeru izračunane prečne hitrosti z obema modeloma turbulence na dolvodnem robu zapornice večje od izmerjenih. Razlog je enak kot v primeru razhajanja prečnih hitrosti v ravnini E. Prav tako je opazno razhajanje v trendu prečnih hitrosti na območju zapornice (krog na sliki 73). Tudi v tem primeru je treba poudariti, da gre za napako v meritvah hitrosti, saj na tem območju gladina hipno naraste, kar pa povzroči v algoritmu za iz vrednotenje hitrosti iz posnetih slik napačno obravnavanje spremembe koncentracije vodikovih mehurčkov. Iz posnetkov je namreč razvidno, da se zaradi konstantno močne osvetljave na območju hipne spremembe v gladini, sivina na tem območju s časom bistveno ne spreminja (v glavnem je območje bolj ali manj konstantno osvetljeno), le-to pa algoritem za iz vrednotenje hitrosti obravnava kot konstanten ponor koncentracije, posledica pa so bistveno premajhne iz vrednotene hitrosti.



Slika 73: Primerjava izotah izmerjenih prečnih hitrosti U_y (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence v ravnini D in variantu L20_p7.5_Fr2_Fi0

Figure 73: Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the kEpsilon (NM kEpsilon) and kOmegaSST (NM kOmegaSST) turbulence model calculated transverse velocities U_y in the plane D for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m$, $\varphi = 0^\circ$)

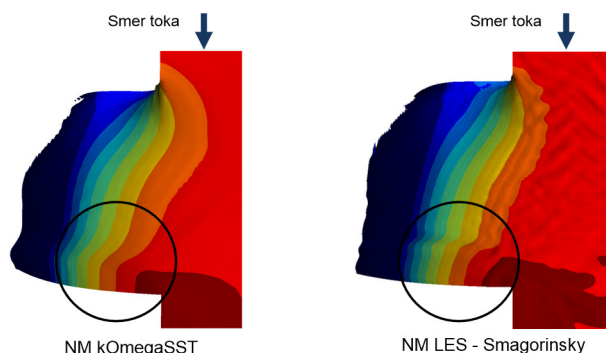
Vzrok za odstopanje izmerjenih prečnih hitrosti na dolvodni lokaciji zapornice je hipna sprememba v gladini, ki povzroči konstantno osvetlitev območja v meritvah v ravnini D. Problem je prikazan na sliki 74, kjer je razvidno, da je v primeru hipne spremembe v gladini območje v fazi merjenja bilo preveč osvetljeno zaradi odboja svetlobe od gladine.



Slika 74: Prikaz lokacije odseva snopa svetlobe zaradi strmega naklona gladine

Figure 74: Location of the reflection of the light beam due to the steep slope of the water surface

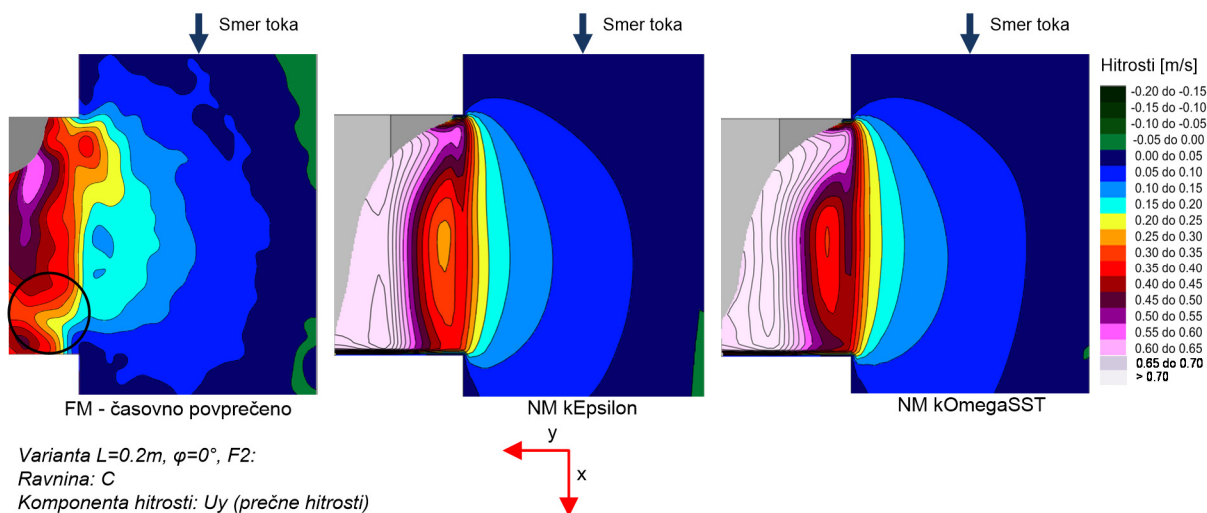
Podobno pokažejo tudi rezultati numeričnega modela, kjer je razvidno da gre na tem območju za hipno spremembo v gladini. Gladina od dolvodnega roba preliva proti gorvodnemu robu namreč hipno pade (gre za lokalno zastožno cono, kjer se kinetična energija spremeni v potencialno). Območje strmega naklona gladine, ki je na sliki 74 označeno s krogom.



Slika 75: Prikaz lokacije strmega naklona gladine, izračunane s pomočjo numeričnega modela in kOmegaSST modela turbulence (levo) in tudi njenega valovanja izračunanega s pomočjo LES–Smagorinsky modelom turbulence (desno)

Figure 75: The locations of steep slopes of the water surface, calculated by using a numerical model and kOmegaSST turbulence model (left) and waves on the water surface computed using LES–Smagorinsky turbulence model (right)

Slika 76 prikazuje izotahe izmerjenih prečnih hitrosti U_y (levo) in izračunanih s kEpsilon (sredina) in kOmegaSST (desno) modelom turbulence v horizontalni ravnini C (t. j. tik nad dolvodnim robom zapornice). Podobno kot v primeru horizontalne ravnine E in D, so tudi v tem primeru izmerjene prečne hitrosti na dolvodnem robu zapornice nekoliko manjše od izračunanih. Do razhajanja med izračunanimi in izmerjenimi hitrostmi pa v tej ravnini pride tudi na drugih lokacijah na območju zapornice. To je delno prav tako posledica osvetlitve vodne gladine, ki nastane zaradi razpršitve snopa svetlobe na lokaciji, kjer se horizontalna ravnina C seka z vodno gladino. Tako so namesto prečnih hitrosti v ravnini C na tej lokaciji iz posnetkov iz vrednotene hitrosti na vodni gladini (oz gre za neko po globini povprečno vrednost).



Slika 76: Primerjava izotah izmerjenih prečnih hitrosti U_y (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence v ravnini D in variantu L20_p7.5_Fr2_Fi0

Figure 76: Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the kEpsilon (NM kEpsilon) and kOmegaSST (NM kOmegaSST) turbulence model calculated transverse velocities U_y in the plane C for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m$, $\varphi = 0^\circ$)

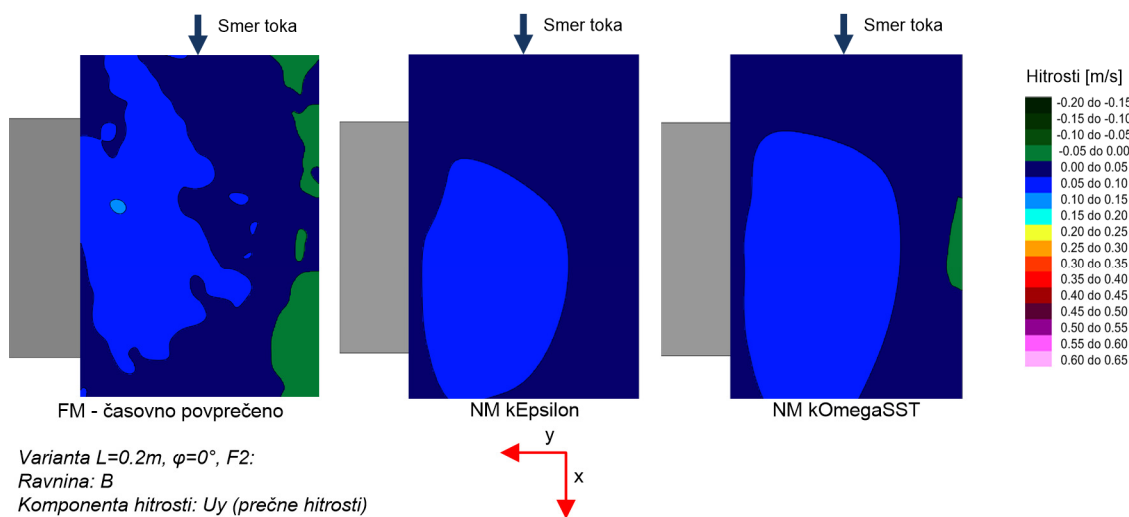
Tako je delno vzrok razhajanja v tej ravnini napačna obravnava območja s prekomerno osvetlitvijo v algoritmu za iz vrednotenje hitrosti, delno pa je vzrok nenatančno definirana lokacija ravnine C, saj je

ob meritvah osvetljena ravnina v splošnem bila debeline približno 1 cm. Ravnina C se nahaja tik nad dolvodnim robom zapornice, točno lokacijo oz. njeno točno višino pa ni mogoče določiti, saj je bil ob meritvah snop svetlobe razpršen preko približno 1 cm. V primeru toka ob steni pa se hitrosti npr. 0,5 cm od stene in na lokaciji 1,5 cm od stene lahko bistveno razlikujejo.

Prav tako pride v tej ravnini do napake v merjenih prečnih hitrosti na območju zapornice na dolvodnem delu bočnega preliva, kot je bilo že ugotovljeno v primeru ravnine D. Vzrok za razhajanje izmerjenih in izračunanih prečnih hitrosti na tej lokaciji (lokacija je na sliki 76 označena s krogom) je enak kot v primeru ravnine D.

Tako lahko povzamemo, da izmerjene prečne hitrosti na območju zapornice v ravnini C za ta primer niso povsem uporabne za verifikacijo rezultatov numeričnega modela. Z razliko od prečnih hitrosti pa se izračunane in izmerjene vzdolžne hitrosti v tej ravnini dobro ujamejo. Le-to je posledica dejstva, da se vzdolžne hitrosti, z razliko od prečnih hitrosti, po globini (vsaj v tem primeru na območju zapornice) bistveno ne spreminjajo. Tako napačno osvetljena ravnina (oz. osvetljena vodna gladina) v tem primeru nima bistvenega vpliva na iz vrednotene vzdolžne hitrosti.

Izotahe prečnih hitrosti v ravnini B so prikazane na sliki 77. Podana je primerjava izmerjenih in izračunanih prečnih hitrosti. Razvidno je, da so prečne hitrosti v tej ravnini zanemarljivo majhne v primerjavi s prečnimi hitrostmi v ostalih, višje ležečih ravninah. Kljub temu je razvidno dobro ujemanje trendov med izmerjenimi in izračunanimi prečnimi hitrostmi. Nekoliko boljše je ujemanje izmerjenih in izračunanih s kOmegaSST modelom turbulence, kjer so razvidne, podobno kot v primeru meritev, tudi negativne hitrosti na območju stene kanala (zelena barva na sliki 77 predstavlja negativne hitrosti glede na podan koordinatni sistem).



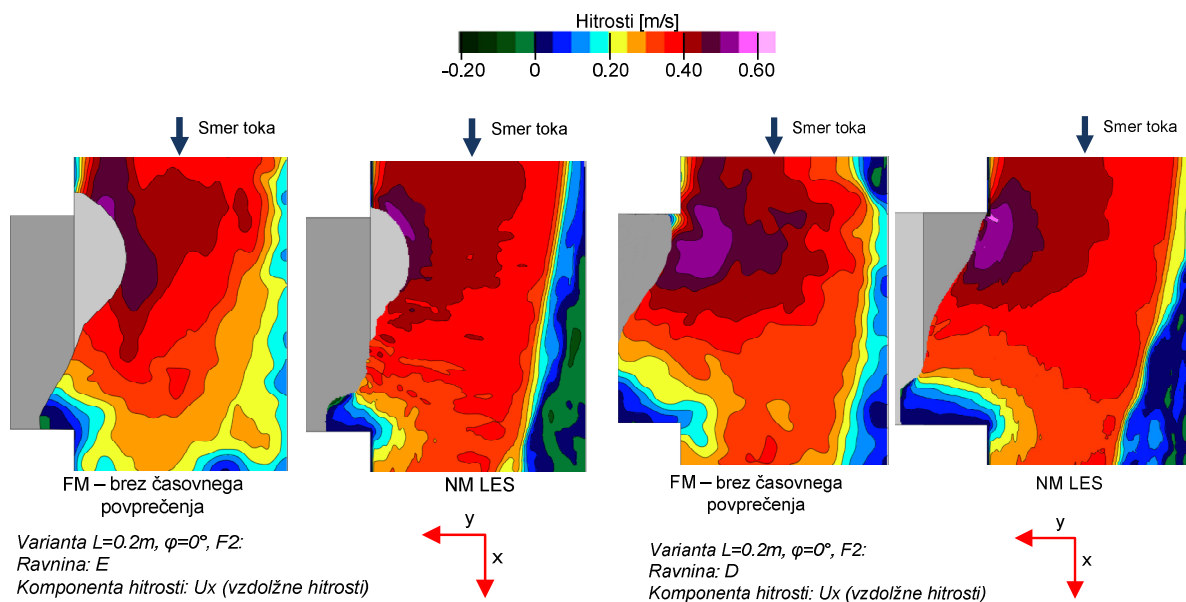
Slika 77: Primerjava izotah izmerjenih prečnih hitrosti U_y (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo kEpsilon (NM kEpsilon) in kOmegaSST (NM kOmegaSST) modela turbulence v ravnini B in variantu L20_p7.5_Fr2_Fi0

Figure 77: Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the kEpsilon (NM kEpsilon) and kOmegaSST (NM kOmegaSST) turbulence model calculated transverse velocities U_y in the plane A for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0 ($L = 0.2m$, $\varphi = 0^\circ$)

V nadaljevanju je podana še primerjava izmerjenih izotah obeh komponent hitrosti z rezultati numeričnega modela, kjer je bil uporabljen LES model turbulence s Smagorinskyjevim pod mrežnim modelom. Za razliko od primerjave meritev z rezultati numeričnih modelov, kjer so bili uporabljeni

modeli turbulence, ki temeljijo na statističnem pristopu oz. časovnem povprečenju spremenljivk, so bile za primerjavo z rezultati LES modela turbulence uporabljene dejanske, časovno nepovprečene izmerjene hitrosti. Pri tem je treba omeniti, da je neko časovno povprečenje izmerjenih hitrosti vseeno bilo potrebno, zaradi pogojev vizualizacijske metode in zaradi boljše primerjave z izračuni LES modela, kjer so določene turbulentne strukture še vedno modelirane s pomočjo podmrežnega modela turbulence. Izmerjene hitrosti pa so bile krajevno povprečene glede na velikost povprečne celice numeričnega modela. Treba je še poudariti, da so rezultati LES modela turbulence v različnih časih lahko bistveno drugačni zaradi fluktuacij hitrosti. Tako se v tem primeru, tudi po daljšem časovnem obdobju, ne vzpostavi nek stalen tok. Splošne oblike izotah in trendi pa ostajajo tudi čez daljše časovno obdobje podobni, tako da daje primerjava izotah, dobljena iz izmerjenih trenutnih in trenutnih izračunanih hitrosti še vedno uporabne ugotovitve. Seveda bi za detajlno primerjavo izmerjenih in izračunanih hitrosti bilo treba obravnavati povprečne vrednosti hitrosti in fluktuacije zaradi turbulence posebej, vendar bi le-to presegalo namen te analize, ki je bil, podati neke splošne ugotovitve uporabnosti modelov turbulence. Primerjava je narejena za isto varianto kot v primeru kEpsilon in kOmegaSST modela turbulence, t. j. L20_p7.5_Fr2_Fi0.

Slika 78 prikazuje izotahe vzdolžnih hitrosti, dobljene iz meritev in rezultatov numeričnega modela z LES modelom turbulence za ravnini E (a) in D (b). Razvidno je relativno dobro sovpadanje trendov hitrosti (potek izotah) dobljenih iz meritev in rezultatov numeričnega modela. Razvidna pa so določena lokalna večja razhajanja, kot je npr. v ravnini E na dolvodnem delu in območju notranje stene kanala, kjer so izračunane vzdolžne hitrosti negativne, izmerjene pa pozitivne. Glede na razdrobljenost in ukrivljenost izotah bi lahko iz slike 78 sklepali tudi to, so izmerjene fluktuacije hitrosti nekoliko večje od izračunanih, še posebej v ravnini D.



a) Ravnina E

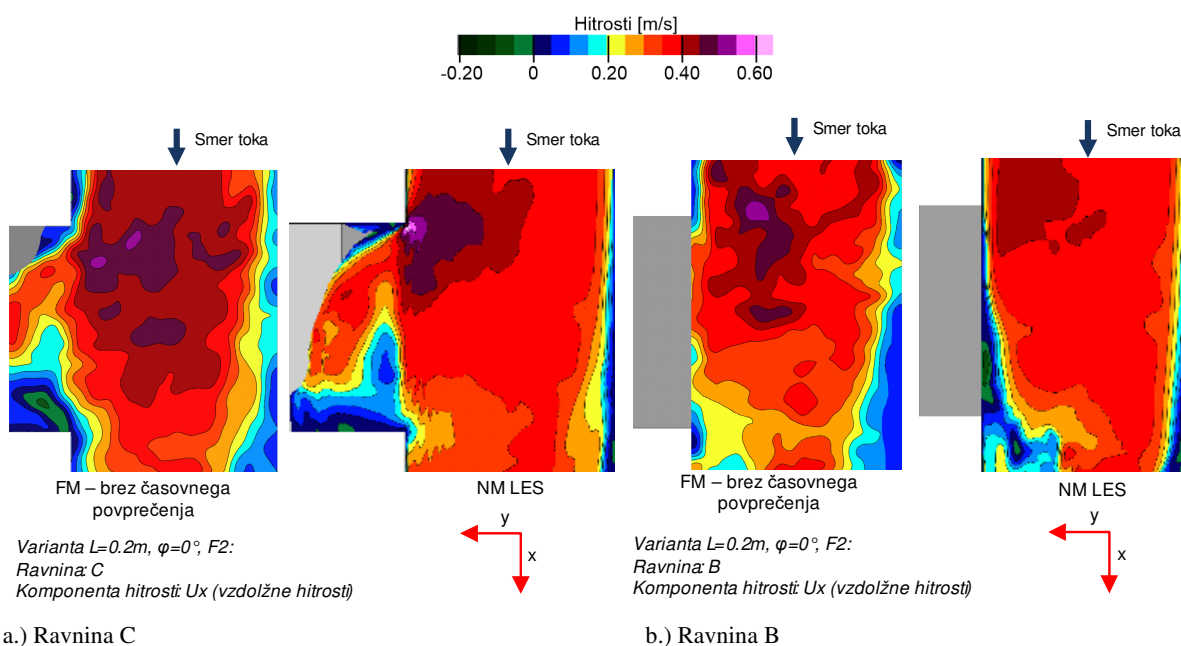
b) Ravnina D

Slika 78: Primerjava izotah izmerjenih vzdolžnih hitrosti U_x (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo LES (NM LES) modela turbulence v ravnini E (a) in ravnini D (b) ter varianto L20_p7.5_Fr2_Fi0

Figure 78: A comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of the LES turbulence model (NM LES) calculated longitudinal velocities U_x in the plane E (a) and in the plane D (b) for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0

Slika 79 prikazuje izotahe vzdolžnih hitrosti, dobljene iz meritev in rezultatov numeričnega modela z LES modelom turbulence za ravnini C (a) in B (b). Razvidno je relativno dobro ujemanje izotah v ravnini C, še posebej na območju zapornice ter nekoliko manj dobro ujemanje v ravnini B. Do večjih razhajanj pride na dolvodnem območju ravnine B, kjer so izračunane vzdolžne hitrosti za približno 10 % večje od izmerjenih. Do razhajanja pride tudi na sredini kanala v ravnini C, kjer so izračunane hitrosti prav tako približno 10 % večje od izmerjenih. Treba je poudariti, da so to lokalna odstopanja, razvidno je, da je povprečno odstopanje celotnega območja v obeh ravninah bistveno manjše.

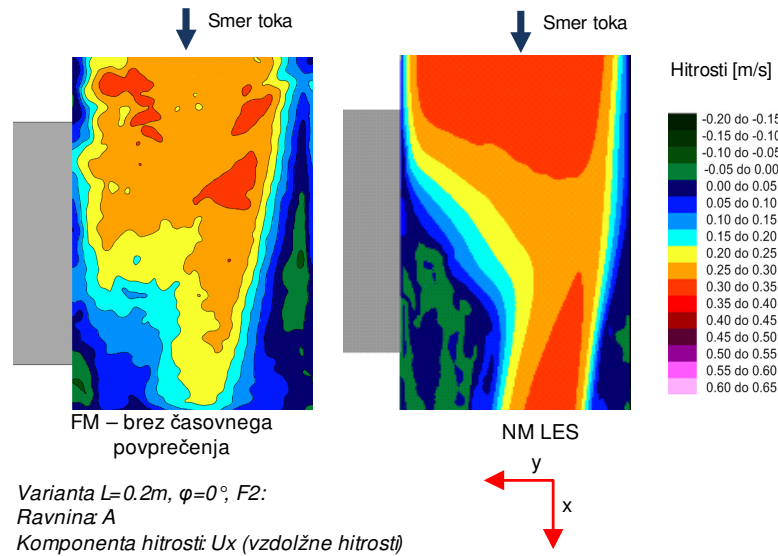
Slika 80 prikazuje primerjavo izotah vzdolžnih hitrosti U_x , dobljenih iz meritev in rezultatov numeričnega modela z LES modelom turbulence v ravnini A, t. j. tik nad dnom kanala. V tej ravnini so izračunane fluktuacije glede na numerični model bistveno manjše od fluktuacij v višje ležečih ravninah, kar je posledica stenske funkcije in je v teoriji tudi pravilno, saj se velikost Re iz notranjosti območja toka vode proti steni manjša, tik ob steni pa je turbulenca bistveno manjša kot v notranjosti območja toka vode, tako se za območje ob steni velikokrat uporablja tudi izraz »območje nizkih Re «. Kljub temu je razvidno iz izmerjenih vzdolžnih hitrosti, da so na tej ravnini še prisotne fluktuacije hitrosti, kar se vidi iz razdrobljenosti poteka izotah. Medtem ko teh fluktuacij iz izotah, dobljenih na osnovi rezultatov numeričnega modela, ni mogoče zaznati.



Slika 79: Primerjava izotah izmerjenih vzdolžni hitrosti U_x (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo LES (NM LES) modela turbulence v ravnini C (a.) in ravnini B (b.) ter varianto L20_p7.5_Fr2_Fi0

Figure 79: A comparison of the contour of the measured (FM) and with the numerical model and use of LES turbulence model (NM LES) calculated longitudinal velocities U_x in the plane C (a) and in the plane B (b) for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0

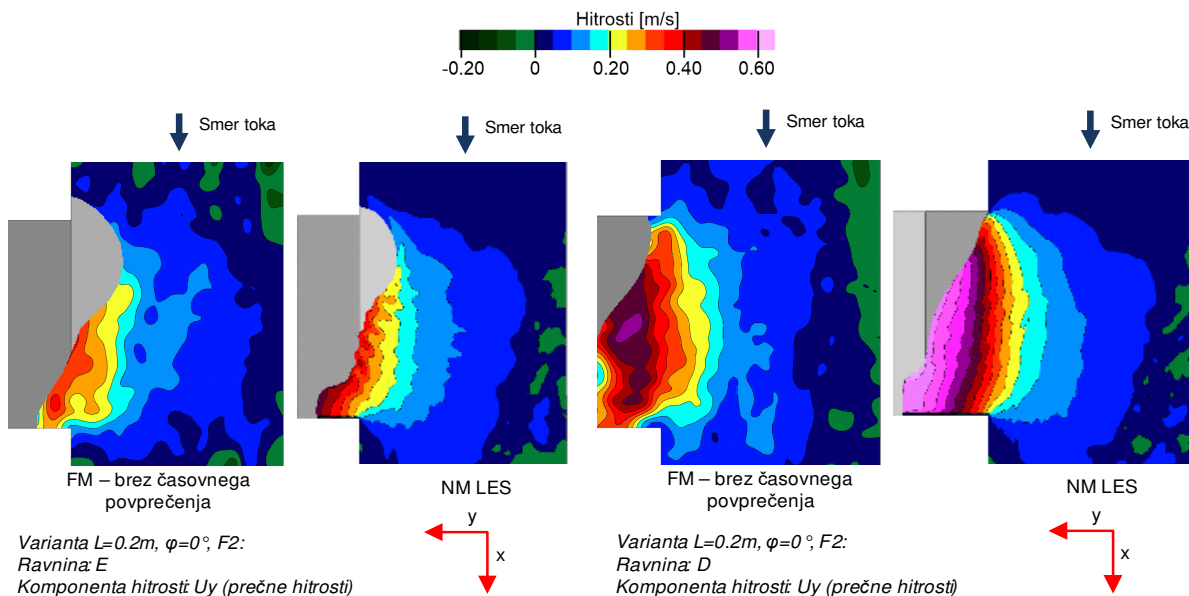
V splošnem pa je trend izotah izračunanih vzdolžnih hitrosti v ravnini A glede na izmerjene hitrosti bistveno boljši kot v primeru kEpsilon in kOmegaSST modela turbulence. Glede na to ugotovitev bi lahko potrdili predpostavko, da so večja odstopanja rezultatov LES modela turbulence posledica premalo zgoščene numerične mreže, saj je v tej ravnini manj turbulence, gostota numerične mreže pa zato dovolj velika, da so glede na izbrani filter LES modela, na tem območju turbulentne strukture rešene direktno iz Navier–Stokesovih enačb in ne s pomočjo podmrežnega modela turbulence.



Slika 80: Primerjava izotah izmerjenih vzdolžni hitrosti U_x (FM) in izračunanih z numeričnim modelom in uporabo LES (NM LES) modela turbulence v ravnini A in variantu L20_p7.5_Fr2_Fi0

Figure 80: A comparison of the contour of the measured (FM) and with the numerical model and use of LES turbulence model (NM LES) calculated longitudinal velocities U_x in the plane A for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0

Slika 81 prikazuje izotahe prečnih hitrosti U_y , dobljenih iz meritev in rezultatov numeričnega modela z LES modelom turbulence v ravninah E (a) in D (b). V ravnini E se izračunane prečne hitrosti zelo dobro ujemajo z izmerjenimi, razvidne pa so nekoliko manjše fluktuacije v primeru z LES modelom turbulence izračunanih hitrosti (glede na razdrobljenost in ukrivljenost izotah). Povprečno odstopanje je v tej ravnini je manjše od 5 %.



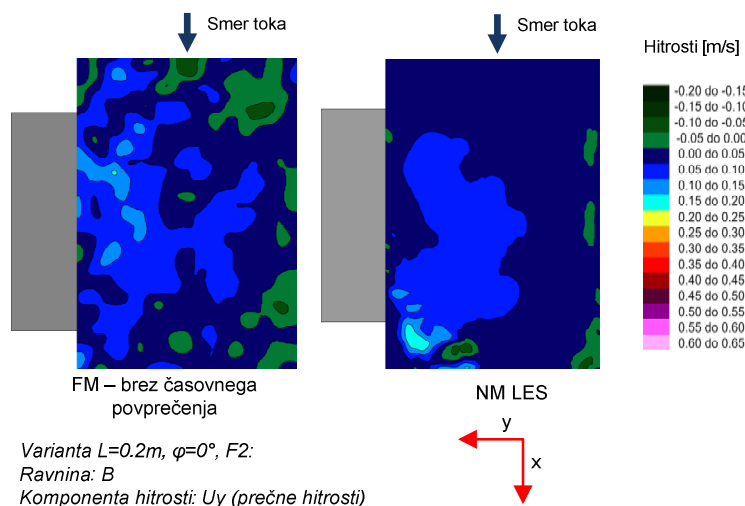
a.) Ravnina E

b.) Ravnina D

Slika 81: Primerjava izotah izmerjenih (FM) in z numeričnim modelom ter uporabo LES (NM LES) modela turbulence izračunanih prečnih hitrosti U_y v ravnini E (a) in D (b) za variantu L20_p7.5_Fr2_Fi0

Figure 81: Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of LES (NM LES) turbulence model calculated transverse velocities U_y in the plane E (a) and D (b) for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0

Slika 82 pa podaja primerjava izotah prečnih hitrosti U_y , dobljenih iz meritev in rezultatov numeričnega modela z LES modelom turbulence za ravnino B. Razvidno je, da je rang velikosti prečnih hitrosti v obeh primerih podoben, prečne hitrosti v tej ravnini so precej majhne glede na višje ležeče ravnine. Razvidno je tudi, da so v primeru LES modela v tej ravnini še vedno prisotne tudi v prečnih hitrostih neke fluktuacije, ki pa so podobno kot v preostalih ravninah, manjše od izmerjenih. Prečne hitrosti v ravnini A so zanemarljivo majhne, zato primerjava izotah tudi ni prikazana, ravnina pa je vseeno bila upoštevana pri iz vrednotenju skupnega koeficienta linearne korelacije r^2 .



Slika 82: Primerjava izotah izmerjenih (FM) in z numeričnim modelom ter LES modelom turbulence izračunane prečnih hitrosti U_y v ravnini B za varianto L20_p7.5_Fr2_Fi0

Figure 82: Comparison of the contours of the measured (FM) and with the numerical model and use of LES (NM LES) turbulence model calculated transverse velocities U_y in the plane B for the variant L20_p7.5_Fr2_Fi0

Če povzamemo celotno primerjavo hitrosti med izmerjenimi in izračunanimi z različnimi modeli turbulence, lahko ugotovimo, da dajejo najboljše ujemanje z izmerjenimi hitrostmi rezultati, dobljeni s kEpsilon modelom turbulence. Le-to potrjuje tudi analiza linearne korelacije med izmerjenimi in izračunanimi hitrostmi v različnih ravninah. Koeficienti linearne korelacije r^2 podaja preglednica 15.

Preglednica 15: Koeficienti linearne korelacije r^2 med rezultati numeričnega modela in meritev (za posamezne merjene ravnine in komponente hitrosti)

Table 15: The linear correlation coefficient r^2 between the results of the numerical model and measurements (for each measurement plane and velocity component)

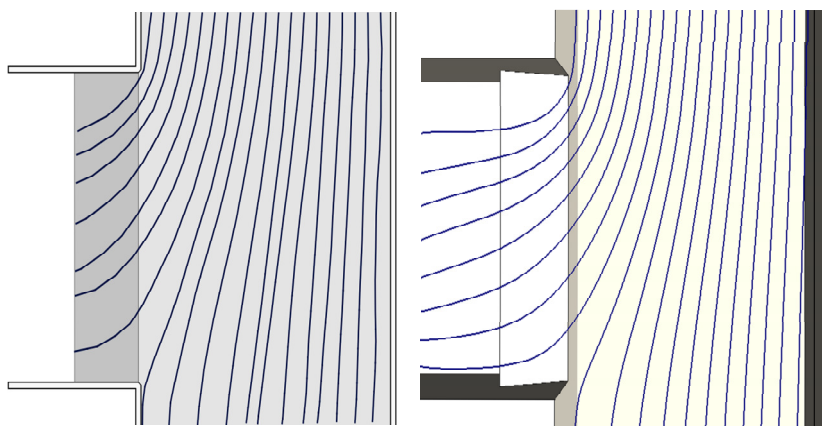
ravnina	r^2					
	korelacija med FM in kEpsilon		korelacija med FM in kOmegaSST		korelacija med FM in LES	
	U_x	U_y	U_x	U_y	U_x	U_y
A	0,7674	0,7822	0,6936	0,6723	0,7573	0,6842
B	0,8811	0,7461	0,8345	0,7353	0,8095	0,7456
C	0,8860	0,8761	0,8733	0,8285	0,7756	0,7706
D	0,9127	0,8310	0,8956	0,8424	0,8736	0,8436
E	0,9097	0,8823	0,8971	0,9012	0,8236	0,8836
Vse ravnine	0,8800	0,8305	0,8388	0,7959	0,8156	0,7996
Vse ravnine, obe komponenti	0,8553		0,8174		0,8036	

Koeficienti so bili iz vrednotenih s pomočjo primerjave izmerjenih in izračunanih hitrosti v vsaki računski celici za celotno območje, kjer so bile izvajane meritve hitrostnih polj. Skupni koeficient r^2 je v primeru kEpsilon modela turbulence 0,855, v primeru kOmegaSST modela 0,817 in v primeru LES modela turbulence 0,804. Pri tem je treba poudariti, da koeficient r^2 v vseh primerih zmanjšuje med drugim tudi napaka v meritvah prečnih hitrosti. Prav tako koeficient v vseh primerih zmanjšuje korelacija v ravnini A, kjer so tako vzdolžne kot tudi prečne hitrosti izredno majhne v primerjavi s hitrostmi v ostalih ravninah. Zaradi tega je tam tudi relativna napaka tako v meritvah kot tudi v numeričnih modelih bistveno večja kot v ostalih ravninah. Npr. razlika med izmerjenimi in izračunanimi hitrostmi 0,01 m/s je v primeru ravnine A ranga 5 %, v primeru ostalih ravnin pa ranga 2 %.

Skupni koeficient r^2 je za primer LES relativno visok, treba pa je poudariti, da na globini, kjer je bilo iz analize vertikalne porazdelitve vzdolžnih hitrosti ugotovljeno največje razhajanje med izmerjenimi in izračunanimi vrednostmi (t. j. na globini približno 3 cm), razmere v horizontalni ravnini niso bile izmerjene. Tako bi dejanski koeficient r^2 za primer LES moral biti (v primeru, če bi izmerili še hitrosti v več horizontalnih ravninah) manjši.

Primerjava izotah izmerjenih in z različnimi modeli turbulence izračunanih vzdolžnih in prečnih hitrosti je za variante iz dodatnih meritev zaradi preglednosti podana v prilogi B. Meritve hitrosti (to so posnetki) vseh ostalih variant kot tudi numerične vrednosti meritev hitrosti so arhivirane v arhivu Katedre za mehaniko tekočin z laboratorijem, na Fakulteti za gradbeništvo in geodezijo, Univerzi v Ljubljani. Podobno kot v primeru analize primera L20_p7.5_Fr2_Fi0 pa lahko za dodatne meritve ugotovimo, da je sovpadanje izračunanih in izmerjenih hitrosti najboljše v primeru kEpsilon modela turbulence, najslabše pa v primeru LES modela s Smagorinskyjevim pod mrežnim modelom.

Ugotovljeno je bilo tudi, da trajektorije, dobljene iz merjenih in izračunanih hitrosti zelo dobro sovpadajo za vse tri primere modelov turbulence. Slika 83 podaja primerjavo trajektorij v ravnini D za primer dodatnih meritev in $\varphi=33^\circ$, dobljenih iz rezultatov numeričnega modela in rezultatov fizičnega modela. V slednjem primeru so bile trajektorije izdelane na osnovi matrik prečnih in vzdolžnih hitrosti v odprtokodnem programu QGIS, ki vsebuje vmesnik za izdelavo trajektorij, ki je v osnovi namenjen izdelavi trajektorij iz 2D numeričnih modelov toka na poplavnih območjih.



Slika 83: Tokovnice dobljene na osnovi izmerjenih hitrosti (levo) in izračunanih hitrosti – kOmegaSST model turbulence (desno), ravnina D, $\varphi=33^\circ$

Figure 83: Streamlines obtained on the basis of the measured (left) and the calculated velocities – kOmegaSST turbulence model (right), plane D, $\varphi = 33^\circ$

4.3.2.2 Primerjava pretokov

Izdelana je bila tudi primerjava izmerjenih in z numeričnim modelom izračunanih pretokov na iztoku kanala in pretokov, ki se prelijejo preko zapornice na bočnem prelivu za primere variant, kjer so bili vsi parametri (to so: F_l , h_{l-p} , L , B , W) razen odprtja zapornice (t. j. φ) fiksirani (t. j. za celotni sklop dodatnih meritev). Na tak način je bilo mogoče preveriti tudi enačbo (71), (73) za C_φ iz poglavja 4.3.1 in vpliv odprtja zapornice na pretočnost objekta, ki je bil pokazan že v poglavju eksperimentalne analize.

V preglednici 16 so podani izmerjeni in izračunani pretoki na vtoku (Q_1) in iztoku kanala (Q_2). Upoštevani so bili trije različni modeli turbulence, kEpsilon, kOmegaSST in LES z uporabo Smagorinskyjevega pod mrežnega modela za variante z različnimi odprtji zapornice (φ).

Iz preglednice je razvidno, da vsi izračunani pretoki z uporabo vseh treh izbranih modelov turbulence zelo dobro sovpadajo z izmerjenimi pretoki na iztoku kanala. Povprečno odstopanje izračunanih pretokov od izmerjenih je v vseh treh primerih v rangu 1 %. Največje odstopanje se sicer pojavi ravno v primeri kEpsilon modela turbulence, za katerega je bilo v prejšnjem poglavju ugotovljeno najboljše ujemanje hitrosti z izmerjenimi. Pri tem pa je treba poudariti, da so razlike v izračunanih pretokih z različnimi modeli turbulence zelo majhni, saj je maksimalno odstopanje med vsemi tremi modeli turbulence le 0,7 %, kar je manj kot pa je merilna negotovost izmerjenih pretokov. Tako v tem primeru težko ocenimo, kateri model izkazuje najboljše rezultate glede dobljenih pretokov na iztoku kanala, vsekakor pa lahko povzamemo, da se rezultati vseh treh modelov turbulence zelo dobro skladajo z izmerjenimi pretoki z odstopanjem v rangu 1 %.

Preglednica 16: Izmerjeni in izračunani pretoki na vtoku in iztoku modela za različne variante odprtja zapornice
Table 16: Measured and calculated flow rates at the inlet and outlet end of the model for different gate opening angles

φ	Q_1	Q_2						
		FM	kEpsilon		kOmegaSST		LES–Smagorinsky	
[°]	[l/s]	[l/s]	[l/s]	[%]	[l/s]	[%]	[l/s]	[%]
0	5,920	4,022	3,947	-1,9	3,972	-1,2	3,998	-0,6
10	6,846	4,482	4,418	-1,4	4,429	-1,2	4,403	-1,8
20	7,537	4,854	4,916	+1,3	4,907	+1,1	4,884	+0,6
33	8,766	5,938	5,855	-1,4	5,878	-1,0	5,839	-1,7
45	9,703	6,999	6,919	-1,1	6,962	-0,5	6,887	-1,6
70	11,019	8,494	8,349	-1,7	8,400	-1,1	8,367	-1,5
90	11,237	8,813	8,838	+0,3	8,830	+0,2	8,856	+0,5
r^2		0,9987			0,9993		0,0135	
Povprečno odstopanje [%]				1,3			0,9	1,2

V preglednici 17 so podani izmerjeni in z vsemi tremi modeli turbulence izračunani pretoki na vtoku kanala oz. modela (Q_1) in pretoki, ki se odlijejo preko zapornice na bočnem prelivu (Q_s). Z razliko pretokov na iztoku kanala je v tem primeru odstopanje izračunanih in izmerjenih vrednosti nekoliko večje. Treba pa je poudariti, da je relativna napaka v tem primeru bistveno večja, saj sam pretok Q_s precej manjši od pretoka Q_2 . Prav tako so bile meritve pretokov opravljene na iztoku kanala, odliti pretoki preko zapornice pa so bili nato iz vrednotenih na osnovi izmerjenega vtočnega pretoka Q_1 in izmerjenega iztočnega pretoka iz kanala Q_2 . Tako je tudi negotovost iz meritev iz vrednotenih pretokov Q_s manjša kot v primeru pretokov Q_2 . Analiza te problematike je podrobneje opisana v poglavju 3.4.3.

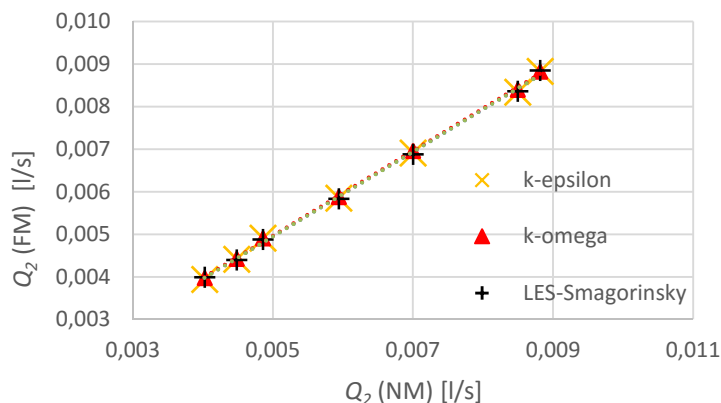
Kljub ugotovitvam o večji relativni napaki pri izrednotenju izmerjenih pretokov Q_s , pa lahko glede na preglednico 17 ugotovimo, da se izmerjeni in izračunani pretoki vseeno dobro ujemajo. Povprečno odstopanje izmerjenih in izračunanih pretokov se giba med 2,1 do 3,1 %. Podobno kot v primeru pretokov Q_2 je tudi pri pretokih Q_s odstopanje med izmerjenimi in izračunanimi pretoki najmanjše v primeru uporabe kOmegaSST modela turbulence. Najslabše ujemanje pa se pojavi v primeru uporabe LES-Smagorinskyjevega modela turbulence. V primeru uporabe LES modela turbulence lahko pride do nekoliko večjega odstopanja v pretokih tudi zaradi večjega nihanja pretokov preko zapornice, kar je posledica večjih fluktuacij hitrosti. V primeru kEpsilon in kOmegaSST modela nihanje pretoka praktično ne bi smelo biti prisotno in lahko vso nihanje pripišemo numerični napaki. V primeru LES modela pa do nihanja lahko pride, seveda pa del vključuje tudi numerično napako modela. Tak model za določanje nekih povprečnih vrednosti pretokov zato ni preveč primeren. Kljub temu lahko povzamemo, da odstopanje med izmerjenimi in z LES modelom turbulence izračunanimi pretoki ni preveliko za potrebe splošnih hidravličnih analiz takšnih primerov objektov, saj znaša povprečno odstopanje od meritev 2,9 %, maksimalno pa 5 %.

Preglednica 17: Izmerjeni in izračunani pretoki na vtoku modela in pretoki preko zapornice za različne variante odprtja zapornice

Table 17: Measured and calculated flow rates at the inlet of the model and the flow over the gate for the different opening gate angles

φ	Q_1	Q_s						
		FM	kEpsilon		kOmegaSST		LES-Smagorinsky	
[°]	[l/s]	[l/s]	[l/s]	[%]	[l/s]	[%]	[l/s]	[%]
0	5,92	1,90	1,973	+4,0	1,948	+2,6	1,922	+1,3
10	6,85	2,36	2,427	-2,7	2,417	+2,3	2,442	+3,3
20	7,54	2,68	2,620	-2,3	2,630	-2,0	2,653	-1,1
33	8,77	2,83	2,911	+2,9	2,889	+2,1	2,928	+3,5
45	9,70	2,70	2,784	+2,9	2,741	+1,4	2,816	+4,1
70	11,02	2,53	2,670	+5,7	2,619	+3,7	2,653	+5,0
90	11,24	2,42	2,399	-1,0	2,407	-0,7	2,381	-1,8
r^2		0,9484			0,9737		0,9604	
povprečna napaka [%]				3,1			2,1	2,9

Dobro ujemanje med izračunanimi in izmerjenimi pretoki Q_s je razvidno tudi iz slike 84, ki podaja njihovo linearno korelacijo. V tem primeru pomeni FM rezultate fizičnega modela, NM pa rezultate numeričnega modela.



Slika 84: Linearna korelacija med merjenimi pretoki na iztoku kanala in izračunanimi pretoki za različne variante kota odprtja

Figure 84: The linear correlation between the measured and the calculated flow rates at the outlet of the channel for different gate opening angles

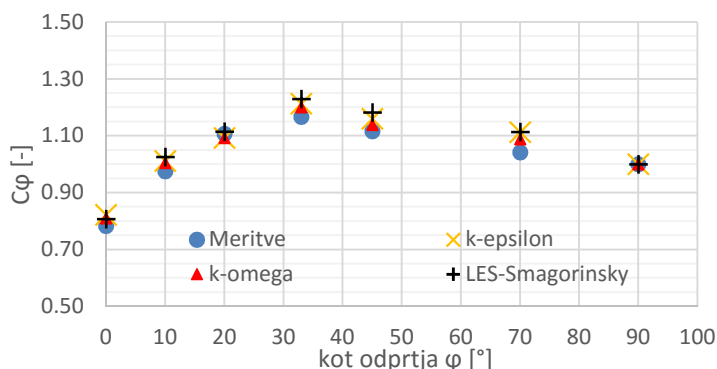
Za verifikacijo nove enačbe za C_φ in na splošno vpliva odprtja zapornice na koeficient preliva, so bili iz pretokov, izračunanih z numeričnimi modeli, izvrednoteni še koeficienti C_φ , ki so prikazani v preglednici 18. Za primerjavo so v preglednici podani še koeficienti C_φ , dobljeni iz meritev pretokov in tisti, dobljeni s pomočjo enačbe (71), ki je bila izdelana v sklopu te študije. Vpliv odprtosti zapornice na C_φ je razviden tudi iz rezultatov numeričnih modelov, saj je povprečno odstopanje med C_φ , dobljenimi iz meritev in iz rezultatov numeričnih modelov, pri vseh treh modelih turbulence v območju 2,4 do 3,9 %. Rezultati numeričnih modelov se dobro ujemajo tudi z vrednostmi C_φ , ki so bile izračunane s pomočjo nove enačbe (71).

Preglednica 18: Koeficienti preliva C_φ dobljeni iz meritev in iz rezultatov numeričnih modelov ter izračunani koeficienti po novi enačbi za C_φ za različne variante odprtja zapornice

Table 18: Weir coefficient C_φ derived from measurements and from the results of the numerical model and the coefficients calculated according to the new formula for C_φ for different variants of the opening gate angle

φ		C_φ					W	h_1	p	h_1-p
		FM	kEpsilon	kOmegaSST	LES Smag.	Enačba (71)				
[rad]	[°]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[m]	[m]	[m]	[m]
0,000	0	0,783	0,822	0,809	0,807	0,811	0,060	0,110	0,075	0.0354
0,175	10	0,975	1,012	1,004	1,026	1,045	0,060	0,121	0,085	0.0353
0,349	20	1,107	1,092	1,093	1,114	1,164	0,060	0,131	0,096	0.0351
0,576	33	1,167	1,213	1,200	1,230	1,210	0,060	0,143	0,108	0.0354
0,785	45	1,116	1,160	1,139	1,183	1,188	0,059	0,152	0,118	0.0349
1,222	70	1,042	1,113	1,088	1,114	1,074	0,059	0,166	0,130	0.0355
1,571	90	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	0,059	0,168	0,135	0.0339
r^2			0,974	0,987	0,980	0,985				
povprečna napaka [%]			3,5	2,4	3,9	4,1				

Najmanjše odstopanje pa je za razliko od predhodnih primerjav pretokov, v primeru uporabe kOmegaSST modela turbulence. Če povzamemo, pa so izračunani pretoki z uporabo vseh treh modelov turbulence znotraj merilne negotovosti meritev, zato je precej nesmiselno sklepati iz dobljenih rezultatov, kateri daje najbolj pravilne rezultate. Vsekakor pa lahko povzamemo, da so, glede na primerjavo izračunanih in izmerjenih pretokov in z upoštevanjem merilne negotovosti, vsi trije modeli turbulence primerni za hidravlično analizo oz. specifično za določitev pretočnosti takšnega objekta. Slika 85 prikazuje odvisnost koeficienta C_φ in kota odprtja glede na eksperimentalno in numerično analizo. Razvidno je, da rezultati numeričnih modelov kažejo podobno odvisnost med C_φ in kotom odprtja kot meritve.



Slika 85: Koeficient C_φ v odvisnosti od kota odprtja zapornice φ

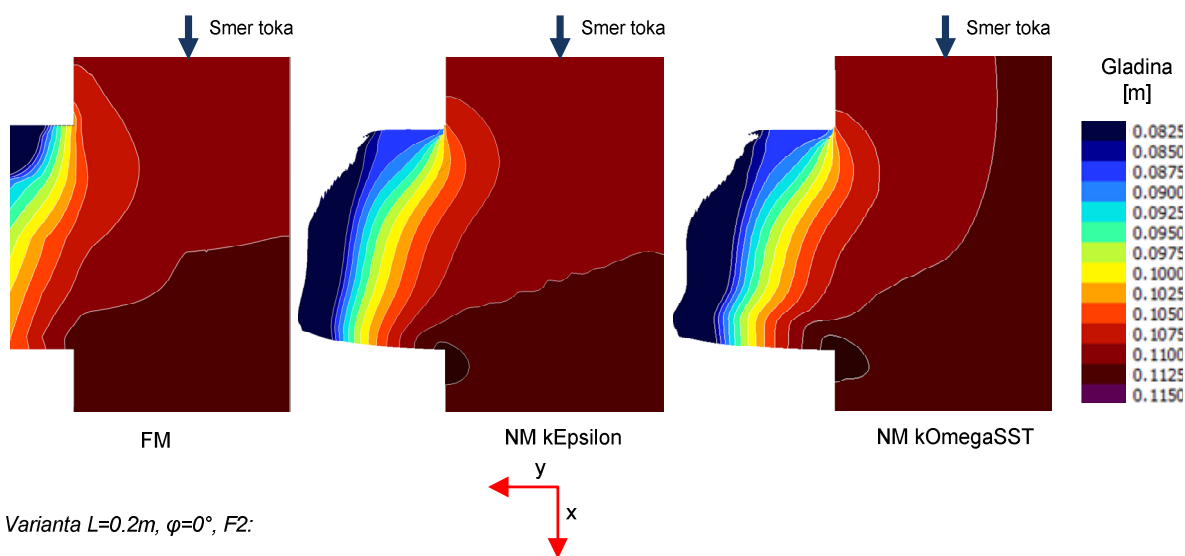
Figure 85: Coefficient C_φ in dependence on the opening gate angle φ

4.3.2.3 Primerjava gladin in tlakov

Analizirano je bilo tudi ujemanje izmerjenih in z numeričnim modelom izračunanih gladin. Kot prvo je bila izdelana podrobna analiza za primer L20_p7.5_Fr1_Fi0, nato pa še za primere različnih odprtij zapornice (t. j. za vse variante dodatnih meritev).

Za prvi primer je bilo ugotovljeno, da gladine, izračunane s kEpsilon modelom turbulence, najbolj sovpadajo z izmerjenimi. Pri tem je treba omeniti, da so trendi poteka izračunanih gladin v vseh treh primerih modela turbulence zelo podobni in v vseh treh primerih zelo dobro sovpadajo s trendi poteka izmerjenih gladin. Gladine, ki so bile izračunane s pomočjo LES modela turbulence, so bile zaradi lažje primerjave z meritvami in rezultati ostalih dveh modelov turbulence časovno povprečene.

Slika 86 prikazuje primerjavo izmerjenih in s kEpsilon ter kOmegaSST modelom turbulence izračunanimi izobatami (črte istih gladin). Razvidno je, da izračunane gladine zelo dobro sovpadajo z izmerjenimi. Nekoliko manjše razhajanje je razvidno v primeru kEpsilon modela turbulence. Črte enakih gladin so v tem primeru podane na 5 mm.



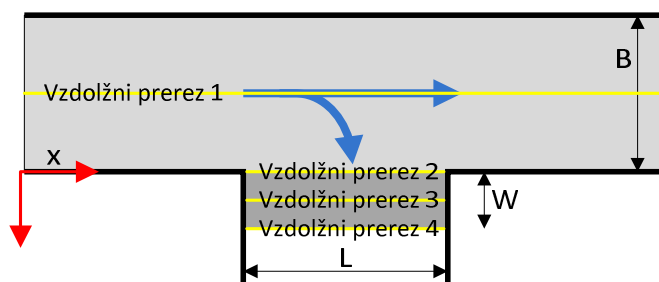
a) b) c)
Slika 86: Primerjava izmerjenih (FM, levo) ter s kEpsilon (NM kEpsilon, sredina) in kOmegaSST modelom turbulence (NM kOmegaSST, desno) izračunanih gladin

Figure 86: Comparison of contours of the measured (a) and with kEpsilon (b) and kOmegaSST turbulence model (c) calculated water surface

V nadaljevanju so bili izdelani vzdolžni profili gladin v štirih prerezih, to so:

- vzdolžni prerez 1, ki poteka po sredini kanala,
- vzdolžni prerez 2, ki poteka po gorvodnem robu zapornice,
- vzdolžni prerez 3, ki poteka po sredini zapornice in
- vzdolžni prerez 4, ki poteka po dolvodnem robu zapornice.

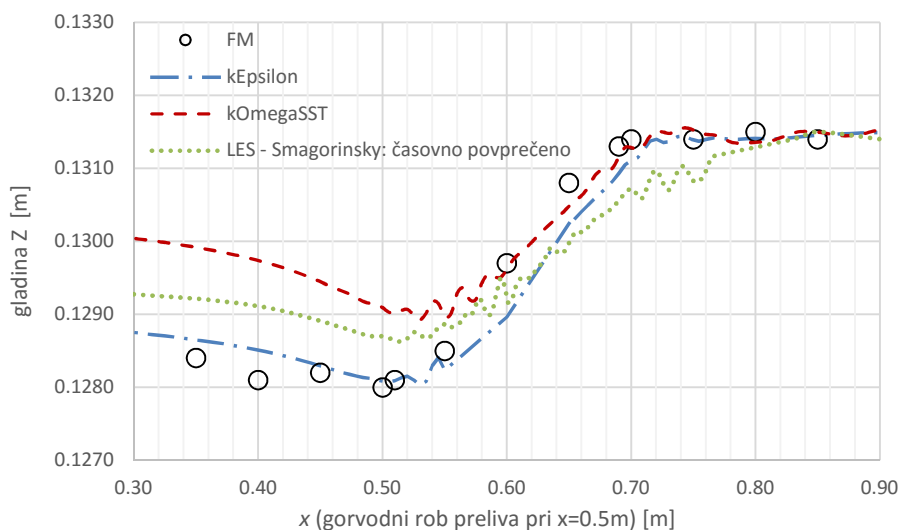
Za boljšo predstavbo so lokacije izbranih vzdolžnih prerezov podane tudi na sliki 87. Gladine so bile na fizičnem modelu izmerjene z ostnim merilom, lokacije meritev pa so podane v poglavju 4.1 (Slika 15).



Slika 87: Lokacije vzdolžnih prerezov gladin

Figure 87: Locations of the longitudinal sections of water surfaces

Slika 88 prikazuje vzdolžne poteke gladin po sredini kanala, izračunane z numeričnim modelom in z različnimi modeli turbulence ter z ostnim merilom izmerjene gladine (FM). Razvidno je, da izmerjene gladine najbolj sovpadajo z rezultati numeričnega modela, kjer je bil uporabljen kEpsilon model turbulence. Nekoliko slabše sovpadanje je razvidno za primer izračunanih gladin z LES modelom turbulence, največje odstopanje izračunanih od izmerjenih gladin pa se pojavi v primeru kOmegaSST modela turbulence. Pri tem je treba poudariti, da je največje odstopanje izračunanih in izmerjenih gladin v primeru kOmegaSST modela turbulence le v rangju 1 mm, kar je manj kot 1 % celotne globine. Trendi poteka gladin so v primeru vseh treh modelov turbulence zelo podobni trendom izmerjenih gladin. Koeficient linearne korelacije r^2 med izmerjenimi in izračunanimi gladinami za obravnavano varianto na območju kanala (15 cm gorvodno od gorvodnega roba bočnega preliva do 15 cm dolvodno od dolvodnega roba bočnega preliva) za primer kEpsilon modela turbulence znaša 0,953, za primer kOmegaSST 0,909 ter za primer LES modela turbulence s Smagorinskyjevim pod mrežnim modelom 0,925. Povprečno odstopanje izračunanih gladin od izmerjenih je za obravnavano varianto na območju kanala v primeru kEpsilon modela 0,4 mm, v primeru kOmegaSST modela 0,8 mm in v primeru LES modela pa 0,6 mm.

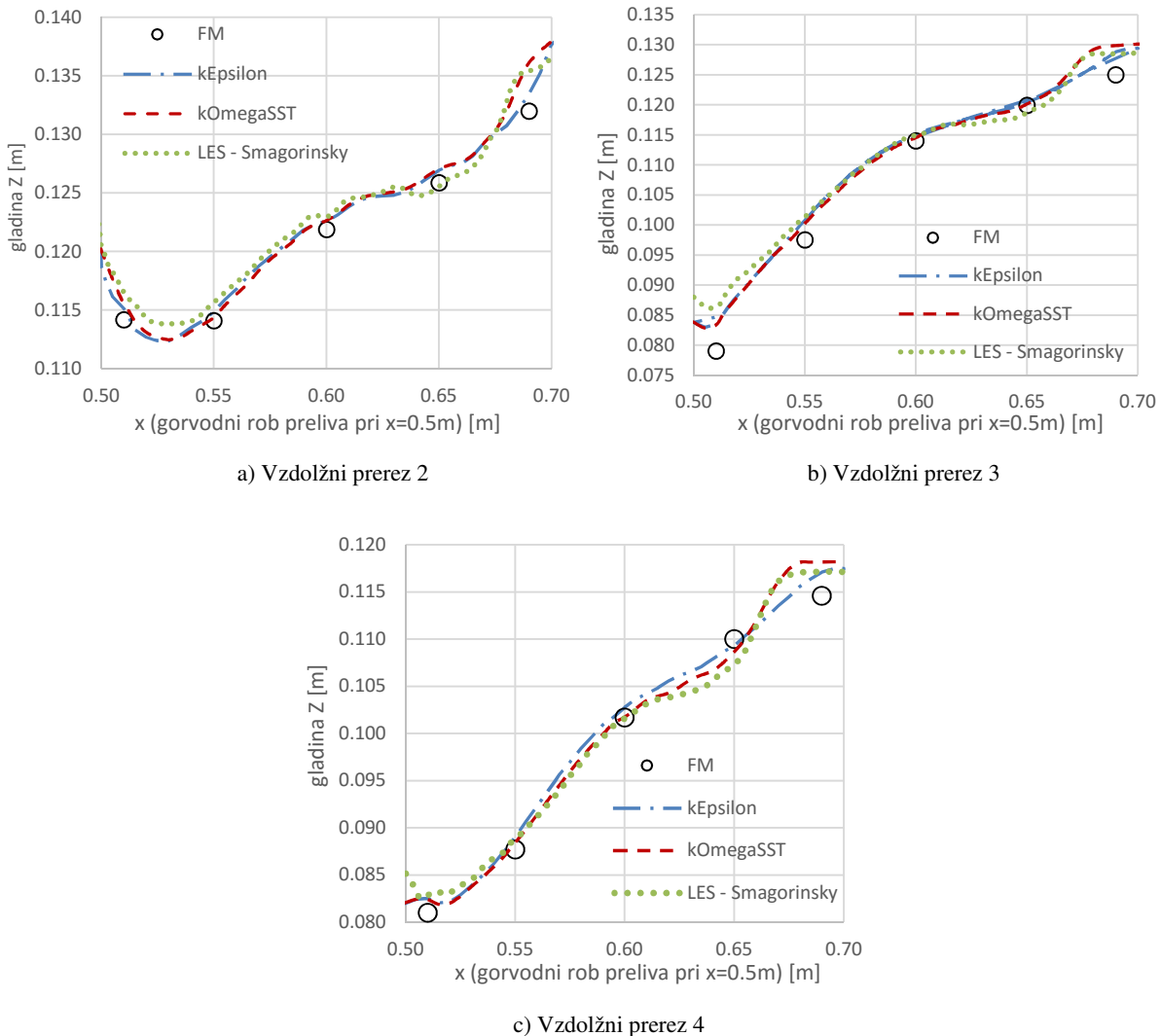


Slika 88: Vzdolžni potek gladin po sredini kanala (Vzdolžni prerez 1) za primer L20_Fr1_Fi0

Figure 88: Longitudinal section of the water surface in the middle of the channel (longitudinal section 1), for the variant L20_Fr1_Fi0

Slika 89 prikazuje vzdolžne prereze gladin na območju zapornice. Prikazane so tako z numeričnim modelom in z različnimi modeli turbulence izračunane gladine kot tudi z ostnim merilom izmerjene gladine (FM). Razvidno je, da na območju zapornice trendi izračunanih gladin v vseh primerih modelov

turbulence zelo dobro sovpadajo s trendi izmerjenih gladin. Koeficient r^2 za obravnavano varianto na območju zapornice v primeru kEpsilon modela turbulence znaša 0,994, v primeru kOmegaSST modela 0,991 in v primeru LES modela 0,993, povprečna odstopanja izračunanih gladin od izmerjenih pa so 1,4mm za kEpsilon, 1,7 mm za kOmegaSST in 1,5 mm za primer LES modela turbulence.



Slika 89: Vzdolžni poteki gladin za primer L20_Fr1_Fi0: po notranjem robu zapornice – vzdolžni prerez 2 (a); po sredini zapornice - vzdolžni prerez 3 (b); po zunanjem robu zapornice – vzdolžni prerez 3 (c)

Figure 89: Longitudinal sections of the water surface for the variant L20_Fr1_Fi0: at the inner edge of the gate – the longitudinal section 2 (a); in the middle of the gate – the longitudinal section 3 (b); the outer edge of the gate – the longitudinal section 3 (c)

Za ostale variante dodatnih meritev so bili iz vrednoteni koeficienti linearne korelacije r^2 , ki podajajo korelacijo med izmerjenimi in izračunanimi gladinami za različne vrste modelov turbulence. Prav tako je bilo iz vrednoteno povprečno odstopanje izračunanih in izmerjenih gladin, ki je bilo določeno po enačbi

$$\frac{\sum_n |H_{FM} - H_{NM}|}{n} \quad (80)$$

kjer so:

H_{FM} izmerjena gladina,
 H_{NM} izračunana gladina ter
 n št. vseh točk, kjer so bile izvedene meritve gladin.

Koeficienti linearne korelacije in povprečno odstopanje izmerjenih in izračunanih gladin so v naslednjih preglednicah podane posebej za širše območje kanala in zapornice ter posebej samo za območje zapornice, kjer je naklon gladine precej večji kot pa v samem kanalu.

Preglednica 19: Korelacija med izračunanimi in izmerjenimi gladinami ter njihova povprečna razlika na celotnem obravnavanem območju

Table 19: The correlation between the calculated and measured water surface and their average difference on the whole area in consideration

φ	r^2 med NM in FM			povprečno odstopanje NM od FM					
	kEpsilon	kOmegaSST	LES-Smagorinsky	kEpsilon		kOmegaSST		LES-Smagorinsky	
[°]	[-]	[-]	[-]	[mm]	[%]	[mm]	[%]	[mm]	[%]
0	0,984	0,981	0,997	0,6	2,3	0,7	2,6	0,1	0,9
10	0,978	0,976	0,975	0,7	1,8	0,7	2,0	0,9	2,0
20	0,976	0,983	0,988	0,8	1,4	0,7	1,6	0,6	1,2
33	0,966	0,961	0,959	0,5	1,4	0,7	1,5	0,7	1,3
45	0,925	0,915	0,959	1,1	2,2	1,0	2,7	0,7	1,7
70	0,979	0,975	0,967	0,5	1,0	0,5	1,5	0,8	1,6
90	0,980	0,975	0,956	0,5	-0,5	0,5	-0,2	0,7	-1,8

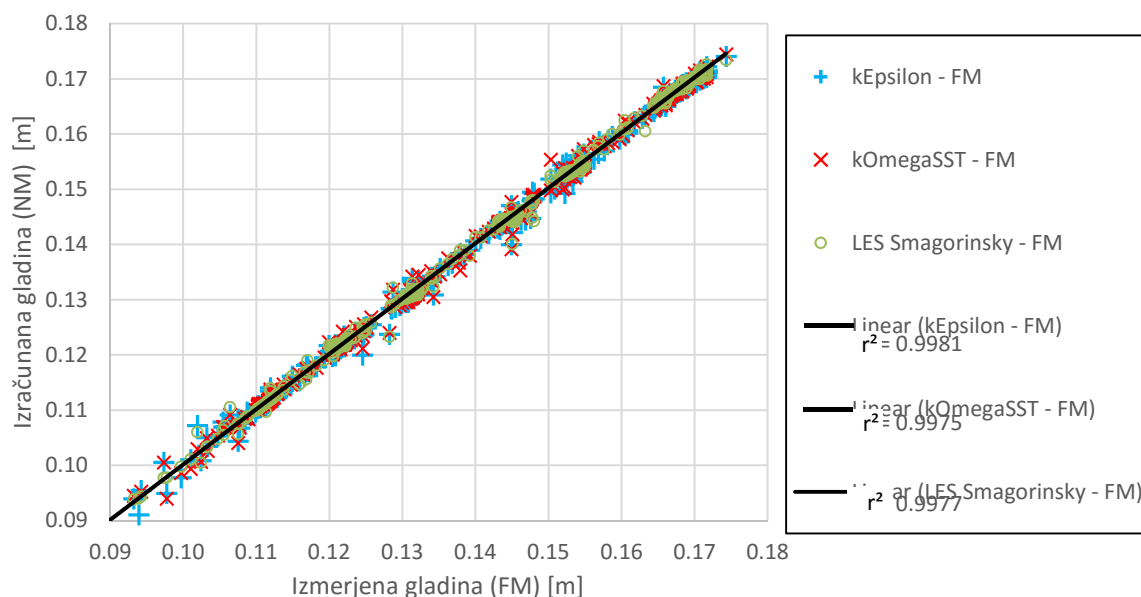
Preglednica 20: Korelacija med izračunanimi in izmerjenimi gladinami ter njihova povprečna razlika na območju zapornice

Table 20: The correlation between the calculated and measured water surface and their average difference on the area of the gate

φ	r^2 med NM in FM			povprečno odstopanje NM od FM					
	kEpsilon	kOmegaSST	LES-Smagorinsky	kEpsilon		kOmegaSST		LES-Smagorinsky	
[°]	[-]	[-]	[-]	[mm]	[%]	[mm]	[%]	[mm]	[%]
0	0,930	0,839	1,000	1,3	7,7	1,5	8,4	0,3	3,2
10	0,958	0,957	0,955	1,6	6,2	1,7	6,6	1,7	6,2
20	0,960	0,982	0,983	1,2	4,2	1,2	4,7	1,0	3,6
33	0,941	0,936	0,948	1,7	6,8	1,5	9,2	1,2	5,7
45	0,929	0,881	0,941	1,2	3,7	1,4	4,0	1,0	2,4
70	0,979	0,978	0,969	0,7	3,2	0,9	4,8	1,1	4,8
90	0,994	0,993	0,959	0,5	-1,8	0,4	-1,0	0,9	-5,7

Tako lahko povzamemo, da je sovpadanje izmerjenih in izračunanih gladin z uporabo vseh treh modelov turbulence zelo dobro. Pri tem je odstopanje izračunanih in izmerjenih gladin v primeru uporabe kEpsilon in LES modela turbulence nekoliko manjše kot pa v primeru uporabe kOmegaSST. Pri vseh treh modelih turbulence je odstopanje izračunanih od izmerjenih gladin na območju zapornice največje, kar pa je tudi posledica dejstva, da je na tem območju merilna negotovost izmerjene gladine zaradi njenega strmega naklona precej večja kot pa na območju kanala. Skupni koeficienti linearne korelacije

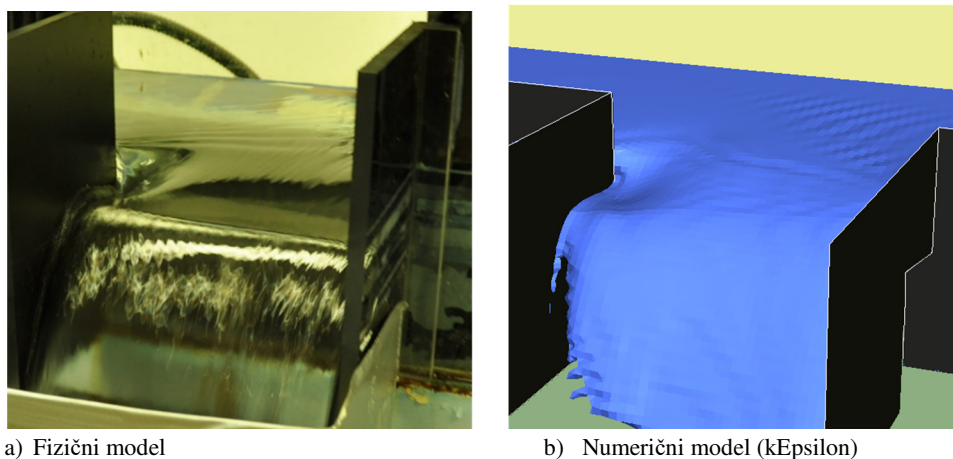
r^2 med izmerjenimi in izračunanimi gladinami za vse variante dodatnih meritev in vseh treh vrst modelov turbulence so podani na sliki 90.



Slika 90: Linearna korelacija med izmerjenimi in z numeričnim modelom izračunanimi gladinami za vseh 7 variant dodatnih meritev

Figure 90: Linear correlation between the measured and with the numerical model calculated water levels for all seven variants of the additional measurements

Slika 91 prikazuje primerjavo gladine iz fizičnega modela in izračunane s kEpsilon modelom turbulence. Razvidno je dobro ujemanje depresije v gladini, ki nastane tik za gorvodnim robom bočnega preliva.



a) Fizični model

b) Numerični model (kEpsilon)

Slika 91: Gladina v fizičnem modelu (a) in izračunana gladina z numeričnim model in kEpsilon modelom turbulence (b)

Figure 91: The water surface in the physical model (a) and with the help of the kEpsilon turbulence model calculated water surface (b)

Numerični model je bil zraven hitrosti in gladin verificiran še z meritvami tlakov, ki delujejo na zapornico. Potek meritev tlakov je podrobneje opisan v poglavju 3.3.3. V tem delu so izmerjeni tlaki povzeti in primerjani z izračunanimi tlaki, ki so bili dobljeni iz kEpsilon modela turbulence. Preglednica 21 podaja izračunane in izmerjene tlake v 6 piezometrih ter njihovo odstopanje. Prav tako so kot kontrola

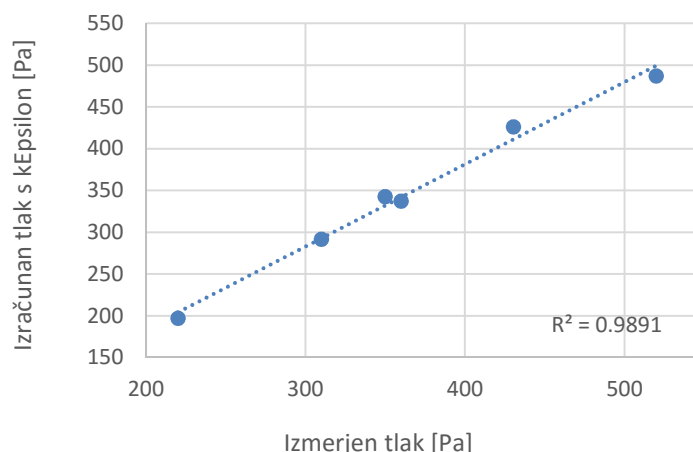
dodane še meritve globin, ki so dobljene iz merjenih gladin in izmerjene višinske lokacije piezometra na zapornici.

Preglednica 21: Primerjava izmerjenih in z numeričnim modelom (kEpsilon) izračunanih tlakov na zapornico ter izmerjenih in izračunanih globin vode na zapornici za varianto L20_dod_mer_Fi20

Table 21: Comparison of the measured and with the numerical model (kEpsilon) calculated pressure on the gate, and the measured and calculated water depths on the gate for the variant L20_dod_mer_Fi20

		piezometer					
		p1	p2	p3	p4	p5	p6
Izmerjen statični tlak	[mbar]	5,2	4,3	3,5	3,7	3,2	2,2
	[Pa]	520	430	350	360	310	220
Izračunan statični tlak	[Pa]	487,2	426,3	342,8	337,5	291,6	197,2
odstopanje tlakov	[%]	6,3	0,9	2,0	6,3	5,9	10,4
Izmerjena globina	[cm]	5,16	4,72	3,10	3,73	3,38	2,01
Izračunana globina	[cm]	5,15	4,73	3,26	3,77	3,31	2,21
odstopanje globin	[%]	0,2	-0,3	-5,0	-0,9	2,0	-9,8

Opazimo lahko, da izmerjeni in izračunani tlaki na zapornici relativno dobro sovpadajo, razen v piezometru 6, kjer je odstopanje večje od 10 %. Pri tem je treba poudariti, da je merilna negotovost pri meritvah tlakov v tem primeru precej velika, saj le-ta znaša 10 Pa, kar je npr. v primeru piezometra p6 skoraj 5 %. Dodatna napaka ob meritvah tlakov je lahko posledica napake ostnega merila, ki je bilo uporabljeno za določitev t. i. "ničle" tlačne sonde. V piezometru p6 nastopi tudi precej veliko nihanje gladine, saj se le ta nahaja na gorvodnem robu zapornice, tik za gorvodnim robom bočnega preлива, kjer je padeč gladine zelo velik, globina vode precej majhna, nihanje gladine pa opazno veliko. Seveda pa je razhajanje izračunanih in izmerjenih tlakov lahko tudi posledica napake v rezultatih numeričnega modela. Kljub temu lahko povzamemo, da daje numerični model dovolj dobre rezultate za nadaljnje analize tlakov, predvsem zaradi dobrega ujemanja izmerjenih in izračunanih trendov tlaka. Da le-ti dobro sovpadajo, je razvidno tudi iz slike 92, ki prikazuje linearno korelacijo izmerjenih in izračunanih tlakov na zapornico za varianto L20_dod_mer_Fi20.



Slika 92: Linearna korelacija izmerjenih in z numeričnim modelom (kEpsilon) izračunanih tlakov na zapornico
Figure 92: The linear correlation between the measured and with the numerical model (kEpsilon) calculated pressure on the gate

4.3.2.4 Bistvene ugotovitve – ocena odstopanja rezultatov od meritev

Ugotovljeno je bilo, da imata hrapavost in pravilna uporaba stenskih funkcij v numeričnem modelu pomemben vpliv na natančnost rezultatov. V ta namen so bili koeficienti v stenskih funkcijah umerjeni za obravnavano vrsto toka glede na izmerjene hitrosti. Rezultati hitrosti, pretokov in gladin numeričnih modelov so bili nato še verificirani za ostale obravnavane variante s pomočjo izmerjenih veličin. Ugotovljeno je bilo, da so izbrane vrednosti koeficientov v stenskih funkcijah, ki se nanašajo na hrapavost sten, ustrezne. Tako je bila v primeru kEpsilon in kOmegaSST modela turbulence uporabljena vrednost koeficient »roughnessHeight« (oz. RH) 0,002, kar bi po empiričnih zvezah ustrezalo rangu Manningovega koeficienta 0,015 do 0,017. Pri tem je treba poudariti, da gre za približno oceno, saj je dejanski Manningov koeficient takšnega kanala predvidoma nekoliko manjši (med 0,012 do 0,015). Treba pa je tudi upoštevati vse ostale ovire, ki so bile vključene v fizični model (kot je npr. bakrena plošča in vilice z bakreno žičko) in lahko vplivajo na tokovne razmere ter jih je mogoče v numeričnem modeliranju obravnavati kot dodatne energijske izgube zaradi hrapavosti.

Iz primerjave izmerjenih in izračunanih hitrosti lahko zaključimo, da daje glede na meritve najboljše rezultate v primeru vseh obravnavanih variant numerični model, kjer je bil uporabljen kEpsilon model turbulence. Odstopanja od izmerjenih hitrosti so v povprečju manjša od 5 %, kar je izredno dobro, glede na to, da je ocenjena merilna negotovost vizualizacijske metode 5 % (Bajcar in sod., 2009). V primeru uporabe kOmegaSST modela turbulence so odstopanja od izmerjenih hitrosti nekoliko večja, ampak ne bistveno kot v primeru kEpsilon modela. Največje odstopanje od izmerjenih hitrosti je bilo ugotovljeno v primeru uporabe LES–Smagorinsky modela turbulence. Le-to je najverjetneje posledica premalo zgoščene numerične mreže in neustreznost stenskih funkcij za primer LES modeliranja. Stenske funkcije bi bilo najverjetneje treba prilagoditi za obravnavani primer toka vode. Še vedno pa je treba upoštevati dejstvo, da je merilna negotovost uporabljene metode, glede na predhodne študije ranga 5 % in tako 10 % odstopanje numeričnega modela, ki se pojavi v določenih primerih in lokacijah v primeru LES modela, ni tako slabo. Da dobimo največjo natančnost rezultatov numeričnega modela, je namreč treba odšteti še negotovost meritev. Kar bi pomenilo, da bi v tem primeru bila natančnost izračunanih hitrosti numeričnega modela z LES modelom turbulence največ 5 %. Podobno odstopanje rezultatov numeričnega modela od izmerjenih hitrosti so dobili tudi drugi avtorji (Zhenweia in sod., 2012), t. j. ranga 5 %. Vsi trije modeli turbulence dajejo glede na trend hitrosti (oz. porazdelitev hitrosti) dobre rezultate, saj je bil v vseh treh primerih pri obravnavani varianti L20_p7.5_Fr2_Fi0 skupni koeficienti linearne korelacije r^2 med izračunanimi in izmerjenimi hitrostmi večji od 0,8. Tako lahko povzamemo naslednje bistvene ugotovitve primerjave rezultatov numeričnega modela in meritev:

- vpliv hrapavosti ostenja ima pomemben vpliv na porazdelitev hitrosti,
- hrapavost sten je mogoče ustrezno zajeti s pomočjo pravilno izbranih stenskih funkcij in ustreznih numeričnih koeficientov, ki se nanašajo na hrapavost stene,
- umerjena vrednosti koeficienta »roughnessHeight« (oz. RH) za obravnavan model je v primeru kEpsilon in kOmegaSST modela 0,002 in je večja kot v primeru LES modela turbulence, kjer je le-ta znašala 0,0005,
- najboljše sovpadanje izračunanih in izmerjenih hitrosti je bilo ugotovljeno v primeru uporabe kEpsilon modela turbulence,
- najboljše sovpadanje izračunanih in izmerjenih pretokov preko bočnega preлива je bilo ugotovljeno v primeru uporabe kOmegaSST modela turbulence,
- najboljše sovpadanje izračunanih in izmerjenih gladin je bilo ugotovljeno v primeru uporabe kEpsilon in LES modela turbulence,

- v splošnem lahko povzamemo, da daje najustrežnejše rezultate kEpsilon model turbulence, zato je v nadaljevanju bil uporabljen kot orodje za dodatne analize in izrednotenje tlakov, ki delujejo na zapornico pri različnih obratovanjih zapornice.

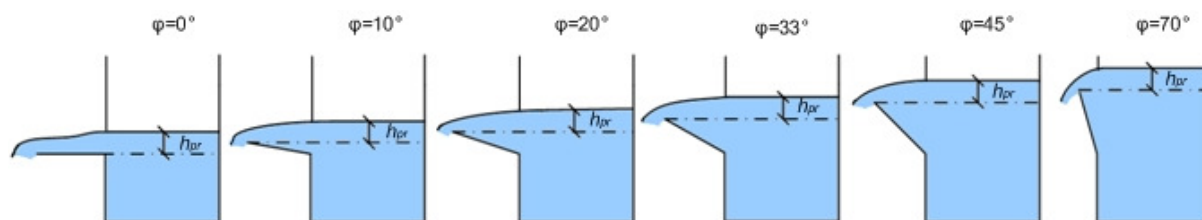
4.3.3 Porazdelitev tlakov po zapornici

S pomočjo numeričnega modela je bilo mogoče izdelati analizo vpliva kota odprtja zapornice na porazdelitev tlakov na zapornico. Obravnavani so bili statični (p_s), hidrostatični (p_{hs}) in razlika med statičnimi in hidrostatičnimi tlaki (Δp), ki podaja povečanje ali zmanjšanje tlaka zaradi gibanja tekočine (glede na hidrostatični tlak). Neposreden rezultat numeričnega modela so statični tlaki, ki so zajeti v Navier-Stokesovih enačbah. Hidrostatični tlaki so bili izrednoteni s pomočjo indeksirne funkcije α , kjer je bilo privzeto, da se medfazna površina nahaja na lokaciji $\alpha=0,5$ (Prosperetti in Tryggvason, 2009).

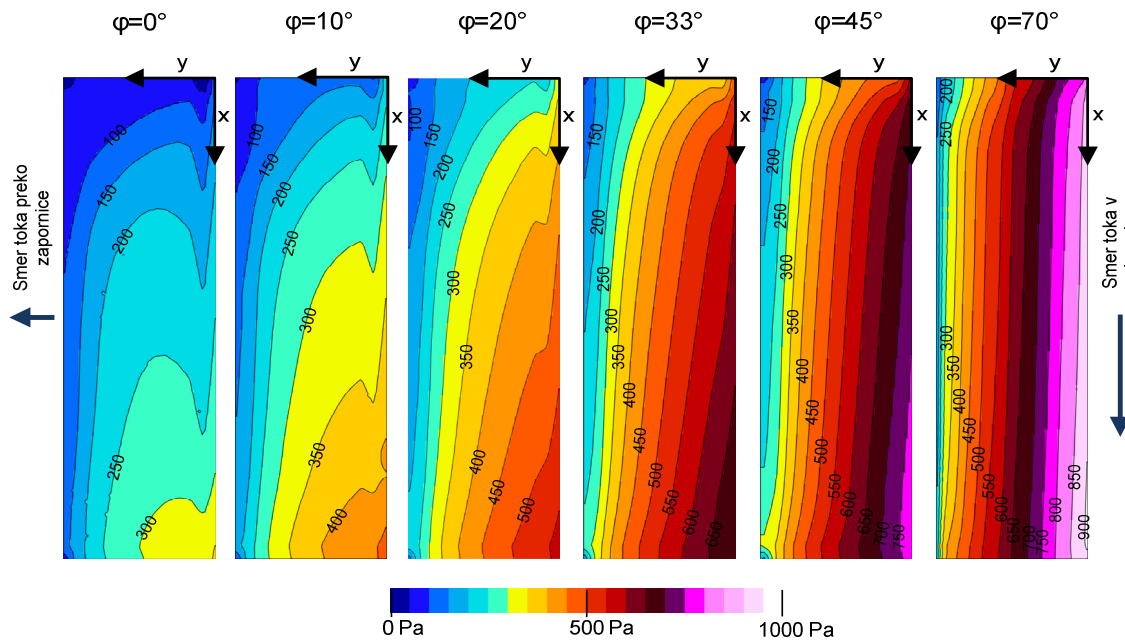
Obravnavana sta bila dva scenarija. Pri prvem je bila fiksirana prelivna višina ter Froudeovo število na vtoku v kanal (prav tako so bili fiksirani ostali geometrijski parametri), spreminjalo pa se je kot odprtja φ . Takšen scenarij je primeren za obravnavo vpliva kota odprtja zapornice na hidravlične razmere, neodvisno od drugih hidravličnih parametrov. Vpliv kota odprtja je tako mogoče dovolj dobro izolirati od drugih vplivnih parametrov ter ga obravnavati povsem ločeno, saj so vsi ostali hidravlični in geometrijski parametri konstantni in zato ne morejo imeti spreminjajočega vpliva na hidravlične razmere ob analiziranju posameznih kotov odprtja. Pri drugem pa je bila obravnavana konstantna zajezna gladina (dolvodni robni pogoj) ter konstantni pretok na vtoku kanala, spreminjalo pa se je kot odprtja zapornice φ . Pri tem je bila zajezna gladina na takšni višini, da voda pri odprtju zapornice $\varphi=70^\circ$ ni tekla preko zaklopke. Tak scenarij je podoben odpiranju zapornice visokovodnega razbremenilnika na vodotoku, kjer se velikokrat zapornice ob pojavu visoke vode popolnoma spustijo, vtočni pretok in zajezna gladina pa se v tem času ne spremenita. Pri tem pa je zaježitvena gladina enaka koti roba zapornice (ponavadi) pri $\varphi=70^\circ$ (poglavje 2.5.3).

4.3.3.1 Fiksna prelivna višina

V prvem delu analize tlakov so bile obravnavane variante z enako prelivno višino in vtočnim Froudeovim številom ter različnimi koti odprtja. Slika 94 prikazuje skupne tlake na zapornico pri različnih kotih odprtja. Razvidna je sprememba v trendu porazdelitve tlakov med kotoma odprtja $\varphi=20^\circ$ in $\varphi=33^\circ$. Zanimivo je dejstvo, da bila že v eksperimentalni analizi ugotovljena sprememba v trendu naraščanja pretočne površine na dolvodnem robu zapornice z naraščanjem kota odprtja ravno pri varianti, kjer je $\varphi=33^\circ$. Omenjena sprememba ima vpliv tudi na potek krivulje $C_\varphi(\varphi)$, kjer se trend prav tako obrne pri varianti, kjer je $\varphi=33^\circ$. Skice obravnavanih variant s fiksno prelivno višino so podane na naslednji sliki.



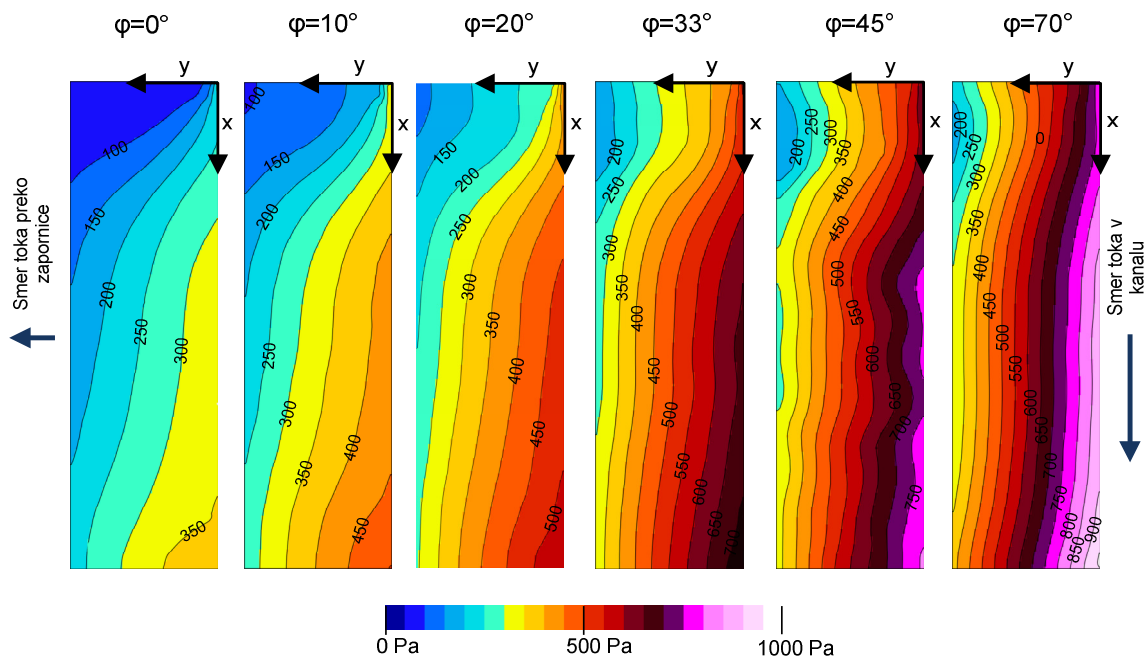
Slika 93: Variante za analiziranje tlakov pri konstantni prelivni višini h_{pr} in različnih φ
Figure 93: Variants for the analysis of pressure at constant overflow heights h_{pr} and different φ



Slika 94: Statični tlaki p_s na zapornico izračunani s $kEpsilon$ modelom turbulence za različne kote odprtja φ in pri fiksni prelivni višini

Figure 94: Static pressure p_s acting on the gate as calculated by $kEpsilon$ turbulence model for different opening angles φ and for a fixed overflow height

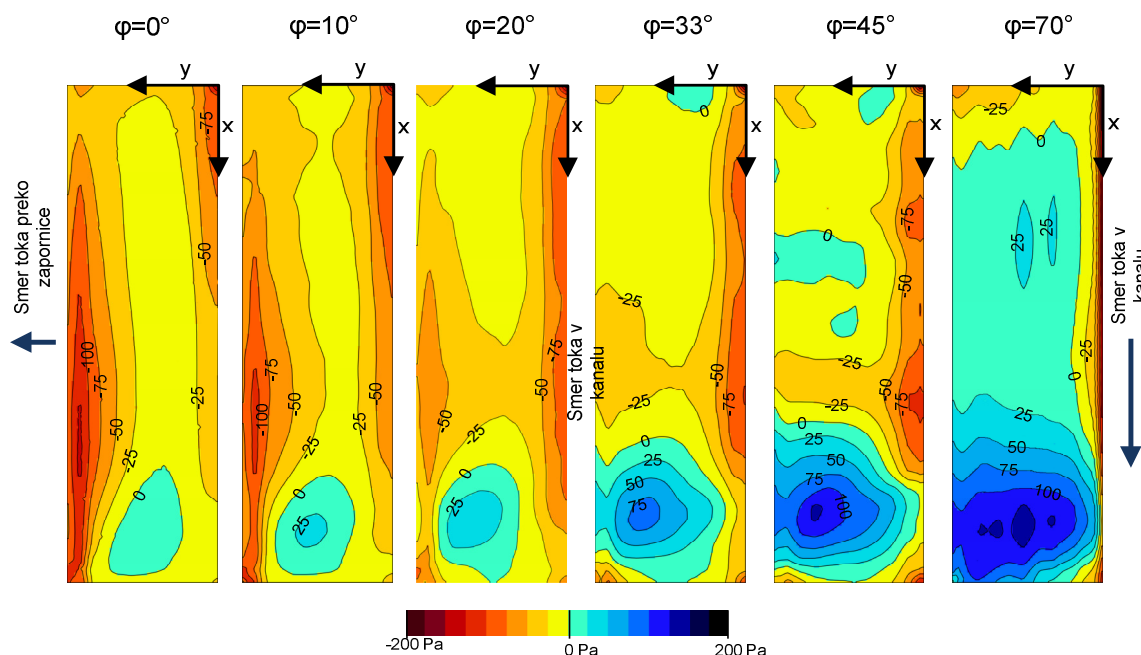
Slika 95 prikazuje porazdelitev hidrostatičnih tlakov p_{hs} po zapornici pri različnih kotih odprtja. Razviden je enakomeren trend večanja hidrostatičnih tlakov s kotom odprtja φ , kar je posledica višanja zajezne gladine v kanalu. Tako je skupna rezultanta sil zaradi hidrostatičnih tlakov v primeru $\varphi=0^\circ$ skoraj 2,5 krat manjša od rezultante sil zaradi statičnih tlakov v primeru $\varphi=70^\circ$, kjer je prelivna višina in Froudeovo število na vtoku kanala v obeh primerih enako.



Slika 95: Hidrostatični tlaki na zapornico p_{hs} izračunani s $kEpsilon$ modelom turbulence za različne kote odprtja φ in pri fiksni prelivni višini

Figure 95: Hydrostatic pressure p_{hs} acting on the gate as calculated by $kEpsilon$ turbulence model for different opening angles φ and at a fixed overflow height

Slika 96 prikazuje razliko statičnih in hidrostatičnih tlakov po zapornici (Δp) pri različnih kotih odprtja φ . Razlika podaja vpliv statičnih tlakov na skupne tlake, ki je lahko glede na hidrostatični tlak pozitiven ali negativen. Pri tem pomeni negativna vrednost Δp to, da gibanje tekočine preko zapornice zmanjšuje tlake na zapornico glede na stanje, ki bi bilo v primeru mirujoče tekočine (tj. glede na tlak na zapornici, ki nastane samo zaradi teže vode). Razvidna je sprememba v trendu spreminjanja Δp v odvisnosti od φ med kotoma $\varphi=20^\circ$ in $\varphi=33^\circ$. Pri tem je treba omeniti, da je točna lokacija spremembe trenda lahko nekje vmes med obema omenjenima kotoma in ne ravno pri $\varphi=33^\circ$. Vrednosti φ so bile v numerični analizi izbrane glede na vrednosti, ki so bile obravnavane v eksperimentalni analizi. Za bolj natančno analizo bi bilo treba obravnavati več vrednosti φ med 20 in 33°, na tak način bi lahko bolj natančno določili spremembo omenjenega trenda v tlakih in pa tudi ostale spremembe v trendih, kot je npr. sprememba pretočnega koeficienta C_φ , kjer se krivulja obrne ravno pri obravnavani varianti $\varphi=33^\circ$.



Slika 96: Razlika med statičnimi in hidrostatičnimi tlaki (Δp), izračunani s kEpsilon modelom turbulence za različne kote odprtja φ in pri fiksni prelivni višini

Figure 96: Difference between the static and hydrostatic pressure as calculated by kEpsilon turbulence model for different opening angles φ and at a fixed overflow height

Zanimivo je tudi to, da je Δp pri $\varphi < 70^\circ$ v glavnem negativen, medtem ko so pri $\varphi = 70^\circ$ že pozitivni. Rezultanta Δp se namreč od $\varphi = 0^\circ$ proti $\varphi = 90^\circ$ v splošnem povečuje, pri tem pa ima ekstrem pri $\varphi = 20^\circ$, kjer se pojavi največji negativen Δp . Odvisnost rezultante sil zaradi različnih vrst tlakov od φ za obravnavane primere je podana na sliki 97.

V preglednici 22 so podane vrednosti rezultant sil zaradi različnih vrst tlakov za vsak obravnavan kot odprtja φ . Prav tako so podane točke prijema rezultant in torzijski momenti v osi tečaja zapornice. Razvidno je, da je razlika rezultant sil zaradi delovanja statičnih in hidrostatičnih tlakov (rezultanta sil zaradi tlakov Δp) v določenih primerih glede na vrednosti rezultante sil zaradi hidrostatičnih tlakov relativno visoka. Tako obsega npr. v primeru odprtja $\varphi = 0^\circ$ rezultanta sil zaradi Δp skoraj 20% vrednosti rezultante sil zaradi hidrostatičnih tlakov, medtem ko npr. v primeru $\varphi = 45^\circ$ le približno 1%, in so hidrostatični in statični tlaki praktično enaki. V preglednici 22 pomeni F rezultanto sil zaradi tlakov, M_x pa torzijski moment v tečaju zapornice, indeks »s« statični tlak, indeks »h« pa hidrostatični tlak. Prijemališča posameznih rezultant so podana z oznako x_i za smer x in y_i za smer y glede na koordinatni

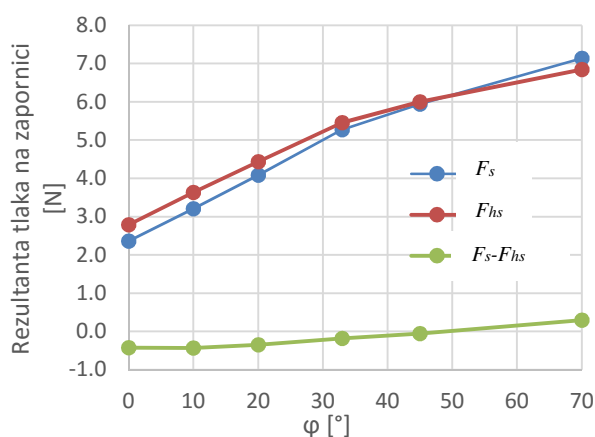
sistem na slikah 94 do 96. Posamezne oznake veličin, ki so podane v preglednici so razložene na začetku tega dela.

Preglednica 22: Vrednosti rezultant, njenih prijemališč ter torzijskih momentov v osi tečaja zapornice pri različnih odprtjih (φ) ter fiksni prelivni višini

Table 22: The resultant values, its handles and torsional moments in the hinge of the gate for different opening angles (φ) and a fixed overflow height

			φ [°]					
			0	10	20	33	45	70
Statični tlaki	F_s	[N]	2,3569	3,2016	4,0837	5,2696	5,9422	7,1391
	$x_{t,s}$	[m]	0,1162	0,1133	0,1107	0,1072	0,1052	0,1024
	$y_{t,s}$	[m]	0,0272	0,0264	0,0262	0,0252	0,0247	0,0247
	$M_{x,s}$	[Nm]	0,0641	0,0845	0,1071	0,1329	0,1466	0,1764
Hidrostatični tlaki	F_{hs}	[N]	2,7833	3,6321	4,4370	5,4553	6,0028	6,8464
	$x_{t,hs}$	[m]	0,1149	0,1108	0,1139	0,1084	0,1074	0,1057
	$y_{t,hs}$	[m]	0,0265	0,0269	0,0269	0,0259	0,0254	0,0250
	$M_{x,hs}$	[Nm]	0,0738	0,0978	0,1195	0,1412	0,1524	0,1709
Razlika	$F_s - F_{hs}$	[N]	-0,4289	-0,4304	-0,3532	-0,1857	-0,0604	0,2927
	$M_{x,s} - M_{x,hs}$	[Nm]	-0,0099	-0,0121	-0,0123	-0,0084	-0,0058	0,0057

Slika 97 podaja odvisnost rezultant sil zaradi različnih vrst tlakov na zapornico od kota odprtja. Razvidno je, da se vrednost rezultante sil zaradi hidrostatičnih in statičnih tlakov z večanjem φ povečuje, kar je smiselno, saj so pri večjih φ v tem primeru, ko je fiksirana prelivna višina, hidrostatični tlaki na zapornico večji, zaradi višje zajezne gladine v kanalu. Opazimo lahko, da je statični tlak pri $\varphi > 50^\circ$ večji od hidrostatičnega tlaka, medtem ko je pri $\varphi < 50^\circ$ manjši, kar je posledica gibanja vode preko zapornice.

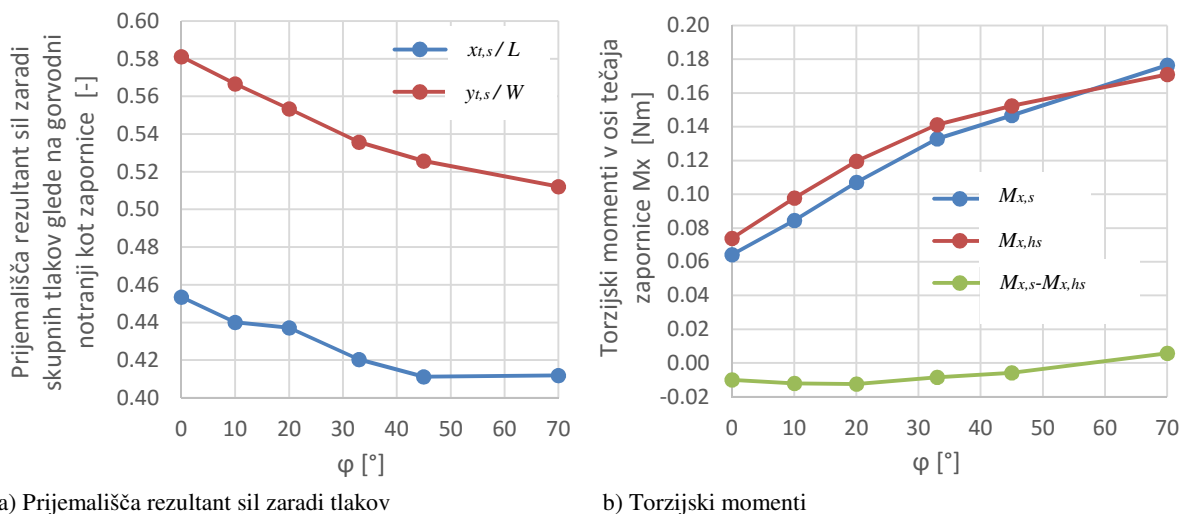


Slika 97: Odvisnost rezultante sil zaradi delovanja različnih vrst tlakov na zapornico od kota odprtja φ za obravnavane variante s konstantno prelivno višino (h_{l-p})

Figure 97: The dependence of the resultant force due to the acting of different types of pressure on the gate from the opening gate angle φ for the present variants with a constant overflow height (h_{l-p})

Iz vrednotenja so bila tudi prijemališča rezultant sil zaradi tlakov na zapornico. Iz slike 98 (a) je razvidno, da se prijemališče rezultantne (na grafu gre za ročico $x_{t,s}$, ki predstavlja ročico upogibnega momenta zapornice M_y , zaradi statičnih tlakov) z večanjem φ pomika v vzdolžni smeri proti sredini zapornice, kar je precej smiselno, saj se z zapiranjem zapornice porazdelitev tlakov na zapornici približuje porazdelitvi tlakov, ki bi nastopila v primeru, če bi na zapornico delovali samo hidrostatični tlaki. Medtem ko se v prečni smeri z večanjem φ prijemališče rezultante statičnih tlakov (t. j. $y_{t,s}$) pomika proti 1/3 širine zapornice. V primeru zaprte zapornice ($\varphi = 70^\circ$) in zajeznitvene gladine, ki bi segala do roba zapornice (se

pravi primer brez prelivanja preko zapornice) bi na zapornico bolj ali manj delovali hidrostaticni tlaki, prijemališče rezultante pa bi bilo na 1/3 od tečaja zapornice.



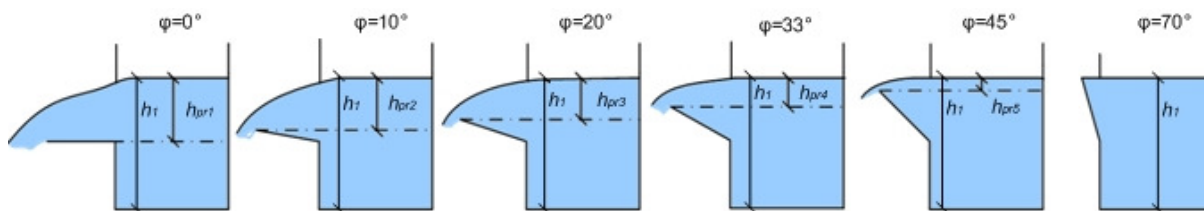
Slika 98: Prijemališča rezultant sil zaradi tlakov na zapornico (a) in torzijski momenti v osi tečaja zapornice (b) za obravnavane variante s konstantno prelivno višino (h_1-p)

Figure 98: Handles of the resultant force due to the static pressure acting on the gate (a) and torsional moments in the hinge of the gate (b) for the variant with a constant overflow height (h_1-p)

Slika 98 (b) prikazuje torzijske momente M_x v tečaju zapornice zaradi statičnega tlaka in zaradi hidrostaticnega tlaka. Podana pa je tudi njuna razlika. Razvidno je, da je trend spreminjanja M_x zaradi naraščanja φ za vse vrste tlakov ($M_{x,s}$, $M_{x,hs}$) zelo podoben trendu rezultant sil zaradi tlakov, kar je posledica dejstva, da se ročice rezultant ob različnih φ bistveno ne razlikujejo.

4.3.3.2 Fiksna zajejna gladina

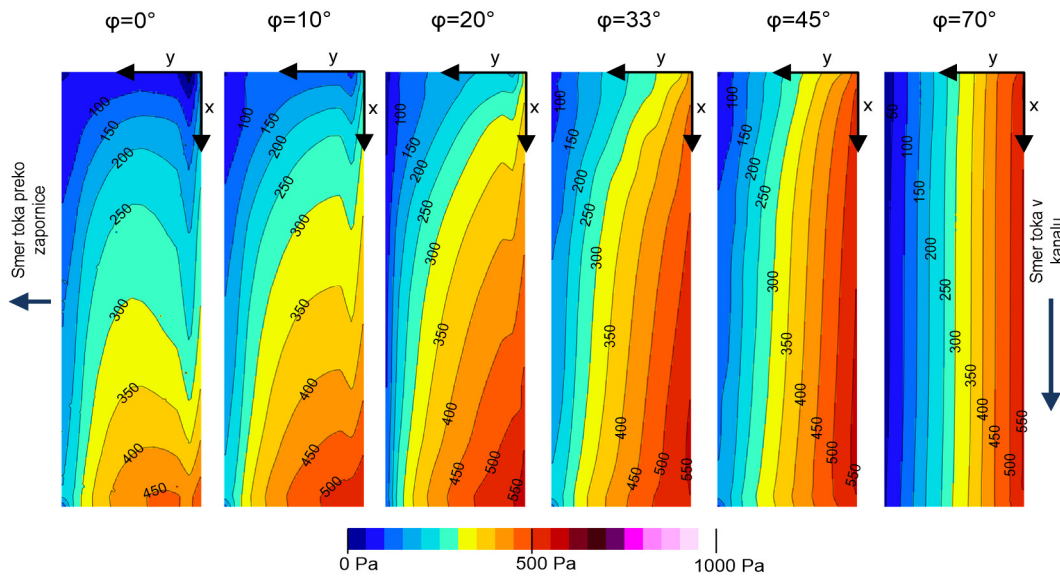
V tem delu analize tlakov na zapornico so bile obravnavane variante s konstantno zajejno gladino (konstantni spodnji robni pogoj) in konstantnim vtočnim pretokom ter različnimi koti odprtja φ . Takšne variante bi ustrezale obratovanju zapornic v naravi, npr. za primer visokovodnega razbremenilnika gorvodno od bazena hidroelektrarne, kjer je zajejna gladina bolj ali manj konstantna, v določenem trenutku pa se odpre zapornice iz zaprtega položaja do popolnoma odprtega položaja (t. j. iz $\varphi=70^\circ$ do $\varphi=0^\circ$). V takšnem primeru ostaja v času odpiranja zapornic tudi vtočni pretok bolj ali manj konstanten. Ob naraščanju pretoka v vodotoku pa se po potrebi odprejo še druga prelivna polja (seveda v primeru, če je razbremenilnik sestavljen iz več prelivnih polj, na katerih so nameščene zaklopne zapornice). Obravnavane variante za analizo tlakov pri konstantni zajejni gladini so podane na naslednji sliki.



Slika 99: Variante za analiziranje tlakov pri konstantni zajejni gladini h_2 in različnih φ
Figure 99: Variants for the analysis of pressure at constant reservoir height h_2 and different φ

Kota zaježitve oz. gladina h_2 je v obravnavanem primeru enaka koti zgornjega roba zapornice, ko je popolnoma zaprta (t.j. pri $\varphi=70^\circ$), tako je h_2 enak 13,14 cm. Tako se v primeru $\varphi=70^\circ$ voda preko zapornice še ne preliva. Prelivanje se prične komaj pri primeru $\varphi=45^\circ$. Vtočni pretok Q_1 znaša 8,9 l/s, vtočno Froudeovo število v kanalu pa je 0,3, kar približno ustreza razmeram v bazenu hidroelektrarne ob pojavu visokih vod.

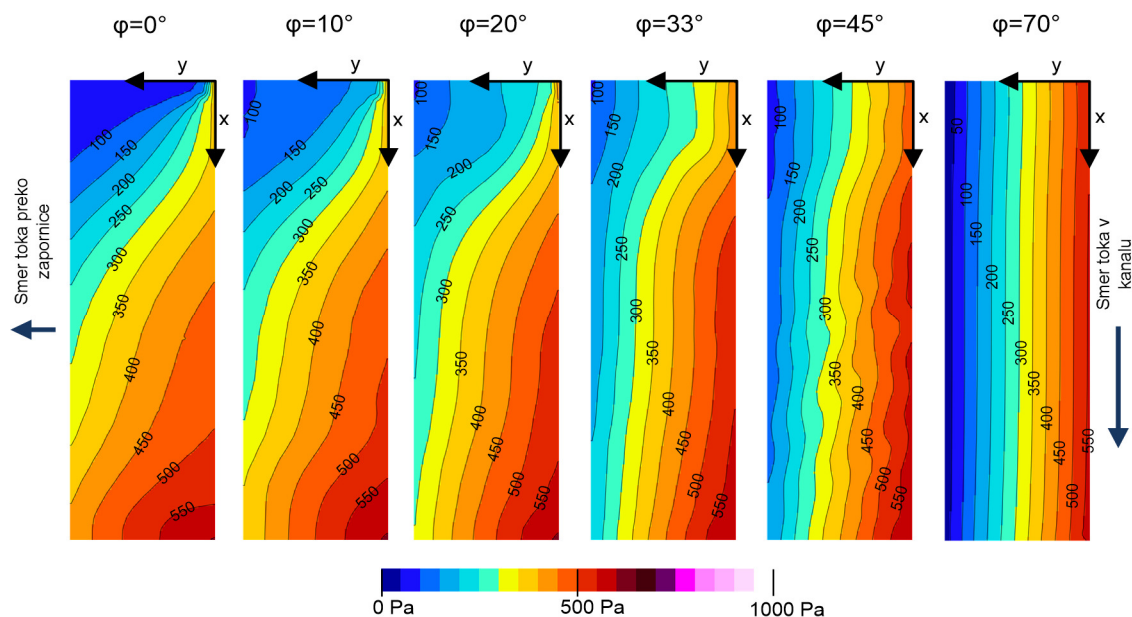
V tem primeru je še bolj razvidno, da je v primeru zaprte zapornice ($\varphi=70^\circ$) porazdelitev tlakov po zapornici skoraj povsem linearna, kar je posledica delovanja skoraj izključno hidrostatičnih pritiskov vode na zapornico. Slika 100 prikazuje izračunano porazdelitev statičnih tlakov po zapornici, slika 101 pa izračunano porazdelitev hidrostatičnih tlakov po zapornici. Da je razlika med statičnimi in hidrostatičnimi tlaki v primeru zaprte zapornice zanemarljiva, je razvidno tudi iz slike 102, ki prikazuje prav razliko med statičnimi in hidrostatičnimi tlaki na zapornici. Podobno porazdelitev tlakov je bil ugotovljena tudi v študiji zaklopne zapornice na segmentni zapornici (Mlačnik in sod.,2003).



Slika 100: Statični tlaki na zapornico izračunani s kEpsilon modelom turbulence za različne kote odprtja φ za variante s fiksno zaježitveno gladino h_2 (izobare so v Pa)

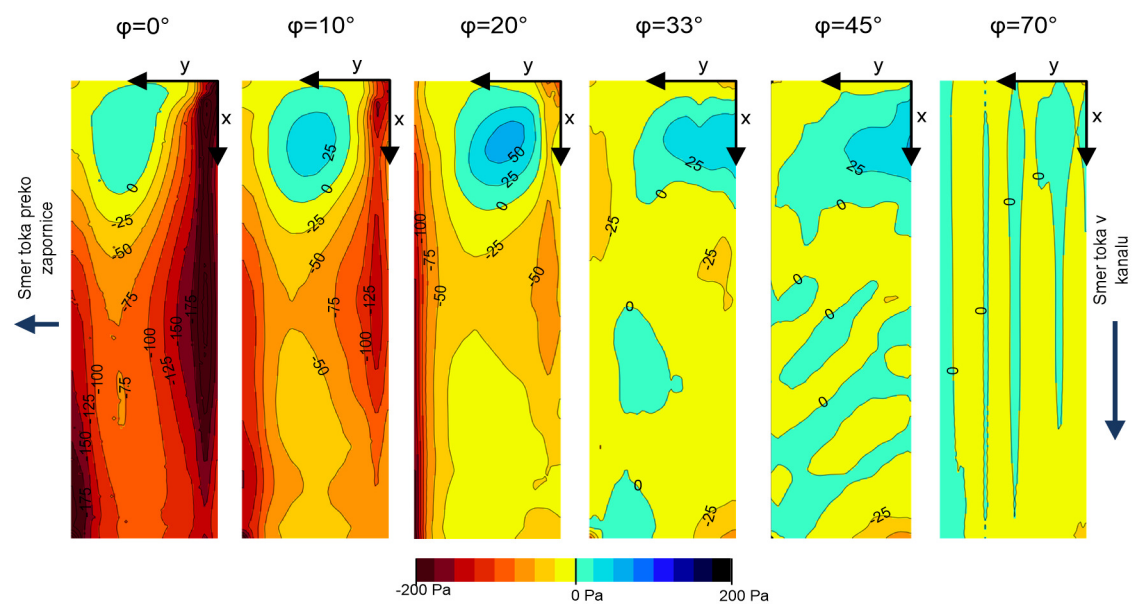
Figure 100: Static pressure acting on the gate as calculated by kEpsilon turbulence model for different opening angles φ for the variants with a fixed reservoir water level h_2 (pressure contours are Pa)

Iz primerjave (slike 100, 101 in 102) je tudi razvidno, da podobno kot v primeru variante s konstantno prelivno višino, statični tlak bolj ali manj zmanjšuje hidrostatični tlak zaradi vodnega toka preko zapornice, saj je razlika med statičnim in hidrostatičnim tlakom negativna. V primeru popolnoma odprte zapornice je razlika med statičnimi in hidrostatičnimi tlaki po absolutni vrednosti bistveno večja kot pri varianti s fiksno prelivno višino (varianta v sklopu dodatnih meritev), kar je posledica 1,5-krat večje prelivne višine, ki nastane zaradi višje gladine h_2 v kanalu. Tako 1,5-krat večja prelivna višina povzroči skoraj 3-krat večjo (po absolutni vrednosti) razliko v statičnih in hidrostatičnih tlakih (t.j. Δp).



Slika 101: Statični tlaki na zapornico izračunani s kEpsilon modelom turbulence za različne kote odprtja φ za variante s fiksno zaježno gladino h_2 (enote izobar so v Pa)

Figure 101: Static pressure acting on the gate as calculated by kEpsilon turbulence model for different angles of opening φ for variants with a fixed reservoir water level h_2 (the units of pressure contours are in Pa)



Slika 102: Razlika med statičnimi in hidrostatičnimi tlaki na zapornico izračunani s kEpsilon modelom turbulence za različne kote odprtja φ za variante s fiksno zaježno gladino (izobare so v Pa)

Figure 102: The difference between the static and the hydrostatic pressure acting on the gate as calculated by the kEpsilon turbulence model for different angles of opening φ and for the variants with a fixed reservoir water level h_2 (pressure contours are in Pa)

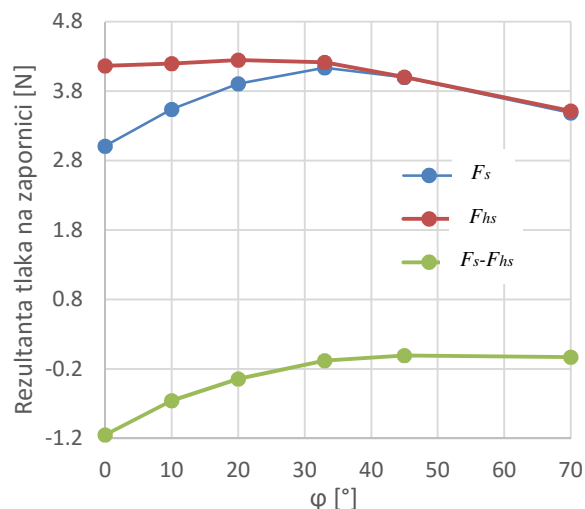
V preglednici 23 so podane vrednosti rezultant sil zaradi različnih vrst tlakov za vsak obravnavan kot odprtja φ za variante s fiksno zaježitveno gladino h_2 . Prav tako so podane točke prijema rezultant in torzijski momenti v osi tečaja zapornice. Razvidno je, da so razlike med statičnimi in hidrostatičnimi tlaki v določenih primerih glede na vrednosti rezultante sil zaradi hidrostatičnih tlakov relativno visoke. Tako je npr. v primeru odprtja $\varphi=0^\circ$ razlika med statičnimi in hidrostatičnimi tlaki skoraj 38 % vrednosti hidrostatičnih tlakov, medtem ko npr. v primeru $\varphi=45^\circ$ že povsem zanemarljiva.

Preglednica 23: Vrednosti rezultant, njenih prijemališč ter torzijskih momentov v osi tečaja zapornice pri različnih odprtjih (φ) ter fiksni zajezni gladini

Table 23: The resultant values, its handles and torsional moments in the hinge of the gate with different openings (φ) and a fixed reservoir water level

			φ [°]					
			0	10	20	33	45	70
statični tlaki	F_s	[N]	3,0088	3,5392	3,9042	4,1359	3,9969	3,4890
	$x_{t,s}$	[m]	0,1201	0,1168	0,1131	0,1085	0,1055	0,1015
	$y_{t,s}$	[m]	0,0285	0,0270	0,0258	0,0253	0,0240	0,0215
	$M_{x,s}$	[Nm]	0,0856	0,0957	0,1008	0,1045	0,0958	0,0748
hidrostatični tlaki	F_{hs}	[N]	4,1655	4,1954	4,2460	4,2138	4,0016	3,5161
	$x_{t,hs}$	[m]	0,1194	0,1172	0,1137	0,1088	0,1062	0,1017
	$y_{t,hs}$	[m]	0,0276	0,0272	0,0268	0,0255	0,0240	0,0214
	$M_{x,hs}$	[Nm]	0,1148	0,1141	0,1136	0,1073	0,0961	0,0753
razlika	$F_s - F_{hs}$	[N]	-1,1494	-0,6562	-0,3418	-0,0779	-0,0046	-0,0271
	$M_{x,s} - M_{x,hs}$	[Nm]	-0,0290	-0,0184	-0,0128	-0,0028	-0,0004	-0,0005

Slika 103 prikazuje z numeričnim modelom (kEpsilon) izračunane rezultante sil zaradi različnih vrst tlakov na zapornico. Razvidno je, da v tem primeru doseže rezultanta sil zaradi statičnih tlakov maksimum pri kotu odprtja $\varphi=33^\circ$, kar se približno ujema z meritvami tlakov na zaklopko na čelnem prelivu (Mikoš, 2005, Rodič, 2003), medtem ko je razlika med statičnimi in hidrostatičnimi tlaki po absolutni vrednosti največja pri $\varphi=0^\circ$. Podobno sta ugotovila tudi Huszar in Papp za primer ukrivljenih zaklopnih zapornic na čelnem prelivu (Huszar in Papp, 1980).

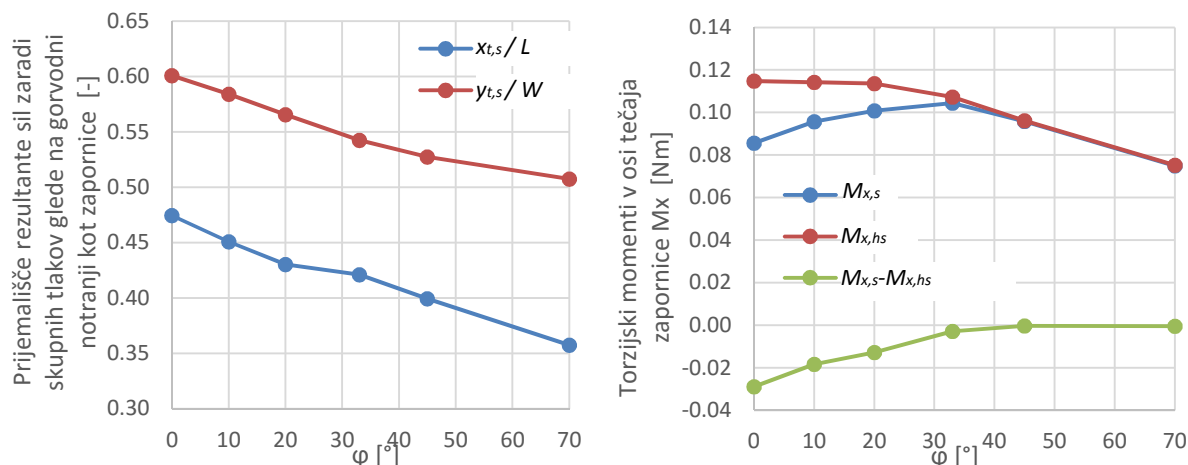


Slika 103: Odvisnost rezultant sil zaradi različnih vrst tlakov, ki delujejo na zapornico od kota odprtja φ za obravnavane variante s konstantno zajezno gladino h_2

Figure 103: Dependence of the resultant force due to various types of pressure acting on the gate on the opening angle φ for the present variants with a constant overflow height h_2

Da lahko tok vode v primeru velikih prelivnih višin in majhnih φ zmanjša hidrostatične tlake, ki delujejo na zapornico in jo v določenih primerih tudi dvigne so pokazali tudi Liu in sod. (Liu in sod., 2011). Slika 104 (a) prikazuje prijemališča rezultant sil zaradi statičnih tlakov glede na povsem gorvodni rob bočnega preлива in gorvodni rob zapornice (tečaj zapornice) oz. glede na koordinatni sistem na slikah 100 do 102. Razvidno je, da se prijemališče rezultante sil zaradi statičnih tlakov z večanjem φ premika proti vrednosti 1/3 in jo v primeru popolnoma zaprte zapornice tudi skoraj doseže. Odvisnost torzijskih momentov v tečaju zapornice od φ je zelo podobna kot odvisnost rezultant sil zaradi tlakov od

φ . Maksimalni torzijski moment v tečaju zapornice se pojavi v primeru odprtja zapornice $\varphi=33^\circ$ (Slika 104 b).



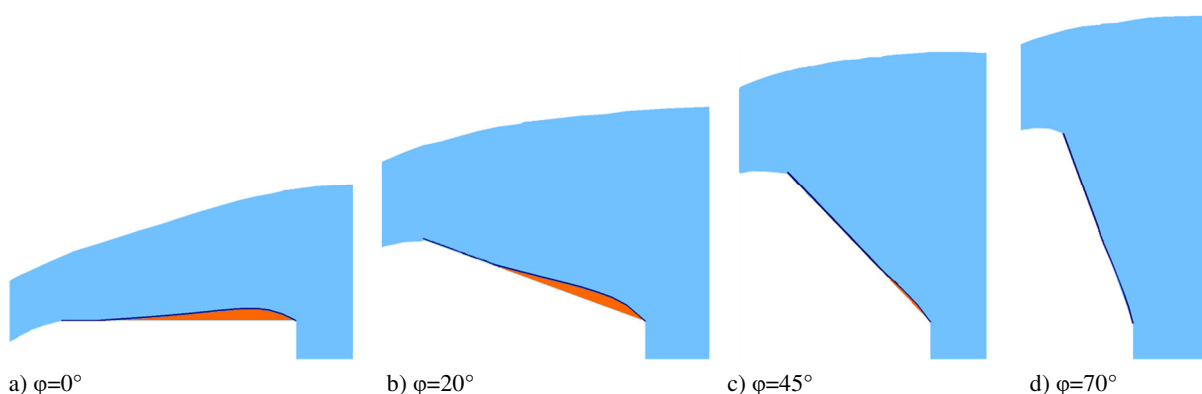
a) Prijemališča rezultante sil statičnih tlakov

b) Torzijski momenti

Slika 104: Prijemališča rezultante sil zaradi delovanja statičnih tlakov na zapornico (a) in torzijski momenti v osi tečaja zapornice (b) za obravnavane variante s konstantno zaježno gladino h_2

Figure 104: Handles of the resultant force due to the static pressure acting on the gate (a) and torsional moments in the hinge of the gate (b) for the present variants with constant reservoir water level h_2

Velika razlika med statičnimi in hidrostatičnimi tlaki, ki je v primeru $\varphi=0^\circ$ do $\varphi=45^\circ$ negativna, je najverjetneje posledica odlepljanja tokovnic od zapornice na gorvodnem robu zaklopke. Odlepljanje tokovnic je podano na sliki 105, kjer je območje pod odlepljeno tokovnico zaradi nazornejšega prikaza obarvano z oranžno barvo. Razvidno je, da pride do največjega odlepljanja tokovnice v primeru $\varphi=0^\circ$ do $\varphi=20^\circ$, medtem ko je v primeru $\varphi=45^\circ$ tokovnica skoraj povsem prilepljena na zapornico. Podobno odlepljanje tokovnic, kot je bilo ugotovljeno v sklopu te študije za primer popolnoma odprte zapornice, je ugotovil že Hager za primer čelnega preliva s širokim pragom (Hager, 2010).



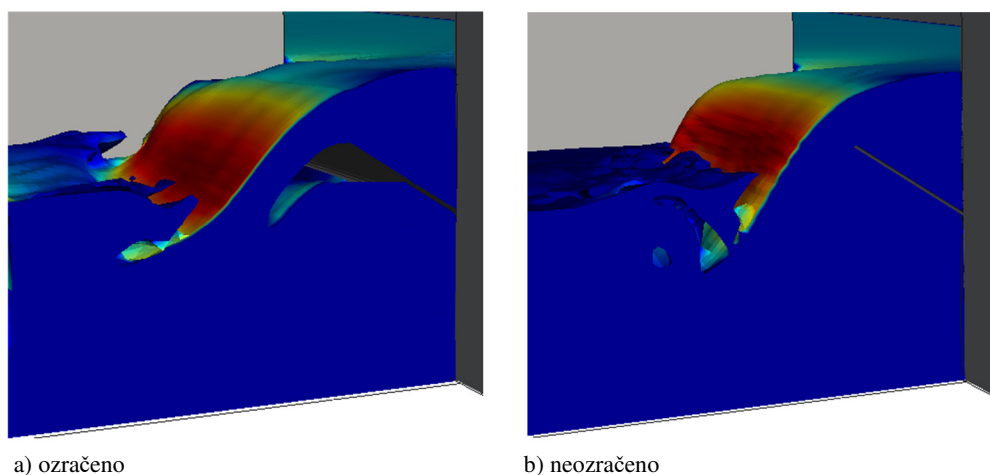
Slika 105: Odlepljanje tokovnice od zapornice pri različnih kotih odprtja (oranžna barva predstavlja območje pod obravnavano tokovnico)

Figure 105: The separation of the streamlines from the gate at different opening angles (orange represents the area under the considerate streamline)

S pomočjo numeričnega modela bi lahko tudi izvedli geometrije zaklopne zapornice (t.j ukrivljenost zapornice) in natočnega dela bočnega preliva, na takšen način, da do odlepljanja tokovnic od zaklopne ne bi prišlo (Ercicum in sod. 2011, Noori in Jafaar, 2011). Pretočnost takšne zapornice bi bila predvsem v odprtem položaju lahko precej večja od obravnavane ravne zaklopke. Omenjena analiza je lahko predlog za nadaljnje delo, saj bi presegala obseg in tudi namen te disertacije.

4.3.4 Ozračenost zapornice

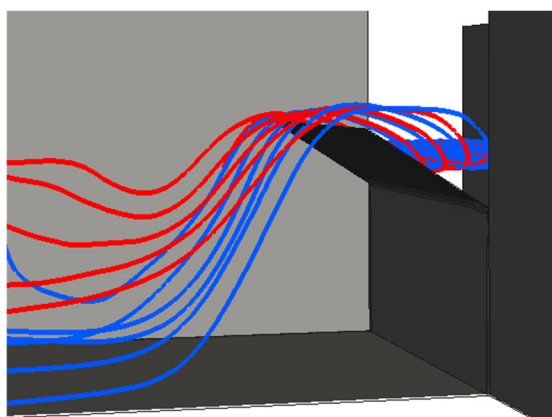
Med numerično analizo in izvajanjem numeričnih izračunov je bilo ugotovljeno tudi, da je model zmožen ustrezno simulirati ozračenost pod zaklopmo zapornico in s tem tudi potreben dotok zraka pod zapornico. Kot zanimivost je bila izdelana kratka analiza za primer z ozračeno in neozračeno zapornico, kjer je v obeh primerih bila vključena tudi spodnja voda (gladina vode pod zapornico), ki je v prejšnjih analizah bila zanemarjena, saj se je obravnavalo popoln preliv brez vpliva spodnje vode. Slika 106 prikazuje rezultate za varianto, kjer je $\varphi=33^\circ$ za primer ozračene (a) in neozračene zapornice (b), ki je pod vplivom spodnje vode.



Slika 106: Prikaz rezultatov numeričnega modela (kEpsilon) za primer ozračenega (a) in neozračenega območja pod zapornico (b)

Figure 106: Results of the numerical model (kEpsilon) for the example of an aerated (a) and unaerated zone under the gate (b)

Slika 107 podaja trajektorije preko zaklopne zapornice za primer ozračene (rdeče linije) in neozračene zapornice (modre linije). Razvidno je, da so trajektorije v primeru ozračene zapornice bistveno višje od trajektorij v primeru neozračene zapornice, kar je smiselno, saj se v primeru neozračeni zapornice tokovnice ne odlepijo od roba zapornice, nastali podtlak (glede na okoliški tlak) pa povzroča nižjo gladino vode.

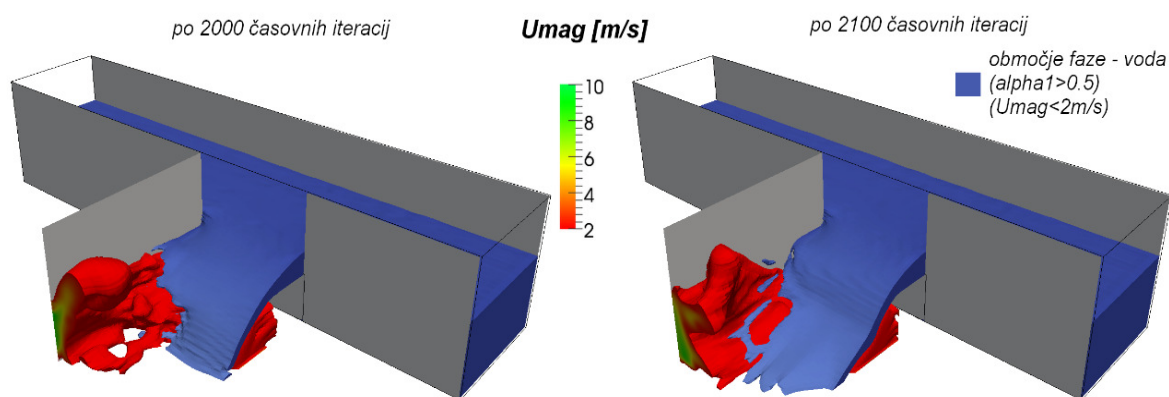


Slika 107: Z numeričnim modelom (kEpsilon) dobljene trajektorij preko zapornice za primer ozračenega (rdeče trajektorije) in neozračenega območja pod zapornico (modre trajektorije)

Figure 107: From the results of the numerical model (kEpsilon) obtained trajectories over the gate for the example of an aerated (red trajectory) and unaerated zone under the gate (blue trajectory)

4.3.5 Prispevek k dopolnitvi kode OpenFOAM

Med numerično analizo je bilo ugotovljeno, da se z obravnavanim solverjem interFoam v določenih časih simulacije in na določenih območjih pojavljajo v rezultatih izredno velike hitrosti v fazi zrak, ki so bistveno večje od maksimalnih hitrosti v fazi voda. Večinoma se pojavi v času začetka prelivanja vode preko zapornica, kjer voda izpodriva zrak, zaradi veliko večje turbulence, ki se pojavi v zraku pa se hitrosti v fazi zrak bistveno povečajo. Zaradi tega postane račun v teh specifičnih trenutkih nestabilen in divergira, saj je izbran časovni korak v trenutni časovni iteraciji bistveno prevelik. Računi s takšnim modelom so precej težavni, saj se v določenih primerih zaradi velikega divergiranja iteracija prekine. Prav tako pa so rezultati zaradi divergiranja ponavadi nefizikalni. Slika 108 podaja tak primer, kjer je razvidno, da hitrosti v zraku narastejo tudi do več kot 10-kratnika vrednosti maksimalnih hitrosti v vodi.

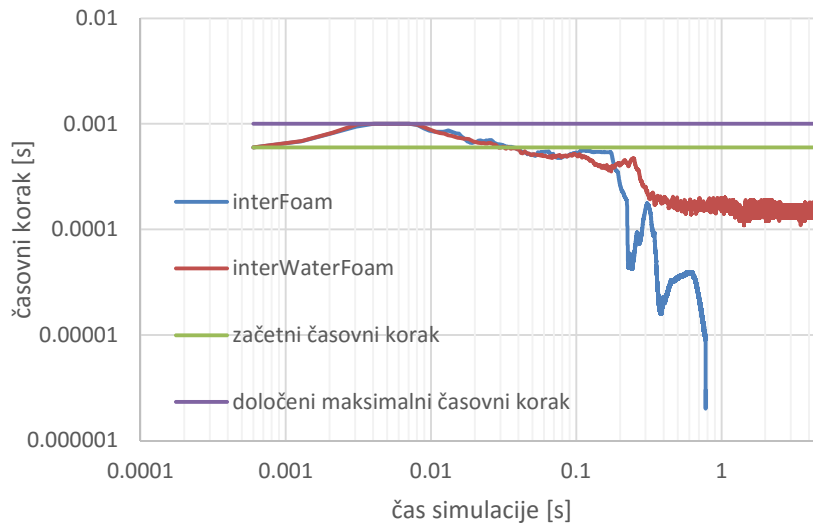


Slika 108: Naraščanje hitrosti v fazi zraka in pričetek divergiranja (desno: nefizikalni rezultat)

Figure 108: The increase of the velocities in the phase of air and the beginning of divergence (right: non-physical result)

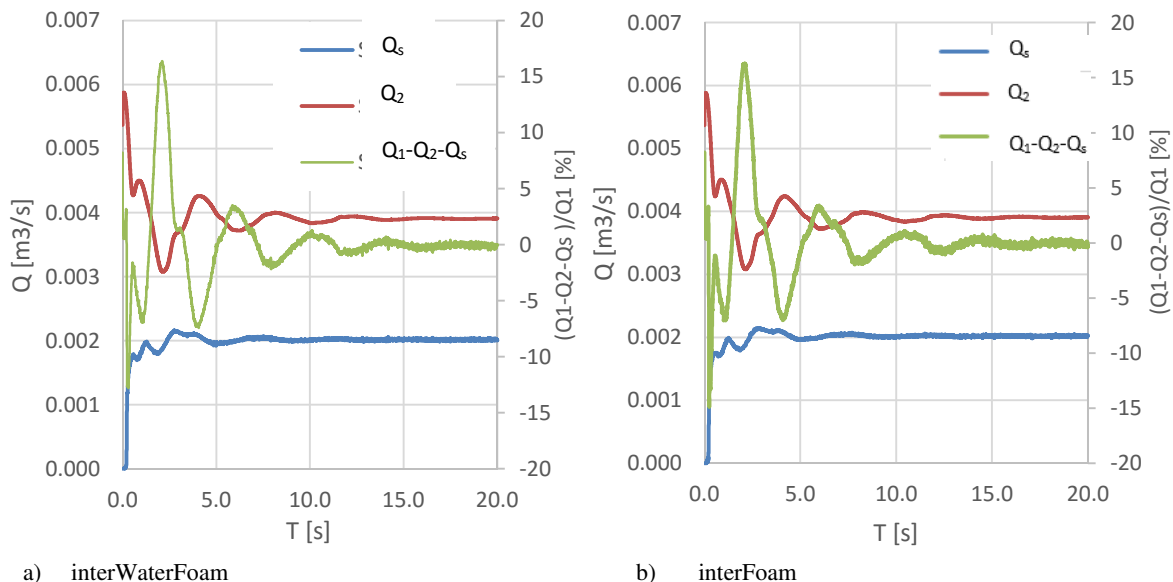
V ta namen smo izdelali novi solver, poimenovan interWaterFoam, ki omejuje hitrosti v fazi zraka glede na maksimalne hitrosti v fazi vode v vsaki časovni iteraciji. Izdelana je bila nova knjižnica, poimenovana LimitedU.H, na katero se sklicuje tudi na novo izdelana knjižnica interWaterFoam. Dodatno so bile omejene še vrednosti indeksirne funkcije na območje 0 do 1, ker je bilo zaznано, da v primeru slabe konvergence le-ta naraste preko 1, kar pa povzroča numerično napako v izračunu pretoka. Tako je bila izdelana knjižnica alphaEqn.H, dopolnjena z omenjeno omejitvijo. Knjižnice so priložene v Prilogi C.

Slika 109 podaja primerjavo časovnih korakov, ki jih OpenFOAM izbira glede na podano maksimalno Courantovo število, ki je v tem primeru 0,4, za primer računa s solverjem interFoam in interWaterFoam. Razvidno je, da v primeru solverja interFoam časovni korak po določenem času simulacije pade na izredno majhno vrednost, medtem ko se časovni korak v primeru interWaterFoam–a ustali na primerni vrednosti. To dokazuje, da je novi solver koristen tudi zaradi krajšega računskega časa, ki je posledica povečanja časovnih korakov tekom simulacije v primerjavi s solverjem interFoam.



Slika 109: Primer nestabilnega računa zaradi velikih hitrosti faze zrak v primeru uporabe solverja interFoam (modra linija) in stabilnega računa v primeru uporabe novega solverja interWaterFoam (rdeča linija)
 Figure 109: An example of unstable computation due to the high velocities in air in case of using the solver interFoam (blue line) and an example of a stable computation in the case of using the new solver interWaterFoam (red line)

Rezultati novega solverja so bili tudi verificirani s pomočjo meritev, ki so bile izvedene v sklopu te disertacije. Da daje model ustrezne rezultate oz. da z omejitvijo ne pokvari hitrostnih polj v vodi, prikazuje tudi slika 110 kjer so podani rezultati solverja interWaterFoam in interFoam za primer, kjer je račun pri slednjem konvergirala čez celoten čas simulacije. Razvidno je skoraj popolno ujemanje obeh rezultatov.



Slika 110: Prikaz ustreznosti rezultatov dobljenih z novim solverjem interWaterFoam (a) glede na rezultate nespremenjenega solverja interFoam (b)
 Figure 110: The relevance of results obtained with the new solver interWaterFoam (a) regarding the results of a unchanged solver interFoam (b)

4.4 Uporaba nove enačbe za pretočni koeficient na primeru objekta večjih dimenzij

Ker so bile vse meritve opravljene na modelu z relativno majhnimi dimenzijami, so bile nove enačbe za izračun koeficienta preлива C_d uporabljene za preračun bočnega pretoka Q_s za primer zaklopne zapornice na bočnem prelivu z veliko večjimi dimenzijami. Le-te so podobnega ranga kot dimenzije dejanskega razbremenilnika v mešanem kanalizacijskem omrežju (Weiß in Brombach, 2001, DWA, 2010). Za primerjavo izračunanih pretokov pa je bil izdelan še numerični model istih dimenzij, kjer je bil uporabljen kEpsilon model turbulence. Izračuni so bili narejeni za tri kote odprtja, izbrane karakteristike modela pa so podane v naslednji preglednici.

Preglednica 24: Izbrane karakteristike preлива in vplivni parametri

Table 24: Selected characteristics of the side weir and the influential parameters

	φ [°]	0	33	90
Karakteristike preлива	φ [rad]	0	0,576	1,571
	p_0 [m]	1	1	1
	p [m]	1	1,2723	1,5
	h_l [m]	1,4	1,6723	1,9
	Q_l [m ³ /s]	2,594	3,387	4,101
	B [m]	2	2	2
	L [m]	4	4	4
	h_l-p [m]	0,4	0,4	0,4
	W [m]	0,5	0,5	0,5
	Vplivni parametri	F_l	0,25	0,25
h_l/p		1,400	1,314	1,267
L/B		2	2	2
$W/(h_l-p)$		1,25	1,25	1,25

Ugotovljeno je bilo, da se bočni pretoki Q_s , izračunani s pomočjo enačb (69) do (72) in dobljeni s pomočjo 3D numeričnega modela zelo dobro ujemajo, saj je maksimalna razlika 4,7 %. Ugotovljeno je tudi bilo, da so pretoki, dobljeni z numeričnim modelom za vse variante odprtja manjši od pretokov, izračunanih po novih enačbah, kar bi lahko bila posledica vpliva večjih dimenzij primera kanalizacije. Še vedno pa so rezultati dovolj dobri za potrditev ugotovljene odvisnosti koeficienta C_d od kota odprtja tudi za primere večjih dimenzij bočnih prelivov in zaklopnih zapornic

Preglednica 25: Rezultati numeričnega modela in izračunani pretoki po novi enačbi (69)

Table 25: The results of the numerical model and the calculated flow rates with the new equation (69)

	φ [°]	0	33	90
NM	Q_s [m ³ /s]	1,475	1,974	1,743
	C_φ [-]	0,846	1,133	1,000
Enačba	$C_{d,0}$ [-]	0,602	0,601	0,601
	C_φ [-]	0,857	1,151	1,000
	C_d [-]	0,516	0,692	0,601
	Q_s [m ³ /s]	1,542	2,068	1,796
odstopanje [%]		-4,5	-4,7	-3,0

5 ZAKLJUČKI IN DISKUSIJA

V nadaljevanju so podane bistvene ugotovitve eksperimentalne in numerične analize. Prav tako je ugotovljeno, da so bili v sklopu disertacije doseženi vsi zadani oz. pričakovani rezultati nato pa podani še nekateri napotki za nadaljnje delo.

5.1 Bistvene ugotovitve in potrditev hipotez

Iz opravljenih 380 meritev pretokov preko zaklopne zapornice na bočnem prelivu je bila izdelana nova enačba za koeficient C_d . Le-ta je bila razdeljena na dva dela, prvi del zajema vpliv ostrorobega bočnega preliva, medtem ko zajema drugi del vpliv položaja in velikosti zapornice. Na ta način je mogoče skupen C_d zaklopne zapornice na bočnem prelivu izračunati tudi s pomočjo enačb za ostrorobi bočni preliv drugih avtorjev, ki pa jih je treba pomnožiti še s koeficientom C_φ .

Za verifikacijo dobljene enačbe za C_φ so bile opravljene še dodatne meritve pretokov preko zapornice z enakimi vtočnimi pogoji in različnimi položaji zapornice. Analiza je pokazala zelo dobro ujemanje dodatnih meritev z izdelanim modelom za C_φ .

Za vse primere dodatnih meritev so bile opravljene še meritve gladin vzdolž roba zapornice ter meritve hitrostnih polj v horizontalni ravnini tik nad prelivnim robom zapornice z računalniško podprto vizualizacijsko metodo, kjer so bile s pomočjo visokofrekvenčne kamere in ustreznega sledila v vodnem toku iz posnetih slik in s pomočjo advekcijsko-difuzijske enačbe iz vrednotene hitrosti v celotni osvetljeni ravnini. Iz teh meritev je bilo mogoče pokazati, da se kontrakcija curka in s tem pretočna površina na robu zapornice bistveno spreminja s kotom odprtja φ . Le-to pa ima očitno velik vpliv na samo pretočnost bočnega preliva z zaklopnimi zapornicami. Iz meritev hitrostnih polj v ravnini tik nad prelivom zapornice pa je bilo ugotovljeno, da ima zelo velik vpliv na koeficient C_d bočnega preliva z zapornico tudi hidrodinamičnost, ki jo pogojuje prav položaj zapornice. Tako je preliv najbolj hidrodinamične oblike pri položajih zapornice okrog kota $\varphi=33^\circ$, kjer doseže prelivni koeficient C_d tudi maksimum.

Novo razvite enačbe (69), (70), (71) in (72) za koeficiente preliva bodo pripomogle k boljšemu in natančnejšemu projektiranju bočnih prelivov z zaklopnimi zapornicami, prav tako pa bodo pripomogle k ustrežnejšemu obratovanju takšnih objektov, kjer je zelo pomembno poznavanje pretočnih sposobnosti objekta pri različnih kotih odprtja zapornice. Prav tako bodo uporabne tudi za verifikacijo različnih dvodimenzionalnih in tridimenzionalnih numeričnih modelov, ki se zadnja leta vse pogosteje uporabljajo za hidravlične analize takšnih objektov (Milési in Causse, 2014; Namaee in sod., 2014).

Uporabljeni 3D numerični model OpenFOAM, ki vključuje dvofazni tok vode in t. i. VOF metodo, se je izkazal kot ustrezen za modeliranje tovrstnih tokov vode. Še posebej dobro ujemanje z meritvami je bilo ugotovljeno v primeru kEpsilon modela turbulence, kjer lahko povzamemo, da povprečno odstopanje od izmerjenih hitrosti ni večje od 5%, od izmerjenih pretokov pa ne večje od 1%. Prav tako je zelo dobro sovpadanje izmerjenih in izračunanih gladin, kjer je bilo ugotovljeno povprečno odstopanje od meritev na območju zapornice 1mm (kar je približno 3% glede na povprečno globino na zapornici) ter 0,7 mm (kar je približno 0,5 % oz. manj glede na povprečno globino vode v kanalu) na območju kanala. Pri tem je treba poudariti, da je merilna negotovost izmerjenih gladin, zaradi večjih naklonov gladine prelivnega curka, na območju zapornice bistveno večja od izmerjenih gladin v kanalu.

Ugotovljeno je bilo, da ima koeficient RH, ki zajema vpliv hrapavosti ostenja na tokovne razmere, bistveni vpliv na porazdelitev hitrosti tako ob stenah modela kot tudi v notranjosti obravnavanega toka vode. Umerjena vrednost koeficienta je v primeru kEpsilon in kOmegaSST modela turbulence znašala 0,002, v primeru LES modela pa 0,0005.

Z umerjenim in verificiranim numeričnim modelom so bili izračunani tudi tlaki na zapornico, ki nastanejo zaradi vodnega toka preko nje. Ugotovljeno je bilo, da tok vode preko zapornice v primeru spuščene zapornice (do obravnavanega odprtja $\varphi=45^\circ$) zmanjšuje skupne tlake na zapornico glede na hidrostatični tlak. Z analizo tokovnic ob različnih odprtjih zaklopke je bilo ugotovljeno, da se v primeru nizkih φ (odprta zapornica do $\varphi=45^\circ$) tokovnice na gorvodnem robu zapornice, t. j. pri tečaju zapornice odlepljajo, kar povzroči negativne dinamične tlake glede na hidrostatičen tlak. V primeru, ko je zapornica skoraj popolnoma zaprta (t. j. od obravnavanega položaja $\varphi=45^\circ$ do 70°), pa tok vode preko zapornice povzroči, da so statični tlaki večji od hidrostatičnih.

Za analizo tlakov na zapornico sta bili obravnavani dve varianti obratovanja. V primeru prve je bila izbrana konstantna prelivna višina za vsa odprtja zapornice. Prav tako so v tem primeru za vsa odprtja bili fiksirani vsi ostali parametri (to so F_1 , L , B , W , p in y_2). Iz rezultatov tako zastavljenih variant je mogoče izvrednotiti sam vpliv odprtja zapornice. Seveda se v takšnem primeru hidrostatični tlaki na zapornico z večanjem φ (zapiranje zapornic) večajo, saj se, da se ohranijo enaki omenjeni parametri, zajejna gladina v kanalu viša (z zapiranjem zapornice se viša p , tako se ob konstantni prelivni višini viša tudi h_1). V drugem primeru obratovanja zapornice pa je bila izbrana konstantna zajejna gladina v kanalu ter konstantni vtočni pretok (in s tem tudi konstantno vtočno Froudeovo število), spreminjala pa se je odprtost zapornice. Zajejna gladina je bila izbrana tako, da je v primeru ko je $\varphi=70^\circ$, prelivna višina preko zapornice enaka 0. Tako v tem položaju zapornica popolnoma prepreči prelivanje, kar je tudi običajen obratovalni režim zapornic v naravi pri izbranem pretoku.

Glede na zgornje ugotovitve lahko zastavljeno hipotezo, ki je razdeljena na dva dela in podana v poglavju 1, potrdimo. Na prvi del hipoteze se nanaša poglavje 3, ki obravnava eksperimentalno analizo. Ta del hipoteze lahko potrdimo s pomočjo na novo razvitih enačb (69), (70), (71) in (72), ki podajajo zelo uporabne zveze med vplivnimi hidravličnimi parametri obravnavanega toka vode preko zapornice in vplivnimi geometrijskimi, kot tudi operativnimi parametri zaklopne zapornice na bočnem prelivu (to je kot odprtja zapornice φ) ter pretočnim koeficientom zapornice in s tem tudi pretočnosti bočnega objekta. Pomembne in na novo ugotovljene zveze med omenjenimi parametri so razvidne tudi iz slik 19,20 in še posebej iz slike 25, ki obravnava vpliv odprtosti zapornice na njen pretočni koeficient. Meritve z vizualizacijsko metodo so prav tako prispevale k razlagi na novo ugotovljenega trenda spreminjanja pretočnega koeficienta zaklopne zapornice na bočnem prelivu v odvisnosti od kota odprtja. Omenjena analiza pa je podana v poglavju 3.3.1.3 Diskusija o dobljeni odvisnosti C_φ od φ .

Na drugi del hipoteze pa se nanaša poglavje 4, ki obravnava numerično analizo. Tudi ta del hipoteze lahko potrdimo, saj so meritve z vizualizacijsko metodo omogočile ustrezno umerjanje in verifikacijo numeričnega modela ter izbiro najustreznejšega modela turbulence, s katerim so bili v nadaljevanju analizirani tudi tlaki na zapornico. V tej analizi so bile ugotovljene pomembne nove zveze med porazdelitvijo tlakov po zapornici, rezultantami sil zaradi delovanja različnih tlakov na zapornico ter različnimi koti odprtja in ob različnih operativnih razmerah (fiksna prelivna višina ali fiksna zajejna višina). Ugotovitve so podane s slikami 94 do 105 ter s preglednicama 22 in 23.

5.2 Rezultati disertacije in izvirni prispevek k znanosti

Rezultati fizičnega modela med drugim vključujejo tudi kvantifikacijo hitrostnega polja ob zaklopnih zapornicah na bočnem prelivu, ki so podani v obliki izotah in profilov hitrosti. Vpliv reguliranja zapornic na hitrostno polje je razvidno tako iz izdelanih izotah vzdolžnih in prečnih hitrosti, dobljenih na osnovi meritev z računalniško podprto vizualizacijsko metodo, kot tudi iz vektorjev hitrosti ob različnih

odprtjih zapornice, s katerimi je bilo mogoče analizirati in razložiti trend spreminjanja koeficienta preliva ob različnih odprtjih zapornice.

Uspešno je bil opravljen primer uporabe vizualizacijske metode za tok vode preko zaklopne zapornice na bočnem prelivu. Ustreznost rezultatov metode je bilo mogoče preveriti tudi s primerjavo drugih rezultatov, kot so meritve pretokov in gladin, iz katerih je bilo mogoče določiti povprečne hitrosti na robu zapornice ter npr. s primerjavo rezultatov numeričnega modela, ki je podal očitne enake trende hitrosti.

V sklopu raziskav o ustreznem simuliranju turbulence so bile obravnavane povprečne fluktuacije hitrosti obravnavanega toka, dobljene iz meritev hitrostnih polj. Zaradi premajhne ločljivosti posnetkov pa same velikosti (dolžine) turbulentnih struktur v sklopu eksperimentalne analize niso bile obravnavane, le-te pa so bile obravnavane v sklopu numeričnega modeliranja, kjer je bilo treba določiti gostoto numerične mreže za LES model turbulence glede na velikost turbulentnih struktur.

V sklopu rezultatov numeričnega modela je bila analizirana porazdelitev tlakov po zapornici za različne primere obratovanja. Prav tako je bila iz numerične analize podana velikost rezultante sil zaradi tlaka vodnega toka na zapornici in velikost torzijskega momenta v tečaju zapornice zaradi tlaka prelivajoče se vode na zapornici. S pomočjo računalniško podprte vizualizacijske metode je bilo mogoče določiti tokovne razmere in pomembne detajle v hitrostnem polju, prav tako pa so s pomočjo meritev gladin bile podani pomembni detajli poteka gladin, kot je npr. depresija tik za gorvodnim robom bočnega preliva, ki se povečuje do kota odprtja $\varphi = 33^\circ$. Ugotovitve so razvidne iz slik izotah, poteka gladin in izdelanih trajektorij za različna odprtja zapornice. Prav tako je bilo podano odlepljanje tokovnic od zapornice pri nizkih φ (t. j. do 45°) in vpliv ozračnosti zapornice na odlepljanje tokovnic od zapornice.

Preverjeni so bili obstoječi 3D numerični modeli s tremi različnimi vrstami modela turbulence, podane so bile ugotovitve o odstopanjih rezultatov modela z meritvami, prav tako pa je obravnavan vpliv koeficienta v stenski funkciji, ki obravnavana vpliv hrapavosti sten na tokovne razmere ob steni in tudi v notranjosti obravnavanega toka vode. Podane so ugotovitve o najustrežnejših modelih turbulence za tovrstne toke vode, način umerjanja modela ter pričakovano odstopanje rezultatov numeričnega modela od meritev. Podane ugotovitve lahko pomembno prispevajo k ustreznemu numeričnemu modeliranju toka vode v podobnih hidrotehničnih objektih. Podane so bile tako kvalitativne kot tudi kvantitativne relacije med različnimi vplivnimi geometrijskimi in obratovalnimi parametri zaklopne zapornice na bočnem prelivu in hidravličnimi parametri obravnavanega toka vode na pretočnost objekta ter hitrostna in tlačna polja. Prav tako je bil analiziran trend porazdelitve tlakov v odvisnosti od obratovanja zapornice ter rezultante sil zaradi tlakov vodnega toka na zapornico in torzijski momenti v tečaju zapornice.

Analizirana je bila pretočnost objekta in pri tem izdelana nova enačba za koeficient preliva, ki podaja prav vpliv geometrijskih in obratovalnih parametrov zaklopnice in hidravličnih parametrov obravnavanega toka vode na pretočnost objekta.

Tako lahko ugotovimo, da so bili vsi pričakovani rezultati disertacije doseženi. Kot izvirne prispevke k znanosti lahko štejemo naslednje rezultate in ugotovitve, ki so nastale v sklopu disertacije:

- vpeljava novega koeficienta v enačbo preliva, ki obravnava tako vpliv odprtosti zaklopne zapornice na bočnem prelivu kot tudi vpliv nekaterih drugih geometrijskih in hidravličnih parametrov na pretok preko bočnega preliva z zaklopno zapornico,

- ugotovljen je bil trend koeficienta preliva zaklopne zapornice na bočnem prelivu za različne kote odprtja in vpliv razmerja $(h_1-p)/W$ na koeficient preliva,
- izdelan je bil nov solver interWaterFoam, ki dopolnjuje programsko kodo OpenFOAM in omogoča hitrejšo in robustnejšo izračune za obravnavano vrsto toka vode,
- podani so vplivi hidravličnih, geometrijskih in operativnih parametrov zaklopne zapornice na bočnem prelivu na porazdelitev tlakov, rezultante sil zaradi tlakov in torzijski moment v tečaju zapornice,
- podan je vpliv koeficienta v stenski funkciji za hrapave stene, ki obravnava velikost hrapavosti, na porazdelitev hitrosti ob steni in v notranjosti obravnavane vrste toka,
- ocenjena je bila korelacija med omenjenim koeficientom hrapavosti stenske funkcije RH in Manningovim koeficientom hrapavosti, s tem pa je podana tudi usmeritev izbire ustreznega ranga vrednosti koeficienta hrapavosti RH za podobne vrste hrapavih sten,
- preverjena je bila ustreznost uporabe obravnavanih modelov turbulence v 3D numeričnem modelu dvofaznega toka za obravnavano vrsto toka.

5.3 Nadaljnje delo

Obravnavana je bila ravna zaklopna zapornica brez vpliva spodnje vode (za zapornico). Kot nadaljnje delo bi bilo zelo uporabno analizirati še odvisnost pretočnega koeficienta C_d od oblike zapornice (različne ukrivljenosti) in od višine spodnje vode zaradi vpliva na zapornico, ki lahko imata vpliv na samo pretočnost objekta (dolvodno potopitev).

Visokovodni razbremenilniki na vodotokih se velikokrat umestijo v krivinah, da bi se doseglo čim večjo pretočnost objekta. V ta namen bi bilo smiselno obravnavati tako vpliv oblike takšne krivine na pretočnost objekta (vpliv porazdelitve dotočnih hitrosti), kot tudi vpliv oddaljenosti preliva od krivine. V primeru takšnih razbremenilnikov je ponavadi zapornica nekoliko odmaknjena od roba struge vodotoka, se pravi, da tečaj zapornice ni povsem na robu struge oz. kanala ampak je le-ta nekoliko odmaknjen. Bolj kot je zapornica odmaknjena od roba struge, bolj so razmere na območju zaklopne zapornice podobne razmeram zaklopnih zapornic na čelnem prelivu. Zanimivo bi bilo analizirati tudi vpliv odmaknjenosti zapornice od roba struga (t. j. v prečni smeri od osi glavnega kanala). Prav tako bi bilo uporabno analizirati bočni preliv z zaklopno zapornico ob različnih kotih pozicije osi bočnega preliva z zaklopnimi zapornicami glede na os glavnega kanala. Tako bi npr. v primeru horizontalnega kota 0° lahko obravnavali rezultate te disertacije, v primeru večanja tega kota pa bi se bočni preliv počasi spreminjal v poševni bočni preliv, postopoma do čelnega preliva z zaklopnimi zapornicami. Pri kotu 90° bi bil takšen preliv že podoben čelnemu prelivu, ki je lociran vzporedno z glavnim kanalom. V literaturi je namreč veliko pomanjkanje raziskav vpliva tako lociranih prelivov na pretočnost in tokovne razmere.

V sklopu disertacije so sicer bile obravnavane fluktuacije hitrosti in tlakov v sklopu numeričnega modeliranja s pomočjo LES modela turbulence, vendar je bilo ugotovljeno, da bi za ustrezno modeliranje relativno majhnih turbulentnih struktur bila potrebna dodatna zgoščitev numerične mreže, kar bi nanese na vsaj 10 milijonov celic, s tem pa bi računski časi bili precej dolgotrajni. Fluktuacije tlakov zaradi turbulence toka vode so pomembne zaradi vibracije zapornice. Tako bi bilo smiselno v nadaljnjih raziskavah izmeriti takšne fluktuacije tlakov za različne variante odprtja zapornice, prav tako pa izmeriti vibracije zapornice ter jih primerjati z rezultati LES in DNS numeričnega modela, kjer bi morala biti numerična mreža ustrezno zgoščena, obseg numeričnega modela pa ustrezno zmanjšan (npr. na samo območje zapornice). Robni pogoji numeričnega modela bi v tem primeru morali biti povzeti iz čim bolj natančnih meritev.

V sklopu disertacije je bilo ugotovljeno, da se z uporabljenim 3D numeričnim modelom lahko modelira tudi vtok zraka pod zapornico (ozračenost prostora pod zapornico). Pokazano je bilo, da model ustrezno simulira vtok zraka glede na ustrezno odlepljanje tokovnic od zapornice, ni pa bilo izdelane podrobnejše analize količine zraka, ki je potrebna za ustrezno ozračenje preliva. V nadaljevanju bi lahko bilo le-to analizirano s pomočjo numeričnega modela za različne kote odprtja zaklopne zapornice, rezultate pa bi bilo mogoče primerjati z različnimi smernicami, ki podajajo količine potrebnega dovoda zraka za ustrezno ozračenost čelnih prelivov, ki so bile v glavnem določene na podlagi fizičnih modelov (Lewin, 2001).

6 POVZETEK

Ker se pri bočnih prelivih velikokrat pojavi potreba po reguliranju pretoka vode preko preliva, se v ta namen uporabljajo t. i. zaklopne zapornice. Za ustrezno projektiranje in tudi obratovanje zaklopnih zapornic je potrebno dobro poznavanje pretočne sposobnosti obravnavanih objektov. Izdelanih je bilo že nekaj hidravličnih analiz takšnih zapornic na čelnih prelivih, medtem ko smo pri pregledu literature opazili veliko pomanjkanje raziskav takšnih zapornic na bočnih prelivih. S poznavanjem tako kvalitativnega kot tudi kvantitativnega poteka hitrosti bi lahko lažje opredelili hidravlične lastnosti ob takšnih zapornicah, s tem pa bi lahko pomembno izboljšali tako projektiranje kot tudi samo obratovanje zaklopnih zapornic na bočnih prelivih.

V ta namen so bile izvedene različne analize tokovnih razmer ob zaklopnih zapornicah na bočnem prelivu. V splošnem je delo razdeljeno v dva dela, eksperimentalni in numerični del. V sklopu eksperimentalnega dela so bile izvedene meritve pretokov in gladin za 380 variant z različnimi dimenzijami preliva ter različnimi koti odprtja zaklopne zapornice na bočnem prelivu. Obravnavni so bili tudi različni dolvodni in gorvodni robnimi pogoji modela. Tako so bile meritve narejene za različna vtočna Froudeova števila in različne prelivne višine, kjer se je oboje spreminjalo naključno. Pri vseh variantah pa je bilo upoštevanih še 7 različnih odprtij zapornice (0° , 10° , 20° , 33° , 45° , 70° and 90°), 3 različne dolžine bočnega preliva in 3 različne višine praga.

Analiza prelivnega koeficienta bočnega preliva z zapornico je pokazala, da je le-ta močno odvisen od kota odprtja zapornice. Ugotovljen je bil trend, ki približno sledi polinomski funkciji 3 stopnje. Izdelana je bila nova enačba za koeficient bočnega preliva z zaklopno zapornico. Enačba je bila razdeljena na dva dela. V prvem delu je zajet vpliv ostrorobega bočnega preliva, medtem ko je v drugem delu zajet vpliv kota odprtja in širine zaklopne zapornice. Na ta način je možno skupen C_d zaklopne zapornice na bočnem prelivu izračunati tudi s pomočjo enačb drugih avtorjev za ostrorobi bočni preliv, ki pa jih je treba pomnožiti še z novim koeficientom C_φ . Ugotovljeno je bilo zelo dobro sovpadanje med izmerjenimi in po novi enačbi izračunanimi koeficienti preliva. Rezultati so bili primerjani tudi z enačbami drugih avtorjev za koeficiente ostrorobega preliva in preliva s širokim pragom. Tudi v tem primeru je bilo ugotovljeno dobro sovpadanje.

Dodatno so bile opravljene še meritve gladin v bližnjem območju zapornice ter meritve hitrostnih polj v različnih horizontalnih in vertikalnih ravninah s t. i. računalniško podprto vizualizacijsko metodo, ki predstavlja novejšo metodo, razvito na Univerzi v Ljubljani, Fakulteti za strojništvo. Ta metoda omogoča kvantifikacijo hitrosti v celotni merjeni ravnini. Iz teh meritev je bilo mogoče pokazati, da se kontrakcija curka in s tem pretočna površina na robu zapornice bistveno spreminja s kotom odprtja φ . Iz meritev hitrostnih polj v ravnini tik nad prelivom zapornice pa je bilo ugotovljeno, da ima zelo velik vpliv na koeficient C_d bočnega preliva z zapornico tudi hidrodinamičnost, ki jo pogojuje prav položaj zapornice. Tako je preliv najbolj hidrodinamične oblike pri kotu odprtja $\varphi = 33^\circ$, kjer doseže prelivni koeficient C_d tudi maksimum.

Izdelana nova enačba bo pripomogla k boljšemu in natančnejšemu projektiranju bočnih prelivov z zaklopnimi zapornicami, prav tako pa bo pripomogla k ustrežnejšemu obratovanju takšnih objektov. Prav tako bodo rezultati uporabni za verifikacijo numeričnih modelov, ki se zadnja leta vse pogosteje uporabljajo za hidravlične analize takšnih objektov.

Meritve hitrostnih polj so bile izvedene še za 37 dodatnih variant bočnega preliva z zaklopno zapornico, kjer so bila obravnavana različna vtočna Froudeova števila, različne dolžine zapornice, različne prelivne

višine in različni koti odprtja zaklopne zapornice na bočnem prelivu. Iz rezultatov meritev je bila določena odvisnost hitrostnih polj in tokovnih razmer ob zaklopni zapornici in v glavnem kanalu od različnih vplivnih parametrov, kot je npr. tudi odprtost zapornice. Zraven hitrostnih polj pa so bile za vse obravnavane variante izvedene tudi meritve gladin. Meritve hitrosti in gladin so med drugim bile uporabljene tudi za umerjanje in verifikacijo rezultatov numeričnega modela.

Za numerične analize je bil izdelan 3D numerični model dvofaznega toka, ki uporablja t. i. VOF metodo za določitev medfazne površine. V modelu je bil umerjen koeficient stenske funkcije, ki obravnava vpliv hrapavosti sten na tokovne razmere. Vrednost koeficienta je bila določena iterativno s pomočjo meritev hitrostnih polj. Rezultati numeričnega modela so bili za vse variante nato še verificirani s pomočjo opravljenih meritev vtočnih in iztočnih pretokov ter meritev gladin iz fizičnega modela. Prav tako je bila s pomočjo rezultatov numeričnega modela verificirana nova enačba, izdelana v sklopu študije, za določitev vrednosti prelivnega koeficienta zaklopne zapornice na bočnem prelivu. V numeričnem modelu so bili obravnavani trije različni modeli turbulence, to so $k-\epsilon$, $k-\omega$ SST, ki temeljita na statističnem pristopu in turbulentni viskoznosti, prav tako pa je bil obravnavan LES model turbulence s Smagorinskyjevim pod mrežnim modelom. Ugotovljeno je bilo, da daje, v splošnem in glede na opravljene meritve, najustreznejše rezultate $k-\epsilon$ model turbulence.

S pomočjo umerjenega 3D numeričnega modela je bil določen tudi vpliv različnih geometrijskih in operativnih parametrov zaklopne zapornice na porazdelitev tlakov po zapornici, ki nastanejo zaradi toka vode preko preлива in zapornice. Prav tako so bile na osnovi rezultatov numeričnega modela iz vrednotene rezultante sil zaradi tlakov in torzijski momenti v tečaju zapornice, ki nastanejo zaradi tlaka na zapornico kot posledica vodnega toka. Ugotovljeno je bilo, da v primeru popolnoma odprte zapornice in do kota odprtja 45° tok vode preko zapornice zmanjšuje skupne tlake na zapornico, medtem ko v primeru, ko je kot zapornice večji od 45° tok vode povečuje skupne tlake in vpliva na zapornico kot dodatna obtežba. V primeru konstantne zajeze v kanalu pa je bilo ugotovljeno, da se pojavijo največji skupni tlaki na zapornico pri kotu zapornice 33° (t.j. na polovici odprtja, v primeru, ko obravnavamo popolnoma zaprto zapornico pri kotu 70°).

Dopolnjena pa je bila tudi programska koda OpenFOAM. V sklopu tega je bil izdelan novi solver, poimenovan interWaterFoam, ki omogoča stabilnejše in robustnejše račune. Le-to je doseženo z omejitvijo hitrosti v fazi zraka, kjer je bilo ugotovljeno, da v določenih trenutnih zaradi velike turbulence zraka, hitrosti narastejo tudi na vrednosti, ki so več kot 10 krat večje od maksimalnih hitrosti v fazi vode. Ker razmere fazi zraka za potrebe obravnavanih analiz niso tako pomembne, so bile tako hitrosti v zraku omejene z maksimalno hitrostjo, ki se pojavi v fazi vode v obravnavanem časovnem koraku. Na ta način so rezultati modela za območje faze vode ustrezni, račun pa je s tem bolj stabilen in robusten.

7 SUMMARY

Flap gates or also called bottom hinged gates are often used on side weir structures to regulate the amount of the lateral discharge over the side weir. For the appropriate design and operation of flap gates, good knowledge about the discharge capacity of such structures is necessary. Several hydraulic analyzes of such gates on weirs were already performed by various authors, although there is no literature about the discharge capacity of flap gates on side weirs. Furthermore, qualitative as also quantitative data about the velocity field is also necessary for a better design and operation of such structures.

For this purpose several analysis of the hydrodynamic conditions near bottom-hinged flap gates on side weirs were conducted. The dissertation is divided into two parts, the experimental and numerical part. Within the experimental part, discharge and water surface measurements for 380 variants with different opening gate angles φ and different boundary conditions were performed in a rectangular open channel. A physical model of the side weir with a bottom-hinged sharp edged flat flap gate was constructed and placed in a 6 m long prismatic channel. The flap gate was hinged on the sharp-crested side weir and supported with a threaded metal rod, which was then used, to fine-tune the position of the flap gate (angle φ). Various lengths L and heights p of the side weir were considered. Also, all lateral discharge measurements were made for different upstream Froude numbers F_1 and different overflow heights $h_1 - p$. In all described variants, 7 different positions of the gate (different φ) were considered (0° , 10° , 20° , 33° , 45° , 70° and 90°).

The analysis of the discharge coefficient C_d of the flap gate on a side weir has shown that C_d is highly dependent of the opening gate angle φ . The trend approximately follows a third-degree polynomial function. A new equation for the discharge coefficient of a bottom-hinged flap gate on a side weir was proposed. The equation was divided into two parts. The first part covers the impact of the sharp-crested side weir and the second part the influence of the position and the width of the flap gate. In this way, the discharge coefficient can be calculated with the equations for a sharp-crested side weir of other authors, which than has to be multiplied by the new proposed coefficient. A very good agreement was found between the obtained discharge coefficients and the one, calculated with the proposed equation. Furthermore, the results were compared with equations of other authors for the discharge coefficients of sharp- and broad-crested side weirs. The agreement was found to be very good.

Additionally, measurements of water levels near the flap gate and also measurements of the velocity fields were carried out with the computer-aided visualization method, which is a newer method developed on the University of Ljubljana, Faculty for mechanics. This method allows to quantify the velocities in the entire measured plane. From these measurements, it was possible to show that the contraction of the water jet varies with the gate opening angle. It was also found that the side weir with a flap gate has the most favorable hydrodynamic shape around the gate opening angle 33° , where the discharge coefficient reaches its maximum.

The proposed equation will contribute to a better and more accurate design of overflow spillways with flap gate regulation, and it will also contribute to more appropriate operation of such structures, where it is very important to know the flow capacity at different operating stages. In addition, the results will be very useful for the calibration and verification of two- and three-dimensional numerical models, which are in recent years increasingly used for hydraulic analysis of such structures.

Velocity field measurements have been carried out yet for the 30 other variants of the side weir with a bottom-hinged flap gate, where different inlet Froude numbers, various lengths of the gate, overflow heights and angles of the opening of the gate were considered. From the results of the measurements the dependence of the velocity fields and other hydrodynamic conditions from various influencing parameters, such as the opening gate angle. Beside the measurements of the velocity fields measurements of water levels were also carried out. The measured velocities and water levels were also used to calibrate and verify the results of the numerical model.

Within the numerical work a 3D numerical model of two-phase flow, which uses the so-called VOF method for determining the interface was produced. In the model a coefficient that appears in the wall function, which deals with the influence of the roughness of the walls on the hydrodynamic conditions was calibrated. The value of the coefficient was determined iteratively by using the measurements of the velocity fields. The results of the numerical model of all variants were then verified by means of the measurements of the inflow and outflow discharges and measurements of the water levels from the physical model. The numerical model was also used for the verification of the newly designed equation for the discharge coefficient of the flap gate on a side weir. Within the numerical modeling three different turbulence models were analysed, such as the $k-\varepsilon$ and $k-\omega$ SST turbulence model, which are based on a statistical approach and the turbulent viscosity. Furthermore, the so called LES turbulence model with a Smagorinsky subgrid scale model was also considered in the numerical analysis. It has been found that according to all measurements made, the most relevant results of the numerical model are those of the $k-\varepsilon$ model of turbulence.

With the help of a calibrated 3D numerical model the influence of different geometric and operational parameters of the flap on the pressure distribution at the gate, caused by the flow of water over the side weir was analysed. Furthermore, the resultants of the forces and torsion moments in the hinge of the gate were determined on the basis of the results of the numerical model. It was found that in the case of a fully opened gate and or till the gate is closed to 45° the flow of water over the side weir reduces the total pressure that act upon the gate, and in the case when the opening gate angle is greater than 45° the flow of water increases the total pressure and has an impact on the gate as an additional load to the hydrostatic pressure. In the case of a constant water level in the channel (or reservoir), it was found that the occurrence of the maximum static pressure on the gate appears approximately at the gate angle of 33° (i.e., at half of the opening, in the case where a fully closed gate is considered at an angle of 70°).

An update of the OpenFOAM software code was also applied within the dissertation. In this context, a new solver named interWaterFoam was established, which allows more stable and robust calculations. This is achieved by limiting the velocities in the phase of air, as it was found that in some cases due to the high turbulence in air the velocities in the phase of air reach values that are more than 10 times greater than the maximum velocity in the phase of water. As the conditions in the phase of air are for the purpose of this kind of analysis unimportant, the velocities in air were limited by the maximum velocity that occurs in the phase of water in the current time step. In this way, the results of the model in the phase of water are appropriate and the model itself is more stable and robust.

VIRI

- Adrian, R.J. 2005. Twenty years of particle image velocimetry. *Experiments in Fluids* 39: 159–169 .
- Arbeitsblatt DWA–A 111. 2010. Hydraulische Dimensionierung und betrieblicher Leistungsnachweis von Anlagen zur Abflussund Wasserstandsbegrenzung in Entwässerungssystemen. DWA Deutsche Vereinigung für Wasserwirtschaft, Abwasser und Abfall e. V., Hennef, Nemčija.
- Azimi, A. and Rajaratnam, N. 2009. Discharge characteristics of weirs of finite crest length. *Journal of Hydraulic Engineering* 35, 12: 1081–1085.
- Aghayari, F., Honar, T. and Keshavarzi, A. 2009. A study of spatial variation of discharge coefficient in broad–crested inclined side weirs. *Irrigation and Drainage* 58: 246–254.
doi:10.1002/ird.416
- Agaccioglu, H., Yüksel, Y. 1998. Side–weir flow in curved channels. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering* 124, 3: 163–175.
- Bailey, S. C. C., Vallikivi, M., Hultmark, M., Smits, A.J. 2014. Estimating the value of von Kármán's constant in turbulent pipe flow. *Journal of Fluid Mechanics* 749: 79–98.
doi:10.1017/jfm.2014.208
- Bajcar, T., Širok, B., Eberlinc, M. 2009. Quantification of flow kinematics using computer–aided visualization. *Journal of Mechanical Engineering* 55: 215–23.
- Bajcar, T., Gosar, L., Širok B, Steinman, F., Rak, G. 2010. Influence of flow field on sedimentation efficiency in a circular settling tank with peripheral inflow and central effluent, *Chemical Engineering and Processing: Process Intensification* 49, 5: 514–522 .
doi: 10.1016/j.cep.2010.03.019
- Borghai, S.M., Jalili, M.R., Ghodsian, M. 1999. Discharge coefficient for sharp–crested side weir in subcritical flow. *Journal of Hydraulic Engineering* 125: 1051–6.
- Bizjan, B., Orbanić, A., Širok, B., Kovač, B., Bajcar, T., Kavkler, I. 2014. A computer–aided visualization method for flow analysis. *Flow measurement and instrumentation* 38: 1–8.
- Bos, M.G. 1989. Discharge measurement structures, Third revised edition. Publication 20. Wageningen, The Netherlands. International Institute for Land Reclamation and Improvement.
- Béjar, L., Hall, R. 1998. Forces on edge–hinged panels in gradually varied flow. *Journal of. Hydraulic Engineering* 124, 8: 813–821.
- Bradley, J. N. 1954. Rating curves for flow over drum gates. *Transactions of the American Society of Civil Engineers* 119, 403–420.

- Cverle, A. 2009. Analiza hidravličnih razmer pri bočnih prelivih. Diplomaska naloga. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo, Oddelek za gradbeništvo, Hidrotehniška smer: 118 str.
- Cheong, H. 1991. Discharge coefficient of lateral diversion from trapezoidal channel. *Irrigation Drainage* 117,4: 461–475.
- De Marchi, G. 1934. Essay on the performance of lateral weirs. *L'Energia Electrica Milan* 11,11:849–860 [v italian].
- Emiroglu, M.E., Agaccioglu, H., Kaya, N. 2011. Discharging capacity of rectangular side weirs in straight open channels. *Flow Measurement and Instrumentation* 2011;22:319–30.
- Erbisti, P.C.F. 2014. Design of hydraulic gates. 2nd Edition. May 2014, CRC Press: 421 str.
- Epicum, S., Archambeau, P., Dewals, B., Piroton, M. 2009. Automatic Geometrical Optimization by Way of Numerical Flow Models. V: Zhang, C. (ur.), Tang, H. (ur.). *Advances in Water Resources and Hydraulic Engineering: Proceedings of 16th IAHR–APD Congress and 3rd Symposium of IAHR. Hohai, July 14–21, 2009.* Springer–Verlag Berlin Heidelberg: 2284 str.
doi: 10.1007/978-3-540-89465-0_287
- Fang, L. 2011. A new dynamic formula for determining the coefficient of Smagorinsky model. *Theoretical and Applied Mechanics Letters*. 1, 3: 1–4.
- Fletcher, B.P., Bejar, L.A. 1995. Hydraulic Forces and Characteristics Acting on Spillway Gates. Montgomery point lock and dam Gate study. U.S. Army Corps of Engineers, Waterway Experiment Station: 105 f.
- Gad-el-Hak, M. 2000. Flow control: passive, active, and reactive flow management. Cambridge, Cambridge University Press: 421 str.
- Günter, P. 2005. Überfälle und Wehre : Grundlagen und Berechnungsbeispiele. Wiesbaden, Vieweg und Taubner Verlag: 302 str.
doi: 10.1007/978-3-322-83016-6
- Germano, M. 1992. Turbulence: The filtering approach. *Journal of Fluid Mechanics*. 238: 325–336.
- Hamzić, R. 2012. Dopolnitev modela PCFLOW2D s $k-\varepsilon$ modelom turbulence za nestalni tok. Diplomaska naloga, Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo (samozaložba R. Hamzić): 47 str.
- Hriberšek, M. 2010. Računalniška dinamika tekočin – osnutek. Maribor, Univerza v Mariboru, Fakulteta za Strojništvo.
- Hager, W. 1987. Lateral outflow over side weirs. *Journal of Hydraulic Engineering* 113, 4: 491–504.
doi: 10.1061/(ASCE)0733-9429(1987)113:4(491)

Huszár, L., Papp, G. 1980. Dynamic analysis of a hinged–leaf main regulation gate. *Periodica Polytechnica Civil Engineering* 24, 3–4: 351–364.

Hoseini, S. H., Jahromi, S. H. M., Vahid, M. S. R. 2013. Determination of discharge coefficient of rectangular broad–crested side weir in trapezoidal channel by CFD. *International Journal of Hydraulic Engineering* 2, 4: 64–70.

doi: 10.5923/j.ijhe.20130204.02

Hager, W.H. 2010. *Wastewater Hydraulics*, 2nd ed. Berlin, Springer–Verlag Heidelberg.

doi: 10.1007/978-3-642-11383-3_10

International standard ISO 1438:2008(E). *Hydrometry – Open channel flow measurement using thin–plate weirs*. Switzerland: International Organization for Standardization; 2008.

Jalili, M.R., Borghei, S.M. 1996. Discussion of 'Discharge coefficient of rectangular side weir, by 'R. Singh, D. 1996. Manivannan and T. Satyanarayana'. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering* 122, 2: 132.

Kim, T.K. 2001. A modified Smagorinsky subgrid scale model for the large eddy simulation of turbulent flow. Doktorska disertacija. Davis, Univeristy of California: 78 str. <http://arxiv.org/abs/math/0209377> (Pridobljeno 15.11.2012)

Kline, S.J., Morkovin, M.V., Sovran, G., Cockrell, D.J. 1969. Computation of turbulent boundary layers. Kline, S.J. (ur.). 1968 AFOS–IFP–Stanford Conference Proceedings, August 18–25, Stanford University, California: 570–590.

Kandaswamy, P. K., and Rouse, H. 1957. Characteristics of flow over terminal weirs and sills. *Journal of the Hydraulics Division* 83, 4: 1–13.

Laramee, R. S., Hauser, H., Doleisch, H., Vrolijk, B., Post, F.H., Weiskopf, D. 2004. the state of the art in flow visualization: dense and texture–based techniques. *Computer Graphics Forum* 23, 2: 203–221.

Lewin, J. 2001. *Hydraulic gates and valves in free surface flows and submerged outlets*. London, Thomas Telford: 238 str.

Lesieur, M. 1997. *Turbulence in fluids*. Grenoble, France. Institut Universitaire de France and Grenoble National Polytechnic Institute: 505 str.

Liu, X.Q., Zhao, L.H., Cao, H.Y., Sun, X.P. 2011. Lifting force acting on a gate with high head. *Journal of Hydrodynamics* 23, 3: 379–383.

doi: 10.1016/S1001-6058(10)60126-6

Menter, F.R., 1994. Two–equation eddy–viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA Journal* 32, 8: 1598–1605.

- Maries, A., Haque, M. A., Yilmaz, S. L., Nik, M. B., Marai, G. E. 2012. New developments in the visualization and processing of tensor fields. Laidlaw, D.H. (ur.), Vilanova, A. (ur.). Heidelberg ; New York : Springer Verlag: 137–156.
- Mathews, J.H., Kurtis, K.F. 2004. Numerical methods using matlab, 4th Edition, Prentice–Hall, Upper Saddle River, New Jersey, Pearson: 680 str.
- Mlačnik, J., Mišigoj, S., Vošnjak, S. 2003. Hidravlična modelna raziskava HE Boštanj na prostorskem modelu: poročilo. Ljubljana, Inštitut za hidravlične raziskave.
- May, R. 2003. Hydraulic design of side weirs. London, Telford: 133 str.
- Mohammed, A. Y. 2015. Numerical analysis of flow over side weir. Journal of King Saud University – Engineering Sciences: 27,1: 37–42.
doi:10.1016/j.jksues.2013.03.004
- Majander, P., Siikonen, T. 2002. Evaluation of smagorinsky–based subgrid–scale models in a finite–volume computation. International Journal For Numerical Methods In Fluids. 40:735–774.
doi: 10.1002/d.374
- Mikoš, M., Pemič, A. 2005. Inženirska hidrotehnika – univerzitetni učbenik, verzija 3. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo.
- Marriott, M. J., Jayaratne, R. 2010. Hydraulic roughness – links between Manning's coefficient, Nikuradse's equivalent sand roughness and bed grain size. Proceedings of Advances in Computing and Technology, The School of Computing and Technology 5th Annual Conference. 2010, London, University of East London: 27–32.
- Mahmodinia, S. Javan, J., Eghbalzadeh, A. 2012. The effects of the upstream froude number on the free surface flow over the side weirs. Procedia Engineering 28: 644–647.
doi 10.1016/j.proeng.2012.01.784
- Mangarulkar, K. 2010. Experimental and numerical study of the characteristics of side weir flows. Magistersko delo, Quebec, Canada, Concordia University Montreal.
- Novak, G. 2012. Hitrostno polje vodnega toka v območju bočnega preliva. Doktorska disertacija, Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo (samozaložba Novak, G.): 99 str.
- Novak, G., Steinman, F., Müller, M., Bajcar, T. 2012. Study of velocity field at model sideweir using visualization method. Journal of Hydraulic Research 50:129–33.
- Nandesamoorthy, T., Thomson, A. 1972. Discussion of spatially varied flow over side weir. Journal of the Hydraulics Division 98, 2: 2234–5.

Noori, B.M.A., Jaafar, R.A. 2011. Crest shape effect on the performance of rectangular side weirs. *Al-Rafidain Engineering Journal* 19, 5: 87–106.

Nakayama, A., Yokojima, S. 2002. Modeling free-surface fluctuation effects for calculation of turbulent open-channel flows. *Environmental Fluid Mechanics* 3: 1–21.

Orszag, S. A., Patera, A.T. 1981. Calculation of Von Kármán's constant for turbulent channel flow. *Physical Review Letters* 47: 832.
doi 10.1103/PhysRevLett.47.832

Oblasser, M. 2011. 2–D Numerische modellierung eines Wehrüberfalls. Magistersko delo, Graz Technische Universität Graz (samozaložba M. Oblasser): 126 str.

Greenshields, C.J. 2015. The Open Source CFD Toolbox User Guide – OpenFOAM. The OpenFOAM Foundation, CFD Direct: 100 str.
<http://cfd.direct/openfoam/user-guide/> (Pridobljeno 20.12.2015)

Puharic, M., Ristic, S., Kutin, M., Adamovic, Z. 2007. Laser Doppler anemometry in hydrodynamic testing. *Journal of Russian Laser Research* 28, 6: 619–628.

Prosperetti, A., Tryggvason, G. 2009. Computational methods for multiphase flow. Cambridge, Cambridge University Press: 488 str.

Pani, P.K., Bhattacharyya, S.K. 2008. Hydrodynamic pressure on a vertical gate considering fluid-structure interaction. *Finite Elements in Analysis and Design* 44, 12–13: 759–766.
doi 10.1016/j.finel.2008.04.006

Qian, Z., Hu, X., Huai, W., Amador, A. 2009. Numerical simulation and analysis of water flow over stepped spillways. *Science in China Series E: Technological Sciences* 52, 7: 1958–1965.

Rogallo, R.S., Moin, P. 1984. Numerical simulation of turbulent flows. *Annual review of fluid mechanics* 16: 99–137.

Rodi, W. 1993. Turbulence models and their application in hydraulics – A state-of-the-art review. Karlsruhe, Institut für Hydromechanik, University of Karlsruhe: 104 str.

Rama-Durgaiha, D. 2002. Fluid mechanics and machinery. New Delhi, New Age International Publishers: 884 str.

Rosier, B. 2007. Interaction of side weir overflow with bed-load transport and bed morphology in a channel. Doktorska disertacija, Lausanne, Ecole Polytechnique Federale De Lausanne, Suisse: 421 str.
http://biblion.epfl.ch/EPFL/theses/2007/3872/EPFL_TH3872.pdf (Pridobljeno 3.5.2011)

Rehbock, T. 1929. Discussion of "Precise measurements," by K. B. Turner. *Transactions of the American Association of Civil Engineers* 93: 1143–1162.

- Ranga Raju, K.G., Prasad, B., Grupta, S.K. 1979. Side weir in rectangular channel. *Journal of the Hydraulics Division* 105, 5: 547–54.
- Rodič, P., Vošnjak, S. 2003. Hidravlična modelna raziskava (HMR) jezu in nove zapornice na Ljubljani pri Ambroževem trgu : poročilo. Ljubljana, Inštitut za hidravlične raziskave: 18 f.
- Rogala, R., Winter, J. 1985. Hydrodynamic pressures acting upon hinged–arc gates. *Journal of Hydraulic Engineering* 111,4: 210–215.
- Reda M.A.E.H.R. 2011. 2D–3D Modeling of flow over sharp–crested weirs. *Journal of Applied Sciences Research* 7, 12: 2495–2505.
- Simoens, S., Ayrault, M. 1994. Concentration flux measurements of a scalar quantity in turbulent flows. *Experiments in Fluids* 16: 273–281.
- Steinman, F. 2010. Hidravlika – 2. Ponatis. Ljubljana, Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo, Katedra za mehaniko tekočin z laboratorijem: 294 str.
- Singh, R., Manivannan, D., Satyanarayana, T. 1994. Discharge coefficient of rectangular side weirs. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering* 120: 814–9.
- Subramanya K, Awasthy SC. 1972. Spatially varied flow over side weirs. *Journal of Hydraulic Engineering* 98, 1: 1–10.
- Swamee, P.K., Pathak, S.K., Mohan, M., Agrawal, S.K., Ali, M.S. 1994. Subcritical flow over rectangular side weir. *Journal of Irrigation Drainage Engineering* 120:212–217.
- Smagorinsky, J. 1963. General circulation experiments with the primitive equations. *Monthly. Weather Review* 91: 99–164.
<http://docs.lib.noaa.gov/rescue/mwr/091/mwr-091-03-0099.pdf> (Pridobljeno 8.5.2012.)
- Sargison, J., Percy, A. 2009. Hydraulics of broad–crested weirs with varying side slopes. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering* 135, 1: 115–118.
- Sehgal, C. K. 1996. Design guidelines for spillway gates. *Journal of Hydraulic Engineering* 133, 3: 120–127.
- Sun, G., Wei, W., Zhao, X., Hu, W. 2011. Large Eddy Simulation of flows near a groin in a straight open channel. V: IEEE Power & Energy Society (ur.) : proceedings of Power and Energy Engineering Conference (APPEEC), Wuhan, China, March 25–28, 2011. New Jersey, IEEE: 4.
doi 10.1109/APPEEC.2011.5748598
- Tropea, C., Yarin, A., Foss, J.F. 2016. Springer handbook of experimental fluid mechanics. Berlin, Springer Science and Business Media: 1557 str.
- Ubbink, O. 1997. Numerical prediction of two fluid systems with sharp interfaces. Doktorska disertacija, London, Imperial College London, University of London (samozaložba O. Ubbink): 102 str.

Weller, H. G., Tabor, G., Jasak, H., Fureby C. 1998. A tensorial approach to computational continuum mechanics using object-oriented techniques. *Computers In Physics* 12–6: 201.

Wilcox, D.,C. 1998. *Turbulence modeling for CFD*. California, DCW Industries, Inc., California: 540 str.

Wahlin, B.T., Replogle, J.A. 1994. *Flow measurement using an overshoot gate*. Phoenix, Arizona, UMA Engineering: 45 f.

Yu–Tech, L. 1972. Discussion of 'Spatially varied flow over side weir'. *Journal of the Hydraulics Division* 98, 11: 2046–2048.

Yeoh, G.H., Tu, J. 2010. *Computational techniques for multiphase flows*. Oxford, Butterworth–Heinemann: 499 str.

Zhenweia, M.U., Zhiyanb, Z., Taoa Z. 2012. Numerical Simulation of 3–d flow field of spillway based on VOF method. *Procedia Engineering* 28: 808 – 812.
doi 10.1016/j.proeng.2012.01.814

PRILOGA A: OZNAKE VARIANT ZA MERITVE HITROSTI
ANNEX A: LABELS OF THE VARIANTS FOR VELOCITY MEASUREMENTS

Oznake variant, ki so bile obravnavane za meritve hitrostnih polj

Op.: Meritve pretokov, ki so bile uporabljene za izdelavo nove enačbe za pretočni koeficient zaradi preglednosti in obsežnosti niso priložene, so pa kot vse ostale meritve arhivirane na Katedri za mehaniko tekočin, Univerzi v Ljubljani).

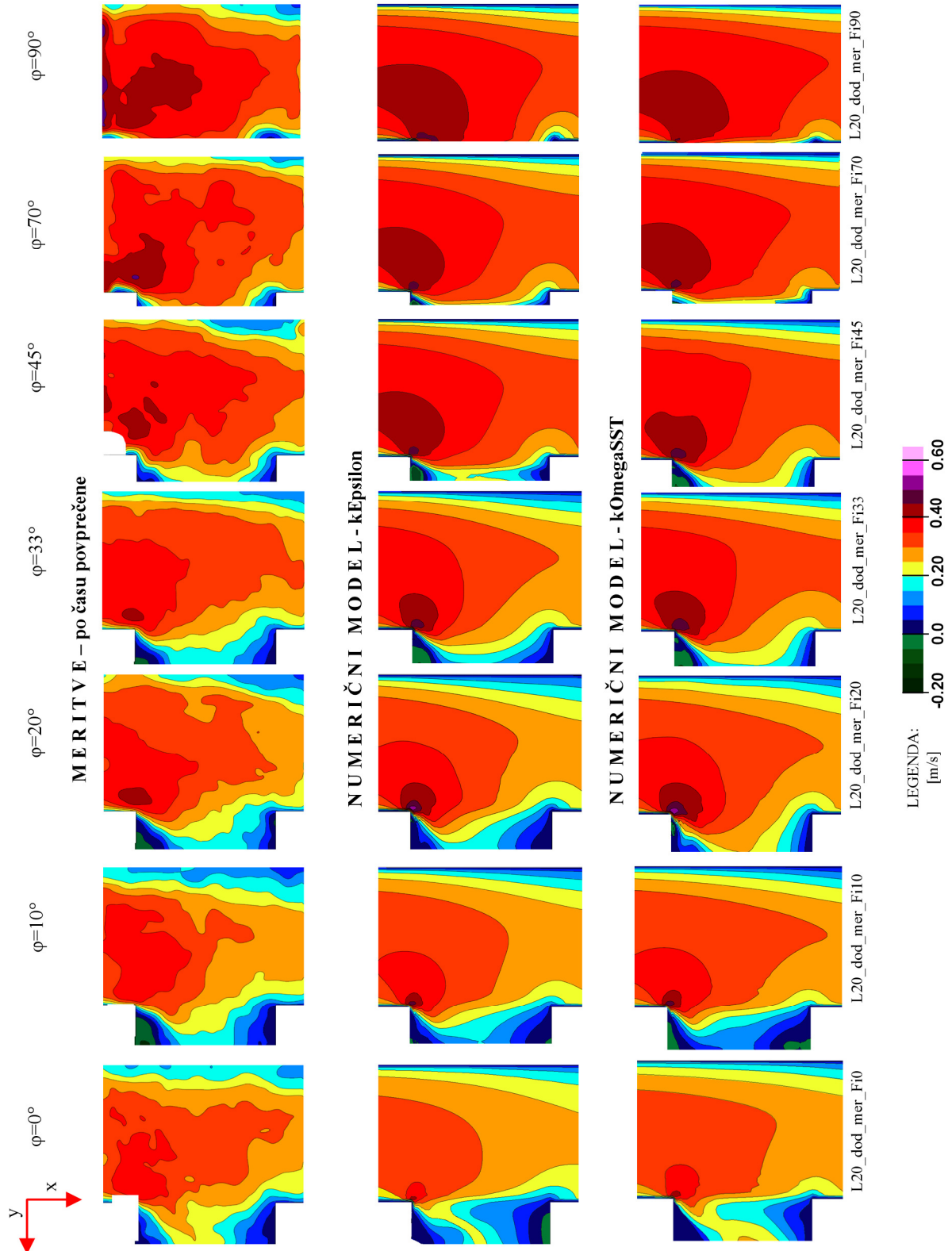
Op.	ID	Oznaka variante	<i>L</i>	<i>B</i>	<i>W</i>	<i>p0</i>	<i>p</i>	<i>h1</i>	<i>h2</i>	<i>h1-p</i>	φ	<i>Q1</i>	<i>F1</i>	
			[cm]	[cm]	[cm]	[cm]	[cm]	[cm]	[cm]	[cm]	[cm]	[°]	[l/s]	[-]
Fiksna zajejna višina v kanalu dolvodno od bočnega preliva	1	L15_p7.5_Fr1_Fi0	15	20	6	7,5	7,5	13,12	13,22	5,72	0	5,254	0,176	Fr1
	2	L15_p7.5_Fr2_Fi0	15	20	6	7,5	7,5	12,79	13,15	5,65	0	7,579	0,264	Fr2
	3	L15_p7.5_Fr3_Fi0	15	20	6	7,5	7,5	12,83	13,16	5,66	0	9,968	0,346	Fr3
	4	L15_p7.5_Fr1_Fi20	15	20	6	7,5	9,55	13,1	13,18	3,63	20	4,413	0,149	Fr1
	5	L15_p7.5_Fr2_Fi20	15	20	6	7,5	9,55	13,09	13,21	3,66	20	6,644	0,224	Fr2
	6	L15_p7.5_Fr3_Fi20	15	20	6	7,5	9,55	12,97	13,18	3,63	20	9,172	0,313	Fr3
	7	L15_p7.5_Fr1_Fi45	15	20	6	7,5	11,74	13,18	13,18	1,44	45	4,003	0,136	Fr1
	8	L15_p7.5_Fr2_Fi45	15	20	6	7,5	11,74	13,14	13,18	1,44	45	6,232	0,209	Fr2
	9	L15_p7.5_Fr3_Fi45	15	20	6	7,5	11,74	13,15	13,17	1,43	45	8,019	0,268	Fr3
	10	L15_p7.5_Fr3_Fi70	15	20	6	7,5	13,03	13,02	13,01	0,00	70	9,036	0,305	Fr1
	11	L20_p7.5_Fr1_Fi0	20	20	6	7,5	7,5	12,97	13,13	5,63	0	6,30	0,215	Fr1
	12	L20_p7.5_Fr2_Fi0	20	20	6	7,5	7,5	12,79	13,15	5,65	0	9,088	0,317	Fr2
	13	L20_p7.5_Fr3_Fi0	20	20	6	7,5	7,5	12,78	13,18	5,68	0	11,073	0,387	Fr3
	14	L20_p7.5_Fr1_Fi20	20	20	6	7,5	9,55	13,1	13,19	3,64	20	5,108	0,172	Fr1
	15	L20_p7.5_Fr2_Fi20	20	20	6	7,5	9,55	13,06	13,19	3,64	20	7,536	0,255	Fr2
	16	L20_p7.5_Fr3_Fi20	20	20	6	7,5	9,55	12,9	13,17	3,62	20	10,045	0,346	Fr3
	17	L20_p7.5_Fr1_Fi45	20	20	6	7,5	11,74	13,16	13,18	1,44	45	3,548	0,119	Fr1
	18	L20_p7.5_Fr2_Fi45	20	20	6	7,5	11,74	13,1	13,15	1,41	45	5,754	0,194	Fr2
	19	L20_p7.5_Fr3_Fi45	20	20	6	7,5	11,74	13,06	13,14	1,4	45	8,268	0,28	Fr3
	20	L20_p7.5_Fr3_Fi70	20	20	6	7,5	13,03	13,02	13,01	0,00	70	9,123	0,321	Fr1
	21	L25_p7.5_Fr1_Fi0	25	20	6	7,5	7,5	13,11	13,28	5,78	0	7,009	0,236	Fr1
	22	L25_p7.5_Fr2_Fi0	25	20	6	7,5	7,5	12,75	13,15	5,65	0	10,212	0,356	Fr2
	23	L25_p7.5_Fr3_Fi0	25	20	6	7,5	7,5	12,66	13,15	5,65	0	11,877	0,421	Fr3
	24	L25_p7.5_Fr1_Fi20	25	20	6	7,5	9,55	12,98	13,12	3,57	20	5,708	0,195	Fr1
	25	L25_p7.5_Fr2_Fi20	25	20	6	7,5	9,55	12,9	13,16	3,61	20	8,223	0,28	Fr2
	26	L25_p7.5_Fr3_Fi20	25	20	6	7,5	9,55	12,8	13,15	3,6	20	10,938	0,373	Fr3
	27	L25_p7.5_Fr1_Fi45	25	20	6	7,5	11,74	13,18	13,2	1,46	45	3,069	0,102	Fr1
	28	L25_p7.5_Fr2_Fi45	25	20	6	7,5	11,74	13,1	13,15	1,41	45	5,754	0,194	Fr2
	29	L25_p7.5_Fr3_Fi45	25	20	6	7,5	11,74	13,03	13,12	1,38	45	8,268	0,28	Fr3
	30	L25_p7.5_Fr3_Fi70	25	20	6	7,5	13,03	13,04	13,03	0,00	70	9,053	0,315	Fr1
Dodatne meritve	31	L20_dod_mer_Fi0	20	20	6	7,5	7,50	11,04	11,2	3,54	0	5,920	0,258	Fr1
	32	L20_dod_mer_Fi10	20	20	6	7,5	8,54	12,07	12,25	3,52	10	6,846	0,261	Fr1
	33	L20_dod_mer_Fi20	20	20	6	7,5	9,55	13,06	13,19	3,51	20	7,537	0,255	Fr1
	34	L20_dod_mer_Fi33	20	20	6	7,5	10,77	14,31	14,54	3,54	33	8,766	0,259	Fr1
	35	L20_dod_mer_Fi45	20	20	6	7,5	11,74	15,24	15,44	3,50	45	9,703	0,260	Fr1
	36	L20_dod_mer_Fi70	20	20	6	7,5	13,03	16,56	16,76	3,53	70	11,019	0,261	Fr1
	37	L20_dod_mer_Fi90	20	20	6	7,5	14,32	18,00	18,06	3,68	90	11,400	0,238	Fr1

PRILOGA B: PRIMERJAVA IZOTAH: IZMERJENIH IN IZRAČUNANIH HITROSTI
ANNEX B: COMPARISON OF THE MEASURED AND CALCULATED VELOCITY CONTOURS

Priloga B.1: Izotahe vzdolžnih hitrosti U_x

Annex B.1: Contours of the longitudinal velocities U_x

Izotahe so podane za dodatne variante in za ravnino, ki se nahaja tik nad dolvodnim robom zapornice (nožem zapornice), t. j. tik nad p

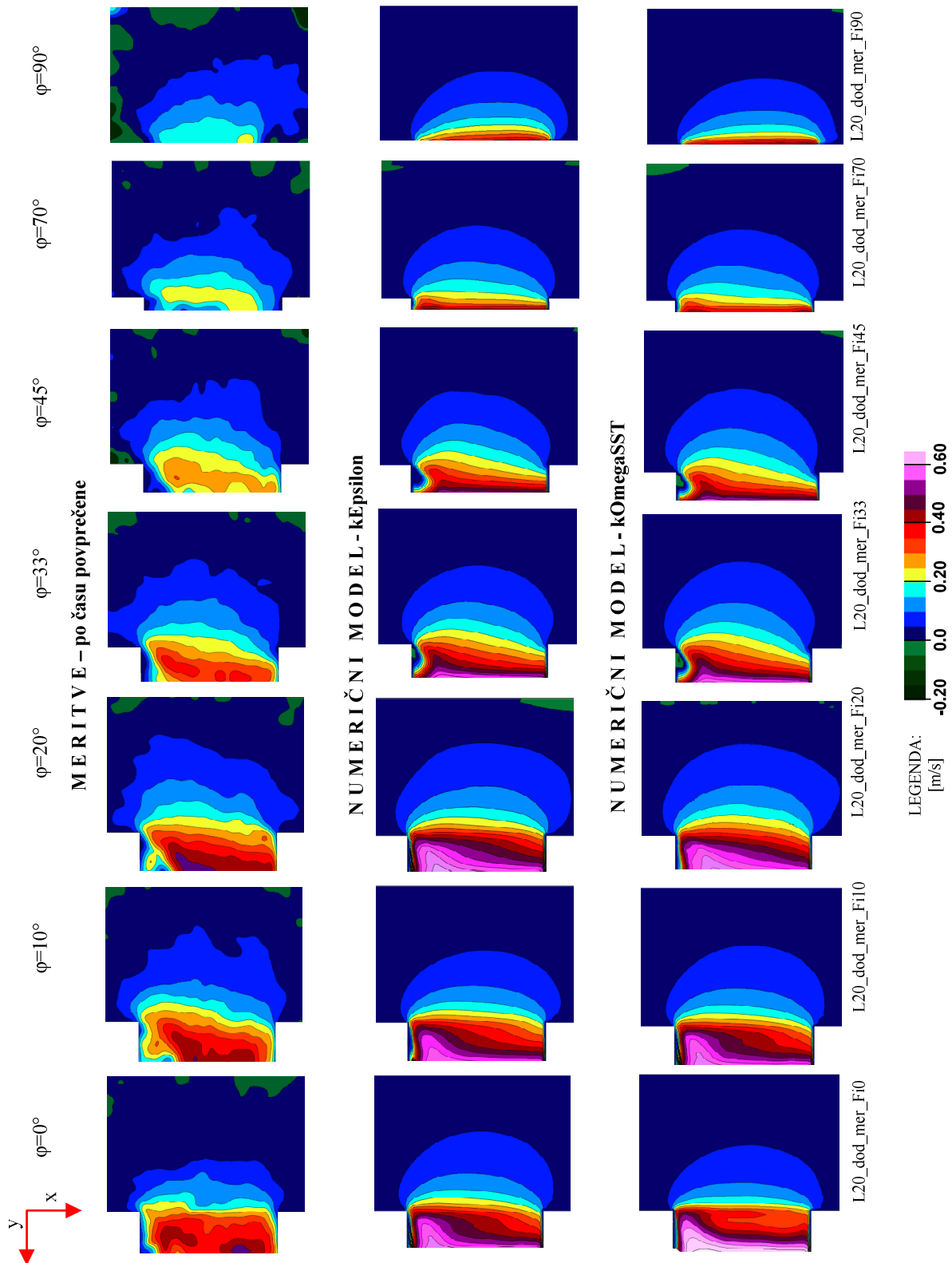


PRILOGA B: PRIMERJAVA IZOTAH: IZMERJENIH IN IZRAČUNANIH HITROSTI
ANNEX B: COMPARISON OF THE MEASURED AND CALCULATED VELOCITY CONTOURS

Priloga B.2: Izotahe prečnih hitrosti U_y

Annex B.2: Contours of the transverse velocities U_y

Izotahe so podane za dodatne variante in za ravnino, ki se nahaja tik nad dolvodnim robom zapornice (nožem zapornice), t.j. tik nad p



PRILOGA C: DOPOLNITEV PROGRAMSKE KODE OPENFOAM

ANNEX C: COMPLEMENTATION OF THE SOFTWARE CODE OPENFOAM

Priloga C.1: Nova knjižnica LimitedU.H

Annex C.1: New library LimitedU.H

```
/*-----*\
===== |
\\      /  F i e l d      |   OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
\\      /  O peration    |
\\      /  A nd          |   Copyright (C) 2011-2014 OpenFOAM Foundation
  \\    /  M anipulation |
-----*/
```

New library for limiting the velocity components in the phase AIR for the solver interFoam. The library has to be called in a new solver of interFoam (for example called interWaterFoam) in the end of the pimple loop.

```
/*-----*/
```

```
//Print max and min velocity components in phase air before bounding
Info<< "maxUx_before= "<<max(U.component(0)).value()<< nl << "maxUy_before= " <<
max(U.component(1)).value() <<nl<< "maxUz_before= " <<
max(U.component(2)).value()<< endl;
```

```
Info<< "minUx_before= "<< min(U.component(0)).value()<< nl << "minUy_before= "<<
min(U.component(1)).value() <<nl<< "minUz_before= " <<
min(U.component(2)).value()<< endl;
```

```
//Define max and min velocity components in phase water
dimensionedScalar UMAX0=max(pos(alpha1-0.1)*U.component(0));
dimensionedScalar UMAX1=max(pos(alpha1-0.1)*U.component(1));
dimensionedScalar UMAX2=max(pos(alpha1-0.1)*U.component(2));
dimensionedScalar UMIN0=min(pos(alpha1-0.1)*U.component(0));
dimensionedScalar UMIN1=min(pos(alpha1-0.1)*U.component(1));
dimensionedScalar UMIN2=min(pos(alpha1-0.1)*U.component(2));
```

```
//Bound max and min velocity components in phase air
U.replace(0, (pos(U.component(0)-UMAX0)*UMAX0+(pos(UMAX0-1.001*U.component(0))*U.component(0)));
U.replace(1, (pos(U.component(1)-UMAX1)*UMAX1+(pos(UMAX1-1.001*U.component(1))*U.component(1)));
U.replace(2, (pos(U.component(2)-UMAX2)*UMAX2+(pos(UMAX2-1.001*U.component(2))*U.component(2)));
U.replace(0, (pos(UMIN0-U.component(0))*UMIN0+(pos(1.001*U.component(0)-UMIN0))*U.component(0)));
U.replace(1, (pos(UMIN1-U.component(1))*UMIN1+(pos(1.001*U.component(1)-UMIN1))*U.component(1)));
U.replace(2, (pos(UMIN2-U.component(2))*UMIN2+(pos(1.001*U.component(2)-UMIN2))*U.component(2)));
```

```
//Print max and min velocity components in phase air after bounding
Info<< "maxUx_bounded= "<<max(U.component(0)).value()<< nl << "maxUy_bounded= " <<
max(U.component(1)).value() <<nl<< "maxUz_bounded= " <<
max(U.component(2)).value()<< endl;
```

```
Info<< "minUx_bounded= "<< min(U.component(0)).value()<< nl << "minUy_bounded= "<<
min(U.component(1)).value() <<nl<< "minUz_bounded= " <<
min(U.component(2)).value()<< endl;
```

PRILOGA C: DOPOLNITEV PROGRAMSKE KODE OPENFOAM

ANNEX C: COMPLEMENTATION OF THE SOFTWARE CODE OPENFOAM

Priloga C.2: Nova knjižnica interWaterFoam.H

Annex C.2: The new solver interWaterFoam.H

```

/*-----*\
=====
\\      /  F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
\\      /  O peration  |
\\      /  A nd        | Copyright (C) 2011-2014 OpenFOAM Foundation
  \\    /  M anipulation |
-----*/

License
  This file is part of OpenFOAM.

  OpenFOAM is free software: you can redistribute it and/or modify it
  under the terms of the GNU General Public License as published by
  the Free Software Foundation, either version 3 of the License, or
  (at your option) any later version.

  OpenFOAM is distributed in the hope that it will be useful, but WITHOUT
  ANY WARRANTY; without even the implied warranty of MERCHANTABILITY or
  FITNESS FOR A PARTICULAR PURPOSE. See the GNU General Public License
  for more details.

  You should have received a copy of the GNU General Public License
  along with OpenFOAM. If not, see <http://www.gnu.org/licenses/>.

Application
  interFoam

Description
  Solver for 2 incompressible, isothermal immiscible fluids using a VOF
  (volume of fluid) phase-fraction based interface capturing approach.

  The momentum and other fluid properties are of the "mixture" and a single
  momentum equation is solved.

  Turbulence modelling is generic, i.e. laminar, RAS or LES may be selected.

  For a two-fluid approach see twoPhaseEulerFoam.

\*-----*/

#include "fvCFD.H"
#include "CMULES.H"
#include "subCycle.H"
#include "immiscibleIncompressibleTwoPhaseMixture.H"
#include "turbulenceModel.H"
#include "pimpleControl.H"
#include "fvIOoptionList.H"
#include "fixedFluxPressureFvPatchScalarField.H"

// * * * * *

int main(int argc, char *argv[])
{
    #include "setRootCase.H"
    #include "createTime.H"
    #include "createMesh.H"

    pimpleControl pimple(mesh);

    #include "initContinuityErrs.H"
    #include "createFields.H"

```

```
#include "readTimeControls.H"
#include "createPrghCorrTypes.H"
#include "correctPhi.H"
#include "CourantNo.H"
#include "setInitialDeltaT.H"

// * * * * *

Info<< "\nStarting time loop\n" << endl;

while (runTime.run())
{
    #include "readTimeControls.H"
    #include "CourantNo.H"
    #include "alphaCourantNo.H"
    #include "setDeltaT.H"

    runTime++;

    Info<< "Time = " << runTime.timeName() << nl << endl;

    // --- Pressure-velocity PIMPLE corrector loop
    while (pimple.loop())
    {

        #include "alphaControls.H"
        #include "alphaEqnSubCycle.H"
        mixture.correct();

        #include "UEqn.H"

        // --- Pressure corrector loop
        while (pimple.correct())
        {
            #include "pEqn.H"
        }

        if (pimple.turbCorr())
        {
            turbulence->correct();
        }
    }
}

//Include the new library LimitedU.H
#include "LimitedU.H"
    runTime.write();

    Info<< "ExecutionTime = " << runTime.elapsedCpuTime() << " s"
        << " ClockTime = " << runTime.elapsedClockTime() << " s"
        << nl << endl;
}

Info<< "End\n" << endl;

return 0;
}

// ***** //
```

PRILOGA C: DOPOLNITEV PROGRAMSKE KODE OPENFOAM

ANNEX C: COMPLEMENTATION OF THE SOFTWARE CODE OPENFOAM

Priloga C.3: Dopolnitev knjižnice alphaEqn.H

Annex C.3: Complementation of the library alphaEqn.H

```

/*-----*\
===== |
\\      /  F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
\\      /  O peration  |
\\      /  A nd        | Copyright (C) 2011-2014 OpenFOAM Foundation
\\      /  M anipulation |
-----*/

```

The library alphaEqn.H with a limitation of the index function alpha1. The limitation has to be called twice for better stability.

```

/*-----*/

```

```

{
    word alphaScheme("div(phi,alpha)");
    word alphasScheme("div(phirb,alpha)");

    // Standard face-flux compression coefficient
    surfaceScalarField phic(mixture.cAlpha()*mag(phi/mesh.magSf()));

    // Add the optional isotropic compression contribution
    if (icAlpha > 0)
    {
        phic *= (1.0 - icAlpha);
        phic += (mixture.cAlpha()*icAlpha)*fvc::interpolate(mag(U));
    }

    // Do not compress interface at non-coupled boundary faces
    // (inlets, outlets etc.)
    forAll(phic.boundaryField(), patchi)
    {
        fvsPatchScalarField& phicp = phic.boundaryField()[patchi];

        if (!phicp.coupled())
        {
            phicp == 0;
        }
    }

    tmp<surfaceScalarField> tphiAlpha;

    if (MULESCorr)
    {
        fvScalarMatrix alpha1Eqn
        (
            #ifdef LTSSOLVE
            fv::localEulerDdtScheme<scalar>(mesh, rDeltaT.name()).fvmDdt(alpha1)
            #else
            fv::EulerDdtScheme<scalar>(mesh).fvmDdt(alpha1)
            #endif
            + fv::gaussConvectionScheme<scalar>
            (
                mesh,
                phi,
                upwind<scalar>(mesh, phi)
            ).fvmDiv(phi, alpha1)
        );
    }
}

```

```
    alphaEqn.solve();

//Limit the index function alpha1 to 0 - 1
alpha1.replace(0, (pos(alpha1))*alpha1);
forAll(alpha1,celli)
{
    if (alpha1[celli]>1)
    {
        alpha1[celli]=1;
    }
}

Info<< "Phase-1 volume fraction = "
    << alpha1.weightedAverage(mesh.Vsc()).value()
    << "   Min(alpha1) = " << min(alpha1).value()
    << "   Max(alpha1) = " << max(alpha1).value()
    << endl;

tmp<surfaceScalarField> tphiAlphaUD(alpha1Eqn.flux());
tphiAlpha = tmp<surfaceScalarField>
(
    new surfaceScalarField(tphiAlphaUD())
);

if (alphaApplyPrevCorr && tphiAlphaCorr0.valid())
{
    Info<< "Applying the previous iteration compression flux" << endl;
#ifdef LTSSOLVE
    MULES::LTScorrect(alpha1, tphiAlpha(), tphiAlphaCorr0(), 1, 0);
#else
    MULES::correct(alpha1, tphiAlpha(), tphiAlphaCorr0(), 1, 0);
#endif

    tphiAlpha() += tphiAlphaCorr0();
}

// Cache the upwind-flux
tphiAlphaCorr0 = tphiAlphaUD;

alpha2 = 1.0 - alpha1;

mixture.correct();

}

for (int aCorr=0; aCorr<nAlphaCorr; aCorr++)
{
    surfaceScalarField phir(phiC*mixture.nHatf());

    tmp<surfaceScalarField> tphiAlphaUn
    (
        fvc::flux
        (
            phi,
            alpha1,
            alphaScheme
        )
        + fvc::flux
        (
            -fvc::flux(-phir, alpha2, alphasScheme),
            alpha1,
            alphasScheme
        )
    );

    if (MULESCorr)
    {
        tmp<surfaceScalarField> tphiAlphaCorr(tphiAlphaUn() - tphiAlpha());
    }
}
```

```

volScalarField alpha10(alpha1);

#ifdef LTSSOLVE
MULES::LTSCorrect(alpha1, tphiAlphaUn(), tphiAlphaCorr(), 1, 0);
#else
MULES::correct(alpha1, tphiAlphaUn(), tphiAlphaCorr(), 1, 0);
#endif

// Under-relax the correction for all but the 1st corrector
if (aCorr == 0)
{
    tphiAlpha() += tphiAlphaCorr();
}
else
{
    alpha1 = 0.5*alpha1 + 0.5*alpha10;
    tphiAlpha() += 0.5*tphiAlphaCorr();
}
}
else
{
    tphiAlpha = tphiAlphaUn;

#ifdef LTSSOLVE
MULES::explicitLTSSolve(alpha1, phi, tphiAlpha(), 1, 0);
#else
MULES::explicitSolve(alpha1, phi, tphiAlpha(), 1, 0);
#endif
}

alpha2 = 1.0 - alpha1;

mixture.correct();

}

rhoPhi = tphiAlpha()*(rho1 - rho2) + phi*rho2;

if (alphaApplyPrevCorr && MULESCorr)
{
    tphiAlphaCorr0 = tphiAlpha() - tphiAlphaCorr0;
}

//Limit the index function alpha1 to 0 - 1
alpha1.replace(0, (pos(alpha1))*alpha1);
forAll(alpha1, celli)
{
    if (alpha1[celli]>1)
    {
        alpha1[celli]=1;
    }
}

Info<< "Phase-1 volume fraction = "
    << alpha1.weightedAverage(mesh.Vsc()).value()
    << "  Min(alpha1) = " << min(alpha1).value()
    << "  Max(alpha1) = " << max(alpha1).value()
    << endl;
}

```