

VĚDECKÉ SPISY VYSOKÉHO UČENÍ TECHNICKÉHO V BRNĚ

Edice Habilitační a inaugurační spisy, sv. 494

ISSN 1213-418X

Zbyněk Zachoval

**PŘELIVY SE ŠIROKOU KORUNOU
PRAVOÚHLÉHO PŘÍČNÉHO PRŮŘEZU**

VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

Fakulta stavební

Ústav vodních staveb

Ing. Zbyněk Zachoval, Ph.D.

**PŘELIVY SE ŠIROKOU KORUNOU
PRAVOÚHLÉHO PŘÍČNÉHO PRŮŘEZU**

**BROAD-CRESTED WEIRS
WITH RECTANGULAR CONTROL SECTION**

ZKRÁCENÁ VERZE HABILITAČNÍ PRÁCE
VODNÍ HOSPODÁŘSTVÍ A VODNÍ STAVBY



BRNO 2015

KLÍČOVÁ SLOVA

Přeliv se širokou korunou, dokonalý přepad, nedokonalý přepad, součinitel průtoku, součinitel zatopení, experimentální výzkum, numerická simulace, odolnost povrchu, transport splavenin.

KEYWORDS

Broad-crested weir, free flow, submerged flow, discharge coefficient, submergence coefficient, experimental research, numerical simulation, surface resistance, sediment transport.

MÍSTO ULOŽENÍ PRÁCE:

Originál práce je uložen v archívu Oddělení pro vědu a výzkum Fakulty stavební Vysokého učení technického v Brně, Veveří 331/95, 602 00 Brno.

OBSAH

1 ÚVOD.....	6
1.1 Dělení.....	6
1.2 Použití přelivů se širokou korunou.....	6
1.3 Přehled výzkumů.....	7
2 CHARAKTERISTIKA PROUDĚNÍ PŘI PŘEPADU.....	8
2.1 Dokonalý přepad.....	8
2.1.1 Úroveň hladiny.....	8
2.1.2 Hranice recirkulačních oblastí proudu.....	11
2.1.3 Tlak na povrchu přelivu.....	15
2.1.4 Rychlostní pole.....	16
3 ROVNICE PRŮTOKU.....	17
3.1 Součinitel průtoku.....	17
3.1.1 Základní součinitel průtoku.....	18
3.1.2 Součinitele dílčích vlivů.....	19
4 NUMERICKÉ SIMULACE PŘEPADU.....	23
5 ODOLNOST POVRCHU PŘELIVU A TRANSPORT SPLAVENIN PŘES PŘELIV.....	24
5.1 Odolnost povrchu.....	24
5.1.1 Návodní skloněný líc.....	26
5.1.2 Koruna přelivu.....	26
5.1.3 Povodní skloněný líc.....	26
5.2 Transport splavenin přes přeliv.....	27
6 PRAKTICKÉ APLIKACE POUŽITÍ PŘELIVŮ SE ŠIROKOU KORUNOU....	27
6.1 Bezpečnostní přeliv RN2EI v Brně.....	28
6.2 Spádový stupeň Darkov.....	29
7 ZÁVĚR.....	30
8 LITERATURA.....	32
ABSTRACT.....	37

PŘEDSTAVENÍ AUTORA

Jméno a příjmení: Ing. Zbyněk Zachoval, Ph.D.

Narozen: 7. 11. 1976, Brno

Bydliště: Neumannova 130/40, 602 00 Brno



Adresa do zaměstnání:

Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební,

Ústav vodních staveb, Laboratoř vodohospodářského výzkumu

Veveří 331/95, 602 00 Brno, Česká republika

Telefon: 541 147 290

E-mail: zachoval.z@fce.vutbr.cz

Vzdělání:

2003 Ph.D. VUT v Brně, FAST, obor Vodní hospodářství a vodní stavby

2000 Ing. VUT v Brně, FAST, obor Vodní hospodářství a vodní stavby

1995 maturita Gymnázium Matyáše Lercha

Zaměstnání a pracovní zařazení:

od 2004 VUT v Brně, FAST, Ústav vodních staveb, odborný asistent

2003 VUT v Brně, FAST, Ústav vodních staveb, asistent

Odborné a výzkumné zaměření:

Fyzikální modelování proudění vody a transportu splavenin. Numerické modelování ustáleného i neustáleného 1D, 2D, 3D proudění vody s volnou i napjatou hladinou a transportem splavenin. Přepad přes přelivy se širokou korunou. Měření UVP Monitorem. Splaveninové studie. Experimentální výzkum proudění podzemních vod s filtračními deformacemi prostředí.

Pedagogická činnost:

Inženýrský studijní program: 0R3 Hydraulika II, 0R5 Přehrady a využití vodní energie.

Bakalářský studijní program Stavební inženýrství: BR04 Hydraulika, BR05 Hydraulika a hydrologie, BR07 Hydrotechnické stavby II, BR08 Projekt vodní stavby, BR51 Hydraulika a hydrologie, BS01 Vodohospodářské stavby.

Navazující magisterský studijní program Stavební inženýrství: CR01 Hydraulika podzemních vod.

Celoživotní vzdělávání: Současné poznatky z vodního stavitelství, Fyzikální modelování ve vodním hospodářství, Pohyb plavenin a splavenin v tocích, Školení v programu SMS-FESWMS.

Vítěz soutěže o nejlepšího pedagoga v Navazujícím magisterském studiu na FAST VUT v Brně za rok 2014 dle hodnocení studentů.

Byl vedoucím 10 obhájených diplomových prací a 12 obhájených bakalářských prací, 2 krát byl členem komise pro státní doktorskou zkoušku a 16 krát pro magisterskou a bakalářskou závěrečnou zkoušku.

Člen Pedagogické oborové rady Vodní hospodářství a vodní stavby.

Členství v profesních organizacích a organizačních výborech konferencí:

Česká vědecko-technická vodohospodářská společnost. Člen v 8 organizačních výborech konferencí.

Projekty a granty:

Podílel se na řešení 17 projektů a grantů z toho 3 mezinárodních: GAČR, MŠMT ČR – EUREKA CZ, MŠMT ČR - Specifický vysokoškolský výzkum, MZe ČR, TA ČR.

Spolupráce s praxí:

Podílel se na více než 40 projektech spolupráce s praxí.

Publikační činnost:

5 článků v impaktovaných časopisech s $IF > 0,5$, 5 článků v recenzovaných časopisech, 2 významná inženýrská díla, 4 příspěvky na mezinárodních vědeckých konferencích, 104 příspěvků na domácích vědeckých konferencích, 7 posudků zahraničních publikací, 12 posudků domácích publikací a projektů, 4 skripta, 3 významné výukové pomůcky.

Významná inženýrská díla:

Podílel se na vytvoření 15 funkčních vzorků nebo prototypů (fyzikální modely, přístroje), 1 certifikované metodiky a 34 specializovaných map s odborným obsahem.

1 ÚVOD

Přelivy jsou jednou ze základních vodohospodářských konstrukcí. Vytvářejí především vertikální zúžení proudu, čímž se liší od žlabů, které vytvářejí především boční zúžení proudu (Bos, 1989). Dochází na nich obvykle ke změně říčního proudění (přes kritické proudění s kritickou hloubkou h_k) v bystřinné se vznikem volného paprsku proudu, tedy k přepadu.

1.1 DĚLENÍ

Přelivy pravoúhlého příčného průřezu mají příčný profil pravoúhlý s vodorovnou korunou. Podélný profil mají nejčastěji pravoúhlý nebo lichoběžníkový s ostrou nebo zaoblenou návodní a povodní hranou koruny. Přelivy pravoúhlého podélného i příčného profilu (pravoúhlé přelivy) se dělí dle charakteru přepadu vymezeného poměrem H/t , kde H je energetická přepadová výška a t je tloušťka (délka) přelivu, na (Bos, 1989):

- přelivy s dlouhou korunou $H/t < 0,08$,
- přelivy s širokou korunou $0,08 \leq H/t < 0,33$ (dle ČSN ISO 3846, 2012, $0,1 \leq h/t < 0,4$),
- přelivy s krátkou (úzkou) korunou (řadí se mezi jezové přelivy) $0,33 \leq H/t < 1,5$ až 1,8,
- přelivy s ostrou hranou (tenkostěnné přelivy) 1,5 až $1,8 < H/t$.

Přepad se dělí dle ovlivnění hladiny v přítokovém korytě hladinou v odtokovém korytě na:

- dokonalý (nezatopený, volný), kdy úroveň hladiny vody v odtokovém korytě nemá vliv na úroveň hladiny vody v přítokovém korytě a
- nedokonalý (zatopený), kdy úroveň hladiny vody v odtokovém korytě má vliv na úroveň hladiny vody v přítokovém korytě.

1.2 POUŽITÍ PŘELIVŮ SE ŠIROKOU KORUNOU

Přelivy se širokou korunou se používají velmi dlouho prakticky v celé oblasti vodního hospodářství. Na vodních tocích jsou použity v podobě přehrážek, spádových stupňů, hrázových přelivů, atd.; na pevných jezích jako přelivy, na jezích pohyblivých jako spodní konstrukce pohyblivých hradicích uzávěrů (Obr. 1.1); na odběrech, jako vtokové prahy; na přehradách, suchých nádržích a rybnících jako bezpečnostní, případně pojistné přelivy. Využívají se i v oblasti odvádění a čištění odpadních vod u separátorů, usazovacích nádrží a odlehčovacích komor v podobě bočních případně čelních přelivů a u retenčních nádrží v podobě bezpečnostních přelivů. Používají se i v oblasti průmyslu, sportu a rekreace (bazény, koupaliště, vodní kanály). Při povodních je vytvářejí objekty, které slouží k jiným účelům např. násypy liniových staveb, mostovky (při přepadu), betonové zídky, koruny hrází atd. Jako přelivy se širokou korunou se při malých průtocích chovají vtoky do potrubí a propustky (nedokonalý přepad).



Obr. 1.1 Přeliv se širokou korunou s vakem, Ružbašská Miřava (foto Pařílková, 2014)

1.3 PŘEHLED VÝZKUMŮ

Výzkumy spojené s přepadem přes přelivy se širokou korunou obsahují teoretická odvození, experimenty i numerické simulace.

Bélangier (1849) jako první odvodil rovnici průtoku při přepadu z rovnice spojitosti a Bernoulliho rovnice. Horton (1907) provedl souhrn teoretických znalostí o přelivech se širokou korunou a odvodil rovnici průtoku obsahující relativní zúžení proudu. Doeringsfeld a Barker (1941) publikovali odvození rovnice průtoku na základě analýzy hybnosti proudu. Villemonte (1947) odvodil rovnici pro nedokonalý přepad a aplikoval ji na ostrohranné přelivy. Delleur (1955) stanovil tloušťku mezní vrstvy na koruně přelivu s její zaoblenou návodní hranou. Tracy (1957) publikoval rozměrovou analýzu pro vybrané veličiny a z Froudova kritéria stanovil rovnici průtoku. Hall (1962) analyticky odvodil na základě teorie vzniku mezní vrstvy rovnici pro určení součinitele průtoku a popsal geometrii korunové recirkulační oblasti. Harrison (1967) aplikoval teorii vzniku mezní vrstvy na koruně i na bočních stěnách přelivu se zaoblenou návodní hranou koruny a odvodil mezní míru zatopení pro přelivy se širokou korunou a se svislým i skloněným povodním lícem. Tim (1986) uvedl teoretické odvození rovnic průtoku s využitím energetické i hybnostní analýzy. Swamee (1988) stanovil univerzální rovnici pro vysoké pravoúhlé přelivy. Pařílková a kol. (2012) zahrnuli do výpočtu přepadu přes přeliv se širokou korunou bez odtržení

proudu na koruně přelivu vliv drsnosti. Zachoval a Roušar (2014) popsali transport jednotlivých zrn přes přelivy se širokou korunou. Castro-Orgaz a Hager (2014) se zabývali vlivem povrchového napětí a tření na součinitel průtoku.

Mezi nejvýznamnější publikované experimentální výzkumy zaměřené na přelivy se širokou korunou lze zahrnout práce těchto autorů: Bazin (1896, 1898), Rafter (1900), Doeringsfeld a Barker (1941), Berezinskij (1950), Kikkawa a kol. (1961), Singer (1964), Shukla (1970), Moss (1972), Vierhout (1973), Crabbe (1974), Sreetharan (1983), Tim (1986), Hager a Schwalt (1994), Johnson (2000), Sarker a Rhodes (2004), Zachoval a Roušar (2011), Goodarzi a kol. (2012), Zachoval a kol. (2012), Felder a Chanson (2012), Major (2013), Zachoval a kol. (2014), Zachoval a Roušar (2014).

Numerické simulace proudění přes přelivy se širokou korunou jsou obvykle řešeny dvourozměrnými (2D) a trojrozměrnými (3D) modely. Ustálené nevířivé proudění předpokládali Moss (1972), Sreetharan (1983), Castro-Orgaz a Hager (2014). Ustálené turbulentní proudění řešili Bombardeli a kol. (2000), Sarker a Rhodes (2004), Hargreaves a kol. (2007), Zachoval a kol. (2012), Zachoval a Roušar (2014). Simulaci neustáleného turbulentního proudění prezentovali Lv a kol. (2011). Mohammadpour a kol. (2013) simulovali 3D proudění přes propustný přeliv z gabionu.

Z historického přehledu plyne, že přepad přes přelivy se širokou korunou je publikované téma více než 160 let a to jak v teoretické rovině, tak experimentální a že numerické simulace se provádějí více než 40 let. V poslední dekádě nabírá výzkum na intenzitě a to ve všech třech uvedených oblastech výzkumu, na čemž se autor práce také podílí.

2 CHARAKTERISTIKA PROUDĚNÍ PŘI PŘEPADU

2.1 DOKONALÝ PŘEPAD

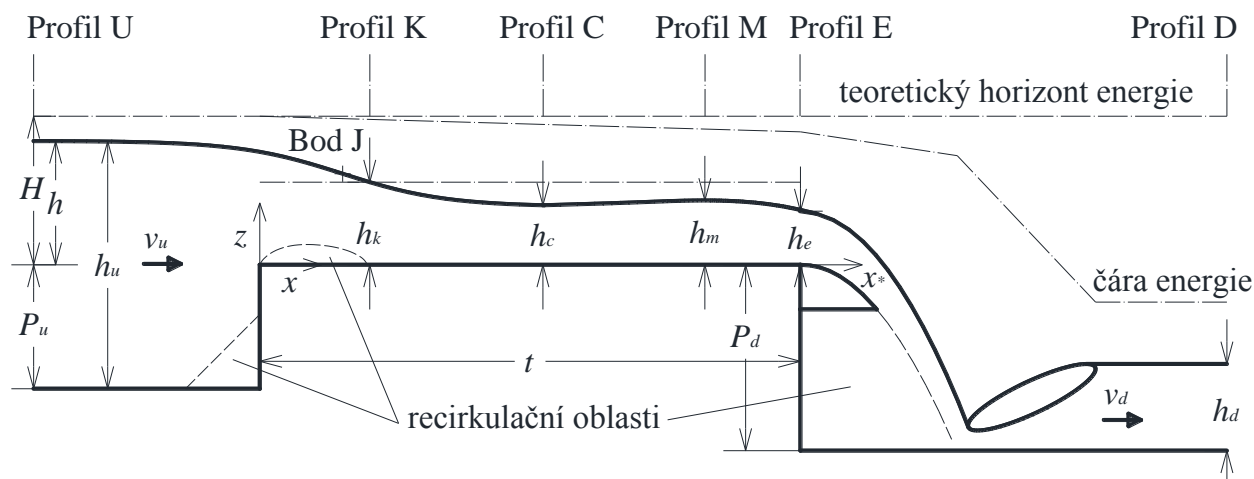
Proudění v podélném směru při dokonalém přepadu přes pravoúhlý přeliv se širokou korunou je závislé na poměrech H/t a H/P_u , kde P_u je výška přelivu nade dnem přítokového koryta a t je tloušťka přelivu. V příčném směru se proudění mění zanedbatelně.

2.1.1 Úroveň hladiny

Úroveň hladiny lze popsat bezrozměrně vůči energetické přepadové výšce $Z_h = z_h/H$ a $X = x/H$ (Obr. 2.1) s počátkem os v návodní hraně koruny přelivu a poproudni orientací osy x .

Profil U (protiproudni dosah křivky snížení hladiny způsobený přelivem) je v relativní vzdálenosti $x_u/H = -2$ před přelivem (Zachoval a kol., 2012). Protiproudne dále od přelivu je hladina ve sklonu, který určují především ztráty při proudění v přítokovém korytě. Proto profil pro měření

úrovně hladiny ke stanovení přepadové výšky musí být protiproudě tak daleko od přelivu, aby nebyl ovlivněn křivkou snížení, a zároveň tak blízko, aby se minimalizoval vliv ztát při proudění v přítokovém korytě. Jelikož H nelze měřit a aby nebylo nutné měnit pozici měřidla úrovně hladiny při změně průtoku, doporučuje se provádět měření v relativní vzdálenosti $-3 \leq x_h/h_{max} \leq -4$ (ČSN ISO 3846, 2012), kde h_{max} je návrhová hodnota přepadové výšky.



Obr. 2.1 Schéma značení při dokonalém přepadu

Profil K s kritickou hloubkou h_k , kde je relativní hloubka $h_k/H = 2/3$, je v relativní vzdálenosti $x_k/H = 0,89$ (Zachoval a kol., 2012).

Profil C s hloubkou h_c je v místě zúženého proudu s přibližně paralelním prouděním a hydrostatickým rozdělením tlaku. Relativní vzdálenost profilu C je $x_c/H = 2,7$, relativní hloubka v něm je $\varepsilon_c = h_c/H = 0,47$ (Zachoval a kol., 2012) vyjadřující parametr zúžení proudu.

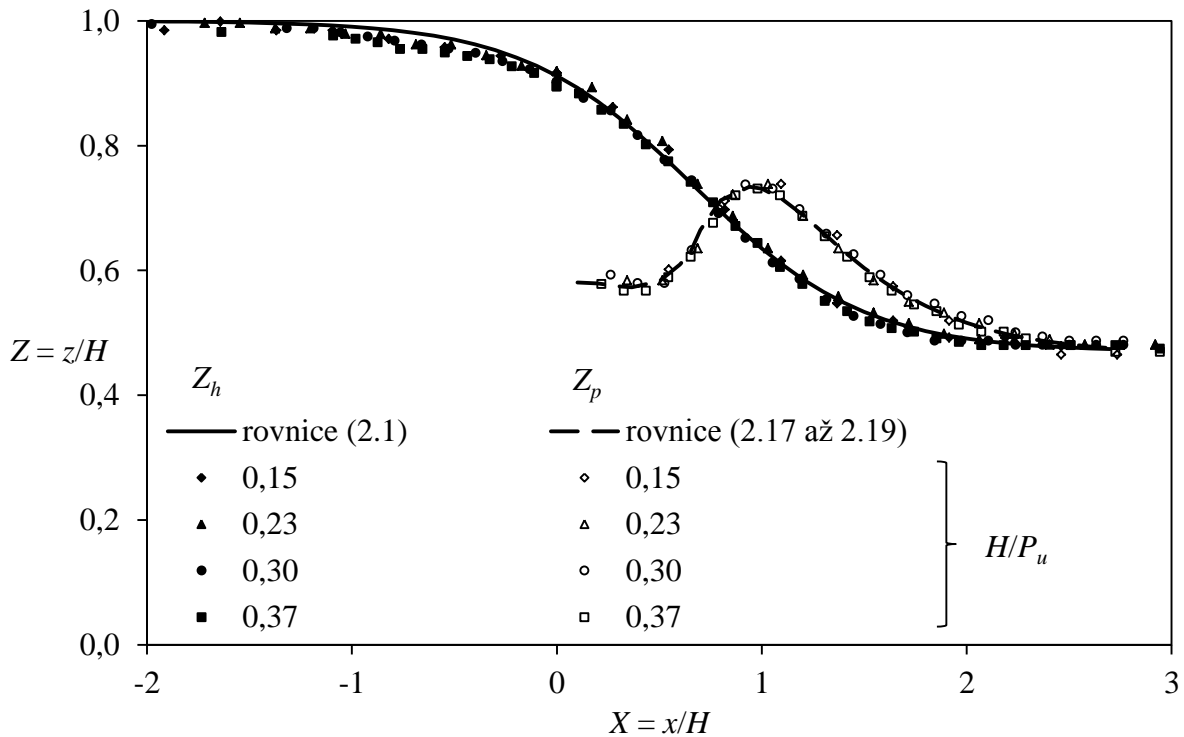
Průběh úrovně hladiny od profilu U do profilu C (Obr. 2.2) je přibližně symetrický s bodem symetrie J (Obr. 2.1). Tvar hladiny lze vyjádřit bezrozměrně rovnicí (Zachoval a kol., 2012)

$$\frac{Z_h - Z_{hJ}}{1 - \frac{\alpha_u \cdot v_u^2}{2 \cdot g \cdot H} - Z_{hJ}} = \text{tgh} [c_J \cdot (X_J - X)], \quad (2.1)$$

kde

$$Z_{hJ} = \frac{1}{2} \cdot \left(1 - \frac{\alpha_u \cdot v_u^2}{2 \cdot g \cdot H} + Z_{hc} \right). \quad (2.2)$$

Dle měření je součinitel kinetické energie $\alpha_u = 1,04$, $Z_{hc} = z_{hc}/H = 0,47$, $X_J = x_J/H = 0,67$ a $c_J = 1,20$ (Zachoval a kol., 2012) ($R^2 = 0,99$). Zde je v_u přítoková rychlost a g tíhové zrychlení. Rozsah platnosti rovnic (2.1) a (2.2) je dle měření $-2,0 < X < 2,7$, $0,08 < H/t < 0,23$ a $H/P_u < 0,78$.



Obr. 2.2 Bezrozměrné vyjádření úrovně hladiny Z_h a tlakové výšky Z_p v rozsahu $-2,0 < X < 3,0$, rovnice (2.1) a (2.17 až 2.19) je zobrazena pro $H/P_u = 0$

Průběh úrovně hladiny poproudě od profilu C je závislý na relativní tloušťce přelivu H/t .

V případě rozsahu $0,08 < H/t < 0,23$ dochází vlivem tření o povrch přelivu k zvyšování úrovně hladiny. Její průběh se řeší např. metodou po úsecích (Chow, 1959). Hladina se zvyšuje až na hodnotu $Z_{hm} = z_{hm}/H$ v **profilu M** $X_m^* = x_m^*/h_k = -4$ (vysvětleno níže).

V případě rozsahu $0,23 < H/t < 0,3$ se hladina nezvyšuje a profil M je totožný s profilem C.

Průběh úrovně hladiny do profilu E je ovlivněný přepadem přes koncovou (povodní) hranu a je vyjádřen ve vztahu ke kritické hloubce $h_k = 2/3 \cdot H$. Souřadný systém $Z^* = z/h_k$, $X^* = x^*/h_k$ je ve směru proudění s počátkem v koncové hraně. Proto platí, že $X = 2/3 \cdot X^* + t$ a $Z = 2/3 \cdot Z^*$.

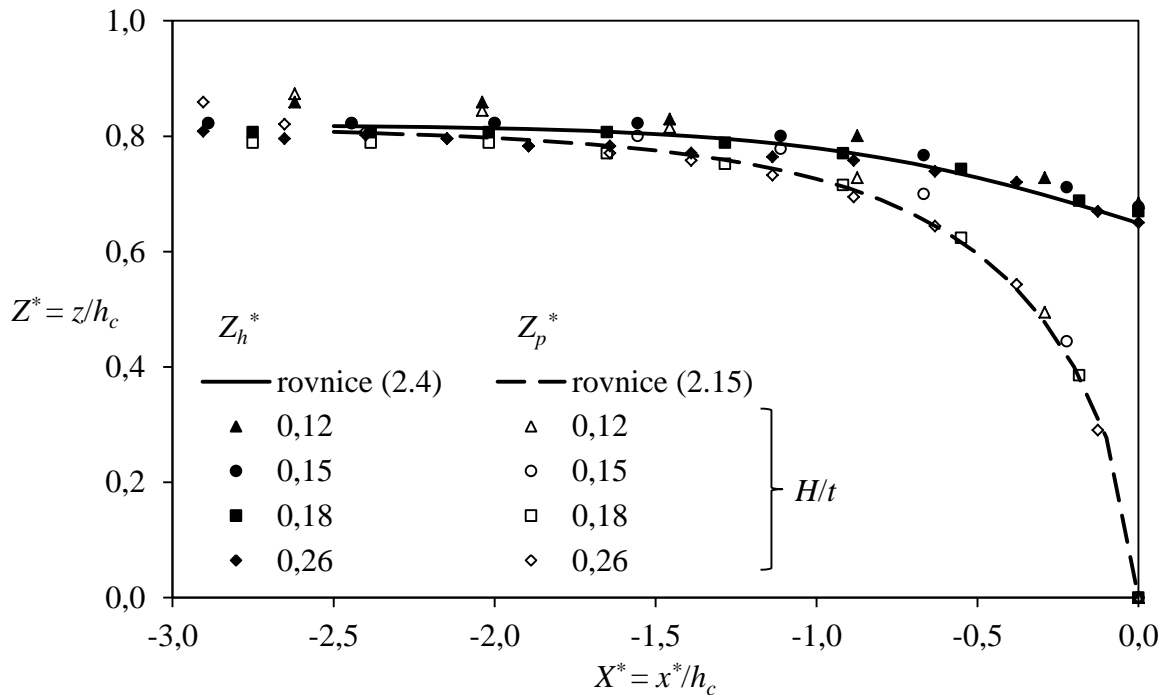
Pro $H/t < 0,23$ a v rozmezí $-4,0 < X^* < -2,5$ je úroveň hladiny $Z_{hm}^* = h_m/h_k$ přibližně konstantní. V rozsahu $-2,5 \leq X^* \leq 0$ se hladina postupně snižuje až na úroveň při koncové hloubce $Z_{he}^* = h_e/h_k$. Pro $H/t > 0,23$ je $h_c = h_m$, pak i $Z_{hc}^* = Z_{hm}^*$. Koncová hloubka je funkcí Froudova kritéria v profilu M $Fr_m = Q/(h_m^{3/2} \cdot b \cdot g^{1/2})$ určeného pro hloubku h_m (Zachoval a kol., 2012) ($R^2 = 0,91$)

$$Z_{he}^* = \frac{h_e}{h_k} = 0,844 - 0,130 \cdot Fr_m \quad (2.3)$$

Tvar hladiny v rozsahu $-2,5 \leq X^* \leq 0,0$ lze vyjádřit rovnicí (Zachoval a kol., 2012) ($R^2 = 0,98$)

$$\frac{Z_h^* - Z_{he}^*}{Z_{hm}^* - Z_{he}^*} = \operatorname{tgh}(-X^*). \quad (2.4)$$

V případě proudění, kdy dojde k přesahu mezi rozsahem platnosti rovnic (2.1) a (2.4), tedy $H/t < 0,23$, je možné tvar úrovně hladiny v přesahu platností aproximovat úsečkou, která je tečnou k oběma křivkám.



Obr. 2.3 Bezrozměrné vyjádření úrovně hladiny Z_h^* a tlakové výšky Z_p^* v rozsahu $-3 < X^* < 0$, rovnice (2.4) a (2.15) je zobrazena pro $H/t = 0,18$

Tvar volného zavzdušněného neprovzdušněného paprsku bez bočního rozšíření je určen prouděním v místě povodní hrany koruny přelivu (profil E). Řešení je odvozené z vrhové paraboly pro podélnou osu paprsku procházející v každém jejím bodě těžištěm průřezu paprsku (Zachoval a kol., 2013).

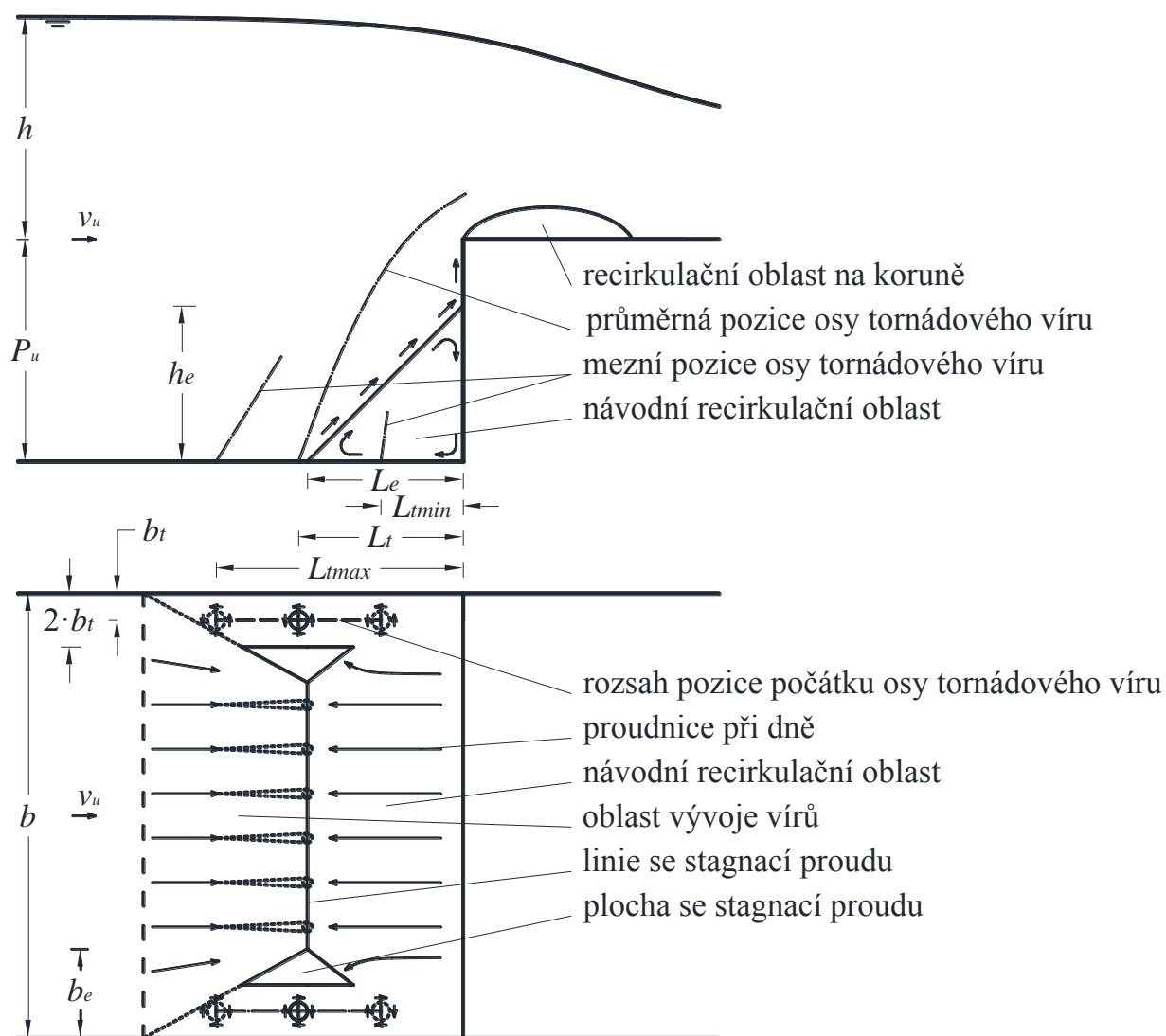
2.1.2 Hranice recirkulačních oblastí proudu

Pravoúhlé přelivy se širokou korunou vytvářejí tři recirkulační oblasti proudu (Hager, 1986; Zachoval a Roušar, 2014) (Obr. 2.1): návodní recirkulační oblast (Obr. 2.4), která je před návodním lícem přelivu, korunovou recirkulační oblast (Obr. 2.4), která je bezprostředně za její návodní hranou a povodní recirkulační oblast, která je za povodním lícem přelivu.

Návodní recirkulační oblast

Struktura proudu před přelivem (Obr. 2.4) je závislá na relativní výšce přelivu (Zachoval a kol., 2012; Zachoval a kol., 2014). U relativně vysokých přelivů návodní recirkulační oblast nevzniká,

u relativně středně vysokých přelivů vzniká pouze návodní recirkulační oblast a u relativně nízkých přelivů vzniká návodní recirkulační oblast doplněná tornádovými víry (Rajaratnam a Muralidhar, 1970; Baud a Hager, 2000; Zachoval a Roušar, 2014).



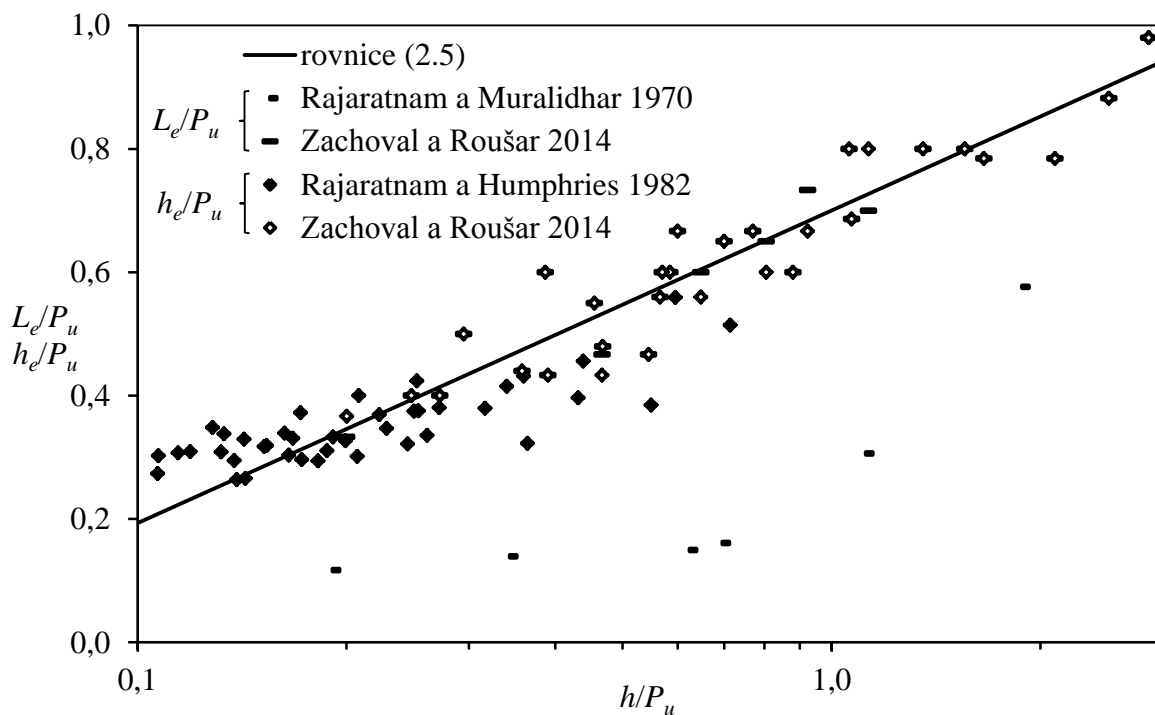
Obr. 2.4 Recirkulační oblast proudu před návodním lícem přelivu

Geometrie struktury proudu je dále vyjádřena poměrem h/P_u v rozsahu $0,2 < h/P_u < 3,0$.

Relativní délka návodní recirkulační oblasti L_e/P_u , a stejně tak relativní výška h_e/P_u , neovlivněná bočními stěnami (ovlivnění boční stěnou je do $b_e/P_u = 0,5$, kde b_e je vzdálenost od boční stěny) je (Zachoval a Roušar, 2014) (Obr. 2.5) (pro L_e/P_u je $R^2 = 0,89$, pro h_e/P_u je $R^2 = 0,88$)

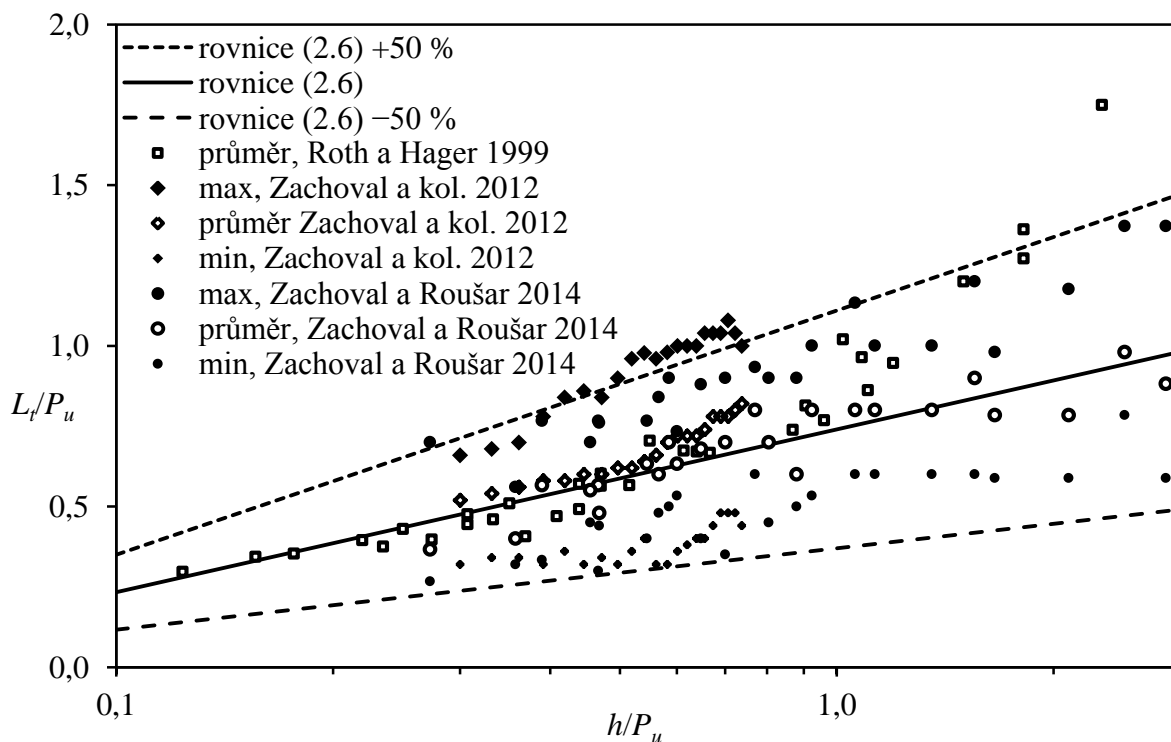
$$\frac{L_e}{P_u} = \frac{h_e}{P_u} = 0,22 \cdot \ln\left(\frac{h}{P_u}\right) + 0,70. \quad (2.5)$$

Limitní hodnota h/P_u , kdy návodní recirkulační oblast nevznikne, v současné době není známá.



Obr. 2.5 Závislost relativní délky a výšky recirkulační oblasti L_e/P_u a h_e/P_u na h/P_u

Tornádové víry vznikají u obou stěn avšak s opačnou rotací. Pozici počátku osy tornádového víru u dna je obtížné stanovit, protože jeho poloha se v podélném směru výrazně mění v čase a jeho existence je dočasná. Poloha v příčném směru je stabilní. Jeho osa je skloněná ve směru proudu.



Obr. 2.6 Závislost L_r/P_u ve vztahu k poměru h/P_u

Relativní průměrná vzdálenost pozice počátku osy tornádového víru od návodního líce přelivu L_t/P_u je (Obr. 2.6) (Zachoval a Roušar, 2014) ($R^2 = 0,81$)

$$\frac{L_t}{P_u} = 0,22 \cdot \ln\left(\frac{h}{P_u}\right) + 0,74. \quad (2.6)$$

Délkový rozsah pozice počátku osy tornádového víru ve směru proudu je $\pm 0,5 \cdot L_t/P_u$ (Obr. 2.6).

Relativní vzdálenost počátku osy tornádového víru od boční stěny koryta b_t/h je ($R^2 = 0,91$)

$$\frac{b_t}{h} = 0,15 \cdot \left(\frac{h}{P_u}\right)^{-0,43}. \quad (2.7)$$

Tornádový vír působí přibližně do vzdálenosti $2 \cdot b_t$ od boční stěny koryta. Tornádové víry vznikají při poměru $h/P_u \geq 0,25$ (Zachoval a Roušar, 2014).

Korunová recirkulační oblast proudu

Recirkulační oblast proudu vzniká bezprostředně za návodní hranou koruny přelivu, kde dojde k odtržení tranzitního proudu, který opět přilne k povrchu koruny ve vzdálenosti l_s , což je délka recirkulační oblasti. Hranice recirkulační oblasti není jednoznačná, protože se zde vytváří nestacionární víry, které vymezují podoblast turbulentního směšování (Moss, 1972).

Poproudě zvětšující se část recirkulační oblasti je závislá na poměru H/P_u a poproudě zmenšující se část recirkulační oblasti je závislá navíc i na Reynoldsově kritériu $Re = v_H \cdot H/\nu$ (Hall, 1962), kde ν je kinematická viskozita a v_H je průřezová rychlost vztažená k H .

Úroveň hranice recirkulační oblasti proudu z_s a její výška s je vyhodnocena bezrozměrně vůči energetické přepadové výšce $Z_s = z_s/H = s/H$. Níže uvedené platí v rozsahu $0,15 \leq H/P_u \leq 0,78$.

Relativní délka recirkulační oblasti proudu $X_{se} = x_{se}/H$ je (Zachoval a kol., 2012) ($R^2 = 0,95$)

$$X_{se} = -0,120 \cdot \frac{H}{P_u} + 0,874. \quad (2.8)$$

Relativní vzdálenost bodu A s maximální výškou hranice recirkulační oblasti od návodní hrany koruny přelivu je $X_A = x_A/H = 0,38$. Relativní úroveň bodu A je ($R^2 = 0,98$)

$$Z_{sA} = -0,0307 \cdot \left(\frac{H}{P_u}\right)^2 + 0,0103 \cdot \frac{H}{P_u} + 0,164. \quad (2.9)$$

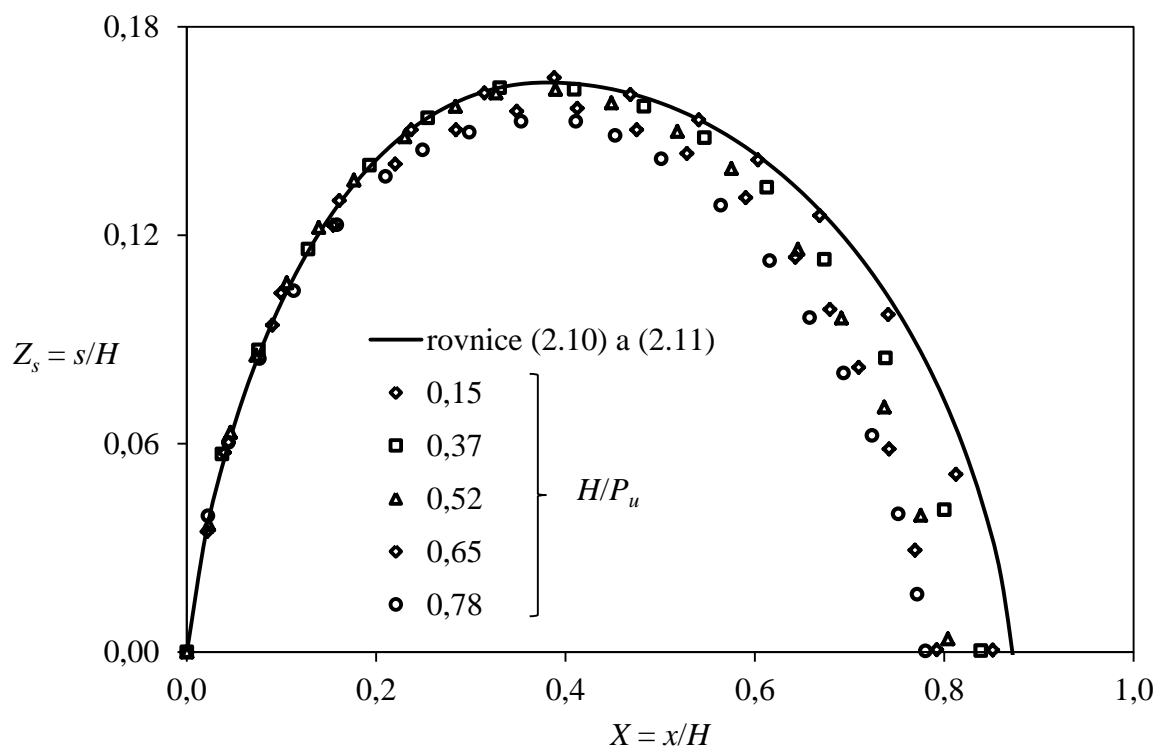
Tvar hranice recirkulační oblasti v rozsahu $0,00 < X < X_A$ popisuje rovnice (Hager a Schwalt, 1994) (e je základ přirozených logaritmů)

$$Z_s = -\frac{Z_{sA}}{X_A} \cdot X \cdot \ln\left(\frac{X}{e \cdot X_A}\right). \quad (2.10)$$

a v rozsahu $X_A < X < X_{se}$ ho popisuje rovnice (Zachoval a kol., 2012) ($R^2 = 0,99$)

$$\frac{(Z_s + c_{sz})^2}{(Z_{sA} + c_{sz})^2} = 1 - \frac{(X - X_A)^2}{(X_{se} + c_{sx} - X_A)^2}, \quad (2.11)$$

kde $c_{sz} = 0,04$ a $c_{sx} = 0,01$ jsou opravné součinitele.



Obr. 2.7 Korunová recirkulační oblast, rovnice (2.10) a (2.11) je zobrazena pro $H/P_u = 0$

2.1.3 Tlak na povrchu přelivu

Tlak na povrchu přelivu je v recirkulačních oblastech a v oblastech s paralelním proudem dán hydrostatickými a v ostatních případech hydrodynamickými podmínkami.

Tlak na povrchu přelivu je vyjádřen v podobě relativní tlakové výšky $Z_p = p/(\rho \cdot g \cdot H)$ na Obr. 2.2 a na Obr. 2.3. Níže uvedené platí v rozsahu $0,15 \leq H/P_u \leq 0,78$. Časově střední průběh relativní tlakové výšky na koruně vysokého přelivu je v rozsahu $0,10 < X < 0,65$ ($R^2 = 0,78$)

$$Z_p = 1,115 \cdot X^3 - 0,818 \cdot X^2 + 0,150 \cdot X + 0,573, \quad (2.12)$$

v rozsahu $0,65 < X < 1,30$ je ($R^2 = 0,86$)

$$Z_p = 1,070 \cdot X^3 - 3,963 \cdot X^2 + 4,614 \cdot X - 0,990, \quad (2.13)$$

a v rozsahu $1,3 < X < 2,7$ je ($R^2 = 0,98$)

$$Z_p = -0,040 \cdot X^3 + 0,348 \cdot X^2 - 1,021 \cdot X + 1,487. \quad (2.14)$$

V rozsahu od $X = 2,7$ až do $X^* = -2,5$ je $Z_p = Z_h$.

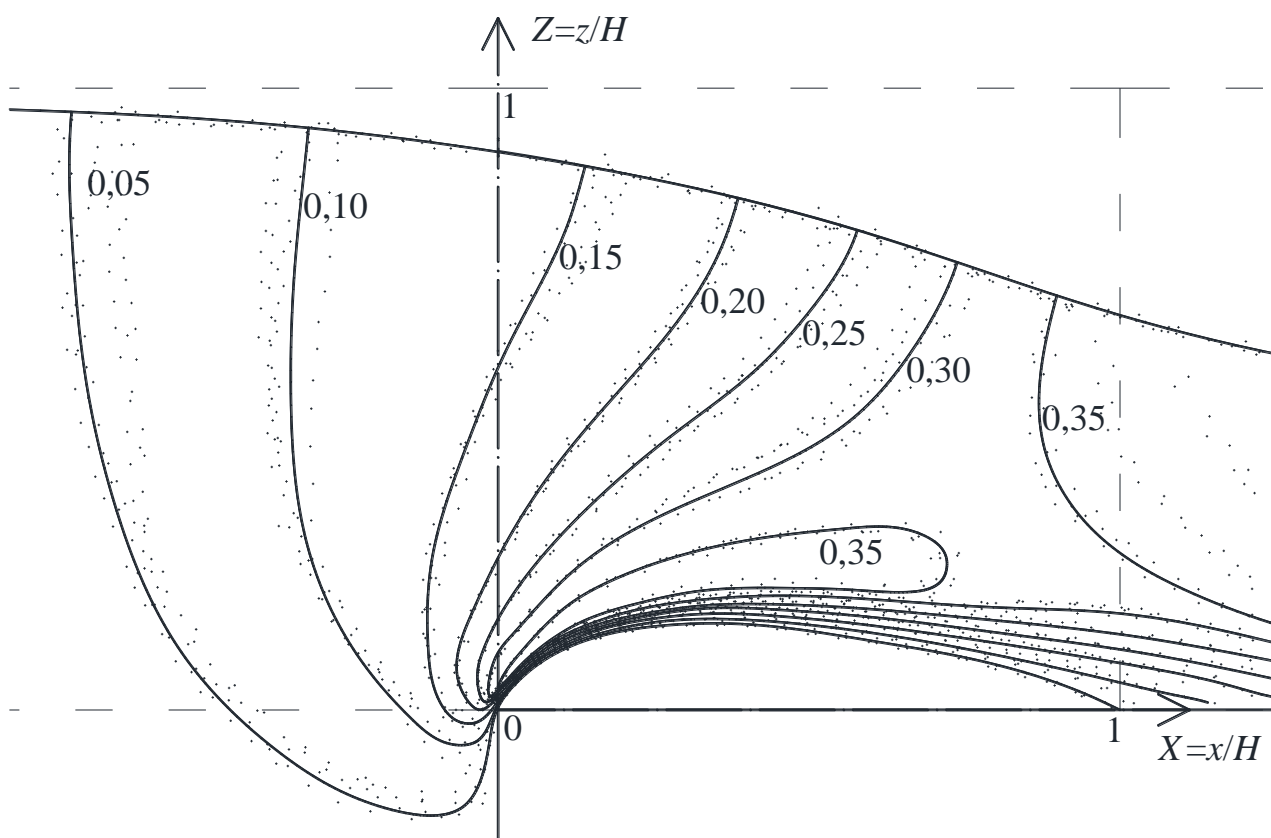
V rozsahu $-2,5 < X^* < 0,0$ je relativní tlaková výška Z_p^* dána rovnicí ($R^2 = 0,98$)

$$Z_p^* = \frac{z_p}{h_k} = \frac{Z_{hm}}{Z_{hk}} \cdot \operatorname{tgh} \left[1,4 \cdot (-X^*)^{0,6} \right]. \quad (2.15)$$

V případě proudění, kdy dojde k přesahu mezi rozsahem platnosti rovnic (2.14) a (2.15), tedy $H/t < 0,23$, je možné tvar úrovně tlakové čáry aproximovat úsečkou, která je tečnou k oběma křivkám vyjádřeným uvedenými rovnicemi.

2.1.4 Rychlostní pole

Rychlostní pole je ovlivněno vznikem tří recirkulačních oblastí a třením o povrch přelivu. Jeho bezrozměrné vyjádření ve formě rychlostní výšky vztažené k energetické přepadové výšce $u^2/(2 \cdot g \cdot H)$, kde u je bodová rychlost, je pro vysoký přeliv $h/P_u < 0,52$ uvedeno na Obr. 2.8. Pro $h/P_u \geq 0,52$ je tvar rychlostního pole závislý na poměru h/P_u a Reynoldsově kritériu Re .



Obr. 2.8 Z měření stanovená relativní rychlostní výška $u^2/(2 \cdot g \cdot H)$ v rozsahu $-0,5 < X < 1,0$

3 ROVNICE PRŮTOKU

Odvození rovnice průtoku při přepadu přes přeliv se širokou korunou lze provést třemi základními způsoby (Zachoval a Šulc, 2011). Jedná se o odvození z rozměrů vstupujících veličin – rozměrová analýza (Tracy, 1957), z energetické bilance mezi dvěma profily – energetická analýza (Bélanger, 1849) a z bilance hybnosti kontrolního objemu vytyčeného dvěma profily – hybnostní analýza (Doeringsfeld a Barker, 1941). Jednotlivé způsoby odvození mají svoje další modifikace.

Pro vyjádření průtoku Q při přepadu přes přeliv se širokou korunou šířky b s energetickou přepadovou výškou H a za působení tíhového zrychlení g se doporučuje rovnice odvozená z energetické analýzy

$$Q = C_D \cdot \left(\frac{2}{3}\right)^{3/2} \cdot g^{1/2} \cdot b \cdot H^{3/2}, \quad (3.1)$$

kde C_D je součinitel průtoku. Jelikož je energetická přepadová výška neměřitelná, vyjádří se s pomocí přepadové výšky h zavedením součinitele přítokové rychlosti

$$C_v = \left(\frac{H}{h}\right)^{3/2}, \quad (3.2)$$

jehož hodnota se stanoví z grafu (Bos, 1989) nebo z rovnice

$$C_v = \left[1 + \frac{4}{27} \cdot C_v^2 \cdot \left(\alpha_u^{1/2} \cdot C_D \cdot \frac{S^*}{S_u} \right)^2 \right]^{3/2}, \quad (3.3)$$

kde $S^* = h \cdot b$ a S_u je průtočný průřez přítokového koryta.

3.1 SOUČINITEL PRŮTOKU

Odvození činitelů, které mohou mít vliv na součinitel průtoku C_D , se provede s využitím rozměrové analýzy. Přepad přes přeliv se širokou korunou je určen průřezovou rychlostí v_H vztaženou k energetické přepadové výšce, energetickou přepadovou výškou H , hustotou kapaliny ρ , kinematickou viskozitou kapaliny ν , tíhovým zrychlením g , povrchovým napětím σ , tloušťkou přelivu t , výškou přelivu nade dnem přítokového koryta P_u , šířkou přelivu b , šířkou přítokového koryta B_u , hydraulickou drsností k_s , poloměrem zaoblení návodní hrany koruny přelivu r_u , poloměrem zaoblení povodní hrany koruny přelivu r_d , sklonem koruny i , horizontální délkou sešikmené části návodního líce přelivu t_u , horizontální délkou sešikmené části povodního líce přelivu t_d a energetickou výškou zatopení H_f

$$f\{v_H, H, \rho, \nu, g, \sigma, t, P_u, b, B_u, k_s, r_u, r_d, i, t_u, t_d, H_f\} = 0. \quad (3.4)$$

Rozměrovou analýzou se odvodí kritéria a parametry určující C_D (Fr určuje rovnicí průtoku)

$$C_D = \varphi_1 \left\{ Re_H, We_H, \frac{H}{t}, \frac{H}{P_u}, \frac{H}{b}, \frac{H}{B_u}, \frac{H}{k_s}, \frac{H}{r_u}, \frac{H}{r_d}, i, \frac{H}{t_u}, \frac{H}{t_d}, \frac{H}{H_f} \right\}. \quad (3.5)$$

Kritéria (vyjadřují vlastnosti kapaliny) a parametry lze nahradit součiniteli, které kvantifikují jejich vliv

$$C_D = \varphi_2 \{C_\varphi, C_\sigma, C_t, C_{P_u}, C_b, C_{B_u}, C_{k_s}, C_{r_u}, C_{r_d}, C_i, C_{t_u}, C_{t_d}, C_f\}. \quad (3.6)$$

Ve funkční závislosti (3.6) je C_φ součinitel rychlosti (součinitel vlivu viskozity), C_σ součinitel vlivu povrchového napětí, C_t součinitel vlivu tloušťky přelivu, C_{P_u} součinitel vlivu výšky přelivu nade dnem přítokového koryta, C_b součinitel vlivu šířky přelivu, C_{B_u} součinitel vlivu bočního zúžení přelivu, C_{k_s} součinitel vlivu drsnosti koruny přelivu, C_{r_u} součinitel vlivu zaoblení návodní hrany koruny přelivu, C_{r_d} součinitel vlivu zaoblení povodní hrany koruny přelivu, C_{t_u} součinitel vlivu sklonu návodního líce přelivu, C_{t_d} součinitel vlivu sklonu povodního líce přelivu a C_f součinitel zatopení.

3.1.1 Základní součinitel průtoku

Pro praktické použití je výhodné zavést základní součinitel průtoku C_{D0} (Singer, 1964), který vyjadřuje hodnotu C_D při smluvených podmínkách. Pro přepad přes pravoúhlý přeliv se širokou korunou (základní přeliv) se jedná o: svislý návodní a povodní líc a vodorovnou korunu přelivu, vysoký přeliv bez bočního zúžení, ostrou pravoúhlu návodní i povodní hranu koruny přelivu, hydraulicky hladký povrch přelivu, měřítkově neovlivněný přepad. Hodnota základního součinitele průtoku C_{D0} je pro $0,1 < h/t < 0,23$, $h/P_u < 0,52$, $h > 0,06$ m a $H/b \leq 1$ dle měření Zachovala a kol. (2014)

$$C_{D0} = 0,845. \quad (3.7)$$

Součinitel průtoku C_D se vypočítá násobením základního součinitele průtoku C_{D0} a dílčího součinitele vyjadřujícího určitý vliv C_{Pi} , tedy

$$C_D = C_{D0} \cdot C_{P1} \cdot C_{P2} \cdot C_{P3} \cdot \dots \quad (3.8)$$

Některé součinitele dílčích vlivů lze ve smyslu rovnice (3.8) mezi sebou násobit, některé nelze, protože se vzájemně ovlivňují. Možnosti vzájemného násobení uvádí Tab. 3.1.

Tab. 3.1 Možnosti vzájemného násobení dílčích součinitelů v rovnici (3.8)

ano – lze násobit ne – nelze násobit		Součinitele dílčích vlivů C_{II}									
		C_t	C_{Pu}	C_b	C_{Bu}	C_i	C_{tu}	C_{ru}	C_{ks}	C_σ	C_f
Součinitele dílčích vlivů C_{II}	C_t		ano	ano	ano	ano	ano	ano	ano	ano	ano
	C_{Pu}	ano		ano	ano	ne	ne	ne	ano	ano	ano
	C_b	ano	ano		ne	ano	ne	ne	ano	ano	ano
	C_{Bu}	ano	ano	ne		ano	ne	ne	ano	ano	ano
	C_i	ano	ne	ano	ano		ne	ne	ne	ne	ne
	C_{tu}	ano	ne	ne	ne	ne		ne	ano	ne	ne
	C_{ru}	ano	ne	ne	ne	ne	ne		ano	ne	ne
	C_{ks}	ano	ano	ano	ano	ne	ano	ano		ano	ne
	C_σ	ano	ano	ano	ano	ne	ne	ne	ano		ne
C_f	ano	ano	ano	ano	ne	ne	ne	ne	ne		

Poznámka: Součinitele dílčích vlivů, které jsou rovny 1 (nemají vliv), zde zahrnuty nejsou.

3.1.2 Součinitele dílčích vlivů

Součinitel vlivu relativní tloušťky přelivu C_t se v rozsahu $0,08 \leq H/t < 0,4$ stanoví z ($R^2 = 0,97$)

$$C_t = \frac{1 + \left(\frac{H}{t}\right)^3}{1 + 0,75 \cdot \left(\frac{H}{t}\right)^3}. \quad (3.9)$$

V rozsahu $0,1 \leq H/t < 0,23$ je možné uvažovat s hodnotou $C_t = 1$.

Součinitel vlivu výšky přelivu nade dnem přítokového koryta C_{Pu} pro $0,00 \leq h/P_u < 0,52$ má hodnotu $C_{Pu} = 1$ a pro $0,52 \leq h/P_u \leq 6,8$ je určen vztahem ($R^2 = 0,98$)

$$C_{Pu} = 1,03 + 0,045 \cdot \ln\left(\frac{h}{P_u}\right). \quad (3.10)$$

Součinitel vlivu šířky přelivu C_b se určí z rovnice (pro hodnoty $b/H < 0,3$ není ověřena)

$$C_b = 1 - 1,78 \cdot \frac{\delta_k^*}{l_k} \cdot \frac{H}{b}, \quad (3.11)$$

kde δ_k^* je posunovací tloušťka mezní vrstvy, l_k je délka od návodní hrany koruny přelivu do profilu K. V běžných aplikacích se projeví v rozsahu $0,0 \leq b/H \leq 0,5$, jinak ho lze uvažovat konstantní hodnotou $C_b = 1$.

Součinitel vlivu bočního zúžení přelivu C_{Bu} v rozsahu $0,0 \leq H/b \leq 0,2$ je určen vztahem

$$C_{Bu} = 1 - 2 \cdot \varepsilon_{sb} \cdot \frac{H}{b}, \quad (3.12)$$

kde ε_{sb} je relativní výška bočního úplavu a určí se pro $0,0 \leq b/(B_u - b) \leq 0,5$ a $0,0 \leq H/b \leq 0,2$ z Tab. 3.2. V případě $H/b > 0,2$ se úplavy od bočního zúžení ovlivňují a doposud nebyla stanovena rovnice jejich vzájemného ovlivnění.

Tab. 3.2 Relativní výška bočního úplavu

Tvar zúžení	Tvar hrany	ε_{sb}
náhlé zúžení	ostrá hrana	0,10
	zaoblená hrana $r_u/H \geq 0,2$	0,00
zúžení pod úhlem 45°	ostrá hrana	0,07
	zaoblená hrana $r_u/H \geq 0,2$	0,00

Součinitel vlivu sklonu koruny přelivu C_i v rozsahu $-0,05 \leq i \leq 0,05$ je dán rovnicí ($R^2 = 0,90$)

$$C_i = 1,387 \cdot (0,52 - 1,19 \cdot i)^{1/2}, \quad (3.13)$$

kde i je podélný sklon koruny přelivu (koruna se uvažuje v profilu návodní hrany, kladný sklon je při zvýšení úrovně povodní hrany).

Součinitel vlivu sklonu návodního líce přelivu C_{tu} se určí z rovnice

$$C_{tu} = C_{tus} \cdot C_{tu\delta}. \quad (3.14)$$

Součinitel změny výšky recirkulační oblasti C_{tus} je dán vztahem ($R^2 = 0,99$)

$$C_{tus} = 1,126 \cdot \left[1 - 3 \cdot \left(\frac{s}{H} \right) \right]^{1/2} \cdot \left[1 + \frac{3}{2} \cdot \left(\frac{s}{H} \right) \right], \quad (3.15)$$

kde se relativní výška recirkulační oblasti s/H v rozsahu $0 \leq t_u/P_u \leq 1,64$ určí z rovnice ($R^2 = 0,96$)

$$\frac{s}{H} = 0,164 - 0,1 \cdot \frac{t_u}{P_u}. \quad (3.16)$$

Pro hodnoty $t_u/P_u > 1,64$ je $s/H = 0$ a proto má součinitel hodnotu $C_{tus} = 1,126$.

Hodnotu součinitele mezní vrstvy na prodloužené délce zúženého proudu lze uvažovat $C_{tu\delta} = 1$ v rozsahu $0 \leq t_u/P_u \leq 1$. V rozsahu $1 < t_u/P_u < 1,64$ nelze součinitel $C_{tu\delta}$ spolehlivě určit, protože se mění skokově, jeho hodnota se pohybuje mezi hodnotou vypočítanou z rovnice (3.17) a 1. V případě $t_u/P_u \geq 1,64$ je poměr $s/H = 0$ a součinitel $C_{tu\delta}$ je dán rovnicí

$$C_{tu\delta} = \left[1 - \frac{\delta_k^*}{l_\Delta} \cdot \frac{3}{2} \cdot \left(\frac{t}{H} - 4,7 \right) \right]^{3/2}, \quad (3.17)$$

kde prodloužená délka $l_{\Delta} = t - l_{c0} - l'$ je rozdíl tloušťky přelivu t , vzdálenosti l_{c0} ($l_{c0}/H = 2,7$) a vzdálenosti profilu K s kritickou hloubkou od koncové hrany koruny přelivu l' ($l'/H = 2$). V případě, přelivů s rozsahem $0,23 \leq H/t \leq 0,4$ platí, že hodnota $C_{tu\delta} = 1$.

Součinitel vlivu sklonu povodního líce přelivu C_{td} má pro poměr $P_d/t_d \geq 0,1$ hodnotu $C_{td} = 1$.

Součinitel vlivu zaoblení návodní hrany koruny přelivu C_{ru} je

$$C_{ru} = C_{rus} \cdot C_{ru\delta}, \quad (3.18)$$

kde součinitel změny výšky recirkulační oblasti je pro $0 \leq r_u/H \leq s_0/H$ a $r_u/P_u \geq 0,3$ dán vztahem

$$C_{rus} = 1,126 \cdot \left[1 - 3 \cdot \left(\frac{s_0}{H} - \frac{r_u}{H} \right) \right]^{1/2} \cdot \left[1 + \frac{3}{2} \cdot \left(\frac{s_0}{H} - \frac{r_u}{H} \right) \right], \quad (3.19)$$

kde $s_0/H = 0,164$. Pro $r_u/H > 0,164$ má hodnotu

$$C_{rus} = 1,126. \quad (3.20)$$

Vliv relativní výšky je pro poměry $r_u/P_u < 0,3$ a $r_u/H > 0,164$ vyjádřen vztahem

$$C_{rus} = 1 + 0,126 \cdot \left[\frac{10}{3} \cdot \frac{r_u}{P_u} \cdot e^{1 - \frac{10}{3} \frac{r_u}{P_u}} \right]^{1/2}. \quad (3.21)$$

Pro $r_u/H > 0,164$ je součinitel vlivu mezní vrstvy na prodloužené délce zúženého proudu

$$C_{ru\delta} = \left[1 - \frac{\delta_k^*}{l_{\Delta}} \cdot \frac{3}{2} \cdot \left(\frac{t}{H} - 4,7 \right) \right]^{3/2}. \quad (3.22)$$

V rozsahu $0 \leq r_u/H \leq 0,08$ má součinitel hodnotu $C_{ru\delta} = 1$. Pro $0,08 < r_u/H < 0,164$ nelze součinitel $C_{ru\delta}$ spolehlivě určit, jeho hodnota se pohybuje mezi hodnotou vypočítanou z rovnice (3.22) a 1.

Součinitel vlivu zaoblení povodního líce přelivu C_{rd} má pro $H/(t - r_d) < 0,4$ hodnotu $C_{rd} = 1$.

Součinitel vlivu drsnosti koruny přelivu C_{ks} je pro $400 \leq l_c/k_s \leq 20\,000$ dán rovnicí ($R^2 = 0,92$)

$$C_{ks} = \left[1 - \frac{2}{3} \cdot \left(\frac{k_s}{t} \right)^{3/4} \cdot \frac{t}{H} \right]^{3/2}, \quad (3.23)$$

kde l_c je délka, na které vznikne zúžený proud. Pro $1,5 \leq H/k_s \leq 1000$ se určí z rovnice ($R^2 = 0,92$)

$$C_{ks} = \left[1 - 0,017 \cdot \frac{t}{H} \cdot \left(\frac{k_s}{H} \right)^{1/3} \right]^{3/2}. \quad (3.24)$$

Součinitel vlivu povrchového napětí C_σ je dán rovnicí (rovnice v současné době není ověřena měřenými daty)

$$C_\sigma = \left(1 + \frac{4}{3 \cdot We_H} \right)^{1/2}, \quad (3.25)$$

kde Weberovo kritérium je definováno

$$We_H = \frac{v_H^2 \cdot r_\sigma \cdot \rho}{\sigma} \quad (3.26)$$

a poloměr zakřivení hladiny pro vodu je $r_\sigma = 5,13 \cdot H$. Vliv povrchového napětí při přepadu vody je menší, než vliv viskozity (Reynoldsova kritéria), projeví se při $H < 0,01$ m.

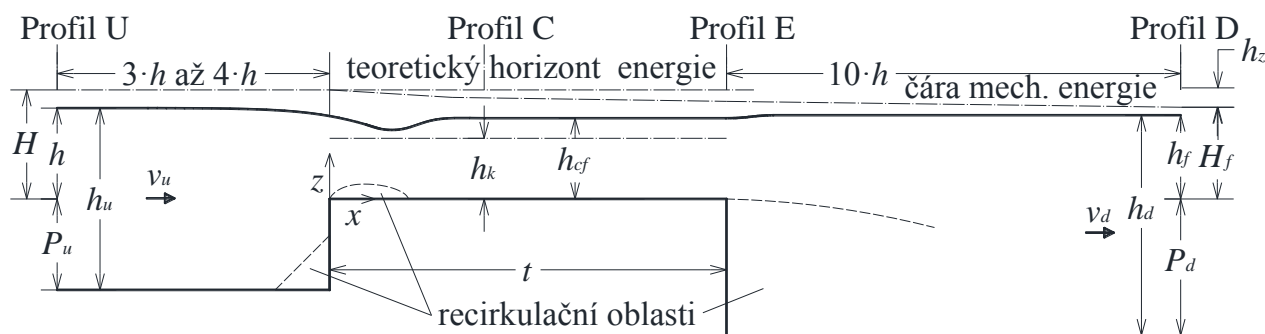
Součinitel zatopení přelivu C_f je v rozsahu $0,2 \leq H/P_d \leq 3$ a při $h \geq 0,06$ m dán poloempirickou rovnicí ($R^2 = 0,99$)

$$C_f = \left[1 - \left(\frac{H_f - H_{f0}}{H - H_{f0}} \right)^2 \right]^{0,22 - 0,05 \ln(H/P_d)}. \quad (3.27)$$

Mezní míra zatopení H_{f0} je určena rovnicí

$$\frac{H_{f0}}{H} = C_D^{2/3} - \frac{L_{ce}}{H} \cdot \left(\frac{n_{ce} \cdot Q}{S_{c2} \cdot R_{c2}^{2/3}} \right)^2 - \xi_e \cdot \left(\frac{S_d}{S_{c2}} - 1 \right)^2 \cdot \frac{Q^2}{S_d^2 \cdot 2 \cdot g \cdot H} - \frac{L_{ed}}{H} \cdot \left(\frac{n_{ed} \cdot Q}{S_d \cdot R_d^{2/3}} \right)^2, \quad (3.28)$$

kde (Obr. 3.1) L_{ce} je délka úseku mezi profily C a E, n_{ce} je součinitel drsnosti mezi profily C a E, S_{c2} je průtočný průřez s druhou vzájemnou hloubkou k hloubce v profilu C, R_{c2} je hydraulický poloměr s druhou vzájemnou hloubkou k hloubce v profilu C, ξ_e je součinitel tvaru rozšíření, S_d je průtočný průřez v profilu D, L_{ed} je délka úseku mezi profily E a D, n_{ed} je součinitel drsnosti mezi profily E a D, R_d je hydraulický poloměr v profilu D.



Obr. 3.1 Schéma nedokonalého přepadu

4 NUMERICKÉ SIMULACE PŘEPADU

Při přepadu viskózní kapaliny přes přeliv se vytváří turbulentní proudění s recirkulačními oblastmi a s volnou hladinou, proto je nutné, aby je použitý numerický model dokázal věrohodně simulovat.

Způsobů modelování turbulentního proudění je značné množství: přímá numerická simulace, simulace velkých vírů (LES), středování Navier-Stokesových rovnic RANS. RANS přístup se v současné době vzhledem k náročnosti výše zmíněných přístupů používá nejčastěji. RANS rovnice však nejsou uzavřené, a proto musí být doplněny modelem turbulence (Menter, 1992; Wilcox, 1994; Ferziger a Perić, 2002), které lze rozdělit na modely zavádějící turbulentní viskozitu (EV), dělí se na lineární a nelineární modely (Wallin, 2000), a modely zavádějící rovnice pro popis Reynoldsových napětí (RS) (Launder a kol., 1975). Lineární EV modely lze rozdělit podle počtu modelů turbulence na jednovrstvé a dvouvrstvé a také podle počtu transportních rovnic na: 0-rovnicové, 1-rovnicové, 2-rovnicové a vícerovnicové. Mezi nejpoužívanější lineární EV modely patří jednovrstvé standardní $k-\varepsilon$ model, RNG $k-\varepsilon$ model, $k-\omega$ model a dvouvrstvý $k-\varepsilon$ a $k-\omega$ (SST) model. Mezi nejpoužívanější RS modely patří Baseline (BSL) model a model autorů Speziale, Sarkar a Gatski (SSG). Poloha hladiny se stanovuje řešením transportní rovnice zastoupení vody po prvcích (VOF analýza) (Hirt a Nichols, 1981).

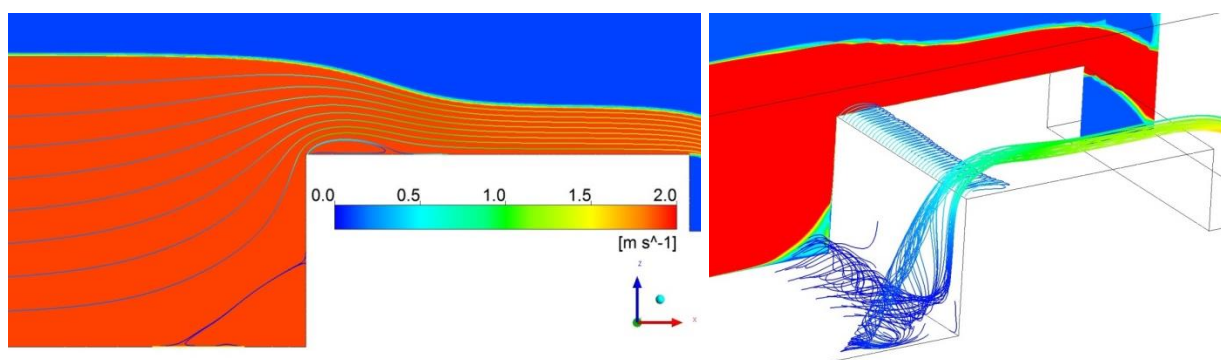
Za účelem nalezení vhodného modelu turbulence, který by simuloval přepad přes pravoúhlý přeliv se širokou korunou věrohodně, byly provedeny výpočty, které se zaměřily na porovnání přepadové výšky h , délky návodní recirkulační oblasti L_e , výšky návodní recirkulační oblasti h_e , délky recirkulační oblasti na koruně l_s a výšky recirkulační oblasti na koruně s za stejných podmínek, za kterých byly změřeny Zachovalem a Roušarem (2014). Součástí validačních výpočtů bylo i prokázání možnosti simulovat tornádový vír. Řešení přepadu bylo provedeno třemi softwary: ANSYS-Flotran, ANSYS-CFX, FLOW-3D, aby bylo možné rozhodnout o vhodnosti metody numerického řešení, počtu proudících složek (voda, vzduch), metodě VOF a modelu turbulence.

Vypočítané a změřené hodnoty porovnávaných parametrů jsou uvedeny v Tab. 4.1 a příklad proudového pole na Obr. 4.1. Z Tab. 4.1 vyplývá, že výsledné hodnoty se mění v závislosti na použitém modelu turbulence a také s použitým softwarem. V případě použitého softwaru to byl i vliv počtu prvků v síti. Nejvěrohodněji bylo proudění simulováno s použitím dvouvrstvého modelu SST (Obr. 4.1) softwarem ANSYS-CFX. Z jednovrstvých RANS modelů dává nejvěrohodnější výsledky RNG $k-\varepsilon$ model turbulence. LES model nadhodnocuje délku návodní recirkulační oblasti a RS modely nadhodnocují obě délky recirkulačních oblastí (Tab. 4.1). Přepadová výška byla prakticky ve všech případech menší (až o 3 %), což pravděpodobně způsobila menší simulovaná výška recirkulační oblasti (Tab. 4.1). Tornádový vír se podařilo

simulovat s pomocí SST modelu turbulence (Obr. 4.1), pozice počátku jeho osy je v rozsahu uváděném Zachovalem a Roušarem (2014).

Tab. 4.1 Porovnávané parametry a jejich hodnoty, 2D modely, 0,070 m³/s

Model	Software	h [m]	L_e [m]	h_e [m]	l_s [m]	s [m]
měřeno	měřeno	0,131	0,140	0,140	0,108	0,022
Standard $k-\varepsilon$	ANSYS-Flotran	0,132	0,087	0,067	0,050	0,006
	ANSYS-CFX	0,129	0,142	0,075	0,100	0,019
	Flow-3D	0,129	0,198	0,103	0,087	0,013
RNG $k-\varepsilon$	ANSYS-Flotran	0,130	0,072	0,060	0,068	0,008
	ANSYS-CFX	0,130	0,148	0,106	0,130	0,020
	Flow-3D	0,127	0,144	0,084	0,081	0,012
Standard $k-\omega$	ANSYS-Flotran	0,129	0,139	0,061	0,057	0,006
	ANSYS-CFX	0,132	0,165	0,111	0,069	0,011
SST	ANSYS-Flotran	0,128	0,360	0,113	0,074	0,015
	ANSYS-CFX	0,130	0,162	0,111	0,114	0,020
BSL RS	ANSYS-CFX	0,129	0,197	0,128	0,123	0,020
SSG RS	ANSYS-CFX	0,129	0,230	0,114	0,143	0,021
LES	Flow-3D	0,128	0,317	0,116	0,092	0,015



Obr. 4.1 ANSYS-CFX, 3D, SST, legenda - rychlost vody, červeně - voda, modře - vzduch

5 ODOLNOST POVRCHU PŘELIVU A TRANSPORT SPLAVENIN PŘES PŘELIV

5.1 ODOLNOST POVRCHU

Přelivy se širokou korunou jsou často zhotoveny z nezpevněných hornin (štěrk, kameny a balvany). Pokud je přeliv vytvořen pouze z nezpevněných hornin, pak je propustný, anebo je doplněn přírodním nebo umělým těsnicím prvkem, pak je nepropustný (relativně málo propustný). V textu dále je uvažováno s přelivem, který je nepropustný.

Odolnost povrchu přelivu je závislá na absolutním počátku pohybu částic na jeho povrchu. Stanovení počátku pohybu ponořených stejně velkých nesoudržných částic uložených na rovinném vodorovném povrchu je závislé na charakteristikách proudu u povrchu a na charakteristikách

částic a jejich uložení. Tedy je závislé na třecí rychlosti u_* , hustotě vody ρ , kinematické viskozitě vody ν , na hustotě částic pod vodou $\rho_s - \rho$ (hustota částice ρ_s), úhlu vnitřního tření částic $\tan\varphi$, velikosti částic d a na tíhovém zrychlení g . Rozměrovou analýzou (Novak a Čábelka, 1981) se odvodí bezrozměrná kritéria $Fr_* = u_*/(g \cdot d)^{1/2}$, $\Delta = (\rho_s - \rho)/\rho$, $Re_* = u_* \cdot d/\nu$, kterými po úpravách a sloučení pro praktické použití jsou Shieldsovo kritérium (Shields, 1936)

$$\theta = \frac{Fr_*^2}{\Delta} = \frac{\rho \cdot u_*^2}{(\rho_s - \rho) \cdot g \cdot d} \quad (5.1)$$

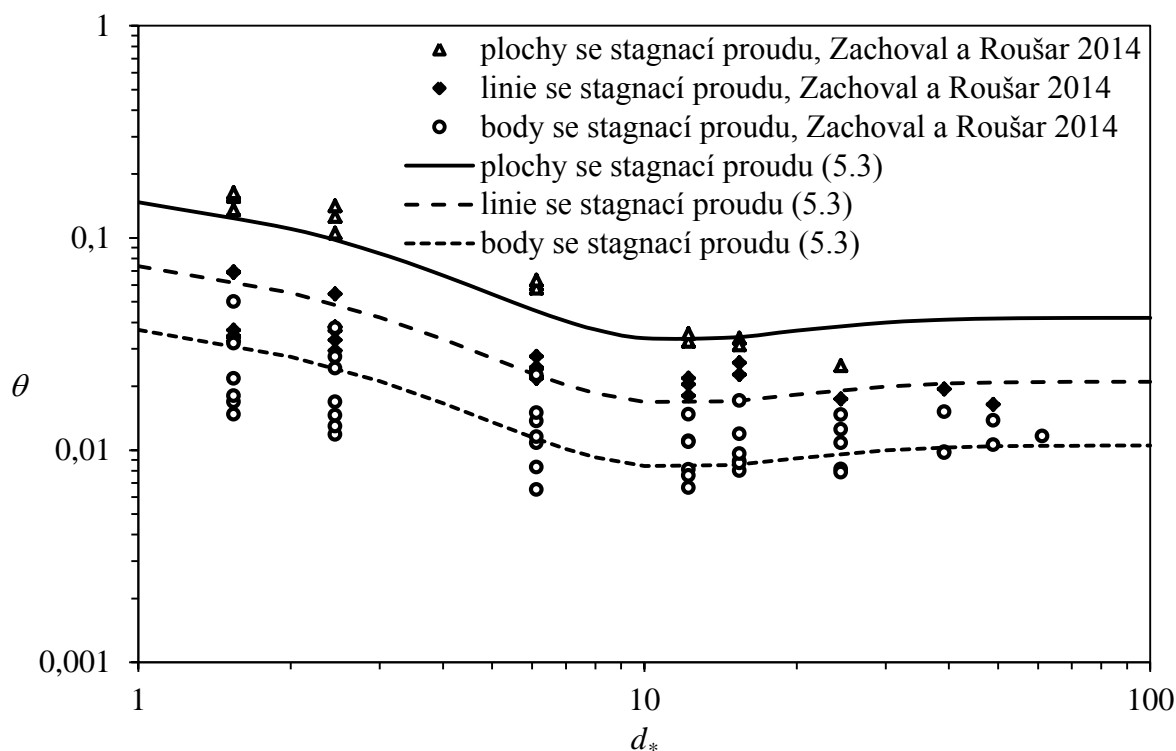
a bezrozměrná velikost částice

$$d_* = \left(\Delta \cdot \frac{Re_*^2}{Fr_*^2} \right)^{1/3} = \left(\frac{\rho_s - \rho}{\rho} \cdot \frac{g}{\nu^2} \right)^{1/3} \cdot d. \quad (5.2)$$

Absolutní počátek transportu částic s úhlem vnitřního tření φ určuje hodnota Shieldsova kritéria θ_c , kterou vyjadřuje rovnice Juliána (2010) (Obr. 5.1)

$$\theta_c = C_{\theta 0} \cdot \left[C_{\theta 1} \cdot e^{-d_*/C_{\theta 2}} + C_{\theta 3} \cdot \tan\varphi \cdot \left(1 - e^{-d_*/C_{\theta 4}} \right) \right], \quad (5.3)$$

kde hodnoty součinitelů $C_{\theta 0}$, $C_{\theta 1}$, $C_{\theta 2}$, $C_{\theta 3}$, $C_{\theta 4}$ jsou uvedeny v Tab. 5.1 (Zachoval a Roušar, 2014).



Obr. 5.1 Závislost Shieldsova kritéria θ na bezrozměrné velikosti částice d_* pro počátek transportu částic v závislosti na posuzované pozici

Tab. 5.1 Hodnoty součinitelů $C_{\theta 0}$, $C_{\theta 1}$, $C_{\theta 2}$, $C_{\theta 3}$, $C_{\theta 4}$ a R^2 v rovnici (5.3)

Pozice částice	R^2	$C_{\theta 0}$	$C_{\theta 1}$	$C_{\theta 2}$	$C_{\theta 3}$	$C_{\theta 4}$
za rovnoměrného proudění	0,97	1	0,18	3,5	0,06	8
plochy se stagnací proudu	0,95	1				
linie se stagnací proudu	0,56	0,5				
body se stagnací proudu	0,50	0,25				

Pro skloněné povrchy ve směru proudu α_0 je vzájemný vztah mezi Shieldsovým kritériem pro absolutní počátek pohybu na vodorovném povrchu θ_c a skloněném povrchu $\theta_{c\alpha}$ (García, 2008)

$$\theta_c = \theta_{c\alpha} \cdot \frac{\sin \varphi}{\sin(\varphi - \alpha_0)}. \quad (5.4)$$

Posouzení odolnosti se provede porovnáním vypočítané hodnoty θ (5.1) s hodnotou při absolutním počátku pohybu (5.3), případně se zohledněním sklonu (5.4). Prakticky vhodnějším porovnávaným parametrem je velikost částice. Lze tak vytvořit přímo mapu velikosti částice na počátku pohybu.

5.1.1 Návodní skloněný líc

Maximální možný sklon návodního líce je dán úhlem vnitřního tření částic. Minimální možný sklon návodního líce je dán odolností částic na povrchu. Kritická oblast z pohledu namáhání povrchu je na návodní hraně koruny přelivu, kde je největší gradient rychlosti a tedy i největší hodnota Shieldsova kritéria, která se vypočítá z řešení proudění např. metodou po úsecích.

5.1.2 Koruna přelivu

Na vodorovné koruně se vytváří největší hodnota Shieldsova kritéria v blízkosti povodní hrany koruny přelivu, kde je koncová hloubka. Proto v případě jednotného opevnění koruny přelivu lze použít pro návrh velikosti částic zde vypočítanou hodnotu Shieldsova kritéria. Je třeba upozornit, že tato částice musí být opřena o prvek situovaný poproudě za ní s minimálně stejnou odolností.

5.1.3 Povodní skloněný líc

V případě neprovzdušněného proudu lze použít ke stanovení Shieldsova kritéria metodu po úsecích a porovnat ji s hodnotou při absolutním počátku transportu (5.3 nebo Obr. 5.1).

V případě provzdušněného proudu jej z praktických důvodů použít nelze, protože nejsou obecně známé charakteristiky proudu při tak extrémní relativní drsnosti, proto se používá vyjádření pomocí hustoměrného Frouдова kritéria (Zachoval a kol., 2009)

$$Fr_s = \frac{q}{(g \cdot \Delta \cdot d^3)^{1/2}} \quad (5.5)$$

se specifickým průtokem q v závislosti na sklonu povodního líce i_d . Z dat z experimentálního výzkumu publikovaného Pařílkovou a kol. (2010) je stanovena rovnice pro počátek pohybu částic

$$Fr_{sc} = \frac{0,22}{i_d} \quad (5.6)$$

s platností v rozsahu $0,2 \leq i_d \leq 0,5$ ($R^2 = 0,95$). Je třeba upozornit, že při uložení opevnění na nevhodném podkladu může dojít k sesunutí vrstvy opevnění po níže položené vrstvě. A dále, že část průtoku se realizuje vrstvou opevnění, případně tělesem stabilizační části, což způsobí, že v patě skloněného líce dochází k vytékání vody, a to ovlivňuje negativně stabilitu opevnění.

5.2 TRANSPORT SPLAVENIN PŘES PŘELIV

Prakticky v každém korytě v přírodním prostředí voda transportuje tuhé částice – splaveniny (splach, plaveniny a dnové splaveniny) a plávi. Plaveniny a splach (v malých koncentracích) se přes přelivy transportují bez omezení, avšak transport dnových splavenin je přelivy zásadně ovlivněn (Bos a Wijbenga, 1997).

V případě, že se transportuje přítokovým korytem významně méně dnových splavenin, než je transportní schopnost proudu, pohybují se částice bez vzájemného ovlivnění po rovném dně ve směru proudu až do pozice, kde jsou (Obr. 2.4):

- linie se stagnací proudu, což je hranice návodní recirkulační oblasti,
- body se stagnací proudu, což jsou dva počátky os tornádových vírů,
- plochy se stagnací proudu, což jsou dvě trojúhelníkové plochy vymezené koncovými body stagnační linie a ohraničené dosahem tornádových vírů.

Počátek transportu částic přes přeliv je z každé výše uvedené pozice se stagnací proudu jiný. Nejdříve se transportují částice z bodů se stagnací proudu tornádovými víry, následuje transport z linie se stagnací proudu víry, které se před ní postupně vytvářejí a nejpozději se transportují částice z ploch se stagnací proudu. V rozích přírodního koryta a přelivu se částice usazují také, avšak bez vlivu na proudění a v zanedbatelném rozsahu. Počátek pohybu částic z jednotlivých oblastí se stagnací proudu je určen rovnicí (5.3) a Tab. 5.1.

6 PRAKTICKÉ APLIKACE POUŽITÍ PŘELIVŮ SE ŠIROKOU KORUNOU

Výše uvedené nové poznatky byly již aplikovány v praxi. Především se jednalo o bezpečnostní přelivy retenčních nádrží, přelivy odlehčovacích komor na kanalizačních sítích, jezy (Zachoval, 2003; Zachoval a kol., 2009; Moščaková a kol., 2011), spádový stupeň a bezpečnostní přeliv suché

nádrže (Veselý a kol., 2008). Pro ukázkou je zde ve stručnosti představeno použití v případě bezpečnostního přelivu retenční nádrže a spádového stupně.

6.1 BEZPEČNOSTNÍ PŘELIV RN2EI V BRNĚ

Bezpečnostní přelivy retenčních nádrží na kanalizačních sítích slouží při překročení kapacity retenční nádrže k odlehčení vody, aby nedošlo k přetížení a případně k poškození kanalizačního systému. Vzhledem k ojedinělé funkci (několikrát za rok), požadavku na robustnost konstrukce, nízkou cenu, vysokou hodnotu mezní míry zatopení a potřebu měřit průtoky s rozumnou přesností, se využívají přelivy se širokou korunou, které jsou součástí stěny retenční nádrže.

Na kmenové stoce EI v Brně na ulici Ráječek je umístěna nově vybudovaná odlehčovací komora OK2EI s retenční nádrží RN2EI. Retenční nádrž se skládá ze dvou komor: záchytné bez bezpečnostního přelivu a průtočné s bezpečnostním přelivem. Bezpečnostní přeliv (Obr. 6.1) je čelní pravoúhlý se širokou korunou na plnou šířku komory s dělicím pilířem uprostřed. Poproudě za přelivem se nachází spadiště, odkud voda proudí odlehčovací stokou do recipientu.

Předmětem řešení bylo navrhnout zařízení pro měření průtoku odlehčené vody do recipientu s využitím bezpečnostního přelivu a posouzení možného ovlivnění usazovací funkce nádrže bezpečnostním přelivem.

Analýza ustáleného proudění byla provedena s použitím dvou 1D modelů (HEC-RAS) s využitím metody po úsecích a výpočtu přepadu uvedeného výše v textu. První model řešil proudění v retenční nádrži a druhý ve spadišti a odlehčovací stoce, kterým byla stanovena její kapacita a poloha hladiny ve spadišti při daném průtoku, která následně sloužila k určení mezní úrovně hladiny při zatopení.

Výpočet přepadu byl proveden pro pravoúhlý přeliv se širokou korunou a ostrou návodní i povodní hranou, čímž byla stanovena konzumční křivka. Pro zabezpečení požadované přesnosti stanovení průtoku byly navrženy geometrické úpravy přelivu. Pro měření úrovně hladiny ke stanovení přepadové výšky bylo navrženo bezkontaktní měřidlo a specifikováno jeho umístění. Stanovení průtoku s požadovanou přesností bylo v daném případě možné pouze při dokonalém přepadu, protože při nedokonalém přepadu nelze spolehlivě stanovit hloubku vody ve spadišti při jakémkoliv průtoku (ovlivnění je nejednotné).

Analýza transportu dnových splavenin přes bezpečnostní přeliv byla provedena na základě výše uvedených rovnic. Výsledné hodnoty velikosti částic byly porovnány s hodnotami stanovenými z usazování částic po délce komory. Ukázalo se, že přeliv nebude ovlivňovat proces usazování částic v retenční nádrži.

Nově navržené úpravy přelivu a zařízení pro měření úrovně hladiny umožnilo stanovení odlehčeného průtoku do recipientu s požadovanou přesností, nízkou pořizovací cenou a s velkým rozsahem průtoků. Stanovení počátku transportu splavenin přes přeliv umožnilo posouzení usazovacích schopností retenční nádrže.



Obr. 6.1 Bezpečnostní přeliv a spadiště RN2EI

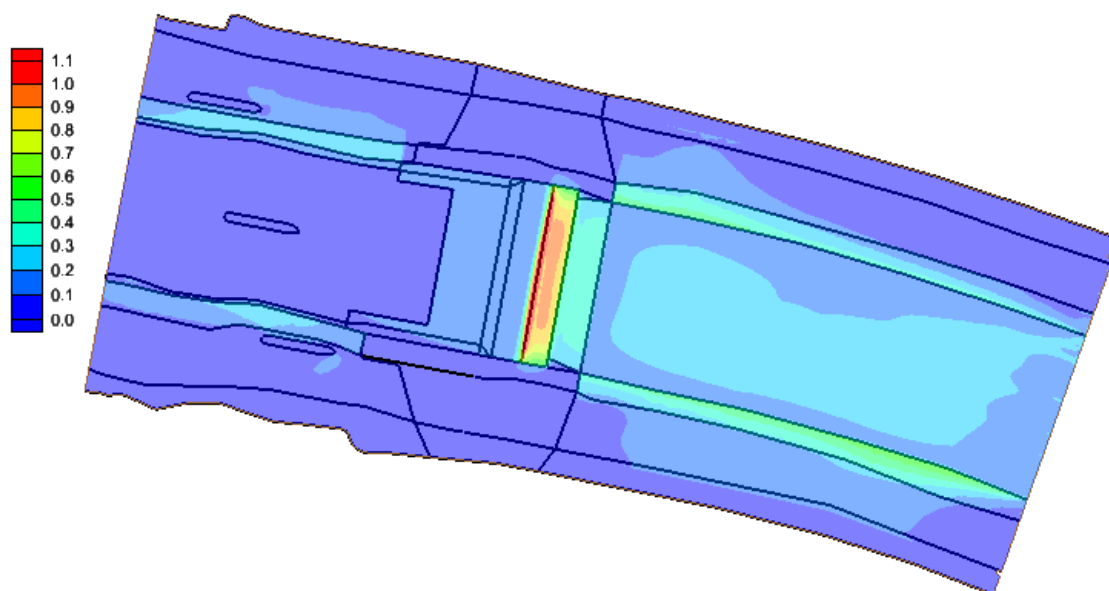
6.2 SPÁDOVÝ STUPEŇ DARKOV

Na Olši v km 22,813 je spádový stupeň Darkov, jehož návrh rekonstrukce provedla firma Golík VH, s. r. o. Předmětem prací bylo posoudit hydraulické parametry návrhu stupně, odolnost navržených nevegetačních povrchů a posoudit vliv spádového stupně na splaveninový režim.

Posouzení hydraulických parametrů spádového stupně bylo provedeno pro průtoky v kynetě 1D numerickým modelem (HEC-RAS) doplněným o výpočty přepadu a větší průtoky byly řešeny pomocí 2D numerického modelu (SMS-FESWMS), protože se proudění realizuje i bermami. Transport splavenin a vývoj koryta dna byl simulován 1D numerickým modelem.

Hlavními výstupy byla konzumní křivka přelivu, mapa odolnosti povrchů specifikovaná velikostí částice při počátku pohybu (Obr. 6.2) a transportní kapacita proudu při vybraných průtocích.

Posouzení ukázalo, že navržená kapacita přelivu byla větší, než skutečná. Všechny prvky opevnění byly navrženy tak, že nedojde k jejich porušení při návrhovém průtoku a při průtocích menších. Spádový stupeň bude vytvářet nerovnoměrný transport splavenin, avšak s relativně malým dosahem. Detailní výpočet přešetřil odolnost navržených materiálů na povrchu spádového stupně a ověřil jeho navrhovanou kapacitu.



Obr. 6.2 Mapa velikosti částice na počátku pohybu pro návrhový průtok, legenda d [m]

7 ZÁVĚR

Přelivy jsou jednou z nejrozšířenějších hydrotechnických konstrukcí v celém oboru vodního hospodářství. Jejich podskupinou jsou právě přelivy se širokou korunou, které jsou díky některým vlastnostem nezastupitelné. Mezi jejich hlavní výhody patří především pořizovací cena, robustnost, tvarová jednoduchost a vysoká hodnota mezní míry zatopení.

Nová analytická odvození provedená autorem práce využívající dlouhodobě známé a ověřené principy ukázala, že přepad lze vyjádřit s využitím charakteristik recirkulační oblasti proudu na koruně přelivu a charakteristik vzniku mezní vrstvy. Vyjádření základního součinitele průtoku pomocí dílčích součinitelů, které tyto charakteristiky vystihují, umožnilo přesněji popsat podstatu změny mechanické energie na koruně přelivu.

Na přepad má vliv celá řada činitelů, které lze díky jeho detailnímu popisu přesněji vystihnout. Na recirkulační oblast má vliv především zaoblení návodní hrany koruny přelivu, výška přelivu nade dnem přítokového koryta a sklon návodního líce přelivu, proto byl autorem práce jejich vliv na součinitel přepadu popsán právě změnou charakteru recirkulační oblasti. Detailní informace o proudění na koruně přelivu změřené autorem práce s kolektivem umožnily vyjádření vlivu sklonu jeho koruny, zakomponování vlivu drsnosti, určení meze vlivu sklonu povodního líce přelivu a určení meze vlivu tloušťky přelivu na součinitel průtoku. Podrobné změření tvaru hladiny umožnilo nově kvantifikovat vliv povrchového napětí. Zakomponováním teorie vzniku mezní vrstvy byl stanoven vliv šířky přelivu a vliv tloušťky přelivu bez vzniku i nově se vznikem recirkulační oblasti na koruně přelivu.

Pro nedokonalý přepad bylo provedeno analytické odvození mezní míry zatopení a také pro vysoké přelivy nově autorem práce analytické odvození součinitele zatopení. Pro praktické použití u nízkých přelivů byla autorem práce stanovena poloempirická rovnice pro výpočet součinitele zatopení platná v celém rozsahu běžného použití přelivů.

Kolektivní dlouhodobá experimentální činnost v LVV spojená s přepadem přes přelivy se širokou korunou umožnila lépe popsat proudění poproudě před přelivem a na koruně přelivu. Použity k tomu byly moderní bezkontaktní měřicí metody (PIV, UVP Monitor), ale i tradičně používané.

Výsledky z měření byly autorem práce použity pro ověření výše uvedených analytických odvození autora práce i analytických odvození jiných autorů, umožnily stanovit rozsah jejich použitelnosti a určit hodnoty součinitelů a parametrů, které obsahují. Ověření analytických odvození se opíralo i o měření jiných autorů napříč celou publikovanou historií výzkumu.

Výsledky z měření autora a kolegů také umožnily provedení validačních výpočtů za účelem výběru vhodného numerického modelu pro simulaci proudění přes přelivy se širokou korunou použitelného v praxi a jsou vhodným podkladem pro vývoj numerických modelů.

Autorem práce provedené numerické simulace přepadu přes přelivy se širokou korunou umožnily doporučení pro praxi vhodného způsobu popisu proudění (RANS rovnice) a modelu turbulence (SST). Současně také ukázaly nutnost simulování recirkulačních oblastí proudu a s nimi spojený vliv hustoty sítě a modelu turbulence. Nově se autorovi práce podařilo simulovat tornádový vír, což významně rozšířilo možnosti použití v oblastech transportu částic přes přelivy.

V oblasti odolnosti povrchů přelivu byly zakomponovány nové poznatky, které se opírají o analýzu sil působících na částici opevnění na skloněných površích. Na základě změřených dat stanovených autorem a jeho kolegy a doplněných o data jiných autorů byla vyjádřena rovnice pro určení odolnosti povrchu povodních líců přelivů z nesoudržných materiálů.

Významným výsledkem autora práce a jeho kolegy je i určení počátku transportu ojedinělých částic přelivem, které vychází z vyjádření Shieldsova kritéria a tudíž ho lze aplikovat obecně.

Získané nové poznatky autora práce a jeho kolegů byly aplikovány v mnoha oblastech vodního hospodářství. Především se jednalo o bezpečnostní přelivy retenčních nádrží, přelivy odlehčovacích komor, bezpečnostní přelivy suchých nádrží na tocích, jezy a spádové stupně.

Vzhledem k velkému množství dalších vlivů na přepad, které nejsou dosud kvantifikovány, případně nejsou ověřeny, lze očekávat v oblasti přelivů se širokou korunou pokračující intenzitu výzkumů autora práce i jiných výzkumníků.

8 LITERATURA

- BAUD, O. a HAGER, W. H., 2000. Tornado vortices in settling tanks. *Journal of Environmental Engineering*, 126(2), 189-191.
- BAZIN, H., 1896. Expériences nouvelles sur l'écoulement en déversoir. 5 article. *Annales des ponts et chaussées. Mémoires et documents relatifs à l'art des constructions et au service de l'ingénieur*. 2 semestre, 645-731.
- BAZIN, H., 1898. Expériences nouvelles sur l'écoulement en déversoir. 6 article. *Annales des ponts et chaussées. Mémoires et documents relatifs à l'art des constructions et au service de l'ingénieur*. 2 semestre, 151-264.
- BÉLANGER, J.-B., 1849. *Notes sur le cours d'hydraulique*. Paris, France: École Nationale des Ponts et Chaussées.
- BEREZINSKIJ, A. P., 1950. *Carrying capacity of the broad-crested weir (rusky)*. Moscow, Russia: Vodgeo.
- BOMBARDELI, F. A., GARCÍA, M. H. a CAISLEY, M. E., 2000. 2-D and 3-D numerical simulation of abrupt transitions in open-channel flows. Application to the design of canoe chutes. *HydroInformatics 4th*. Iowa, USA: Iowa Institute of Hydraulic Research.
- BOS, M. G., 1989. *Discharge measurement structures*. Third revised edition. Publication 20. Wageningen, Netherlands: ILRI. ISBN: 90 70754 15 0.
- BOS, M. G. a WIJBENGA, J. H. A., 1997. Passage of sediment through flumes and over weirs. *Irrigation and Drainage Systems*, 11, 29-39.
- CASTRO-ORGAZ, O. a HAGER, W. H., 2014. Scale effects of round-crested weir flow. *Journal of Hydraulic Research*, 52(5), 653-665.
- CRABBE, A. D., 1974. Some hydraulic features of the square-edged broad crested weir. *Water Services*, 78(10), 354-358.
- ČSN ISO 3846 (25 9332), 2012. *Hydrometrie – Měření průtoku v otevřených korytech pomocí přelivů pravoúhlého průřezu se širokou korunou*. Praha, ČR: ÚNMZ.
- DELLEUR, J. W., 1955. The boundary layer development on a broad crested weir. *Proceedings of the 4th Midwestern Conference on Fluid Mechanics*, West Lafayette, Indiana, USA: Purdue University, 183-193.

DOERINGSFELD, H. A. a BARKER, C. L., 1941. Pressure-momentum theory applied to the broad-crested weir. *Transactions of the American Society of Civil Engineers*, 106(1), 934-936.

FELDER, S. a CHANSON, H., 2012. Free-surface profiles, velocity and pressure distributions on a broad-crested weir: a physical study. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, 138(12), 1068-1074.

FERZIGER, J. H. a PERIĆ, M., 2002. *Computational Methods for Fluid Dynamics*. Berlin, Germany: Springer-Verlag.

GARCÍA, M., 2008. *Sedimentation engineering: Processes, measurements, modeling, and practice*. Manual 110. Reston, Virginia, USA: ASCE. ISBN: 0784408149.

GOODARZI, E., FARHOUDI, J. a SHOKRI, N., 2012. Flow characteristics of rectangular broad-crested weirs with sloped upstream face. *Journal of Hydrology and Hydromechanics*, 60(2), 87-100.

HAGER, W. H., 1986. *Discharge measurement structures*. Lausanne, Switzerland: Ecole polytechnique Fédérale de Lausanne.

HAGER, W. H. a SCHWALT, M., 1994. Broad-crested weir. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, 120(1), 13-26.

HALL, G. W., 1962. Analytical determination of the discharge characteristics of broad-crested weirs using boundary layer theory. *Institution of Civil Engineers Proceedings*, 22(2), 177-190.

HARGREAVES, D. M., MORVAN, H. P. a WRIGHT, N. G., 2007. Validation of the volume of fluid method for free surface calculation: The broad-crested weir. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*, 1(2), 136-146.

HARRISON, A. J. M., 1967. The streamlined broad-crested weir. *Institution of Civil Engineers Proceedings*, 38(4), 657-678.

HIRT, C. W. a NICHOLS, B. D., 1981. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries. *Journal of Computational Physics*, 39, 201-225.

HORTON, R. E., 1907. *Weir experiments, coefficients, and formulas*. Revision of paper no. 150. Washington, USA: Department of the Interior United States Geological Survey.

JOHNSON, M. C., 2000. Discharge coefficient analysis for flat-topped and sharp-crested weirs. *Irrigation Science*, 19(3), 133-137.

- KIKKAWA, H., ASHIDA, K. a TSUCHIYA, A., 1961. Study on the discharge coefficient of broad-crested weirs. *Journal of Research of PWRI*, 5, 1-20.
- LAUNDER, B. E., REECE, G. J. a RODI, W., 1975. Progress in the development of a Reynolds-stress turbulence closure. *Journal of Fluid Mechanics*, 68(3), 537-566.
- LV, X., ZOU, Q. a REEVE, D., 2011. Numerical simulation of overflow at vertical weirs using a hybrid level set/VOF method. *Advanced in Water Resources*, 34(10), 1320-1334.
- MENTER, F. R., 1992. *Improved two-equation $k-\omega$ turbulence models for aerodynamic flows*. Moffett Field, California, USA: NASA.
- MOHAMMADPOUR, R., GHANI, A. A. a AZAMATHULLA, H. M., 2013. Numerical modeling of 3-D flow on porous broad crested weirs. *Applied Mathematical Modelling*, 37(22), 9324-9337.
- MOSS, W. D., 1972. Flow separation at the upstream edge of square-edged broad-crested weir. *Journal of Fluid Mechanics*, 52(2), 307-320.
- MOŠČAKOVÁ, M., OHERA, T. a ZACHOVAL, Z. 2011. Opatření na horní Opavě - návrh prostoru pro ukládání splavenin pod vodním dílem Nové Heřminovy. *Vodní toky 2011*, Hradec Králové, ČR: Povodí Vltavy, s. p., 144-149.
- NOVAK P. a ČÁBELKA, J., 1981. *Models in hydraulic engineering: Physical principles and design applications*. Boston, USA: Pitman Publishing. ISBN: 0273084364.
- PAŘÍLKOVÁ, J., ŘÍHA, J. a ZACHOVAL, Z., 2012. The influence of roughness on the discharge coefficient of a broad-crested weir. *Journal of Hydrology and Hydromechanics*, 60(2), 101-114.
- RAFTER, G. W., 1900. On the flow of water over dams. Report on special water-supply investigation. Part II. Appendix No. 16. *Transaction of American Society of Civil Engineers*, 44, 220-398.
- RAJARATNAM, N. a HUMPHRIES, J.A., 1982. Free flow upstream of vertical sluice gates. *Journal of Hydraulic Research*, 20(5), 427-437.
- RAJARATNAM, N. a MURALIDHAR, D., 1971. Pressure and velocity distribution for sharp-crested weirs, *Journal of Hydraulic Research*, 9(2), 241-248.
- ROTH, A. a HAGER, W.H., 1999. Underflow of standard sluice gate. *Experiments in Fluids*, 27(4), 339-350.
- SARKER, M. A. a RHODES, D. G., 2004. Calculation of free-surface profile over a rectangular broad-crested weir. *Flow Measurement and Instrumentation*, 15(4), 215-219, 2004.

- SHIELDS, A., 1936. Anwendung der aehnlichkeitsmechanik und der turbulenzforschung auf die geschiebewegung. *Mitteilungen der Preußischen Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiffbau*, Berlin, Deutschland.
- SHUKLA, M. K., 1970. *Characteristics of flow over weirs of finite crest width*. M. S. thesis. Kanpur, India: Indian Institute of Technology Kanpur.
- SINGER, J., 1964. Square-edged broad-crested weir as a flow measurement device. *Water and Water Engineering*, 28, 820, 229-235.
- SREETHARAN, P. M., 1983. *Analytical and experimental investigation of flow measurement by long-based weirs in the rectilinear and curvilinear ranges*. Ph.D. thesis. Hatfield, UK: The Hatfield Polytechnic.
- SWAMEE, P. K., 1988. Generalized rectangular weir equations. *Journal of Hydraulic Engineering*, 114(8), 945-949.
- TIM, U. S., 1986. *Characteristics of some hydraulics structures used for flow control and measurement in open channels*. Ph.D. thesis. Montreal, Canada: Concordia University.
- TRACY, H. J., 1957. *Discharge characteristics of broad-crested weirs*. Geological Survey Circular 397. Washington, USA: United States Department of the Interior.
- VESELÝ, J., PAŘÍLKOVÁ, J. a ZACHOVAL, Z., 2008. Poznatky z fyzikálního výsekového modelu bezpečnostního přelivu poldru Žichlínek na Moravské Sázavě. *XXXI. Přehradní dny 2008*. Brno, ČR: Povodí Moravy, s.p., ČVTVHS, 103-108.
- VIERHOUT, M. M., 1973. *On the boundary layer development in rounded broad-crested weirs with a rectangular control section*. Wageningen, Netherlands: Agricultural university.
- VILLEMONTÉ, J. R., 1947. Submerged-weir discharge studies. *Engineering News Record*, 54-57.
- WALLIN, S., 2000. *Engineering turbulence modelling for CFD with a focus on explicit algebraic Reynolds stress models*. Stockholm, Sweden: Royal Institute of Technology.
- WILCOX, D. C., 1994. *Turbulence modeling for CFD*. La Cañada, California, USA: DCW Industries.
- ZACHOVAL, Z., 2003. Výzkum na fyzikálnom modeli Hrabovského jezua. *Vplyv vodohospodárskych stavieb na tvorbu a ochranu životného prostredia*. Podbanské, Slovakia: STU v Bratislave, 195-198.

- ZACHOVAL, Z., BÖHM, P., PAŘÍLKOVÁ, J., ŠAFÁŘ, R. a ŠULC, J., 2013. Shape of the nappe during free overfall from a rectangular channel with zero bed slope. *Journal of Hydrology and Hydromechanics*, 61(3), 222-231.
- ZACHOVAL, Z., KNÉBLOVÁ, M., ROUŠAR, L., RUMANN, J. a ŠULC, J., 2014. Discharge coefficient of a rectangular sharp-edged broad-crested weir. *Journal of Hydrology and Hydromechanics*. 62(2), 145-149.
- ZACHOVAL, Z., MISTROVÁ, I., ROUŠAR, L., ŠULC, J. a ZUBÍK, P., 2012. Zone of flow separation at the upstream edge of a rectangular broad-crested weir. *Journal of Hydrology and Hydromechanics*, 60(4), 288-298.
- ZACHOVAL, Z., PAŘÍLKOVÁ, J., PÁNA, P. a ŘÍHA, J., 2009. The findings from experimental research of dike's spillways. *XII International scientific conference Brno*. Brno, ČR: CERM s.r.o., 153-156.
- ZACHOVAL, Z. a ROUŠAR, L., 2014. Flow structure in front of the broad- crested weir. *Experimental Fluid Mechanics 2014*. Český Krumlov: TUL. p. 753-756.
- ZACHOVAL, Z. a ROUŠAR, L., 2014. *Transport dnových splavenin přes přeliv pravouhého průřezu se širokou korunou*. Brno, ČR: VUT v Brně, FAST, ÚVST, LVV.
- ZACHOVAL, Z. a ŠULC, J., 2011. The equation specifying flow through a rectangular broad-crested weir. *Sympóziium Hydrotechnikov 2011. Zborník príspevkov*. Slovenská technická univerzita v Bratislave, 207-213.
- ZACHOVAL, Z., VESELÝ, J. a PAŘÍLKOVÁ, J., 2009. The discharge coefficient determination of the trapezoidal broad-crested weir with rough surface. *Symposium hydrotechniků 2009*. Pavlov, ČR: VUT v Brně, FAST, ÚVST, LVV, 88-94.
- ZACHOVAL, Z., VESELÝ, J., PAŘÍLKOVÁ, J., UHMANNOVÁ, H., 2009. *Posouzení splaveninového režimu a prognóza. Tok Opava v úseku Kunov až Krnov. Provedené v rámci Opatření na horní Opavě – příprava akce v období 2008 – 2010. Závěrečná zpráva*. Brno, ČR: VUT v Brně, FAST, ÚVST, LVV.

ABSTRACT

Broad-crested weirs of a rectangular control section are widely used in many areas of water management. Overflow has been studied for more than 160 years and yet not all processes related to it are explained. The author has played an important role in the explanation of many of them.

New analytical derivations made by the author have shown that overflow of broad-crested weirs can be expressed particularly with the application of the characteristics of the crest recirculation zone and the characteristics of the boundary layer development. The given facts enabled described more precisely the change of mechanical energy and more accurately the discharge coefficient. The discharge coefficient was expressed using the basic discharge coefficient and partial coefficients that express the effect of change in weir geometry relative to the basic weir. For example, the effect of rounding of the upstream edge of the weir crest, the height of the weir and the slope of the upstream face was expressed using change in the geometry of the crest recirculation zone. The effect of the roughness of the weir crest, the thickness of the weir and the width of the weir was described applying the theory of the boundary layer development. For submerged overflow the author carried out an analytical derivation of the modular limit and a semi-empirical equation for calculating the submergence coefficient.

Detailed measurement of the characteristics of flow, carried out by the author and his colleagues, using modern methods of measurement, and the non-dimension expression of the basic characteristics of flow enabled the structure of flow during overflow to be described more precisely. The results obtained from own measurements together with measurements made by other authors were used for verifying the above-given analytical derivations. The results also enabled the validation calculations to be carried out in order to select a suitable numerical model for use in practice. At the same time, they also showed the necessity to credibly simulate the recirculation zones of flow. The new numerical simulation of a tornado vortex has significantly extended possibilities of use the weirs in the area of particles transport over weirs.

A significant achievement of the author and his colleagues is also a determination of the initiation of transport of single particles over the weirs, which is expressed by the Shields criterion, and it can thus be applied in general. An important result is also the expression of an equation for determining the resistance of downstream sloped weir faces, made of cohesionless materials.

The author and his colleagues applied their new findings in many areas of water management. These are particularly emergency spillways of retention tanks, weir of stormwater overflow chambers, emergency spillway of dry retention reservoir, weirs and drop structure.