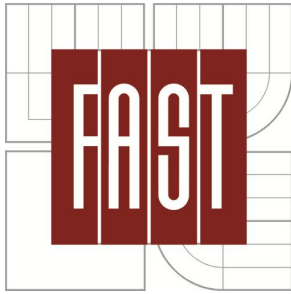


VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ
BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STAVEBNÍ
ÚSTAV VODNÍHO HOSPODÁŘSTVÍ OBCÍ

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING
INSTITUTE OF MUNICIPAL WATER MANAGEMENT

MATEMATICKÉ MODELOVÁNÍ ODLEHČOVACÍCH KOMOR NA STOKOVÝCH SÍTÍCH

MATHEMATICAL MODELLING OF CSO CHAMBERS

DISERTAČNÍ PRÁCE
DOCTORAL THESIS

AUTOR PRÁCE
AUTHOR

ING. TOMÁŠ STUDNIČKA

VEDOUCÍ PRÁCE
SUPERVISOR

ING. PETR PRAX, Ph.D.

BRNO 2013

Abstrakt

Práce je zaměřena využití třídímního matematického modelování pro simulaci proudění a separační účinnosti v odlehčovacích komorách s jednostranným bočním přepadem. V práci je provedena analýza vlivu modelu turbulence a výpočetní mřížky na výsledky simulací s cílem maximalizování efektivity numerických simulací. Cílem disertační práce je prověření vlivu umístění norné stěny na hydroseparační účinnost odlehčovací komory s bočním přepadem.

Abstract

The thesis is concerned with the use of 3D mathematical modelling for flow simulation and separation efficiency in a single side weir CSO chambers. Analysis of the effect of turbulence model and computational grid on simulation results has been carried out in order to maximize the efficiency of numerical simulations. The goal of the thesis is to examine the effect of scum board position on separation efficiency of a single side weir CSO chamber.

Klíčová slova:

matematické modelování, odlehčovací komora, účinnost separace, norná stěna

Keywords:

mathematical modelling, CSO chamber, separation efficiency, scum board

Bibliografická citace disertační práce

STUDNIČKA, Tomáš. *Matematické modelování odlehčovacích komor na stokových sítích*. Brno, 2013. 116 str. Disertační práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav vodního hospodářství obcí. Vedoucí disertační práce Ing. Petr Prax, Ph.D.

Prohlášení:

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci zpracoval samostatně a že jsem uvedl všechny použité informační zdroje.

V Brně dne

.....
podpis autora
Tomáš Studnička

Poděkování:

Děkuji svému školiteli Ing. Petru Praxovi, Ph.D. za pomoc a vedení při vytváření této práce. Děkuji Doc. Ing. Ladislavu Tuhovčákovi a Doc. Ing. Jaroslavu Raclavskému, CSc. za podporu při vytváření této práce. Děkuji Ing. Milanu Uhrovi za zapůjčení odborné literatury. Nemohu nezpomenout své rodiče, kterým děkuji za jejich podporu v průběhu celého studia.

OBSAH

1	ÚVOD	3
2	SOUČASNÝ STAV ŘEŠENÉ PROBLEMATIKY	5
2.1	Fyzikální modelování	5
2.2	Matematické modelování	8
2.2.1	Současný stav poznání ve světě	8
2.2.2	Současný stav poznání v České republice	9
2.3	Odlehčovací komory	9
2.3.1	Základní typy odlehčovacích komor	11
2.3.2	Odlehčovací komory s bočním přepadem	12
2.3.3	Interakce odlehčovacích komor s recipienty	15
2.3.4	Účinnost odlehčovacích komor	16
2.4	Základní rovnice mechaniky tekutin	17
2.4.1	Základní fyzikální vlastnosti tekutin	17
2.4.2	Přístupy k popisu proudící tekutiny	20
2.4.3	Rovnice pohybu tekutin	21
2.5	Turbulence	25
2.5.1	Základní vlastnosti turbulence	26
2.5.2	Vznik turbulence	27
2.6	CFD	27
2.6.1	Mechanika tekutin a CFD	28
2.6.2	Modelování turbulence	29
2.6.3	Modelování vícefázového proudění	34
2.6.4	Proudění vody ve stokových sítích	35
2.6.5	Modelování volné hladiny	36
2.6.6	Modelování pevných částic	37
2.6.7	Diskretizace	38
2.6.8	Systematické chyby a nejistoty CFD	39
2.7	Softwarové prostředky pro modelování proudění tekutin	41
2.7.1	FLOW-3D	41
3	CÍL DISERTAČNÍ PRÁCE	43
4	VLASTNÍ VÝSLEDKY	44
4.1	Metodika	44
4.1.1	Citlivostní analýza výpočetní mřížky	44
4.1.2	Vliv modelu turbulence	45
4.1.3	Modelování znečišťujících látek	45
4.2	Použité postupy pro návrh odlehčovacích komor	48
4.2.1	Typizační směrnice „Dešťové oddělovače. Závěrečná zpráva.“	48
4.2.2	Norma ATV-A 111	49
4.3	Porovnání odlehčovací komory navržené podle směrnice a normy ATV-A 111	51
4.3.1	Návrhové parametry	51

4.3.2	Zadání modelu odlehčovací komory v programu FLOW-3D	51
4.3.3	Výsledky simulací.....	55
4.3.4	Shrnutí výsledků	69
4.4	Porovnání odlehčovací komory navržené podle normy ATV-A 111 a směrnice	70
4.4.1	Návrhové parametry.....	70
4.4.2	Zadání modelu odlehčovací komory v programu FLOW-3D	71
4.4.3	Výsledky simulací.....	73
4.4.4	Shrnutí výsledků	89
4.5	Vliv norné stěny na separační účinnost odlehčovací komory s bočním přepadem a vysokou přelivnou hranou.....	91
4.5.1	Tvarové řešení norné stěny.....	91
4.5.2	Výsledky simulací.....	93
4.5.3	Shrnutí výsledků	103
5	ZÁVĚR A DISKUZE.....	104
6	SEZNAMY.....	106
6.1	Seznam použité literatury.....	106
6.2	Seznam vyobrazení.....	110
6.3	Seznam tabulek	112
6.4	Použitá symbolika.....	113
6.5	Zkratky	115
6.6	Vlastní publikace	116

1 ÚVOD

Podle údajů ze stránek Českého statistického úřadu dosahovala stoková síť v České republice ke konci roku 2012 délky 42 752 km (ČESKÝ STATISTICKÝ ÚŘAD, 2013). Převážnou část délky stokové sítě tvoří jednotná stoková soustava. V rámci jednotné stokové soustavy jsou dopravovány veškeré druhy odpadních vod společnou trubní sítí směrem na čistírnu odpadních vod. Jednotná stoková soustava by tak měla být navržena na průtok, který je součtem všech druhů odpadních vod, které jsou stokovou sítí odváděny. Pro návrh dimenzí potrubí jednotné stokové soustavy je většinou rozhodující průtok dešťových vod, který obvykle řádově převyšuje průtoky všech ostatních druhů odpadních vod. V České republice problematiku navrhování a posuzování stokových sítí řeší normy ČSN EN 752 Stokové systémy vně budov a ČSN 75 6101 Stokové sítě a kanalizační přípojky. Norma ČSN 75 6101 uvádí orientační hodnoty četnosti návrhových dešťů – viz následující tabulka.

Četnost výskytu výpočtových dešťů n	Lokalita
1 (1× za 1 rok)	venkovské území
0,5 (1× za 2 roky)	obytná území
0,5 (1× za 2 roky)	městská centra, průmyslová a komerční území: – s kontrolou povodňového stavu od dešťových přívalů ¹⁾
0,2 (1× za 5 let)	– bez kontroly povodňového stavu od dešťových přívalů
0,1 (1× za 10 let)	podzemní dráhy, podjezdy ¹⁾
¹⁾ POZNÁMKA V místě jsou stanoveny intenzity dešťových srážek pro nucený odtok.	

Tab. 1.1 Tabulka četnosti dešťů (ČSN 75 6101)

Jak je z Tab. 1.1 patrné, dešť, při kterém by byla využita kapacita navrženého potrubí stokové sítě, se vyskytne jen občas. Kdybychom chtěli veškerou vodu z dešťového přívalu soustředit do nejnižšího místa stokové sítě, bylo by nutno dimenzovat stoky velkých, nevhodných rozměrů. Po většinu roku by těmito stokami protékal pouze splaškový průtok a kapacita potrubí by byla využívána zcela minimálně. Stoky by tak byly kapacitně naplněny pouze po dobu několika minut či hodin během roku v případě intenzivního deště. Proto se navrhuje na jednotné stokové soustavě odlehčovací komory (NYPL et. al., 1998).

Odlehčovací komory jsou většinou podzemní objekty na stokových sítích sloužící k omezení průtočného množství odpadních vod pokračujících stokovou sítí směrem k čistírně odpadních vod. Jsou konstruovány tak, aby při vzrůstajícím průtoku za deště došlo při určitém průtoku k přepadání vody do odlehčovací stoky a odtud do recipientu nebo do dešťové nádrže.

Odlehčovací komory jsou stěžejními objekty na stokových sítích, neboť ovlivňují jak stokovou síť, tak i recipient. Při návrhu odlehčovací komory proto musí být zohledněna hydraulická, hydrologická i hygienická hlediska, přičemž tato jednotlivá hlediska se vzájemně ovlivňují a úzce spolu souvisejí (HLAVÍNEK et. al., 2001). To činí jejich návrh ale i posouzení velmi

složitým. Pro výpočty odlehčovacích komor byla různými autory v minulosti navržena řada výpočetních postupů a metod, které měly projektantům usnadnit návrh odlehčovacích komor (např. de Marchi, Kunštátský) (PRAX , 2003). Tyto postupy zohledňovaly pouze hydraulickou stránku návrhu a posouzení odlehčovacích komor. V posledních desetiletích se s rozvojem výpočetní techniky začalo využívat jednodimenzionálních nestacionárních modelů pro modelování hydraulických a chemicko-fyzikálních procesů ve stokových sítích. Dostupné softwarové prostředky používané pro modelování stokových sítí (Mike URBAN, Infoworks ICM, SWMM, atd.) umožňují zjistit nejen hydraulické chování odlehčovací komory na stokové síti, ale i jaký bude její dopad na recipient z hlediska vnosu znečištění. Jednodimenzionální nestacionární modely využívají pro výpočet přepadu v odlehčovací komoře rovnici přepadu či rovnice založené na celkové energii proudění – v podstatě stejné rovnice, jaké byly využívány pro výpočet odlehčovacích komor před nástupem jednodimenzionálních nestacionárních modelů. Přepadové množství je pak počítáno za předpokladu využití celé délky přelivné hrany. Tento předpoklad však ve skutečnosti u spousty odlehčovacích komor není splněn. Z různých důvodů je tvarové řešení řady odlehčovacích komor velmi komplexní a jsou tak velmi odlišné od tvarového řešení odlehčovacích komor obvykle popsanych a uvedených v učebnicích či směrnících pro návrh odlehčovacích komor. V důsledku toho nemusí hydraulické chování odlehčovacích komor (3D turbulentní proudění o volné hladině s proměnnou hladinou po přelivné hraně) odpovídat obvyklým rovnicím přepadu, které se běžně používají pro výpočet přepadového množství. Důvodem může být například pohyblivý vodní skok na přelivné hraně odlehčovací komory s bočním přepadem nebo přepad realizovaný pouze částí přelivné hrany v případě zaústění přítokového potrubí kolmo na přelivnou hranu odlehčovací komory s bočním přepadem. Pro podchycení časoprostorových změn proudění v odlehčovacích komorách je již nezbytné plné zvládnutí třidimenzionálního nestacionárního matematického modelování.

2 SOUČASNÝ STAV ŘEŠENÉ PROBLEMATIKY

Prouděním v odlehčovacích komorách se zabývala a zabývá celá řada autorů (např. Laco, Hager). Většina poznatků o hydraulice odlehčovacích komor byla dříve získávána měřením, nejčastěji na zmenšených fyzikálních modelech. Zejména v posledních dvou desetiletích došlo k nárůstu využívání numerické simulace a modelování pro řešení hydraulických úloh ve vodohospodářských objektech včetně odlehčovacích komor, čemuž napomohla dostupnost a rostoucí výkonnost počítačového vybavení. Pro numerické simulace a modelování jsou nejčastěji používány komerční simulační programy, a to díky své univerzálnosti, kde nabízejí široké možnosti použití. Nutno však zdůraznit, že výsledky numerických simulací je stále třeba ověřovat experimentálním výzkumem či měřením in-situ.

V následující části budou uvedeny práce zabývající se prouděním vody v odlehčovacích komorách za využití fyzikálního i numerického modelování. Jelikož v předkládané práci je řešena odlehčovací komora s nornou stěnou, je v rešeršní části obsažena též problematika norných stěn.

2.1 Fyzikální modelování

Fyzikální modelování může probíhat na reálném zařízení nebo na modelu v měřítku. Fyzikální modelování na zmenšených nebo zvětšených modelech je založeno na základě teorie podobnosti. Nejprve je nutné stanovit pomocí podobnostních čísel důležité parametry, které mají být podobné na modelu a reálném zařízení. Pomocí vybraných podobnostních čísel lze stanovit měřítko modelu, tak aby splňoval požadavky kladené na experiment. Ve skutečnosti nelze nikdy dodržet podobnost po všechny děje, a proto je důležité vždy vybrat pouze ty nejdůležitější a ostatní parametry zanedbat. Tato nevýhoda někdy znemožňuje aplikaci tohoto přístupu, protože kritéria podobnosti si navzájem odporují.

Výskumný ústav vodného hospodářstva v Bratislavě (VÚVH)

Mezi nejlépe využitelné typizační směrnice v oblasti odlehčovacích komor patří směrnice, které vychází z výzkumných prací, vypracovaných na Výskumnom ústave vodného hospodářstva (VÚVH) v Bratislavě. Závěry, vyplývající z provedeného fyzikálního výzkumu dané problematiky na VÚVH, jsou obsaženy v následujících typových podkladech a směrnících (PRAX, 2003):

- TSm – So Odlehčovací komory s čelným priepadom, arch. čís.: 2220-388 Hydroconsult Bratislava
- TSm – So Štrbinové odlehčovací komory, arch. čís.: 2220-408 Hydroconsult Bratislava
- TSm – So Odlehčovací komory s bočným priepadom, arch. čís.: 2220-84/T Hydroconsult Bratislava
- TSm – So Návrh etážových odlehčovacích komôr, arch. čís.: 2220-109/T Hydroconsult Bratislava

Ze stejných podkladů vychází závěrečná zpráva vývojového úkolu R-331-026: *Oddělovací komory na kanalizačních sítích*, Hydroprojekt Praha, pobočka Brno z roku 1977.

Při výzkumných pracích byl též proveden modelový výzkum navržené odlehčovací komory před čistírnou odpadních vod Bratislava-Karlova Ves. Jednalo se o typ odlehčovací komory s čelním přepadem a škrťací tratí. Na hydraulickém modelu v měřítku 1:8 bylo nejprve odzkoušeno navržené tvarové řešení, které se při vyšších průtocích ukázalo být nevhodné. Následně byly zkoušeny různé varianty tvarového řešení pro zlepšení hydraulické funkce

odlehčovací komory. Více viz. Laco (1968).

Laboratoř vodohospodářského výzkumu (LVV)

V Laboratoři vodohospodářského výzkumu při Fakultě stavební Vysokého učení technického v Brně byl v minulosti proveden modelový výzkum odlehčovacích komor. Firma ASIO spol. s r. o. si v rámci svého výrobního programu objednala hydraulická měření na fyzikálním modelu odlehčovací komory s obloukovou přelivnou hranou (typ BALOK) a proměření hydraulických parametrů šterbinové odlehčovací komory (typ ŠOK). Tvarové řešení odlehčovací komory typ ŠOK vycházelo z tvarového řešení typové odlehčovací komory odzkoušené VÚVH v Bratislavě (viz. výše). Na modelu odlehčovací komory byl měřen hraniční odtok z odlehčovací komory a možnost jeho regulace pomocí regulačních břitů. Typ odlehčovací komory BALOK byl odzkoušen na modelu v měřítku 1:4. Přepad přes obloukovou přelivnou hranu je velice těžko obecně hydraulicky popsateľný. Cílem bylo zjištění hydraulických parametrů pro různé průtoky a spády odtokového potrubí.

Katedra zdravotního a ekologického inženýrství

V roce 2005 byl na Katedře zdravotního a ekologického inženýrství na Stavební fakultě ČVUT v Praze vyvinut nový typ odlehčovací komory, jehož vývoj si zadala firma HOBAS. Vyvinutý typ odlehčovací komory se označuje jako trubní odlehčovací komora. Odlehčovací komora je tvořena dvěma na sobě ležícími troubami, které jsou vzájemně propojeny šterbinou. Fyzikální výzkum byl proveden na modelu v měřítku 1:5, při vývoji bylo využito též metod matematického modelování pro lepší porozumění hydraulického chování odlehčovací komory. Podrobněji viz. (POLLERT et. al., 2008).

Na stejném fyzikálním modelu byla provedena modelová studie odstranění plovoucích nečistot z přepadu trubní odlehčovací komory přidáním česlí (BALIHAR, 2010).

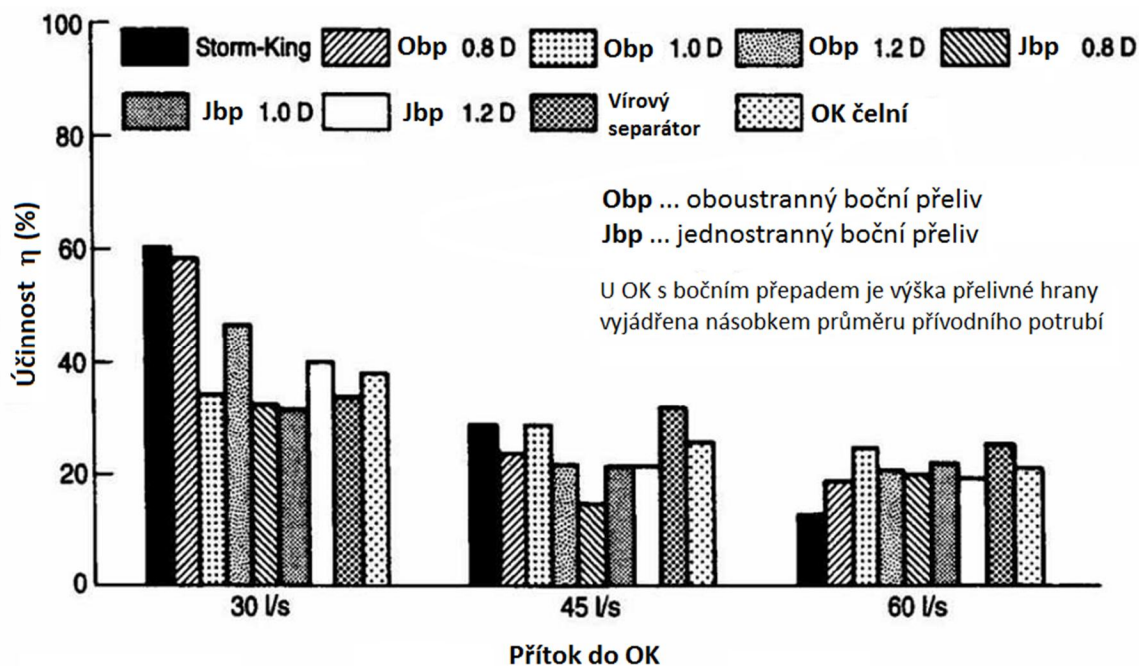
Příručka pro návrh odlehčovacích komor (Velká Británie)

Ve Velké Británii je projektantům k dispozici příručka pro návrh odlehčovacích komor (*Guide to the Design of Combined Sewer Overflow Structures*). Tvarové řešení odlehčovacích komor uvedených v příručce vychází z laboratorního výzkumu. Konkrétně příručka obsahuje čtyři typy odlehčovacích komor:

- odlehčovací komora s čelním přepadem s vysokou přelivnou hranou, nornou stěnou a škrťací tratí;
- odlehčovací komora s oboustranným bočním přepadem s vysokou přelivnou hranou a škrťací tratí;
- vírový separátor s nornou stěnou;
- vírový separátor StormKing®.

Odlehčovací komory s přepadem jsou navíc vybaveny nornou stěnou pro zachycení plovoucích nečistot. Více informací k jednotlivým typům odlehčovacích komor lze najít např. v (BUTLER et. al., 2004) nebo (SAUL, 1997).

SAUL (1997) v textu uvádí výsledky studie z roku 1993 (Laboratory Studies of CSO Performance), ve které byla měřena účinnost zacyhčení plovoucích látek ve výše uvedených 4 typech odlehčovacích komor a je uvedena na Obr. 2.1.



Obr. 2.1 Účinnost odlehčovací komory v závislosti na přítoku (SAUL, 1997)

Norné stěny

Norné stěny se pro zachycení (nejen) plovoucích látek používají v řadě vodohospodářských objektů a zařízeních., mj. i v odlehčovacích komorách. Účinností norných stěn na zachycení plovoucích látek, které se obvykle vyskytují ve stokových sítích, se zabýval CAMPISANO (Vertical baffles for the capture of floatables in sewer channels, 2007), (Laboratory investigation on the performances of baffles for the capture of sewer floatables , 2009). Práce byly zaměřeny na zjištění množství plovoucích látek, které lze pomocí norné stěny zachytit, než začnou být proudem strhávány pod nornou stěnu.

NEWMAN (2000) ve svém článku zmiňuje studii provedenou ve výzkumných laboratořích v Aldenu, ve které byla zkoumána účinnost zachycení plovoucích látek nornou stěnou v typové odlehčovací komoře používané ve městě Boston ve státě Massachusetts v USA. Výsledky studie ukázaly, že jednoduchá norná stěna dovede odstranit 38 % až 94 % plovoucích látek v závislosti na průtočných poměrech. Dále bylo zjištěno, že pokud je norná stěna umístěna příliš blízko dna odlehčovací komory, dojde z důvodu zvýšení rychlostí proudění pod nornou stěnou ke strhávání plovoucích látek pod nornou stěnu a tím ke snížení účinnosti. Při použití více norných stěn došlo v některých použitých konfiguracích ke zvýšení účinnosti zachycení plovoucích látek (v jednom případě 51 % až téměř 100 % v závislosti na průtokových poměrech).

The Laboratory of Hydraulics, Hydrology and Glaciology (VAW)

Hager působící na Eidgenössische Technische Hochschule v Curychu se zabýval zkoumáním celé řady hydraulických jevů. Věnoval se i problematice odlehčovacích komor. Z prací týkajících se odlehčovacích komor s bočním přepadem lze uvést:

- Výzkum odlehčovací komory s oboustranným bočním přepadem a krátkou přelivnou hranou (GISONNI et. al. , 1997). Za odlehčovací komoru s krátkou přelivnou hranou je považována odlehčovací komora s délkou menší než trojnásobek profilu přítokového

potrubí. Měření byla uskutečněna pro poměr délky přelivné hrany L k průměru přítokového potrubí D $L/D = 1, 2, 3$ a 4 . Byl proveden též experiment pro zjištění separace částic v odlehčovací komoře pomocí písku. Bylo zjištěno, že vodorovná deska umístěná na konci odlehčovací komory má příznivý vliv na hydraulickou a separační funkci odlehčovací komory.

- Výzkum odlehčovací komory s oboustranným bočním přepadem a škrťací tratí (DEL GUIDICE et. al. , 1999). Poměr délky přelivné hrany L k průměru přítokového potrubí D činil $L/D = 4,17$; měření bylo provedeno pro výšky přelivné hrany $0,40.D$, $0,60.D$ a $0,80.D$. Autoři doporučují minimální výšku přelivné hrany vyjádřenou jako $2/3$ průměru přítokového potrubí, aby nenastal bystrinný režim proudění podél přelivné hrany.

2.2 Matematické modelování

Rozechmat matematického modelování je patrný zejména v posledních dvou desetiletích a tato metoda našla své využití i u problematiky odlehčovacích komor. Řada prací se zabývala verifikací a použitelností různých simulačních programů, kdy výsledky numerických simulací byly srovnávány s výsledky experimentů. S rostoucím výkonem výpočetní techniky a s rostoucími možnostmi simulačních programů byly tyto programy využívány i pro modelování separační účinnosti odlehčovacích komor z hlediska nerozpuštěných látek. V neposlední řadě se matematické modelování používá ruku v ruce s fyzikálním modelováním při návrhu či posouzení odlehčovacích komor.

2.2.1 Současný stav poznání ve světě

Převážná většina studií v oblasti vodního hospodářství, ve kterých bylo využito metody CFD, byla a je zaměřena na říční hydrauliku, jezy a přehrady. V oboru městského odvodnění se metoda CFD používá zhruba od poloviny 90. let 20. století.

SAUL et. al. (1994) provedli simulaci proudění ve vírovém separátoru StormKing® v softwaru Fluent. Pomocí pevných částic modelovali účinnost separace znečišťujících látek a výsledky porovnali s dříve publikovanými údaji z experimentů.

Při modelování proudění v odlehčovacích komorách pomocí metody CFD byla často modelována též účinnost separace znečišťujících látek v odlehčovacích komorách. Znečišťující látky bývají obvykle charakterizovány pomocí pevných částic o daném průměru a hustotě, jak bylo použito v (SAUL et. al. , 1994).

LIPEME KOUYI se ve své disertační práci (2004) validoval 3D model znečištění. Pro validaci použil data z měření, které provedl (STOVIN et. al. , 2000) a Kehrwiller.

DUFRESNE et. al. (2009) použili software Fluent pro modelování separační účinnosti tří odlehčovacích komor. Výsledky simulací byly porovnány s experimentálně naměřenými daty na fyzikálních modelech odlehčovacích komor získané Kehrwillerem (*Etude comparative de l'efficacité des déversoirs d'orage, Rep. Prepared for Ecole Nationale du Génie de l'Eau et de l'Environnement de Strasbourg*, 1995). V práci byly použity částice o hustotě 1040 kg.m^{-3} a o čtyřech různých průměrech $10, 50, 100$ a $200 \mu\text{m}$.

Ve své diplomové práci použil WILHELMSSEN (2012) software Fluent pro modelování separační účinnosti reálné odlehčovací komory ve městě Aarhus v Dánsku. Znečišťující látky modeloval pomocí částic o průměru $100 \mu\text{m}$ až 5 mm a šesti různých hustotách: 1002 kg.m^{-3} , 1170 kg.m^{-3} , 1400 kg.m^{-3} , 1720 kg.m^{-3} , 2000 kg.m^{-3} a 2650 kg.m^{-3} .

Použití metody CFD pro optimalizaci tvarového řešení odlehčovací komory ve městě

Edmonton v Kanadě uvádí CHEN et. al. (2013). Varianty byly posuzovány jak z hydraulického hlediska tak i z hlediska separace znečišťujících látek. Pro reprezentaci znečišťujících látek byly použity částice o průměru 100 μm a hustotě 1550 $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$.

Matematické modelování lze využít i pro optimalizaci umístění měřících senzorů v odlehčovacích komorách (LIPEME KOUYI et. al., 2011). V článku je popsáno použití softwaru Fluent pro simulaci proudění ve dvou propojených odlehčovacích komorách. Na základě provedených výpočtů pro různé hodnoty průtoků je doporučena lokace pro umístění senzoru pro měření hloubky vody v odlehčovací komoře, aby z naměřené hloubky bylo možné jednoznačně určit hodnotu průtoku.

Z výčtu článků je patrné, že 3D modelování je často používáno pro lepší porozumění hydraulického chování odlehčovacích komor i jejich separační účinnosti. Ve většině případů nejsou údaje o separační účinnosti ověřeny fyzikálním modelem.

2.2.2 Současný stav poznání v České republice

HRABÁK et. al. (1999) použili software FLOW-3D pro modelování odlehčovací komory s bočním přepadem, která se nachází na ulici Evropská v Praze. Cílem bylo zjistit hydraulické chování odlehčovací komory a popsat jej pomocí empirické rovnice, která byla použita v 1D modelu stokové sítě v programu Mouse DHI.

Ve stejném roce byly publikovány dvě práce Pollerta ml. zabývající se využitím metody CFD v oblasti městského odvodnění: Computer Simulation of Flow in CSO "OK 3D Evropská" (1999) a Free surface modelling in sewer system (1999).

Kombinací 1D a 3D matematického modelování použil POLLERT et. al. (2003) při návrhu rekonstrukce odlehčovací komory. Výsledky zkalibrovaného 1D modelu stokové sítě (MOUSE DHI) byly použity jako okrajové podmínky 3D modelu (FLUENT). V programu FLUENT byla modelována separační účinnost. V článku byla navržena a použita metodika pro určení separační účinnosti odlehčovací komory pomocí modelování částic, které mají reprezentovat reálné znečišťující látky přítomné ve stokách. Jdná se o částice o průměru 0,001–1,0 mm a hustotě 1300–2600 $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$.

Matematické a fyzikální modelování bylo použito při návrhu trubní odlehčovací komory (POLLERT et. al., 2005) a (POLLERT et. al., 2008). Bylo provedeno srovnání rychlostního pole matematického modelu s rychlostním polem naměřeným UVP monitorem.

V příspěvku (BAREŠ et. al., 2008) je metodou CFD řešena reálná odlehčovací komora OK 4F Trojská v Praze. Jedná se o odlehčovací komoru s bočním přepadem s vysokou přelivnou hranou, ve které z důvodu velkého spádu přívodního potrubí dochází za vyšších průtoků ke změně režimu proudění z bystrinného na říční a tím ke vzniku vodních skoku, která se v závislosti na přítoku do odlehčovací komory pohybuje podél přelivné hrany.

Kromě článků Pollerta ml. lze z českých prací obsahující využití CFD metody pro výpočet proudění v odlehčovací komoře uvést (TESAŘÍK et. al., 2003). Článek popisuje využití softwaru FLOW-3D pro výpočet hodnoty hraničního průtoku ve 2 reálných odlehčovacích komorách v Praze.

2.3 Odlehčovací komory

Odlehčovací komory patří k nejdůležitějším a současně k nejsložitějším objektům stokových sítí jak z hlediska hydraulického, tak i hydrologického a hygienického. Jejich hlavní úloha je však hydraulická – spočívá v rozdělení přítoku do odlehčovací komory na průtok pokračující

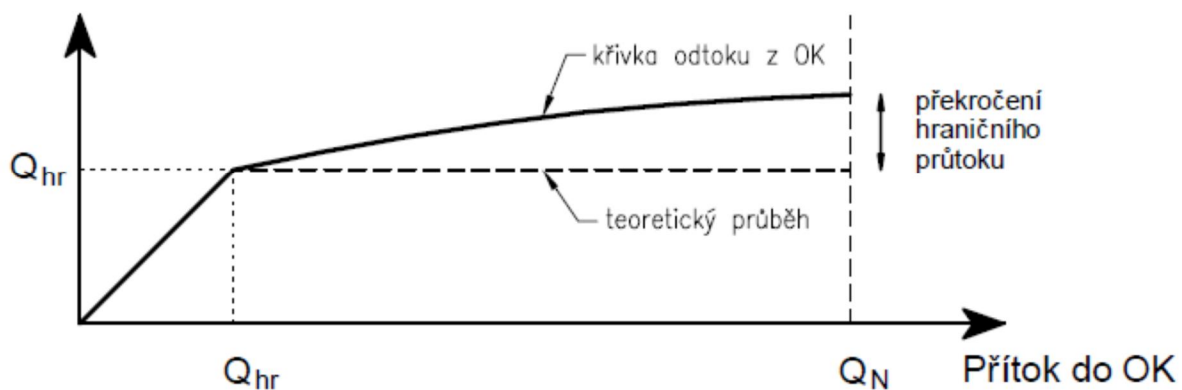
stokovou sítí směrem na čistírnu odpadních vod a průtok, který je z odlehčovací komory zaústěn do recipientu (či dešťové nádrže). U většiny odlehčovacích komor je rozdělení průtoků řešeno přelivnou hranou. Dosáhne-li hladina vody v odlehčovací komoře úrovně přelivné hrany, začne docházet k přepadu vody přes přeliv.

Odlehčovací komora tedy musí plnit následující 3 základní funkce (HAGER, 2010):

- za bezdeštných průtoků odvést veškerý průtok odpadních vod směrem na ČOV, přičemž v odlehčovací komoře by nemělo docházet k sedimentaci;
- převedení hraničního průtoku Q_{hr} na ČOV, aniž by došlo k přepadu vody do recipientu;
- při vyšších přítocích do odlehčovací komory zajistit odlehčení průtočného množství překračujícího hodnotu Q_{hr} a v odlehčovací komoře a přítokovém potrubí by nemělo docházet k sedimentaci .

Z hlediska hydraulického můžeme funkci odlehčovací komory popsat následující křivkou:

Odtok z OK

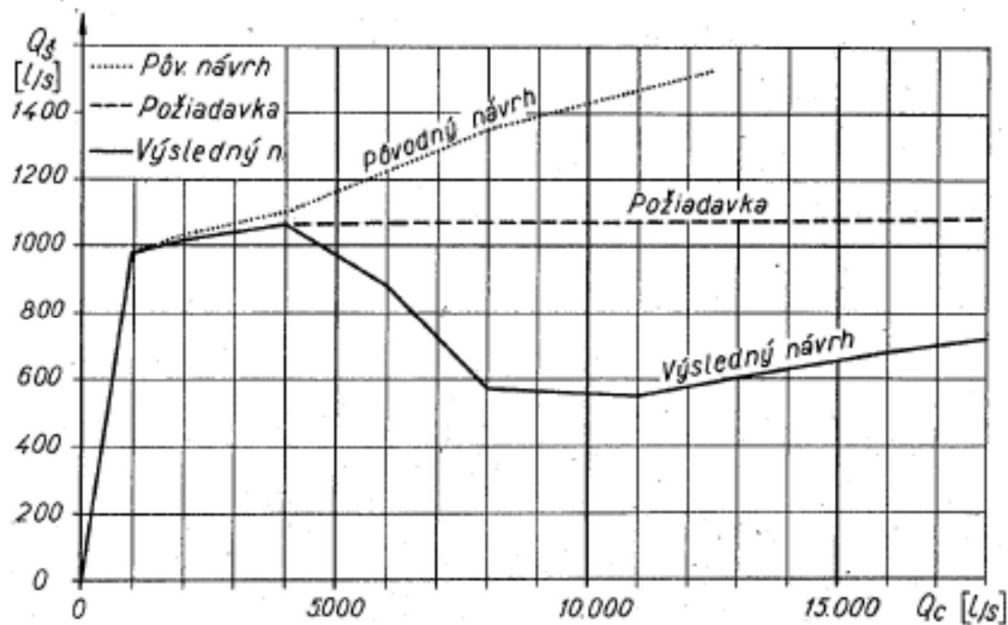


Obr. 2.2 Funkce odlehčovací komory (LIPEME KOUYI, 2004)

U odlehčovacích komor při vyšších přítocích většinou dochází k překročení hraničního průtoku. Dodržení hraničního odtoku by vyžadovalo samoregulační šoupě. Pro popis hydraulické funkce odlehčovací komory tedy potřebujeme znát:

- hraniční průtok Q_{hr} ;
- překročení hraničního průtoku při návrhovém přítoku Q_N do odlehčovací komory.

U některých odlehčovacích komor může dojít ke kolísání odtoku z odlehčovací komory s rostoucím přítokem (viz. Obr. 2.3).



Obr. 2.3 Závislost odtoku z odlehčovací komory Q_s v závislosti na přítoku do odlehčovací komory Q_c (LACO, 1968)

2.3.1 Základní typy odlehčovacích komor

V rámci historického vývoje městského odvodnění bylo navrženo nepřeborné množství typů odlehčovacích komor (BAREŠ, 2010), které je možné třídit z různých hledisek. Zde uvedené rozdělení je převzato z (HLAVÍNEK et. al., 2001).

Podle použitého hydraulického principu oddělení odlehčených vod lze odlehčovací komory rozřadit následovně:

- odlehčovací komory bez regulace odtoku s přepadem;
- odlehčovací komory se škrťací tratí s přepadem;
- odlehčovací komory s přepadajícím paprskem (štěrbínové);
- odlehčovací komory s horizontální dělicí stěnou (etážové);
- ostatní odlehčovací komory (s násoskou, se stavitkem, trubní).

Nejčastěji bývá oddělení odlehčovaných vod v odlehčovacích komorách realizováno přepadem. Z hlediska stavebního odlehčovací komory s přepadem dále dělíme na:

- odlehčovací komory s přepadem přímým (čelním) a to:
 - kolmým;
 - šikmým;
 - obloukovým;
 - lomeným;
- odlehčovací komory s přepadem bočním a to:
 - jednostranným;
 - s přímou hranou;
 - se šikmou hranou;
 - v oblouku;
 - oboustranným.



Obr. 2.4 Odlehčovací komora s čelním přepadem – OK Orlovská (ČOV Heřmanice II) v Ostravě



Obr. 2.5 Odlehčovací komora s jednostranným bočním přepadem – OK A6 v Brně

2.3.2 Odlehčovací komory s bočním přepadem

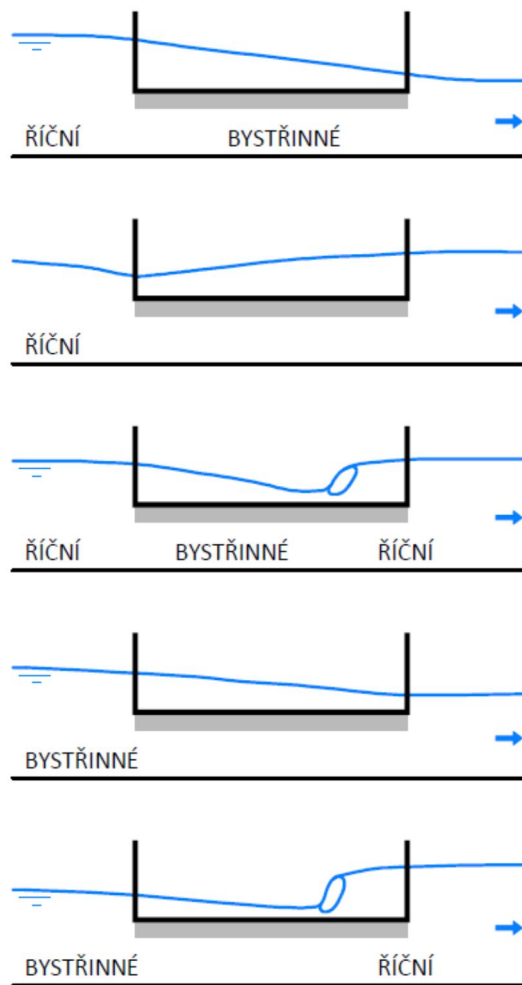
Nejčastějším typem odlehčovacích komor na stokových sítích jsou odlehčovací komory

s bočním přepadem. Odlehčovací komory s bočním přepadem můžeme klasifikovat podle výšky přelivné hrany vyjádřené jako násobek dimenze přítokového potrubí. HAGER (2010) udává následující rozdělení:

- odlehčovací komory s vysokou přelivnou hranou (výška přelivné hrany se pohybuje v rozmezí 0,5 až 0,8 násobku výšky přítokového potrubí do odlehčovací komory);
- odlehčovací komory s nízkou přelivnou hranou.

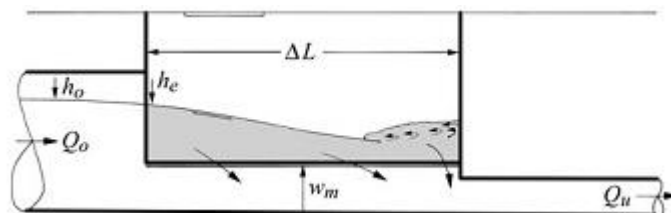
Stanovení délky přelivné hrany odlehčovací komory s bočním přepadem je velmi obtížné vzhledem ke spolehlivosti výpočtu přepadajícího průtoku. Podél bočního přelivu vzniká složité prostorové proudění. Tento jev je podstatně ovlivněn charakterem proudění v přítokovém potrubí a probíhá jinak při proudění říčním než při proudění bystřinném. Hlavní tok i přepad se vzájemně ovlivňují ve své energetické bilanci. Je jasné, že hloubka podél přelivu bude kolísat a že přepadající průtok nemůže být vypočítán jednoduchou rovnicí ve tvaru používaném pro přeliv kolmý. O výpočet bočního přepadu se v minulosti pokoušela řada autorů. Jejich výsledky, založené především na empirických vztazích, se liší a značně se také rozcházejí se skutečností. V praxi oblíbený a také velmi často používaný vztah podle Lutze dává jen přibližné a orientační výsledky (HYDROPROJEKT PRAHA, 1977). Nepříměřenost používaných empirických vztahů vedla k vytvoření teoretických předpokladů (De Marchi), ve kterých byly použity hybnostní a energetické úvahy k odvození rovnic pro nerovnoměrné proudění s klesajícím průtokem, které charakterizuje přepad přes boční přeliv. Dobrá shoda byla nalezena pro říční proudění, ale některé rozpory existují u bystřinného proudění. De Marchi předpokládá prismatické přímé koryto a čára pohybové energie je v celé délce přepadu rovnoběžná se dnem koryta ($H = \text{konst.}$). Další zpřesnění provedl Kunštátský tým, že do výpočtu zavedl kromě průtokové ztráty třením také ztrátu způsobenou šikmým proudem na přepadové koruně. Čára energie podél přepadové hrany vykazuje změny a není tedy rovnoběžná se dnem jak předpokládal de Marchi (HYDROPROJEKT PRAHA, 1977).

Výpočet bočního přepadu činí obtížným skutečnost, že přelivná výška není konstantní po délce bočního přelivu. Průběh hladiny podél přelivné hrany bočního přelivu závisí na režimu proudění před a za přelivnou hranou a pro různé kombinace režimů proudění lze pozorovat různé tvary průběhu hladiny (viz. Obr. 2.6).



Obr. 2.6 Průběhy hladin podél přelivné hrany (BUTLER et. al., 2004)

Z vyobrazených průběhů hladin podél přelivné hrany na Obr. 2.6 je z hydraulického hlediska neoptimálnější kombinace říčního proudění na přítoku, odtoku i podél přelivné hrany. V tom případě je pro realizaci přepadu optimálně využita celá délka přelivné hrany a pro dosažení požadovaného přepadového množství je třeba nejkratší délka přelivné hrany (v porovnání s ostatními variantami průběhu hladiny podél přelivné hrany). Pro správnou funkci odlehčovací komory je tedy v první řadě nutné v přítokovém potrubí zajistit říční režim proudění. Tento požadavek zmiňuje směrnice (HYDROPROJEKT PRAHA, 1977) i HAGER (2010), který udává, že hodnota Froudova kritéria v přítokové stoce by měla splňovat podmínku $Fr < 0,75$. U odlehčovací komory s bočním přepadem s vysokou přelivnou hranou v tom případě nedojde ke změně režimu proudění. U odlehčovacích komor s bočním přepadem s nízkou přelivnou hranou však může podél přelivné hrany dojít k bystrinnému režimu proudění. Z důvodu relativně nízkých rychlostí proudění v odlehčovací komoře v okolí nátoky do škrťací trati pak může dojít ke vzniku vodního skoku podél přelivné hrany (HAGER, 2010) (viz. Obr. 2.7).



Obr. 2.7 Odlehčovací komora s nízkou přelivnou hranou a škrťací tratí (HAGER, 2010)

Vodní skok podél přelivné hrany činí návrh odlehčovací komory velmi složitým. Nejen to je důvodem, proč HAGER (2010) uvádí, že by hlavním typem odlehčovacích komor na stokových sítích měly být odlehčovací komory s bočním přepadem s vysokou hranou a škrťací tratí, a to pro jejich výhody, mezi které patří:

- malé překročení hraničního průtoku za maximálního přítoku do odlehčovací komory;
- vysoká přelivná hrana může za povodňových stavů v recipientu ochránit stokovou síť před říční vodou;
- využití retenční kapacity stokové sítě nad odlehčovací komorou.

Nevýhody jsou následující (HAGER, 2010):

- riziko zatopení vedlejších stok v dosahu zpětného vzduť způsobeného vysokou hranou v odlehčovací komoře;
- možnost sedimentace v odlehčovací komoře z důvodu nízkých rychlostí proudění.

2.3.3 Interakce odlehčovacích komor s recipienty

Odlehčovací komory představují místo přímého propojení stokové sítě a recipientu. Při přepadu vody z odlehčovací komory jsou recipienty zatěžovány nejen po stránce hydraulické, ale i po stránce látkového znečištění. Znečištění může být např. ve formě rozpuštěných i nerozpuštěných organických a anorganických látek, patogenních mikroorganismů. V případech z odlehčovacích komor se kromě standardního znečištění z vod splaškových vyskytují další specifické polutanty, které se v bezdeštném odtoku běžně nevyskytují, jako např. těžké kovy, polyaromatické uhlovodíky (BAREŠ, 2010). Mimo uvedeného znečištění jsou přepady z odlehčovacích komor též zdrojem estetického narušení recipientů, které je způsobeno plovoucími a vzlínávacími látkami přítomnými v odpadní vodě. Nejčastější se jedná o toaletní papír, různé látky či hadry, kondomy, dámské vložky, tampóny a mnohé další látky a předměty (BALIHAR, 2010).

Snížení vnosu nerozpuštěných látek do recipientu lze dosáhnout hydraulicky vhodným tvarovým řešením objektu odlehčovací komory, kdy v objektu odlehčovací komory nedochází k intenzivnímu promíchávání vody, a směrovým vedením přítokového potrubí, kdy je přítokové potrubí v délce alespoň desetinásobku dimenze potrubí v přímém směru bez bočních přítoků.

Plovoucí látky způsobují především estetické narušení recipientů. Ke snížení estetického narušení recipientů lze použít následující technická opatření (ČESKÁ VĚDECKOTECHNICKÁ VODOHOSPODÁŘSKÁ SPOLEČNOST, 2010):

- česle a síta v odlehčovacích komorách;
- norné stěny v odlehčovacích komorách;
- průtočné nádrže na odlehčení z odlehčovací komory;
- vírové separátory místo ostatních typů odlehčovacích komor.

Z uvedených technických opatření se normé stěny obecně vyznačují nejnižšími investičními a provozními náklady i náklady na údržbu. V porovnání s česlemi a sítě budou mít normé stěny pravděpodobně nižší účinnost zachycení plovoucích látek, neboť může dojít ke strhávání plovoucích látek proudící vodou pod normou stěnu, obzvláště plovoucích látek, které jsou relativně blízko rovnovážnému stavu mezi vztlakovou a gravitační silou (USEPA, 1995).



Obr. 2.8 Plovoucí látky v odlehčovací komoře OK 1A v Bratislavě

2.3.4 Účinnost odlehčovacích komor

Účinnost odlehčovací komory lze vyjádřit pomocí různých charakteristik. Podle (BUTLER et al., 2004) lze účinnost odlehčovací komory vyjádřit pomocí:

- objemového podílu dešťových vod zadrženém ve stokovém systému během dešťové epizody;
- podílu látkového znečištění zadrženém ve stokovém systému v průběhu dešťové epizody;
- faktoru čištění.

Hydraulickou účinnost odlehčovací komory lze vyjádřit pomocí objemového podílu dešťových vod zadrženém ve stokovém systému během dešťové epizody (URCIKÁN et. al., 2008):

$$\text{objemový podíl dešťových vod} = \frac{\text{celkový objem přítoku do OK} - \text{celkový objem přepadu z OK}}{\text{celkový objem přítoku do OK}}$$

Z hlediska látkového znečištění můžeme účinnost odlehčovací komory vyjádřit pomocí podílu látkového znečištění zadrženém ve stokovém systému v průběhu dešťové epizody, kdy celková účinnost je definována výrazem (URCIKÁN et. al., 2008):

$$\text{celková účinnost} = \frac{\text{látkové znečištění přiteklé do OK} - \text{látkové znečištění přepadlé z OK}}{\text{látkové znečištění přiteklé do OK}}$$

Faktor čištění je vyjádřen jako podíl celkové účinnosti a objemového podílu dešťových vod (URCIKÁN et. al., 2008):

$$\text{faktor čištění} = \frac{\text{celková účinnost}}{\text{objemový podíl dešťových vod}}$$

Podle hodnoty faktoru čištění lze vyhodnotit odlehčovací komoru z hlediska separace znečišťujících látek jako:

- vyhovující, je-li hodnota faktoru čištění $\geq 1,0$;
- nevhovující, je-li hodnota faktoru čištění $< 1,0$.

2.4 Základní rovnice mechaniky tekutin

Abychom mohli pro analýzu proudění vody v odlehčovacích komorách využít výpočetní techniky, potřebujeme nejprve formulovat matematický popis proudící tekutiny. Studium pohybu tekutin spadá pod část mechaniky, která se nazývá mechanika tekutin. Mnohem podrobnější popis problematiky lze nalézt např. v publikacích (WHITE, 1999), (DOUGLAS et. al., 2005), (MUNSON et. al., 2013), (BRDIČKA et. al., 2005).

Pro popis proudění tekutiny potřebujeme určit stavové parametry proudící tekutiny, což jsou:

- tlak p [Pa];
- rychlost v [m/s];
- hustota ρ [kg/m³];
- teplota T [K].

K určení uvedených stavových parametrů musíme mít stejný počet rovnic jako je stavových parametrů, potřebujeme tedy 4 rovnice, které musíme řešit jako soustavu rovnic.

Nejprve zde ale uvedeme některé ze základních fyzikálních vlastností tekutin a možné přístupy k popisu pohybu tekutin.

2.4.1 Základní fyzikální vlastnosti tekutin

Fyzikální vlastnosti tekutiny můžeme charakterizovat různými veličinami. V následující části uvedeme ty veličiny, které mají obvykle v inženýrské praxi při řešení úloh proudění tekutin nejvyšší význam.

Hustota

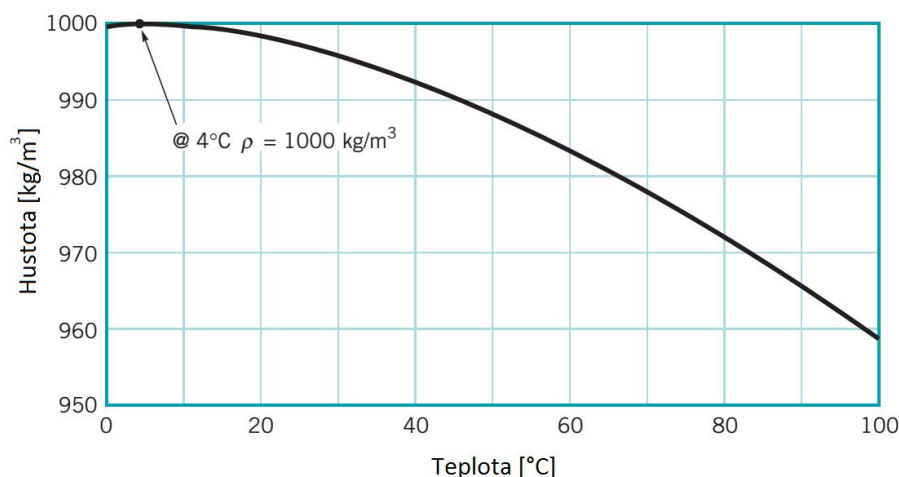
Hustota tekutiny (měrná hmotnost) je definována jako hmotnost tekutiny vztažená na

jednotku objemu, a lze ji vyjádřit vztahem (LINHART, 2009):

$$\rho = \frac{dm}{dV} \quad (1)$$

kde m je hmotnost tekutiny a V objem tekutiny.

Hustota plynů je velmi závislá na tlaku a teplotě. U kapalin naopak změna tlaku nebo teploty má obvykle jen nepatrný vliv na hustotu. Na Obr. 2.9 je graficky znázorněn vliv teploty na hustotu vody (při normálním atmosférickém tlaku) – z grafu je patrná relativně malá změna hustoty vody v závislosti na teplotě. V praxi se často vliv teploty na hustotu vody zanedbává.



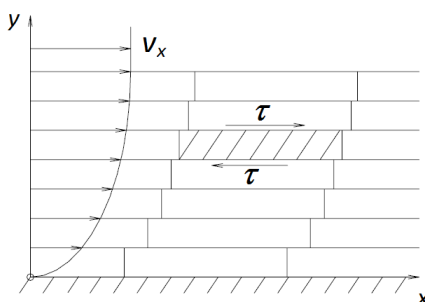
Obr. 2.9 Hustota vody v závislosti na teplotě (MUNSON et. al., 2013)

Viskozita

Nejdůležitější fyzikální vlastností tekutin (mimo rychlost, tlak, hustotu a teplotu) je viskozita. Na rozdíl od předchozích uvedených fyzikálních vlastností tekutin se viskozita tekutin se projeví pouze za pohybu tekutin. Při proudění reálných tekutin, kdy jsou její částice ve vzájemném relativním pohybu, dochází na styku dvou vrstev pohybujících se různou rychlostí ke tření a ke vzniku smykového napětí. Pomalejší vrstva je zrychlována a rychlejší zase naopak zbrzdována. Příčinou tohoto jevu je viskozita tekutiny. Newton v roce 1678 definoval smykové napětí vztahem (LINHART, 2009):

$$\tau = \mu \frac{\partial v_x}{\partial y} \quad (2)$$

kde μ je součinitel dynamické viskozity tekutiny a $\frac{\partial v_x}{\partial y}$ je gradient rychlosti.



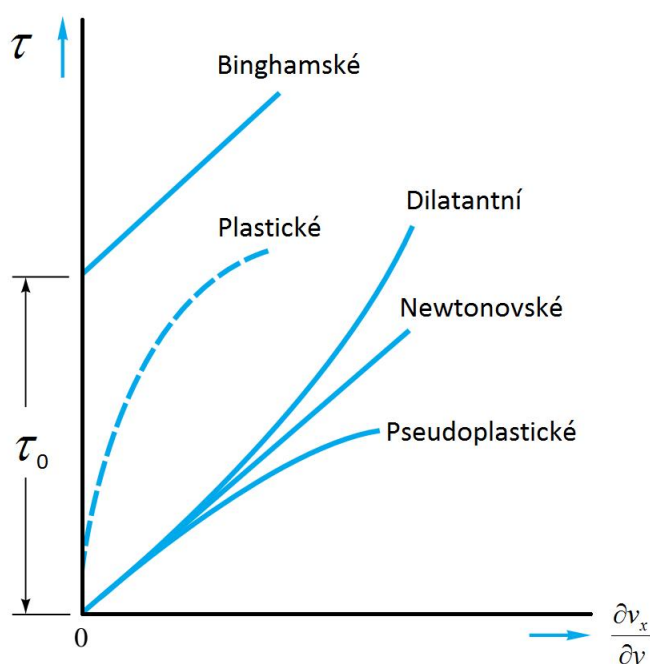
Obr. 2.10 Smykové napětí působící na vrstvu tekutiny (LINHART, 2009)

Tekutiny, u kterých můžeme smykové napětí vyjádřit podle vztahu (2), nazýváme Newtonovské tekutiny. Mezi Newtonovské tekutiny patří všechny běžné plyny (vzduch, vodní pára apod.) a kapaliny (voda, benzín atd.).

Smykové napětí pro všechny tekutiny lze obecně vyjádřit vztahem (LINHART, 2009):

$$\tau = \tau_0 + k \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} \right)^n \quad (3)$$

Pro Newtonovské tekutiny je $\tau_0 = 0$, $k = \mu$ a $n = 1$.



Obr. 2.11 Reologické vlastnosti tekutin (WHITE, 1999)

Newtonovské tekutiny může rozdělit do 4 kategorií (WHITE, 1999):

- Dilatantní tekutiny – jejich zdánlivá viskozita roste s rostoucím gradientem rychlosti.
- Pseudoplastické tekutiny – jejich zdánlivá viskozita se s rostoucím gradientem rychlosti zmenšuje.
- Plastické tekutiny – jsou nazývány tekutiny, u nichž se velmi výrazně zmenšuje viskozita s rostoucím gradientem rychlosti.
- Binghamské tekutiny – tekutiny s plastickou složkou deformace, u kterých dochází k toku až po překročení určitého prahového smykového napětí.

Objemová stlačitelnost

Objemová stlačitelnost je vlastnost tekutin a těles zmenšovat svůj objem při zvyšování tlaku. Stlačitelnost se vyjadřuje součinitelem objemové stlačitelnosti, který vyjadřuje o kolik se zmenší jednotka objemu kapaliny při zvětšení tlaku o $\Delta p = 1$ Pa a při konstantní teplotě (BOOR et. al., 1968):

$$\chi = \frac{1}{V} \frac{dV}{dp} \quad (4)$$

Převrácená hodnota součinitele objemové roztlačnosti je modul objemové pružnosti K :

$$K = \frac{1}{\chi} \quad (5)$$

Kapaliny mají hodnotu součinitele objemové stlačitelnosti velmi nízkou, u vody činí hodnota součinitele objemové stlačitelnosti $\chi = 5 \cdot 10^{-10} \text{m}^2/\text{N}$. V řadě praktických úloh se voda považuje za nestlačitelnou tekutinu.

Teplotní roztažnost

Teplotní roztažnost tekutin charakterizuje změnu objemu a hustoty tekutin vlivem změny teploty. Součinitel objemové roztažnosti je definován jako změna objemu vyvolané změnou teploty o $\Delta T = 1^\circ\text{K}$ za předpokladu konstantního tlaku a lze jej vyjádřit vztahem (JANDORA, 2008):

$$\beta = \frac{1}{V_0} \frac{dV}{dT} \quad (6)$$

2.4.2 Přístupy k popisu proudící tekutiny

Tekutina, stejně jako každá reálná látka, je složena z molekul a atomů. Hustota molekul a atomů je z antropomorfního hlediska natolik vysoká, že lze k jejich popisu na makroskopické úrovni použít fyzikální model kontinua. Model kontinua nám umožňuje použít spojité funkce k matematickému popisu fyzikálních veličin tekutin.

Pohyb částic kontinua může být popsán Lagrangeovým nebo Eulerovým přístupem. Lagrangeův přístup bývá obvykle používán pro tuhá tělesa a Eulerův přístup k popisu pohybu tekutin. Při popisu proudící tekutiny Lagrangeovým přístupem vyšetřujeme pohyb tekutiny z hlediska individuálních částic. Při popisu proudící tekutiny za využití Eulerova přístupu zkoumáme pole kinematických veličin (URUBA, 2009).

Lagrangeův přístup

Při použití Lagrangeova přístupu popisujeme polohu a fyzikální vlastnosti částic tekutiny pomocí referenčních souřadnic, popisujeme tedy individuální částici proudící tekutiny. Její poloha v čase t_0 je obecně určena křivočarými souřadnicemi a, b, c . Vektor polohy částice je funkce prostorových souřadnic a času a polohu částice v následujících časových okamžicích můžeme popsat rovnicí (ŠEMBERA, 2004):

$$x_i = x_i(a, b, c, t) \quad (7)$$

kde x_i a t je čas.

Vzhledem ke skutečnosti, že pro určitou částici jsou její prostorové souřadnice konstantní, lze rychlost a zrychlení částice vyjádřit jednoduše derivací podle času (ŠEMBERA, 2004):

$$v_i = \frac{\partial x_i}{\partial t} \quad (8)$$

$$a_i = \frac{\partial v_i}{\partial t} = \frac{\partial^2 x_i}{\partial t^2} \quad (9)$$

Přestože Lagrangeův přístup pro popis proudící částice tekutiny vypadá jednoduše, bývá pro praktické úlohy proudění tekutin využíván spíše ve speciálních případech nežli obecně (ŠEMBERA, 2004).

Eulerův přístup

Při aplikaci Eulerova přístupu popisujeme stav proudící tekutiny v pevně daném bodě v prostoru, nesledujeme konkrétní částici. Sledujeme tedy, jak do pevně zvoleného bodu připlouvají a zase odplouvají částice tekutiny. Stav částice tekutiny ve sledovaném bodě je charakterizován rychlostí částice. Rychlost je funkcí prostoru a času (ŠEMBERA, 2004):

$$v_i = v_i(x, y, z, t) \quad (10)$$

Zrychlení částice je definováno vztahem (ŠEMBERA, 2004):

$$a_i = \frac{Dv_i}{Dt} = \frac{\partial v_i}{\partial t} + v_j \frac{\partial v_i}{\partial x_j} \quad (11)$$

První člen na pravé straně rovnice (11) $\frac{\partial v_i}{\partial t}$ představuje lokální derivaci, druhý člen na pravé straně rovnice (11) $v_j \frac{\partial v_i}{\partial x_j}$ je konvektivní derivace. Podobné vztahy platí pro totální derivaci obecné skalární i vektorové veličiny.

Eulerův a Lagrangeův přístup k popisu pohybu částic tekutiny je různý. Stejně tak se liší geometrické křivky, které se používají pro znázornění pohybu tekutiny.

Lagrangeův přístup umožňuje snadný popis trajektorie (dráhy) částice, což je křivka, po které se pohybuje určitá částice tekutiny.

S Eulerovým přístupem se pro znázornění pohybu tekutiny používají proudnice (proudové čáry). Proudnice je křivka, ke které jsou vektory rychlosti tekutiny v určeném časovém okamžiku tečné.

Jedná se tedy o rozdílné sady křivek. Proudnice poskytují obraz proudění v určitém časovém okamžiku v celém sledovaném objemu tekutiny. Trajektorie zase popisuje pohyb zkoumané částice ve sledovaném časovém intervalu. V případě stacionárního proudění, které se v čase nemění a lokální zrychlení pole rychlostí je nulové, budou částice tekutiny proudit po proudnicích a proudnice splynou s trajektoriemi.

2.4.3 Rovnice pohybu tekutin

U vazké stlačitelné proudící tekutiny je její okamžitý stav jednoznačně definován složkami vektoru rychlosti v a základními termodynamickými veličinami (tlakem p , hustotou ρ a teplotou T). Proudění vazké stlačitelné tekutiny je obecně popsáno základními zákony zachování:

- zákon zachování hmotnosti (Rovnice kontinuity);
- zákon zachování hybnosti (Newtonův druhý pohybový zákon);
- zákon zachování energie (První zákon termodynamiky).

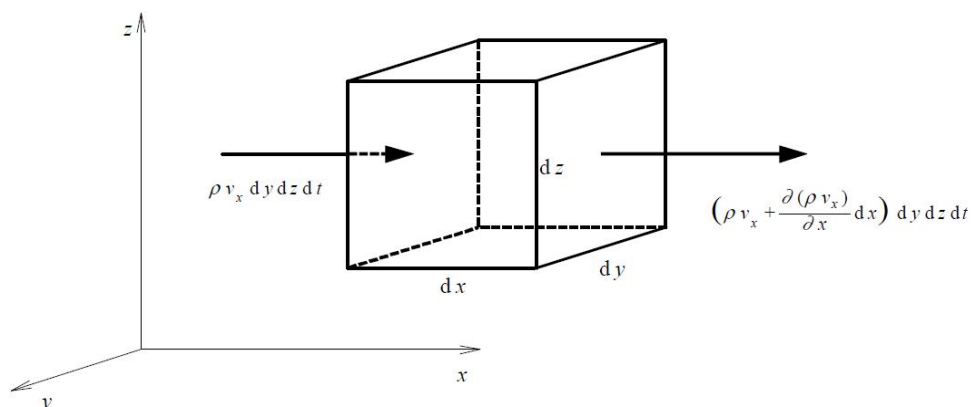
Uvedené zákony doplněné dalšími tzv. konstitučními vztahy definují termodynamické vlastnosti proudící tekutiny.

Rovnice kontinuity

Rovnice kontinuity proudění je diskrétním vyjádřením zákona zachování hmotnosti proudící kapaliny. Zákon zachování hmotnosti lze formulovat následovně: *hmotnost libovolného kontrolního objemu tekutiny, obsahujícího stále stejné částice je konstantní.*

Ze zákona zachování hmotnosti proudící kapaliny plyne, že rozdíl mezi hmotnostmi kapaliny vtékající do infinitesimálního elementu a z elementu vytékající za časový interval dt se musí

rovnat časové změně hmotnosti kapaliny v tomto elementu obsažené.



Obr. 2.12 Spojitost proudu v elementárním hranolu (JANDORA, 2008)

Rovnici kontinuity pro stlačitelnou tekutinu můžeme s využitím Einsteinovy sumační konvence zapsat ve tvaru:

$$\frac{\partial(\rho v_i)}{\partial x_i} + \frac{\partial \rho}{\partial t} = 0 \quad (12)$$

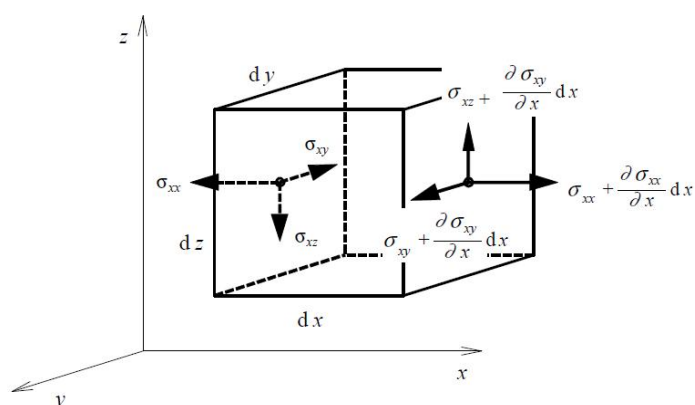
kde ρ je hustota, v_i je složka vektoru rychlosti v a x_i prostorové souřadnice.

V případě nestlačitelné kapaliny přejde rovnice (12) na tvar:

$$\frac{\partial v_i}{\partial x_i} = 0 \quad (13)$$

Pohybová rovnice

Pohybová rovnice je odvozena s využitím zákon zachování hybnosti, který můžeme slovně formulovat následovně: *změna hybnosti libovolného kontrolního objemu tekutiny se rovná součtu objemových a plošných sil na tento objem působících.*



Obr. 2.13 Složky napětí působící na stěny rovnoběžné s rovinou yz (JANDORA, 2008)

Aplikujeme-li druhý Newtonův pohybový zákon na tekutinu procházející infinitezimálním kontrolním objemem, obdržíme následující rovnici (ŘÍHA, 1997):

$$\rho \frac{\partial v_i}{\partial t} + \rho v_j \frac{\partial v_i}{\partial x_j} = \rho f_i + \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \quad (14)$$

Vektory v_i a x_i jsou rychlost a poloha, t je čas, ρ je hustota, f_i je složka vektoru objemového zatížení f vztáženého na jednotku hmotnosti a σ_{ij} je tenzor napětí.

Navier-Stokesova rovnice

V rovnici (14) se vyskytuje člen σ_{ij} značící tenzor napětí. Tenzor třecích napětí je pro Newtonovskou stlačitelnou tekutinu definován vztahem (JANDORA, 2008):

$$\sigma_{ij} = -p\delta_{ij} + \lambda(\rho, T)\varepsilon_v\delta_{ij} + 2\mu(\rho, T)\varepsilon_{ij} \quad (15)$$

kde p je tlak, δ_{ij} Kroneckerovo delta, $\lambda(\rho, T)$ součinitel rychlosti objemového přetvoření, ε_v rychlost objemového přetvoření, $\mu(\rho, T)$ součinitel dynamické viskozity a ε_{ij} tenzor rychlosti přetvoření.

Rychlost objemového přetvoření můžeme vyjádřit vztahem (JANDORA, 2008):

$$\varepsilon_v = \frac{\partial v_i}{\partial x_i} \quad (16)$$

Pro součinitel rychlosti objemového přetvoření λ platí (JANDORA, 2008):

$$\lambda = -\frac{2}{3}\mu \quad (17)$$

Tenzor rychlosti přetvoření ε_{ij} lze vyjádřit rovnicí (JANDORA, 2008):

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad (18)$$

Zanedbáme-li vliv objemového přetvoření (objemově stálá tekutina) rovnice (15) nabude tvaru:

$$\sigma_{ij} = -p\delta_{ij} + 2\mu(\rho, T)\varepsilon_{ij} \quad (19)$$

Dosazením výrazu (15) za σ_{ij} do rovnice (14) obdržíme Navier-Stokesovu rovnici. Navier-Stokesova rovnice je nejobecnější rovnice pro popis pohybu Newtonovské tekutiny (JANDORA, 2008):

$$\rho \frac{\partial v_i}{\partial t} + \rho v_j \frac{\partial v_i}{\partial x_j} = \rho f_i - \frac{\partial p}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \frac{\partial(\mu\varepsilon_v)}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \right] \quad (20)$$

kde v_i a x_i jsou rychlost a poloha, t je čas, ρ je hustota, f_i je složka vektoru objemového zatížení f vztáženého na jednotku hmotnosti, μ je součinitel dynamické viskozity a ε_v rychlost objemového přetvoření.

Pro nestlačitelnou tekutinu s konstantní viskozitou Navier-Stokesova rovnice nabude tvaru (ŘÍHA, 1997):

$$\rho \frac{\partial v_i}{\partial t} + \rho v_j \frac{\partial v_i}{\partial x_j} = \rho f_i - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \mu \frac{\partial^2 v_i}{\partial x_j^2} \quad (21)$$

Energetická rovnice

Tato rovnice vychází z první věty termodynamiky. Ta říká, že energie může být

transformována, ale nemůže být vytvořena či zničena. Pro tekutinu můžeme energetickou rovnici zapsat pomocí vnitřní energie e ve tvaru (JANDORA, 2008):

$$\rho \frac{De}{Dt} = -\frac{\partial q_i}{\partial x_i} + F\rho - p\varepsilon_v - \frac{2}{3}\mu\varepsilon_v^2 + 2\mu\varepsilon_{ij}^2 \quad (22)$$

nebo pomocí entalpie h ve tvaru (Fletcher 1996):

$$\rho \frac{Dh}{Dt} - \frac{Dp}{Dt} = -\frac{\partial q_i}{\partial x_i} + F\rho - \frac{2}{3}\mu\varepsilon_v^2 + 2\mu\varepsilon_{ij}^2 \quad (23)$$

kde e je vnitřní energie, h entalpie, q_i tepelný tok a F zdroj tepla vztážený na jednotku hmotnosti. Entalpie je definována vztahem (FLETCHER, 1991):

$$h = e + \frac{p}{\rho} \quad (24)$$

Teplotní tok q můžeme vyjádřit pomocí Fourierova zákona (JANDORA, 2008):

$$q_i = -\lambda_{ij}^T \frac{\partial T}{\partial x_i} \quad (25)$$

kde λ_{ij}^T je tenzor tepelné vodivosti a T značí teplotu.

Pro nestlačitelnou tekutinu ($\varepsilon_v = 0$) nabude rovnice (22) tvaru (JANDORA, 2008):

$$\rho \frac{De}{Dt} = -\frac{\partial q_i}{\partial x_i} + F\rho + 2\mu\varepsilon_{ij}^2 \quad (26)$$

Uzavření rovnic mechaniky tekutin

Proudění vazké stlačitelné Newtonovské tekutiny je popsáno následující soustavou rovnic:

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho v_i)}{\partial x_i} + \frac{\partial \rho}{\partial t} &= 0 \\ \rho \frac{\partial v_i}{\partial t} + \rho v_j \frac{\partial v_i}{\partial x_j} &= \rho f_i - \frac{\partial p}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \frac{\partial(\mu \varepsilon_v)}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \right] \\ \rho \frac{De}{Dt} &= -\frac{\partial q_i}{\partial x_i} + F\rho - p\varepsilon_v - \frac{2}{3}\mu\varepsilon_v^2 + 2\mu\varepsilon_{ij}^2 \end{aligned} \quad (27)$$

Soustava rovnic (27) obsahuje celkem 5 neznámých:

- hustotu ρ ;
- rychlost v_i ;
- tlak p ;
- vnitřní energii e ;
- teplotu T (vyjádřením teplotního toku q_i pomocí Fourierova zákona).

Potřebujeme tedy ještě 2 rovnice, aby soustava rovnic (27) byla řešitelná. Doplněním o stavovou rovnici ideálního plynu a vyjádřením vnitřní energie pomocí měrné tepelné kapacity (je-li to možné) obdržíme uzavřený systém rovnic pro řešení vazké stlačitelné Newtonovské tekutiny.

$$\begin{aligned} \rho &= \frac{p}{RT} \\ de &= cdT \end{aligned} \quad (28)$$

kde R je univerzální plynová konstanta a c je měrná tepelná kapacita.

Při uvažování izotermického proudění nestlačitelné tekutiny o konstantní viskozitě získáme uzavřený systém rovnic při použití vztahů (13) a (21) (ŘÍHA, 1997):

$$\frac{\partial v_i}{\partial x_i} = 0$$

$$\rho \frac{\partial v_i}{\partial t} + \rho v_j \frac{\partial v_i}{\partial x_j} = \rho f_i - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \mu \frac{\partial^2 v_i}{\partial x_j^2} \quad (29)$$

Neznámými funkcemi jsou v případě proudění nestlačitelné kapaliny s konstantní viskozitou:

- tři složky vektoru rychlosti v_x, v_y, v_z ;
- tlak p .

2.5 Turbulence

Pohyb tekutin v přírodě i technických zařízeních je obecně nestacionární, třidimenzionální. Převážná většina pohybu tekutin je v turbulentním režimu proudění. Turbulence se vyskytuje ve všech tekutinách a při všech rychlostech proudění. Turbulentní proudění v tekutině nastane vždy, když setrvačné síly působící na tekutinu jsou dostatečně velké v porovnání se silami vazkosti. Poměr setrvačných sil a sil vazkosti vyjadřuje Reynoldsovo kritérium (JANDORA, 2008):

$$\text{Re} = \frac{\rho \tilde{V} \tilde{L}}{\mu} \quad (30)$$

$$\text{Re} = \frac{\text{síly setrvačnosti}}{\text{síly vazkosti}}$$

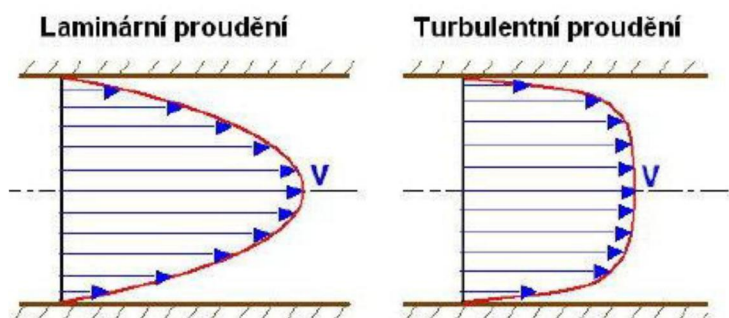
kde \tilde{V} je charakteristická rychlost a \tilde{L} je charakteristická délka.

Při proudění tekutiny v potrubí kruhového průřezu lze Reynoldsovo kritérium vyjádřit vztahem:

$$\text{Re} = \frac{\rho v D}{\mu} \quad (31)$$

kde v je střední profilová rychlost, D vnitřní průměr potrubí.

Při nízkých hodnotách Reynoldsova kritéria převládají síly vazkosti, proudění tekutiny je laminární. Převládají-li síly setrvačnosti, proudění je turbulentní. Oba druhy proudění se liší rychlostním profilem. U laminárního proudění v potrubí kruhového průřezu je rychlostní profil rotační paraboloid. U turbulentního proudění se rychlosti částic vyrovnávají intenzivním přemísťováním spojeným s výměnou kinetické energie. Rychlostní profil není parabolický, ale rychlost je v celé vnitřní části potrubí přibližně stejná, kromě tenké vrstvy u stěny potrubí, ve které je velký gradient rychlosti.

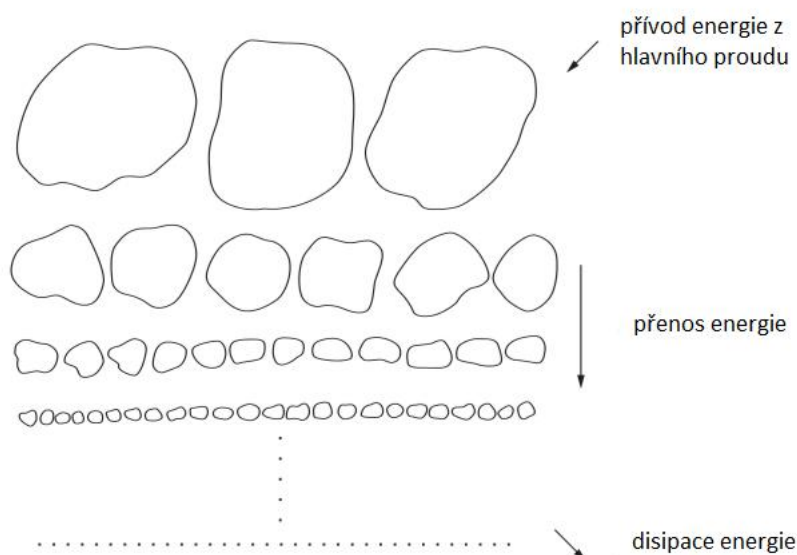


Obr. 2.14 Rychlostní profil v potrubí kruhového průřezu při laminárním a turbulentním režimu proudění (LINHART, 2009)

2.5.1 Základní vlastnosti turbulence

Dosud neexistuje definice turbulentního proudění, ale turbulentní proudění se vyznačuje několika charakteristickými vlastnostmi, mezi které patří (WILCOX, 1994), (URUBA, 2009), (BLEJCHAŘ, 2012):

1. Náhodnost: Turbulentní režim proudění se vyznačuje náhodným charakterem. Turbulentní proudění je nepředvídatelné v tom smyslu, že malé náhodné poruchy v daném počátečním čase jsou zesilovány do té míry, až se po určité době stává deterministická předpověď dalšího vývoje nemožná. Tato vlastnost turbulentního proudění vedla k využití statistických metod ve výzkumu turbulence.
2. Disipace: Turbulentní proudění je disipativní. To znamená, že kinetická energie je na úrovni malých vírů přeměněna v teplo. Malé víry odebírají kinetickou energii z větších vírů. Aby bylo turbulentní proudění zachováno, je nutno do systému přivádět energii z vnějšku. Největší víry odebírají energii z hlavního proudu. Proces přenosu energie z hlavního proudu přes menší a menší víry až na teplo se nazývá kaskádový přenos.



Obr. 2.15 Kaskáda turbulentních vírů (URUBA, 2009)

3. Difuzivita: Při turbulentním proudění dochází k nárůstu difúze. Promíchávání transportovaných skalárních veličin probíhá podstatně rychleji než při molekulární difúzi,

což má důležité praktické důsledky – turbulence je charakterizována zvýšeným míšením tekutiny. Zvýšená difúze při turbulentním režimu proudění má za následek též zvýšený odpor tekutiny proti pohybu.

4. Vířivost: Pro turbulentní proudění jsou charakteristické vysoké lokální hodnoty vířivosti, což souvisí s přítomností vírových struktur v turbulentním proudu.
5. **Třírozměrný** charakter: Turbulence je ve své podstatě trojrozměrná. Důvodem je, že mechanismy jako protahování a naklápění vírů nemohou nastat v dvourozměrném prostoru (ANDERSSON et. al., 2011).

2.5.2 Vznik turbulence

Ke vzniku turbulentního proudění dojde, pokud jsou setrvačné síly působící na tekutinu dostatečně velké v porovnání se silami vazkosti, tzn. hodnota Reynoldsova kritéria přesáhne určitou kritickou hodnotu. Pro potrubí kruhového průřezu je kritická hodnota Reynoldsova kritéria okolo 2000. Hodnota Reynoldsova kritéria okolo 2000 je též hranicí, kdy se původně turbulentní proudění vrátí zpět do laminárního stavu (URUBA, 2009). Při překročení kritické hodnoty Reynoldsova kritéria lze pozorovat tzv. přechodové proudění, kdy dochází ke střídání úseků laminárního a turbulentního proudění. Při zvyšování rychlosti se střídání (intermitence) obou druhů proudění mění: laminární úseky se zkracují, turbulentní prodlužují (LINHART, 2009).

Reynoldsovo kritérium nese jméno Osborna Reynoldse, který zkoumal stability proudění v potrubí kruhového průřezu při výtoku ze zásobníku. Reynolds zjistil, že při zvyšování rychlosti proudění v potrubí dojde ke změně režimu proudění z laminárního na turbulentní. K této změně zpravidla nedochází skokem, ale v určitém i když relativně malém intervalu Reynoldsova kritéria – v potrubí kruhového průřezu v intervalu přibližně od 2000 do 4000 (JANALÍK et. al., 2002). Laminární proudění v potrubí kruhového průřezu se může udržet i při vyšších hodnotách Reynoldsova kritéria. Reynoldsovi se při experimentu podařilo získat stabilní proudění pro hodnotu kolem 13000. Později byly publikovány experimenty, kdy bylo pozorováno laminární proudění trubici při hodnotách větších než 90000 (URUBA, 2009).

Pro proudění v potrubí kruhového průřezu tedy můžeme rozlišit 3 pásma na základě hodnoty Reynoldsova kritéria:

- $Re \leq 2320$: proudění může být jen laminární. Turbulentní režim, třeba uměle vybuzený, se nemůže trvale udržet. Třecí síly převládají nad setrvačnými. Hodnota $Re = 2320$ se též nazývá kritickou hodnotou Reynoldsova kritéria (LINHART, 2009).
- $2320 < Re \leq 10^5$: proudění může být laminární, přechodové nebo turbulentní. Záleží na podmínkách. Laminární proudění se může udržet do dost vysokých hodnot Reynoldsova kritéria, jestliže vstupní proud do trubice je uklidněný jemným sítem, vstupní hrdlo je pečlivě tvarované, stěny hladké, bez otřesů. V opačném případě může turbulentní proudění nastat těsně nad kritickou hodnotou Reynoldsova kritéria. Totéž platí o přechodovém proudění, které může pokrývat širší nebo docela úzké pásmo hodnot Reynoldsova kritéria (LINHART, 2009).
- $Re > 10^5$: proudění je zaručeně turbulentní s převládajícími setrvačnými silami nad silami třecími. To znamená, že molekulární vazkost lze zanedbat (LINHART, 2009).

2.6 CFD

Výpočetní dynamika tekutin (CFD (Computational Fluid Dynamics)) je metoda využívající počítačů k modelování proudění kapalin a plynů. Pomocí CFD lze modelovat jednofázové či

vícefázové proudění tekutin, proudění o volné hladině, přestup tepla, transport sedimentu, změny skupenství, chemické reakce a mnohé další procesy.

S rozvojem výpočetní techniky se metoda CFD stala dostupnou širokému spektru uživatelů. Komerční CFD software díky propracovanému grafickému rozhraní dovoluje uživateli pomocí několika kliknutí myši definovat, vypočítat a analyzovat spoustu úlohu proudění tekutin. Existuje zde ale nebezpečí – CFD model pro zadanou úlohu (téměř) vždy vypočítá výsledek – ten může, ale nemusí být správný. Nezkoušení uživatelé nemající povědomí o tom, jak CFD metoda funguje, však mohou výsledky považovat za správné bez toho, aniž by je kriticky analyzovali.

Pro úspěšné provedení simulace je důležité, aby měl řešitel potřebné znalosti o použitých numerických modelech a dokázal zvolit správné nastavení a parametry modelu pro konkrétní problém. Neméně důležitá je schopnost vytvoření kvalitní výpočetní sítě, která splňuje požadavky zvoleného modelu.

2.6.1 Mechanika tekutin a CFD

CFD je druhem numerického modelování používaným pro řešení úloh zahrnující proudění tekutin. Základem CFD je Navier-Stokesova rovnice. Tyto rovnice, které byly formulovány v 19. Století nezávisle dvojicí autorů – Navier (1821) a Stokes (1845) – a podle nichž jsou rovnice v literatuře označovány, popisují proudění viskózní tekutiny. Lze je aplikovat na široké spektrum úloh od proudění v potrubí, obtékání profilů křidel po využití v modelech pro předpovědi počasí. Vzhledem k charakteru Navier-Stokesovy rovnice lze získat analytické řešení pouze pro ty nejjednodušší úlohy proudění. Proto se pro řešení úloh popsanych Navier-Stokesovou rovnicí používají metody numerické matematiky. Spojitý problém je převeden na diskrétní: diferenciální rovnice je převedena na soustavu lineárních rovnic. Řešení soustavy lineárních rovnic vyžaduje použití iteračních metod, což činí numerické metody náročnými na výpočetní čas a výkon. To zapříčinilo, že praktické využití Navier-Stokesovy rovnice pro úlohy proudění tekutin bylo ještě v dobách nedávno minulých, kdy výkony počítačů dosahovaly zlomku výkonu těch dnešních, poněkud problematické.

Aby bylo možné řešit i složitější úlohy proudění, bylo nutné při řešení Navier-Stokesovy rovnice přijmout určité zjednodušující předpoklady. V mnoha studiích a pracích se zavedl předpoklad, že tekutina je nevazká a nevířivá. Tím se řešená úloha převedla na úlohu potenciálního proudění, které je popsáno Laplaceovou rovnicí. Úlohy potenciálního proudění mají snazší a mnohem rychlejší řešení než úlohy popsané Navier-Stokesovou rovnicí, jsou poměrně robustní a poskytují výsledky s postačující přesností pro řadu aplikací. Předpoklad, že proudění je nevazké a nevířivé je však až příliš zjednodušující. Znamená, že nelze modelovat ztráty způsobené viskozitou a neumožňuje řešení některých typů úloh proudění tekutin. CFD netrpí těmito omezeními a lze modelovat typy úloh, které pomocí potenciálního proudění modelovat nelze.

Jak už bylo uvedeno výše, největší nevýhodou CFD jsou nároky na výpočetní čas. V minulosti bylo ve většině případů rychlejší a levnější získat požadované výsledky pomocí fyzikálního modelování na zmenšených modelech. Pokrok, kterého bylo v posledních letech dosaženo na poli výpočetní techniky znamená, že se z CFD stal nástroj srovnatelný s fyzikálním modelováním. Ve srovnání s fyzikálním modelováním má CFD modelování následující výhody (HARWOOD et. al. , 2001):

- není potřeba laboratoře a laboratorního vybavení;
- tvarové řešení zkoumaného objektu lze upravit daleko rychleji v porovnání s fyzikálním

modelem;

- veličiny proudění (rychlost, tlak) jsou počítané v každé výpočetní buňce výpočtové oblasti, což může být obtížné získat na fyzikálním modelu.

2.6.2 Modelování turbulence

Izotermické proudění nestlačitelné vazké tekutiny lze matematicky popsat pomocí Navier-Stokesovy rovnice, jak bylo uvedeno v kapitole 2.4.

$$\begin{aligned} \frac{\partial v_i}{\partial x_i} &= 0 \\ \rho \frac{\partial v_i}{\partial t} + \rho v_j \frac{\partial v_i}{\partial x_j} &= \rho f_i - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \mu \frac{\partial^2 v_i}{\partial x_j^2} \end{aligned} \quad (29)$$

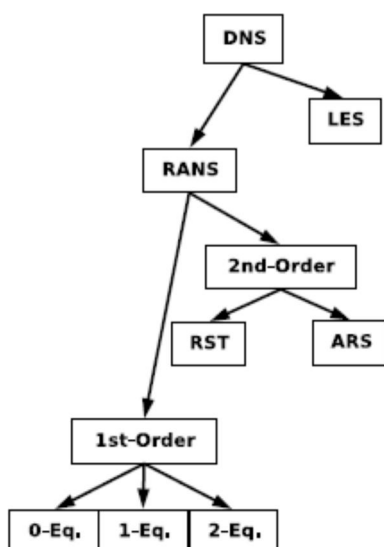
Neznámými funkcemi jsou v případě proudění nestlačitelné kapaliny s konstantní viskozitou:

- tři složky vektoru rychlosti v_x, v_y, v_z ;
- tlak p .

Navier-Stokesovu rovnici můžeme použít jak pro laminární tak turbulentní proudění tekutin. V přírodě i technických aplikacích převládá proudění turbulentní. Turbulentní proudění je vždy třírozměrné, chaotické, disipativní a má vírovou strukturu. Aby bylo možné zachytit v numerických simulacích i ty nejmenší vírové struktury, bylo by třeba mít velice jemnou síť a následně i malé časové kroky. Krok sítě musí být v tomto případě menší než je délkové Kolmogorovo měřítko. Výpočetní mřížka v 1 cm^3 tekutiny by v tom případě měla cca. 10^5 výpočetních buněk (LAUNDER et. al., 1972). Hardwarové nároky tohoto přístupu k řešení turbulentního proudění neumožňují jeho využití v technických aplikacích.

V minulosti byly vypracovány různé metody, pomocí kterých lze řešit turbulentní proudění. Doposud však nebyl vytvořen univerzálně platný model turbulence, naopak existuje celá řada modelů, které jsou vhodné pro určité typy úloh. Vzhledem ke složitosti turbulence jsou tyto modely založeny na empirických poznatcích (Blejchař 2012).

Metody modelování turbulence



Obr. 2.16 Metody modelování turbulence (KOPÁČEK, 2006)

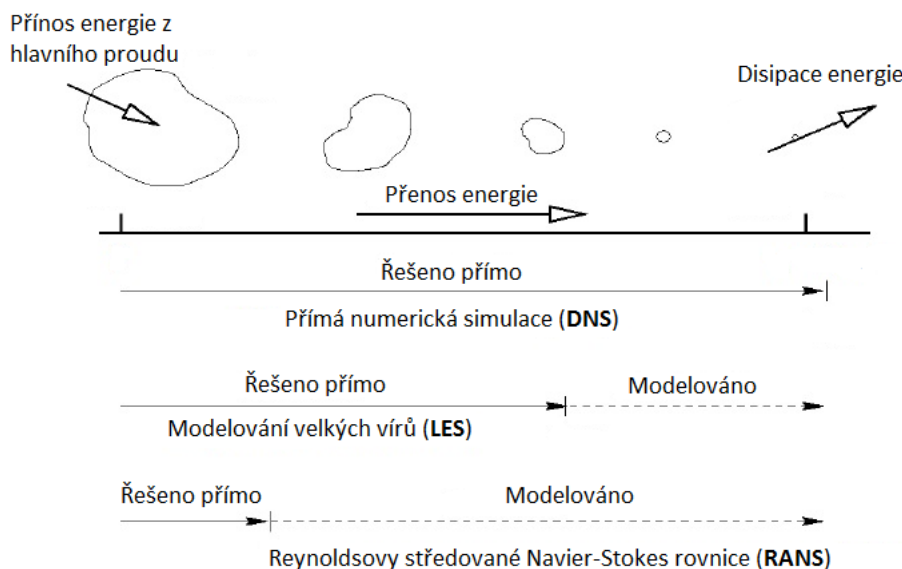
Přístupy k modelování turbulence můžeme rozdělit do 3 skupin:

- DNS;
- LES;
- RANS.

Metoda přímé numerické simulace (DNS-Direct Numerical Simulation) představuje modelování Navier-Stokesovy rovnice pomocí numerických metod. Prostorovou a časovou diskretizaci je nutné volit tak, aby bylo pokryto celé spektrum vírových struktur vyskytujících se v proudění (URUBA, 2009). Z důvodu vysokých hardwarových nároků (viz. výše) se metoda přímé numerické simulace používá jen velmi omezeně.

Metoda modelování velkých vírů (LES = Large Eddy Simulation) simulační technika založená na dekompozici proudového pole na vírové struktury o velkých a malých měřítkách (BLEJCHAŘ, 2006). Velké víry zodpovědné za přenos hybnosti a skalárů jsou modelovány přímo. Víry o malých měřítkách se málo podílejí na transportních procesech, jejich prostřednictvím dochází k disipaci kinetické turbulentní energie. K modelování disipace se používá filtrování Navier-Stokesových rovnic a pro modelování turbulentní viskozity se používá většinou jednoduchý model, např. Smagorinského nebo Spalart-Allmarasův jednorovnicový model (KOPÁČEK, 2006).

Většina inženýrských úloh turbulentního proudění je řešena pomocí modelů turbulence vycházejících z RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes) modelu, který je založen na Reynoldsově středování veličin turbulentního proudění a následující proceduře středování bilančních rovnic (KOZUBKOVÁ, 2008).



Obr. 2.17 Metody modelování turbulence (HOSSAIN, 2012)

RANS středované Navier- Stokes rovnice pro nestlačitelné proudění

Převážná většina praktických úloh v CFD využívá pro řešení turbulentního proudění RANS. Principem RANS je rozklad okamžité hodnoty veličiny popisující proudění na složku střední hodnoty a složku fluktuace. V případě modelování proudění nestlačitelné vazké tekutiny jsou neznámými veličinami popisujícími proudění tekutiny rychlost a tlak. Rozklad těchto veličin na složku střední hodnoty a na složku fluktuace můžeme matematicky formulovat následovně:

$$v_i = \bar{v}_i + v'_i \quad (32)$$

$$p = \bar{p} + p' \quad (33)$$

Pro zavedení střední hodnoty veličiny v modelech turbulence je nejvhodnější použít jeden ze tří přístupů založených na časové, prostorové či souborové integraci (Wilcox 1994):

- časová integrace: $\bar{f}_T(x_i) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{T} \int_t^{t+T} f(x_i, t) dt;$
- prostorová integrace: $\bar{f}_V(x_i) = \lim_{V \rightarrow \infty} \frac{1}{V} \iiint_V f(x_i, t) dV;$
- souborová integrace: $\bar{f}_N(x_i) = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N f_n(x_i, t).$

Metoda časového středování je nejvhodnější pro řešení praktických inženýrských úloh turbulentního proudění vzhledem ke skutečnosti, že turbulence má nehomogenní charakter (WILCOX, 1994).

Při počítání s veličinou rozepsanou jako součet střední složky hodnoty a složku fluktuace platí následující pravidla:

$$\overline{a'} = 0; \quad \overline{\bar{a}} = \bar{a}; \quad \overline{\bar{a} + a'} = \bar{a}; \quad \overline{\bar{a} \cdot b'} = 0; \quad \overline{a + b} = \bar{a} + \bar{b}; \quad \overline{a \cdot b} = \bar{a} \cdot \bar{b} + \overline{a' \cdot b'}; \quad \frac{\partial \bar{a}}{\partial x} = \frac{\partial \bar{a}}{\partial x}$$

kde $\overline{a' \cdot b'}$ je korelační moment flukтуаčních složek.

Dosazením (32) do rovnice kontinuity pro nestlačitelnou kapalinu a uplatněním výše uvedených pravidel obdržíme rovnici kontinuity ve tvaru:

$$\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (34)$$

Obdobně lze dosadit i do Navier-Stokesovy rovnice:

$$\bar{f}_i - \frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\mu}{\rho} \frac{\partial^2 \bar{v}_i}{\partial x_j^2} = \frac{\partial \bar{v}_i}{\partial t} + \bar{v}_j \frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{v'_i v'_j}}{\partial x_j} \quad (35)$$

Soustava rovnic a není uzavřená, neboť statistický přístup vnesl do Navier-Stokesových rovnic a rovnice kontinuity neznámé korelace mezi flukтуаčními složkami rychlostí $\overline{v'_i v'_j}$. Fyzikální podstatou těchto korelací je (po vynásobení hustotou kapaliny) přenos hybnosti flukтуаčním pohybem (ŘÍHA, 1997):

$$\tau_{ij}^t = -\rho \overline{v'_i v'_j} \quad (36)$$

Veličina $-\rho \overline{v'_i v'_j}$ je vlastně tenzor a bývá označována jako tenzor Reynoldsových turbulentních napětí. Tenzor Reynoldsových turbulentní napětí je symetrický (platí $\tau_{ij}^t = \tau_{ji}^t$) a má tedy 6 nezávislých neznámých složek. Výsledkem časového středování Navier-Stokesovy rovnice je dalších 6 neznámých. Spolu s neznámými středními hodnotami pro tři složky rychlost a tlak máme celkem 10 neznámých, které jsou popsány 4 rovnicemi (34) a (35). Z toho vyplývá že systém rovnic je nedostatečně určen a pro řešení je třeba doplnit jej o další rovnice.

Problém uzávěru

Dodatečné rovnice nutné pro uzavření systému rovnic se můžeme pokusit získat pomocí momentů Navier-Stokesovy rovnice (WILCOX, 1994). Pro nestlačitelnou kapalinu zavedeme tzv. Navier-Stokes operátor $N(v_i)$ ve tvaru (JANDORA, 2008):

$$N(v_i) = \rho \frac{\partial v_i}{\partial t} + \rho v_j \frac{\partial v_i}{\partial x_j} - \rho f_i + \frac{\partial p}{\partial x_i} - \mu \frac{\partial^2 v_i}{\partial x_j^2} \quad (37)$$

Jelikož se jedná o operátor, můžeme napsat (WILCOX, 1994):

$$N(v_i) = 0 \quad (38)$$

Pro získání rovnice pro tenzor Reynoldsových turbulentních napětí provedeme následující časové středování (WILCOX, 1994):

$$\overline{v'_i N(v_j) + v'_j N(v_i)} = 0 \quad (39)$$

Po nelehkých úpravách (podrobné rozepsání úprav lze nalézt v (WILCOX, 1994) a (JANDORA, 2008)) obdržíme rovnice pro tenzor Reynoldsových turbulentních napětí (WILCOX, 1994):

$$\begin{aligned} \frac{\partial \tau_{ij}^t}{\partial t} + \bar{v}_k \frac{\partial \tau_{ij}^t}{\partial x_k} = & -\tau_{ik}^t \frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_k} - \tau_{jk}^t \frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_k} + 2\mu \frac{\partial v'_i}{\partial x_k} \frac{\partial v'_j}{\partial x_k} + \\ & + \overline{v'_i \frac{\partial p'}{\partial x_j} + v'_j \frac{\partial p'}{\partial x_i}} + \frac{\partial}{\partial x_k} \left(\frac{\mu}{\rho} \frac{\partial \tau_{ij}^t}{\partial x_k} + \overline{(\rho v'_i v'_j v'_k)} \right) \end{aligned} \quad (40)$$

Získali jsme šest (vzhledem k symetričnosti tenzoru) nových rovnic, jednu pro každou nezávislou složku tenzoru Reynoldsových napětí. Současně jsme však také vytvořili 22 nových neznámých:

- $\overline{\rho v'_i v'_j v'_k}$... 10 neznámých;
- $2\mu \frac{\partial v'_i}{\partial x_k} \frac{\partial v'_j}{\partial x_k}$... 6 neznámých;
- $v'_i \frac{\partial p'}{\partial x_j} + v'_j \frac{\partial p'}{\partial x_i}$... 6 neznámých.

Uvedený postup je ukázkou tzv. problému uzávěru. Kvůli nelinearitě Navier-Stokesovy rovnice nám budou při tvoření vyšších momentů vznikat další neznámé. Řešením je neznámé korelace aproximovat vhodným modelem za použití známých veličin (WILCOX, 1994).

Boussinesqova hypotéza

Zejména jednodušší matematické modely turbulence využívají Boussinesqovu hypotézu pro výpočet tenzoru Reynoldsových turbulentních napětí (WILCOX, 1994). Boussinesqova hypotéza předpokládá, že turbulentní napětí jsou úměrná gradientu střední rychlosti (KOZUBKOVÁ et. al., 2003):

$$\tau_{ij}^t = -\overline{\rho v'_i v'_j} = \mu_t \left(\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \quad (41)$$

resp.:

$$-\overline{v'_i v'_j} = \frac{\mu_t}{\rho} \left(\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} k \delta_{ij} \quad (42)$$

kde μ_t je turbulentní viskozita (nezávisí na vlastnostech kapaliny jako dynamická viskozita, ale na charakteru proudění), δ_{ij} je Kroneckerovo delta, k je kinetická energie turbulence vztahovaná na jednotku hmotnosti definovaná vztahem (KOZUBKOVÁ et. al., 2003):

$$k = \frac{1}{2} (\overline{v'_i v'_j}) \quad (43)$$

S využitím Boussinesqovy hypotézy zapíšeme pohybovou rovnici (35) následovně (KOZUBKOVÁ et. al., 2003):

$$\bar{f}_i - \frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\mu}{\rho} \frac{\partial^2 \bar{v}_i}{\partial x_j^2} + \frac{\mu_t}{\rho} \frac{\partial^2 \bar{v}_i}{\partial x_j^2} = \frac{\partial \bar{v}_i}{\partial t} + \bar{v}_j \frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} \quad (44)$$

Problém uzavření Reynoldsových rovnic se tak zjednodušil na stanovení turbulentní viskozity μ_t . Turbulentní modely využívající Boussinesquovy hypotézy lze rozdělit do následujících skupin:

- nularovnicové (algebraické) modely;
- jednorovnicové modely;
- dvourovnicové modely.

V těchto modelech je pak turbulentní viskozita vyjádřena vztahem který obsahuje: nula, jednu a nebo dvě nové neznáme.

k- ϵ model turbulence

k- ϵ model je jedním z nejrozšířenějších modelů turbulentního proudění (WILCOX, 1994). k- ϵ model byl navržen v roce 1972 Launderem a Spaldingem. Jedná se o dvourovnicový model, který k vyjádření turbulentní viskozity využívá kinetickou turbulentní energii k a její disipaci ϵ . Turbulentní viskozita je definována vztahem (ŘÍHA, 1997):

$$\mu_t = \rho c_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \quad (45)$$

kde c_μ je empirická konstanta, jejíž obvyklá hodnota ve standardním k- ϵ modelu je 0,09 (LAUNDER et. al., 1972).

Abychom mohli vypočítat turbulentní viskozitu, musíme určit hodnoty kinetické turbulentní energie k a její disipaci ϵ . Ty získáme vyřešením transportních rovnic pro k a ϵ .

Transportní rovnici pro k lze zapsat ve tvaru (BATES et. al., 2005):

$$\rho \frac{\partial k}{\partial t} + \rho \bar{v}_i \frac{\partial k}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\frac{\mu + \mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right] + P - \rho \epsilon \quad (46)$$

Kde σ_k je empirická konstanta, jejíž obvyklá hodnota ve standardním k- ϵ modelu je 1,00 (LAUNDER et. al., 1972) a člen P představuje produkci turbulence, která je dána vztahem (BATES et. al., 2005):

$$P = (\mu + \mu_t) \left(\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_i} \quad (47)$$

Transportní rovnici pro ϵ můžeme zapsat ve tvaru (BATES et. al., 2005):

$$\rho \frac{\partial \epsilon}{\partial t} + \rho \bar{v}_i \frac{\partial \epsilon}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(\frac{\mu + \mu_t}{\rho \sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_i} \right] + c_{\epsilon 1} \frac{\epsilon}{k} P - c_{\epsilon 2} \frac{\epsilon}{k} \rho \epsilon \quad (48)$$

kde $c_{\epsilon 1}$, $c_{\epsilon 2}$, σ_ϵ jsou empirické konstanty k- ϵ modelu, jejichž obvyklé hodnoty ve standardním k- ϵ modelu jsou 1,44, 1,92 a 1,30 (BATES et. al., 2005).

Hlavní nevýhodou standardního k- ϵ modelu je předpoklad izotropie turbulentních fluktuací při modelování Reynoldsových napětí, důsledkem čehož může být velká turbulentní

viskozita. To je příčinou, proč standardní $k-\varepsilon$ model turbulence v některých typech úloh turbulentního proudění dává nepřesné výsledky (BATES et. al., 2005).

RNG $k-\varepsilon$ model turbulence

RNG model je odvozen ze standardního $k-\varepsilon$ modelu turbulence za použití statistické matematické metody Re-Normalisation Group. Formálně je tento model shodný s $k-\varepsilon$ modelem, ale má jiné hodnoty empirických konstant a také turbulentní viskozita je definována odlišným vztahem (BLEJCHAŘ, 2012). Hodnoty konstant v RNG $k-\varepsilon$ modelu jsou odvozeny matematicky. Oproti tomu hodnoty konstant v $k-\varepsilon$ modelu byly stanoveny na základě provedených experimentů.

V RNG $k-\varepsilon$ modelu je turbulentní viskozita vyjádřena vztahem (BATES et. al., 2005):

$$\mu_t = \mu \left(1 + \sqrt{\frac{c'_\mu \rho}{\mu} \frac{k}{\sqrt{\varepsilon}}} \right)^2 \quad (49)$$

kde c'_μ je empirická konstanta, jejíž hodnota v RNG $k-\varepsilon$ modelu je obvykle 0,0845 (BATES et. al., 2005).

Kinetická energie turbulence je definována vztahem (BATES et. al., 2005):

$$\rho \frac{\partial k}{\partial t} + \rho \bar{v}_j \frac{\partial k}{\partial x_j} = \alpha \frac{\partial}{\partial x_i} \left[(\mu + \mu_t) \frac{\partial k}{\partial x_i} \right] + P - \rho \varepsilon \quad (50)$$

kde α je konstanta s hodnotou $\alpha = 1,3$ a člen P představuje produkci turbulence.

Pro rychlost disipace je v RNG $k-\varepsilon$ modelu použita rovnice (BATES et. al., 2005):

$$\rho \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \rho \bar{v}_j \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} = \alpha \frac{\partial}{\partial x_i} \left[(\mu + \mu_t) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right] + c'_{\varepsilon 1} \frac{\varepsilon}{k} P - c'_{\varepsilon 2} \frac{\varepsilon}{k} \rho \varepsilon - R \quad (51)$$

kde $c'_{\varepsilon 1}$, $c'_{\varepsilon 2}$ jsou konstanty RNG $k-\varepsilon$ modelu, člen R je dán vztahem (BATES et. al., 2005):

$$R = \rho \frac{c'_\mu \eta^3 \left(\frac{1-\eta}{\eta_0} \right) \varepsilon^2}{1 + \beta \eta^3 k}$$

$$\eta = \frac{k}{\varepsilon} \sqrt{2S_{ij}S_{ij}} \quad (52)$$

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \bar{v}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{v}_j}{\partial x_i} \right)$$

Hodnoty konstant v RNG $k-\varepsilon$ modelu jsou obvykle následující: $c'_\mu=0,0845$, $c'_{\varepsilon 1}=1,42$, $c'_{\varepsilon 2}=1,68$, $\alpha=1,3$, $\beta=0,011-0,015$ a $\eta_0=4,38$ (BATES et. al., 2005).

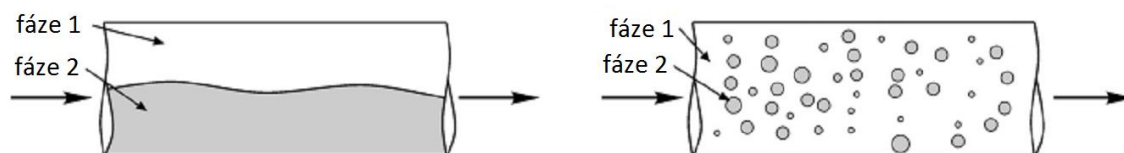
Oproti standardnímu $k-\varepsilon$ modelu přináší RNG $k-\varepsilon$ model zlepšení zejména při modelování proudění s rozsáhlou oblastí zavírání (KOZUBKOVÁ, 2008).

2.6.3 Modelování vícefázového proudění

Většina proudění kolem nás probíhá v turbulentním režimu. Podobně můžeme říci, že většina proudění kolem nás je z hlediska fází vícefázové. Slovo fáze odkazuje na pevné, kapalné nebo plynné skupenství látek. Vícefázové proudění tedy představuje proudění směsi fází (např. bubliny vzduchu ve vodě, pevné částice ve vodě). Za vícefázové proudění je též považováno proudění 2 různých látek ve stejném stavu skupenství (např. dvě nemísitelné

kapaliny). Varianty vícefázového proudění mohou být následující (KOZUBKOVÁ, 2008):

- plyn – kapalina nebo kapalina – kapalina:
 - proudění bublin plynu v kapalině;
 - proudění kapek kapaliny ve spojitě fázi plynu;
 - proudění s volnou hladinou;
- plyn – pevná látka:
 - proudění pevných částic v plynu;
 - pneumatická doprava;
 - fluidizační pole;
- kapalina – pevná částice:
 - proudění kalu;
 - sedimentace;
- třífázové proudění:
 - kombinace výše uvedených variant.



Obr. 2.18 Vícefázové proudění s ostrým rozhraním mezi fázemi a vícefázové proudění s dispergovanou fází v kontinuální fázi (ANDERSSON et. al., 2011)

Existuje celá řada modelů pro vícefázového proudění. Pro popis pohybu jednotlivých fází ve vícefázovém proudění lze použít následující přístupy:

- Euler-Lagrangeův přístup;
- Euler-Eulerův přístup.

Euler-Lagrangeův přístup se používá pro vícefázová proudění, kdy jedna fáze je dispergována v tekuté fázi. Tekutá fáze je uvažována jako kontinuum a je řešena Navier-Stokesovou rovnicí, zatímco dispergovaná fáze (částice) je řešena sledováním částic v proudovém poli. Může docházet k výměně hybnosti, hmoty a energie mezi dispergovanou a tekutou fází. Trajektorie částic jsou počítány individuálně pro každou částici. Proto je tento přístup vhodný pro vícefázové proudění, kde dispergovaná fáze zaujímá malou objemovou frakci (ANDERSSON et. al., 2011). Pro hmotnost, resp. hmotnostní průtok to ale platit nemusí ($Q_{m,částic} \geq Q_{m,tekutiny}$) (KOZUBKOVÁ, 2008).

Při Euler-Eulerově přístupu jsou všechny fáze uvažovány jako kontinuum a každá z fází je řešena Navier-Stokesovou rovnicí. Celý objem tekutiny je složen z objemů jednotlivých fází. V řídicích rovnicích je poměr objemu fáze k celkovému objemu vyjádřen pomocí objemové frakce. Součet objemových frakcí jednotlivých fází je roven jedné.

2.6.4 Proudění vody ve stokových sítích

Proudění odpadních vod ve stokových sítích je vícefázové. V odpadní vodě je obsažena celá řada rozpuštěných i nerozpuštěných látek a proudění ve stokových sítích a objektech se vyznačuje volnou hladinou. Při modelování proudění odpadní vody v odlehčovací komoře je

tedy nutné použít:

- modelování volné hladiny;
- modelování pevných částic v odpadní vodě.

Proudění v odlehčovací komoře nás většinou zajímá při dešťových průtocích, kdy dojde k „naředění“ splaškových odpadních vod vodami dešťovými. Koncentrace nerozpuštěných látek v odpadní vodě při dešťovém průtoku je obvykle pod hodnotou 1000 mg/l (ADAMSSON et. al. , 2003). Zjištění koncentrace rozpuštěných látek v dešťových odpadních vodách bylo obsahem řady studií, např.:

- Studie provedená ve městě Gold Coast v Austrálii udává průměrnou koncentraci nerozpuštěných látek v dešťových odpadních vodách v rozmezí 83 – 225 mg/l v závislosti na charakteru povodí (LIU et. al. , 2013).
- Článek (MCCARTHY et. al. , 2012) uvádí naměřené údaje z vybraných studií provedených povětšinou v australských městech; průměrná koncentrace nerozpuštěných látek v dešťových odpadních vodách se pohybuje v rozmezí 69 – 122 mg/l.
- Butler a Davies (2004) v knize citují údaje naměřené Ellisem (Ellis, J.B.; (1986) *Pollutional aspects of urban runoff*). Změřená koncentrace nerozpuštěných látek se pohybovala v rozmezí 21 – 2582 mg/l, průměrná koncentrace byla 190 mg/l.
- Aryala další (2010) provedli rešerši publikovaných prací, ve kterých byla zkoumána kvalita dešťových odpadních vod. Zjištěná koncentrace nerozpuštěných látek se v publikovaných pracích pohybovala v širokém rozmezí mezi 1 – 3600 mg/l. Zaznamenány byly velikosti částic v rozpětí od několika mikrometrů po milimetry. Ve většině sledovaných případů byla velikost částic do 75 μm .

Z uvedených prací vyplývá, že koncentrace nerozpuštěných látek při dešťovém průtoku je obvykle pod hodnotou cca. 250 mg/l a většina částic je menších než 75 μm . Na jemnější frakce rozpuštěných látek (< 63 μm) jsou obvykle navázány polutanty, a touto frakcí je transportováno více znečišťujících látek než by odpovídalo jejich procentuálnímu podílu mezi nerozpuštěnými látkami (BUTLER et. al., 2004).

Vzhledem ke koncentraci nerozpuštěných látek ve vodě za dešťových průtoků a velikosti částic zaujímají nerozpuštěné látky pouze malou objemovou frakci v odpadní vodě a pro popis pohybu částic je možné použít Euler-Lagrangeův přístup.

2.6.5 Modelování volné hladiny

Proudění v gravitačních stokových systémech a v objektech na stokových sítích je v naprosté většině případů charakteristické tím, že není tlakové ale o volné hladině. Volnou hladinu představuje rozhraní mezi vodou a vzduchem.

V některých typech úloh stacionárního proudění je možné volnou hladinu definovat jako horní hranici výpočetní oblasti a úlohu tak převést na „tlakové proudění“.

Tento přístup však není možné použít u úloh nestacionárního proudění, kdy poloha volné hladiny není známá v jiném než počátečním čase a její poloha v dalších časových intervalech musí být stanovena jako součást řešení.

Na rozhraní voda-vzduch je třeba aplikovat další okrajovou podmínku. Kinematická podmínka říká, že přes rozhraní voda-vzduch neprobíhá žádný tok. Dynamická podmínka vyjadřuje, že jak tlak podél rozhraní voda-vzduch, tak síly působící na tekutinu na rozhraní voda-vzduch jsou v rovnováze.

Pro řešení volné hladiny existuje mnoho různých metod. V současné době je pro řešení volné

hladiny v CFD softwarech nejčastěji používána metoda Volume of Fluid (VOF).

Volume of Fluid

Metoda Volume of Fluid (VOF) byla vyvinuta v roce 1981 Hirtem a Nicholsem pro řešení nestacionárního proudění, ale může být použita i pro proudění stacionární (BATES et. al., 2005). Pro popis je použit Euler-Eulerův přístup.

Každé výpočetní buňce je přiřazena hodnota objemové frakce vody, kterou můžeme definovat následovně:

$$F = \frac{V_{vody}}{V_{buňky}} \quad (53)$$

kde V_{vody} je objem vody obsažený ve výpočetní buňce a $V_{buňky}$ je objem výpočetní buňky.

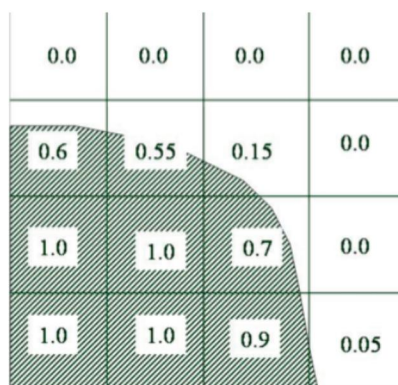
Na základě hodnoty objemové frakce vody pak rozlišujeme tři případy:

$$\begin{cases} F = 1, & \text{buňka obsahující pouze vodu} \\ F = 0, & \text{buňka obsahující pouze vzduch} \\ 0 < F < 1, & \text{buňka obsahující obě fáze – volná hladina} \end{cases} \quad (54)$$

Pro zjišťování rozhraní mezi fázemi je použita následující rovnice (HIRT et. al., 1981):

$$\frac{\partial F}{\partial t} + v_i \frac{\partial F}{\partial x_i} = 0 \quad (55)$$

Metoda VOF je používána k řešení volné hladiny v řadě komerčních CFD softwarech jako Fluent, FLOW-3D, ANSYS-CFX, STAR-CCM+, aj.



Obr. 2.19 Hodnoty objemové frakce vody v okolí volné hladiny při použití modelu VOF k modelování volné hladiny (BARKHUDAROV, 2004)

2.6.6 Modelování pevných částic

Pro vícefázové proudění, kdy jedna fáze je dispergována v tekuté fázi, bývá nejpřesnějších výsledků obvykle dosaženo při využití Euler-Lagrangeova přístupu (ANDERSSON et. al., 2011). Tento přístup byl aplikován v řadě numerických simulací, ve kterých byla modelována účinnosti separace znečišťujících látek v odlehčovacích komorách, např. (POLLERT et. al., 2003), (HE et. al., 2004), (DUFRESNE et. al., 2009), (CHEN et. al., 2013). V literatuře bývá model založený na Euler-Lagrangeově přístupu uváděn jako „Particle Tracking Model“ (model sledování částic) nebo „Lagrangian Particle Tracking Model“ (model Lagrangeova sledování částic).

Model sledování částic dovede zohlednit vzájemné ovlivňování částic a tekutiny. V

uvedených publikovaných pracích nebylo uvažováno se vzájemnou interakcí mezi částicemi. Vzájemné ovlivňování částic je nutné zohlednit při vyšších koncentracích částic a jsou vyžadovány další rovnice pro uzavření systému rovnic. Při uvažování vzájemné interakce mezi částicemi navíc bývají výsledky simulací obvykle nedobré a velmi zvyšují časovou náročnost výpočtu (ANDERSSON et. al., 2011). Z prací a studií uvedených v kapitole 2.6.4 vyplývá, že při dešťovém průtoku stokovou sítí jsou koncentrace nerozpuštěných látek v odpadní vodě obvykle do cca. 250 mg/l. ADAMSSON et. al. (2003) uvádí jako hraniční koncentraci látek pro zanedbání vlivu částic na proudící tekutinu 1000 mg/l. Při dešťových průtocích stokovou sítí bývají koncentrace nerozpuštěných látek obvykle nižší, a lze proto vzájemnou interakci mezi částicemi zanedbat.

Pohyb částice v tekutině je určen silami působícími na částici. Na pohybující se částici v proudící tekutině působí unášecí síla, gravitační síla, vztlaková síla, odstředivá síla a Coriolisova síla (POLLERT, 2003). Rovnováha sil při použití Lagrangeova přístupu k popisu pohybu částice je dána vztahem (KOZUBKOVÁ, 2008):

$$\frac{\partial v_i^p}{\partial t} = F_D(v_i - v_i^p) + g_i \frac{\rho - \rho_p}{\rho_p} + F_i \quad (56)$$

kde v_i je rychlost tekutiny, v_i^p rychlost částice, $F_D(v_i - v_i^p)$ síla hydrodynamického odporu vztážená na jednotku hmotnosti částice, ρ hustota tekutiny, ρ_p hustota částice, g_i tíhové zrychlení a F_i vnější objemová síla.

$$F_D = \frac{18\mu}{\rho_p d_p^2} C_D \frac{Re_p}{24} \quad (57)$$

kde μ je viskozita tekutiny, d_p průměr částice, Re_p Reynoldsovo kritérium částice a C_D koeficient hydrodynamického odporu.

Reynoldsovo kritérium pro částici je definováno vztahem (KOZUBKOVÁ, 2008):

$$Re_p = \frac{\rho d_p |v - v_p|}{\mu} \quad (58)$$

Kde ρ je hustota tekutiny, d_p průměr částice, v rychlost tekutiny, v_p rychlost částice a μ viskozita tekutiny.

Koeficient hydrodynamického odporu je dán vztahem (KOZUBKOVÁ, 2008):

$$C_D = a_1 + \frac{a_2}{Re_p} + \frac{a_3}{Re_p^2} \quad (59)$$

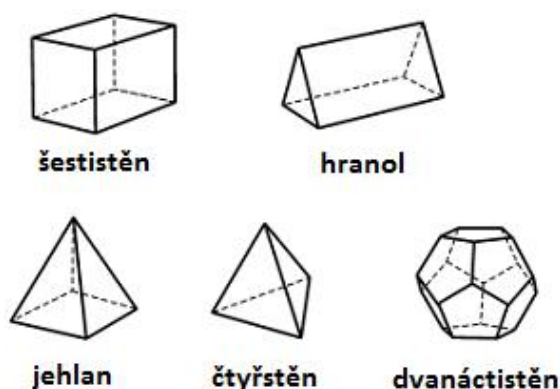
kde a_1 , a_2 , a_3 jsou koeficienty funkčně závislé na hodnotě Reynoldsova kritéria částice Re_p .

2.6.7 Diskretizace

Při použití metody CFD je nutné převést spojitý problém popsany RANS na diskrétní problém. Existují různé metody, jak diskretizovat trojrozměrný prostor:

- pomocí metody konečných diferencí;
- pomocí metody konečných prvků;
- pomocí metody konečných objemů.

Pomocí některé z uvedených metod se vytvoří výpočetní mřížka, na které jsou řešeny diskretizované řídicí rovnice proudění. Výpočetní mřížka může být strukturované nebo nestruturované.



Obr. 2.20 Tvary 3D výpočetních buněk (ANDERSSON et. al., 2011)

Diskretizace spojitého problému však znamená, že řešení bude odlišné oproti analytickému (přesnému) řešení, tj. bude zatíženo chybou.

2.6.8 Systematické chyby a nejistoty CFD

Výpočetní dynamika tekutin pokrývá široké spektrum úloh proudění tekutin. Většinu z úloh proudění tekutin lze dobře popsat pomocí Navier-Stokesovy rovnice. Jak bylo uvedeno v kapitole 2.6.1, přímé analytické řešení je možné pouze pro ty nejjednodušší úlohy proudění tekutin. Řešení převážné většiny inženýrských úloh proudění tekutin je založeno na numerickém řešení RANS. To spočívá v diskretizaci spojitých řídicích rovnic a řešení algebraického systému rovnic s využitím počítačů. Diskretizací řídicích rovnic se do výpočtu vnáší chyba (nepřesnost) ve srovnání s analytickým řešením soustavy spojitých řídicích rovnic. Zdroji dalších chyb může být (ANDERSSON et. al., 2011):

- pokud řídicí rovnice v modelu popisují realitu pouze přibližně (modelování turbulence při proudění viskózní tekutiny);
- nesprávné zadání úlohy v softwaru uživatelem;
- chybná analýza a interpretace výsledků uživatelem.

Definici chyby a nejistoty uvádí Americký institut aeronautiky a astronautiky (AIAA) následovně (OBERKAMPF et. al., 2002):

- Nejistota: potenciální nedokonalost v kterékoliv fázi či činnosti modelování a simulace z důvodu nedostatečných znalostí.
- Chyba: rozpoznatelná nedokonalost v kterékoliv fázi či činnosti modelování a simulace ze nedostatku znalostí.

Příručka Evropské společnosti pro výzkum proudění, turbulence a spalování ERCOFTAC (European Research Community on Flow, Turbulence and Combustion) klasifikuje chyby a nejistoty spojené s metodou CFD do sedmi skupin (ERCOFTAC, 2000):

- chyby matematického modelu;
- chyby diskretizace;
- chyby iterace numerické metody;
- zaokrouhlovací chyby;
- nejistoty;
- chyby uživatele;
- chyby výpočetního kódu.

Uvedená klasifikace chyb a nejistot při použití metody CFD pro simulaci proudění byla převzata i do jiných příruček (např. MARNET) a literatury.

Chyba matematického modelu

Chyba matematického modelu je definována jako rozdíl mezi reálným prouděním a přesným řešením matematického modelu. To nastane v případě, kdy proudění je popsáno matematickým modelem, který vystihuje realitu zjednodušeně (MARNET, 2002). Nejčastěji se s touto chybou setkáme v případě použití modelu turbulence. Je dobře známým faktem, že při modelování turbulentního proudění získáme nerealistické výsledky, pokud pro řešení úlohy zvolíme nesprávný model turbulence. Důkazem je existence mnoha modelů turbulence, které jsou používány a doporučovány pro různé úlohy proudění. Například při simulaci dvourozměrného proudění v mezeře při náhlém rozšíření průtočného průřezu použití standardního k-ε modelu turbulence vede k podhodnocení velikosti zavířené oblasti. Při použití RNG k-ε modelu je délka recirkulační zóny vypočítána ve shodě s experimenty (KOZUBKOVÁ et. al., 2003).

Chyba diskretizace

Diskretizační chyba vzniká v důsledku nahrazení spojitého popisu úlohy diskrétním. Je definována jako rozdíl mezi přesným řešením rovnic modelu a numerického řešení v bodech výpočetní mřížky. Příčinou je nahrazení derivací poměrnými diferencemi. Diskretizační chyba s jemnější výpočetní mřížkou klesá. S rostoucím počtem bodů výpočetní mřížky se bude diskretizační chyba blížit nule.

Chyba iterace numerické metody

Chybu iterace lze definovat jako rozdíl mezi plně konvergovaným řešením a řešením, které není plně konvergentní (MARNET, 2002). Numerické výpočty na počítačích často využívají iteračních metod. Tyto metody umožňují řešit soustavy lineárních rovnic pomocí postupného přibližování k přesnému řešení. Pokud by iterace mohla pokračovat neomezeně, byla by chyba iterace nulová. V praxi je však iterace ukončena, pokud je splněno kritérium konvergence. To je stanoveno s ohledem na snížení časové náročnosti výpočtu při dosažení požadované přesnosti řešení.

Zaokrouhlovací chyba

Zaokrouhlovací chyba je chyba, která vzniká v důsledku reprezentace reálných čísel v počítači, tedy v důsledku aproximace reálného čísla přibližnou hodnotou. Zaokrouhlovací chyba s jemnější výpočetní mřížkou roste (větší počet operací).

Nejistoty

Dalším zdrojem chyb mohou být nejistoty spojené s definicí řešeného problému, kdy nejsou k dispozici všechny potřebné údaje. Tyto nejistoty se mohou týkat např. přesné definice geometrie řešené oblasti, definování okrajových podmínek (MARNET, 2002).

Uživatelské chyby

Tyto chyby mohou být způsobeny omylem nebo nedbalostí uživatele CFD softwaru. Některé chyby mohou být očividné, jiné mohou být zjistitelné obtížně. Riziko chyby se zvyšuje s počtem nastavitelných parametrů v CFD softwaru. Uživatelské chyby jsou minimalizovány řádným zaškolením a získanými zkušenostmi.

Kromě samotného CFD softwaru se uživatelské chyby mohou vyskytnout při vytváření geometrie objektu v prostředcích CAD či při post-processingu (NPARC's CFD Verification & Validation site, 2010).

Chyby výpočetního kódu

Chyby výpočetního kódu jsou často označovány jako programovací chyby nebo „bugs“. K detekci těchto chyb provádí výrobce softwaru verifikace a validace kódu a jeho částí.

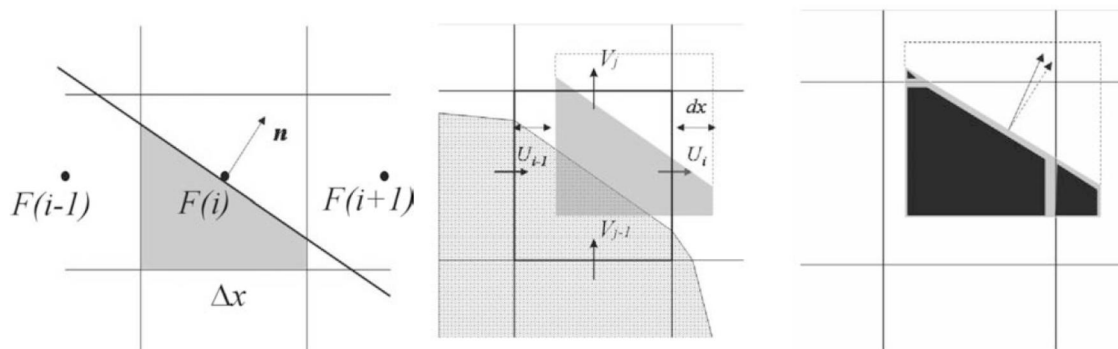
2.7 Softwarové prostředky pro modelování proudění tekutin

V současné době si zájemce o CFD modelování může vybrat ze široké nabídky softwarových prostředků ten, který mu pro zamýšlený typ řešených úloh bude vyhovovat nejvíce. I když většina výrobců softwaru svůj produkt nazývá univerzálním, v některých případech je určitý software pro určitý typ úlohy vhodnější než druhý software (např. obsahuje více modelů turbulence či modely pro fyzikální procesy jako změna skupenství, kavitace, povrchové napětí aj.). Kromě komerčního softwaru je k dispozici i tzv. svobodný software (freeware), např. OpenFOAM. Přehled dostupných programů pro řešení proudění tekutin lze nalézt např. na webové stránce <http://www.cfd-online.com/Wiki/Codes>.

U většiny prací uvedených v rešeršní části v kapitole 2.2 byl pro modelování proudění v odlehčovacích komorách použit program FLUENT od společnosti ANSYS.

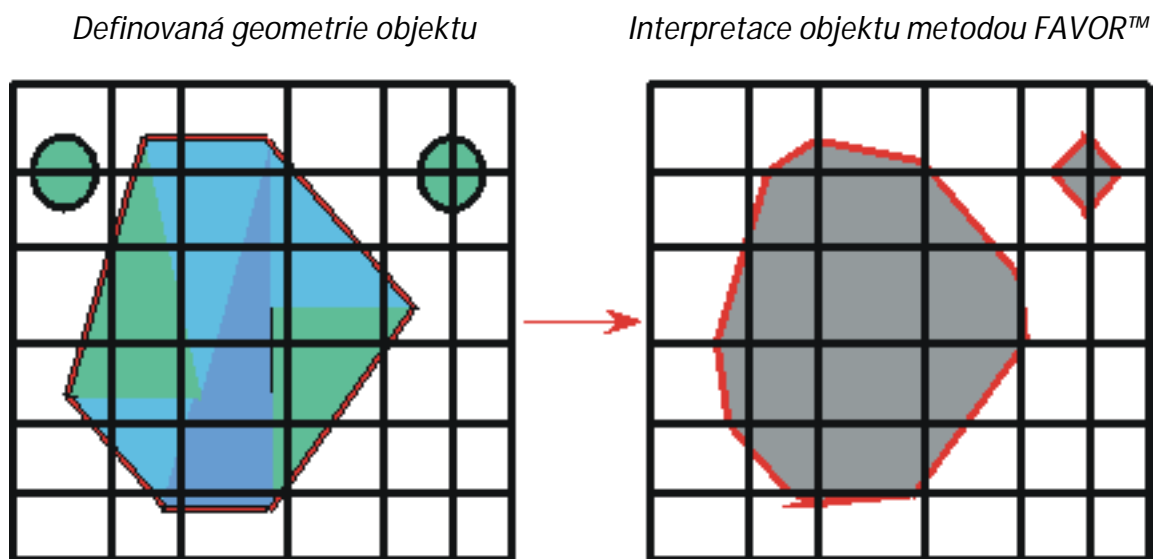
2.7.1 FLOW-3D

FLOW-3D je specializovaný CFD software od společnosti Flow Science Inc., jehož silnou stránkou je řešení úloh s prouděním o volné hladině. Při řešení tohoto typu úloh pro ustálené i neustálené proudění lze mít definovanou pouze jednu tekutinu (např. vodu), není nutné simulovat tekutiny dvě (např. voda + vzduch) jako v ostatních CFD softwarech. Pro modelování volné hladiny lze kromě metody VOF (Volume Of Fluid) použít metodu nazvanou TruVOF®. Tato metoda byla vyvinuta s cílem zmírnit nedostatky spojené se standardní metodou VOF, jako je nadměrné plnění či prázdnění výpočetní buňky v případě významného objemového toku ve všech třech směrech a současně je časový krok blízký lokální hodnotě Courantova kritéria stability (BARKHUDAROV, 2004). V metodě TruVOF® je použit smíšený Lagrange-Eulerův přístup pro získání hodnot objemové frakce ve výpočetních buňkách v blízkosti volné hladiny. Barkhudarov (2004) jako další výhodou této metody uvádí, že nevyžaduje tolik výpočetních buněk v blízkosti volné hladiny jako jiné metody řešení volné hladiny, což snižuje výpočetní čas v porovnání s ostatními metodami řešení volné hladiny.



Obr. 2.21 TruFOV® (BARKHUDAROV, 2004)

V softwaru FLOW-3D lze použít pouze strukturovanou (rovnoměrnou či nerovnoměrnou) výpočetní mřížku (v kartézských nebo cylindrických souřadnicích). Pro modelování geometrie objektů je použita metoda FAVOR™ (Fractional Area-Volume Obstacle Representation). Tato metoda je založena na konceptu plošných a objemových frakcí na pravouhlé strukturované výpočetní mřížce (HIRT et. al. , 1981). Vliv plošných a objemových frakcí je implementován do rovnic proudění tekutin. Hodnoty plošných a objemových frakcí jsou závislé na hustotě použité výpočetní mřížky. Při preprocesingu jsou generovány plošné frakce pro každou stěnu výpočetní buňky. Nejprve se zjišťuje , které z rohů stěn výpočetních buněk leží uvnitř geometrie objektu. Pokud všechny čtyři rohy stěny výpočetní buňky leží uvnitř geometrie, je celá stěna ve výpočtu jako geometrie objektu. Podobně pokud všechny čtyři rohy stěny výpočetní buňky leží vně geometrie objektu, pak se předpokládá, že celá plocha stěny výpočetní buňky je mimo geometrii objektu a tedy touto stěnou může proudit řešená tekutina. Jsou-li některé rohy stěny buňky uvnitř geometrie a některé vně geometrie objektu, jsou zjišťovány průsečíky geometrie s hranami stěn buněk. Hodnota plošných frakcí je pak počítána z těchto průsečíků za předpokladu lineárních spojení mezi průsečíky ve stěně buňky. Pokud je hranice geometrie objektu uvnitř výpočetní zakřivena, vypočítaná hodnota plošné frakce bude zatížena chybou kvůli předpokladu lineárních spojení průsečíků. Vypočítané hodnoty plošných frakcí jsou tím přesnější čím je použitá velikost výpočetní buňky menší. Důsledkem použití metody FAVOR™ je, že geometrie objektu, která přesahuje stěnu výpočetní buňky, ale neobsahuje roh stěny výpočetní buňky, není rozpoznána (viz. Obr. 2.22). K výhodám metody FAVOR™ patří možnost měnit výpočetní mřížku a geometrii objektu nezávisle na sobě a tato metoda též umožňuje v programu FLOW-3D modelovat pohybuující se pevné objekty s až šesti stupni volnosti (FLOW SCIENCE, 2013).



Obr. 2.22 Metoda FAVOR™ (FLOW SCIENCE, 2013)

3 CÍL DISERTAČNÍ PRÁCE

Předkládaná práce je zaměřena na využití třidimenzionálního matematického modelování pro simulaci proudění v odlehčovacích komorách s bočním přepadem. Pro matematické modelování je použit komerčně dostupný softwarový prostředek FLOW-3D od společnosti Flow Science Inc.

Práce je zaměřena na odlehčovací komory s jednostranným bočním přepadem, neboť se jedná o nejběžněji využívaný typ odlehčovacích komor na stokových sítích nejen v České republice.

Při přepadech vody z odlehčovací komory dochází ke vnosu znečištění ze stokové sítě do recipientu. Snížení vnosu nerozpuštěných látek z odpadních vod do recipientu lze dosáhnout hydraulicky vhodným tvarovým řešením objektu odlehčovací komory. Boční odlehčovací komora s vysoko položenou přelivnou hranou je doporučovaným konstrukčním typem, přičemž je nutno věnovat pozornost samotnému tvarovému řešení odlehčovací komory.

Mezi nejlépe využitelné typizační směrnice v oblasti návrhu odlehčovacích komor patří směrnice (HYDROPROJEKT PRAHA, 1977), které vychází z výzkumných prací zpracovaných na VÚVH v Bratislavě. Další zpracovaný postup pro návrh odlehčovacích komor se nabízí v německé normě ATV-A 111, která je projektanty v České republice také používána.

Předkládaná disertační práce využitím matematického modelování ověří režim proudění v odlehčovacích komorách navržených podle výše uvedených směrnic.

Práce doporučí suboptimální režim nastavení modelu turbulence a výpočetní mřížky s cílem maximalizování efektivity numerických simulací. Výsledky simulací jsou porovnány s údaji získanými dle postupů uvedených ve směrnících. Na takto verifikovaných matematických modelech odlehčovacích komor je pak provedeno modelování účinnosti separace znečišťujících látek.

V legislativě ekonomicky vyspělých států je zakotven požadavek, aby odlehčovací komory byly vybaveny technickým opatřením, které minimalizuje vnos plovoucích látek do recipientů. Lze očekávat, že obdobný požadavek bude obsažen v příštích letech také v české legislativě. Při úpravě stávajících odlehčovacích komor budou implementována technická opatření vyznačující se nízkými investičními náklady, které nebudou vyžadovat velké stavební úpravy objektů odlehčovacích komor. Mezi takto definovaná technická opatření patří norné stěny, česla a síta. Obzvláště norné stěny se vyznačují nejnižšími investičními a provozními náklady.

V disertační práci je doporučen prakticky využitelný matematický model popisující charakter a distribuci znečišťujících nerozpuštěných látek obsažených v odpadních vodách. S jeho využitím je možno vyhodnotit účinnost hydroseparace v ověřovaném typu odlehčovací komory.

V disertační práci je pomocí matematických simulací ověřen vliv umístění norné stěny v odlehčovací komoře s bočním přepadem a vysokou přelivnou hranou na hydroseparační účinnost z hlediska nerozpuštěných látek. Norná stěna je v odlehčovací komoře umístěna v různých polohách, které jsou definovány vzdáleností od přelivné hrany a vzdáleností, kterou norná stěna zasahuje pod kótu přelivné hrany. Disertační práce tak prověří vliv umístění norné stěny na hydroseparační účinnost odlehčovací komory s bočním přepadem.

4 VLASTNÍ VÝSLEDKY

Prvním krokem při použití CFD softwaru pro modelování proudění v odlehčovacích komorách s bočním přepadem bylo porovnání výsledků simulací s vybranými používanými směrnici a postupy pro návrh odlehčovacích komor. Konkrétně bylo provedeno porovnání se:

- směrnicí pro návrh odlehčovacích komor s bočním přepadem;
- německou normou ATV-A 111.

V kapitole 4.5 je provedena analýza vlivu polohy norné stěny v odlehčovací komoře s bočním přepadem na separaci znečišťujících látek. Vliv norné stěny je zkoumán v odlehčovací komoře navržené dle německé normy ATV-A 111 z kapitoly 4.4.

Simulace, jejichž výsledky jsou prezentovány v této práci, byly provedeny ve verzi softwaru FLOW-3D v10.1.1 na počítači se 64 bitovým operačním systémem Windows 7 Professional s nainstalovaným Service Packem 1. Hardwarová konfigurace počítače se sestávala z procesoru Intel® Core™ i7-3770K a 16 GB RAM operační paměti.

Pro analýzu výsledků simulací a tvorbu grafických výstupů ze simulací byl použit software FlowSight. Tento softwarový produkt slouží pro postprocessing simulací vytvořených v softwaru FLOW-3D, a vychází ze softwaru EnSight.

4.1 Metodika

V předkládané práci jsou provedeny simulace proudění v odlehčovacích komorách navržených pomocí dvou postupů používaných projektanty v České republice.

Pro vybrané návrhové parametry je pomocí uvedených postupů navrženo tvarové řešení odlehčovací komory. To je poté zadáno do softwaru FLOW-3D a je provedena simulace proudění pro návrhový průtok. Výsledky simulací jsou porovnány s údaji získanými z použitých směrnic a výpočetních postupů. Konkrétně jsou porovnány hodnoty odtoku z odlehčovací komory při návrhovém přítoku do odlehčovací komory a hodnoty přepadových výšek na začátku a konci přelivné hrany. V softwaru FLOW-3D je též simulována separační účinnost a použité postupy pro návrh odlehčovacích komor jsou porovnány i z hlediska účinnosti separace.

Simulace v programu FLOW-3D jsou provedeny následovně:

- je provedena citlivostní analýza vlivu hustoty výpočetní mřížky (velikosti výpočetní buňky) na výsledky simulací, tzn. simulace je provedena s různými výpočetními mřížkami;
- jsou použity 2 různé modely turbulence (k- ϵ model a RNG k- ϵ model) pro každou použitou výpočetní mřížku;
- a účinnost separace znečišťujících látek v odlehčovacích komorách je simulována pro každou výpočetní mřížku a model turbulence.

4.1.1 Citlivostní analýza výpočetní mřížky

Na hustotě výpočetní mřížky závisí přesnost numerické simulace (viz. kapitola 2.6.8). Z toho důvodu se doporučuje provést analýzu konvergence výpočetní mřížky, kdy se zjistí vliv hustoty výpočetní mřížky na výsledek numerické simulace (NPARC's CFD Verification & Validation site, 2010). Je doporučováno pro citlivostní analýzu použít alespoň 3 výpočetní mřížky s různou velikostí výpočetní buňky (označené např. hrubá, střední, jemná výpočetní mřížka), kdy poměr velikosti výpočetní buňky mezi hrubou výpočetní mřížkou a střední výpočetní mřížkou je stejný jako poměr mezi střední výpočetní mřížkou a jemnou výpočetní

mřížkou. Poměr velikosti výpočetních buněk by měl být $\geq 1,1$. Není ale nutné výpočetní mřížku ve stejném poměru zahušťovat ve všech směrech (NPARC's CFD Verification & Validation site, 2010).

Flow Science uvádí, že použitá výpočetní mřížka je dostatečně konvergentní, pokud relativní rozdíl hodnot sledované veličiny mezi použitou výpočetní mřížkou a následující jemnější výpočetní mřížkou je menší než 3 %.

4.1.2 Vliv modelu turbulence

Ve většině prací uvedených v kapitole 2.2 byl při simulacích proudění v odlehčovacích komorách použit k- ϵ model turbulence. DUFRESNE et. al. (2009) použil tři modely turbulence: k- ϵ model, RNG k- ϵ model a RSM model. Jedním ze závěrů srovnání bylo, že vypočítaná účinnost separace znečišťujících látek při použití RNG k- ϵ model byla o 0 až 6 % nižší než při použití k- ϵ modelu. U RSM modelu byla predikována vyšší účinnost separace a to o 0 až 18 % oproti k- ϵ modelu.

V předkládané práci jsou pro modelování proudění v odlehčovacích komorách použity dva dvourovňové modely turbulence, které jsou obsaženy v softwaru FLOW-3D a to:

- k- ϵ model turbulence;
- RNG k- ϵ model turbulence.

Cílem je zjistit vliv použitého modelu turbulence na predikovanou hodnotu odtoku z modelovaných odlehčovacích komor, na přepadovou výšku a také na separační účinnost. Co se separační účinnosti týče, bude zajímavé, zda rozdíly v separační účinnosti zjištěné v předkládané práci budou podobné závěrům uvedeným v (DUFRESNE et. al. , 2009).

4.1.3 Modelování znečišťujících látek

V kapitole 2.2 byly uvedeny některé studie, které se zabývaly problematikou účinnosti separace znečišťujících látek v odlehčovacích komorách. Ve většině studií byl pro reprezentaci znečištění použit model sledování částic. Metodika použitá v předkládané disertační práci vychází z již publikovaných studií a prací. Pro reprezentaci částic byl použit model sledování částic, který pro popis pohybu částice využívá Euler-Lagrangeův přístup. Použitý model sledování částic předpokládá kulový tvar částic. Vzhledem k průměrné koncentraci nerozpuštěných látek v dešťovém průtoku byla zanedbána vzájemná interakce mezi částicemi i ovlivnění proudící vody částicemi. Ve skutečnosti částice pravděpodobně nebudou mít přesně kulový tvar a budou se vzájemně ovlivňovat, přesto použitý přístup modelování znečišťujících látek může pomoci kvantifikovat vliv norné stěny na separaci znečišťujících látek v odlehčovací komoře s bočním přepadem a vysokou přelivnou hranou.

Polutanty jsou obvykle navázány na jemnější frakce nerozpuštěných látek ($< 63 \mu\text{m}$) (BUTLER et. al., 2004). Z tohoto důvodu jsou v simulacích použity též částice o velikosti menší $63 \mu\text{m}$. Celkem byly v simulacích použity 4 druhy částic lišících se velikostí a hustotou (viz. Tab. 4.1). Uvedené frakce částic jsou převzaty z metodiky používané Pollertem ml. pro posouzení účinnosti separace znečišťujících látek v odlehčovacích komorách (viz. např. (POLLERT et. al. , 2003), (POLLERT et. al., 2008)).

Označení částic		F1	F2	F3	F4
Průměr částice	[mm]	0,001	0,01	0,1	1,0
Hustota částice	[kg.m ⁻³]	1300	1800	2600	2600

Tab. 4.1 Simulované částice znečištění

Částice jsou do modelu „vpouštěny“ ve vzdálenosti 10tinásobku profilu přírodního potrubí rovnoměrně po celém průtočném profilu. Částicím je zadána nulová počáteční rychlost. Ve výpočtech je simulován časový úsek o délce 100 s. Na začátku výpočtu nejsou ve výpočetní oblasti přítomny žádné částice. Částice jsou generovány po dobu 60s rovnoměrně v čase a prostoru následovně:

- „rychlostí“ 5000 částic za 1s u odlehčovacích komor v kapitole 4.3 (viz. Obr. 4.1);
- „rychlostí“ 10000 částic za 1s u odlehčovacích komor v kapitole 4.4 (viz. Obr. 4.2).

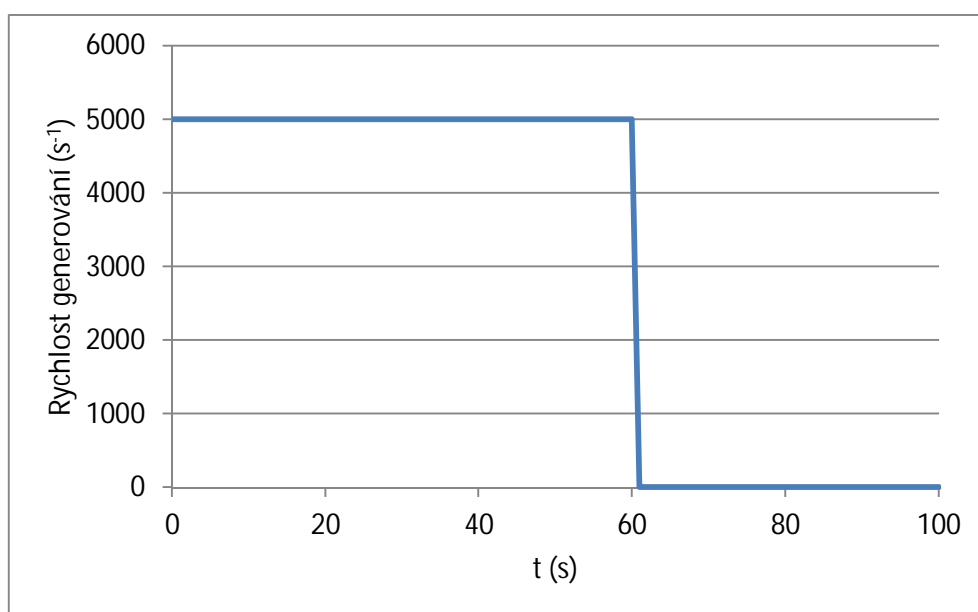
V časovém úseku 60s až 61s dojde k ukončení generování částic a to až do konce simulovaného časového úseku (viz. Obr. 4.1 a Obr. 4.2).

V průběhu výpočtu je zaznamenáván počet částic na vstupu do odlehčovací komory, na odtoku z odlehčovací komory a v přepadlém množství přes přelivnou hranu. Účinnost separace pro danou frakci částic je počítána podle vztahu (DUFRESNE et. al. , 2009):

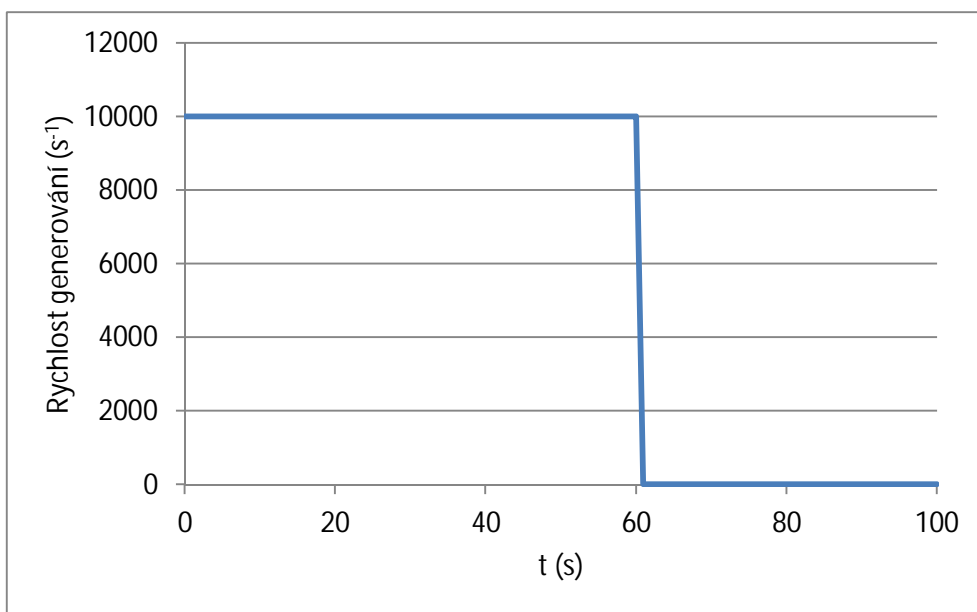
$$\eta = \left(\frac{m_{\text{přítok}} - m_{\text{přepad}}}{m_{\text{přítok}}} \right) \cdot 100\% \quad (60)$$

kde $m_{\text{přepad}}$ je hmotnost částic v přepadlém množství z odlehčovací komory a $m_{\text{přítok}}$ je hmotnost částic přeteklých do odlehčovací komory.

Simulace byly provedeny pro každou frakci částic zvlášť, jelikož v softwaru FLOW-3D nebylo možné v jedné simulaci definovat více kategorií částic o rozdílných velikostech a hustotách.



Obr. 4.1 Průběh rychlosti generování částic – OK v kapitole 4.3

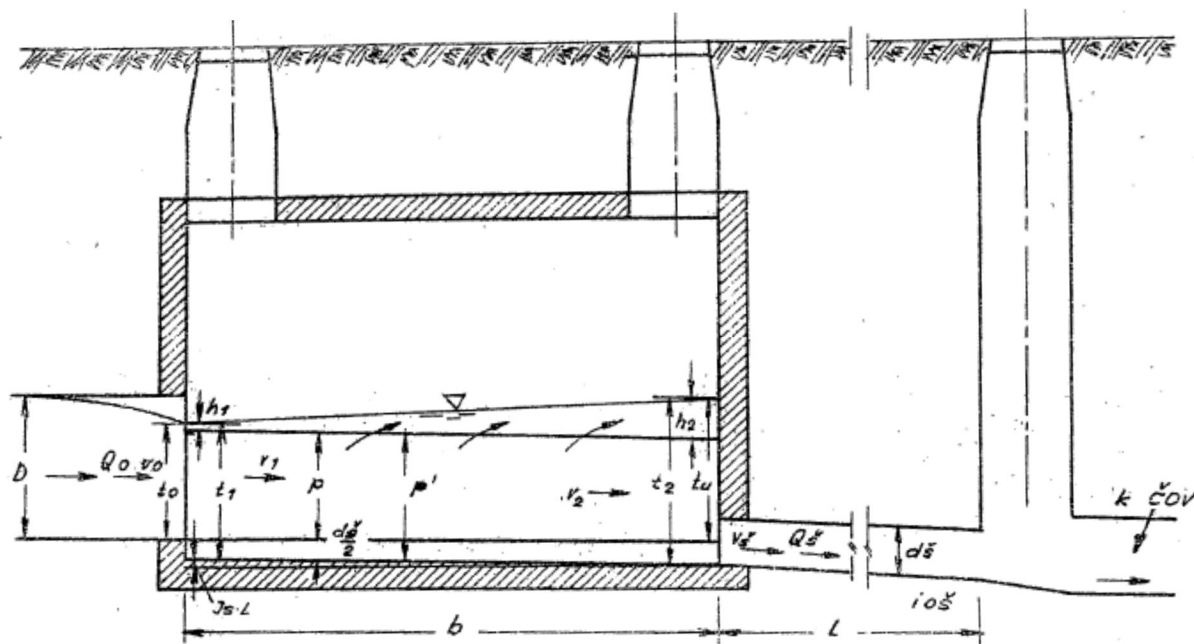


Obr. 4.2 Průběh rychlosti generování částic – OK v kapitole 4.4

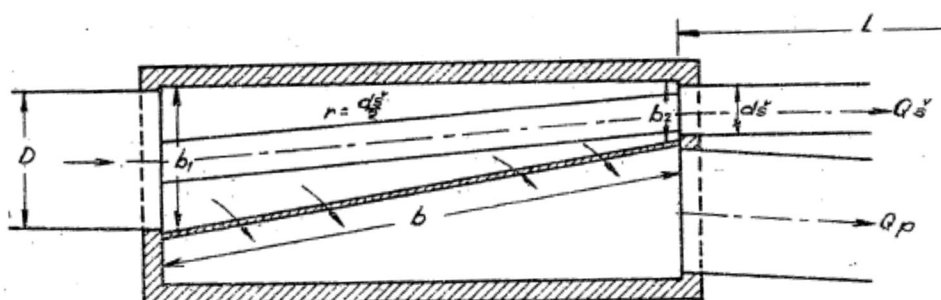
4.2 Použité postupy pro návrh odlehčovací komory

4.2.1 Typizační směrnice „Dešťové oddělovače. Závěrečná zpráva.“

Směrnice zpracovaná firmou Hydroprojekt Praha (HYDROPROJEKT PRAHA, 1977) obsahuje graficko-početní postup, podle kterého lze navrhnout typizované tvarové řešení odlehčovací komory, které bylo odzkoušeno modelovým výzkumem na zmenšených modelech odlehčovací komory. Tvarové řešení odlehčovací komory s jednostranným bočním přepadem s vysokou přelivnou hranou a škrťací tratí uvedené ve směrnici je na Obr. 4.3 a Obr. 4.4.



Obr. 4.3 Schématický řez typovou OK s bočním přepadem (HYDROPROJEKT PRAHA, 1977)



Obr. 4.4 Půdorysné schéma typové OK s bočním přepadem (HYDROPROJEKT PRAHA, 1977)

Směrnice uvádí, že dno odlehčovací komory má mít hodnotu sklonu škrťací tratě. Ve dně odlehčovací komory je půlkruhový žlábek, jehož průměr má být stejný jako je průměr potrubí škrťací tratě.

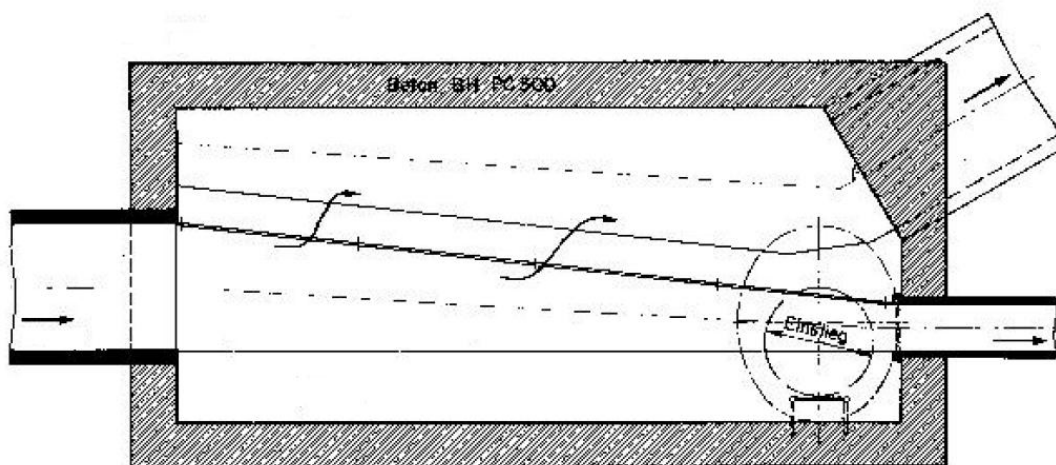
Podle směrnice je možné navrhnout odlehčovací komoru s potrubím kruhového průřezu

maximálně DN 1000, při požadavku většího profilu je nutné zvolit vejčitý profil přítokového potrubí. V závislosti na dimenzi přítokového potrubí jsou ve směrnici uvedeny výšky přelivné hrany (na Obr. 4.3 označeno „p“); u kruhových profilů se výška přelivné hrany pohybuje v rozmezí zhruba $0,8 \times D - 0,9 \times D$ (D je průměr přítokového potrubí), u vejčitých profilů $0,7 \times V - 0,9 \times V$ (V značí výšku profilu). Přelivná hrana je vodorovná.

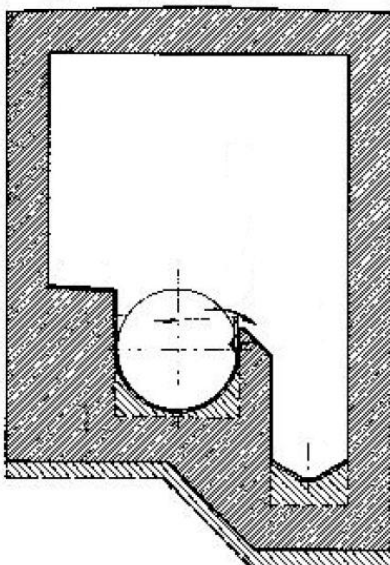
V přívodní stoce do odlehčovací komory je doporučováno při návrhovém dešťovém přítoku zajistit říční režim proudění.

4.2.2 Norma ATV-A 111

Tvarové řešení odlehčovací komory s jednostranným bočním přepadem obsažené v normě ATV-A 111 je uvedeno na Obr. 4.5 a Obr. 4.6. Půdorysný tvar odlehčovací komory je podobný tomu ve směrnici. Na rozdíl od směrnice není ve dně odlehčovací komory umístěn žlábek.

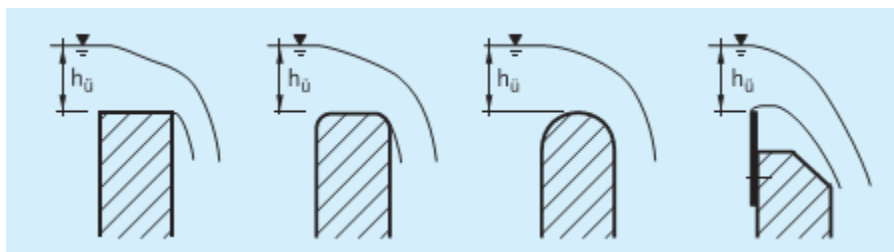


Obr. 4.5 Půdorysné schéma OK s bočním přepadem uvedené v ATV-A 111 (ATV-A 111, 1994)



Obr. 4.6 Příčný řez OK s bočním přepadem uvedený v ATV-A 111 (ATV-A 111, 1994)

V příčném řezu má průtočný profil tvar písmene U. Na Obr. 4.6 je přelivná hrana tvořena kovovým plátem. Stejně řešení přelivné hrany doporučuje i HAGER (2010). V simulacích byla použita přelivná hrana se zaoblenými hranami (viz. Obr. 4.7 druhá zleva). Stejný tvar přelivné hrany byl použit u odlehčovacích komor navržených podle směrnice.



Obr. 4.7 Tvar přelivné hrany (BAYERISCHES LANDESAMT FÜR WASSERWIRTSCHAFT, 2001)

Při návrhu odlehčovacích komor podle normy ATV-A 111 byla použita hodnota součinitele přepadu $m = 0,62$,

4.3 Porovnání odlehčovací komory navržené podle směrnice a normy ATV-A 111

V této kapitole je pro stejné návrhové parametry navržena odlehčovací komora dle směrnice a německé normy ATV-A 111. Z důvodu eliminace chyby v graficko-početním postupu při návrhu odlehčovací komory byly použity údaje uvedené ve vzorovém příkladu na str. 79 – 82 v (HYDROPROJEKT PRAHA, 1977). Pro stejné návrhové parametry byla poté navržena odlehčovací komora podle postupu uvedeném v normě ATV-A 111.

4.3.1 Návrhové parametry

Odlehčovací komora ve vzorovém příkladu byla navržena pro následující návrhové parametry:

- hraniční průtok: $Q_{hr} = 50,0 \text{ l/s}$;
- návrhový průtok za deště: $Q_N = 573,0 \text{ l/s}$;
- dimenze přítokového potrubí: DN 700.

Drsnost stěn byla zvolena 2,0 mm; sklon přítokového potrubí 4,5 ‰ a sklon škrťací trati byl 4,0 ‰.

Pro výše uvedené návrhové parametry byly získány následující hodnoty:

Parametr	Jednotky	Směrnice	ATV-A 111
Délka přelivné hrany	[m]	5,0	5,9
Výška přelivní hrany na začátku OK	[m]	0,6	0,6
Výška přelivní hrany na konci OK	[m]	0,7	0,7
Profil škrťací tratě	[mm]	DN 200	DN 200
Délka škrťací tratě	[m]	16,0	15,2
Přepadová výška na začátku OK	[m]	0,085	0,072
Přepadová výška na konci OK	[m]	0,215	0,162
Střední přepadová výška	[m]	0,150	0,132
Překročení hraničního průtoku	[l/s]	57,0	57,0

Tab. 4.2 Navržené parametry odlehčovacích komor

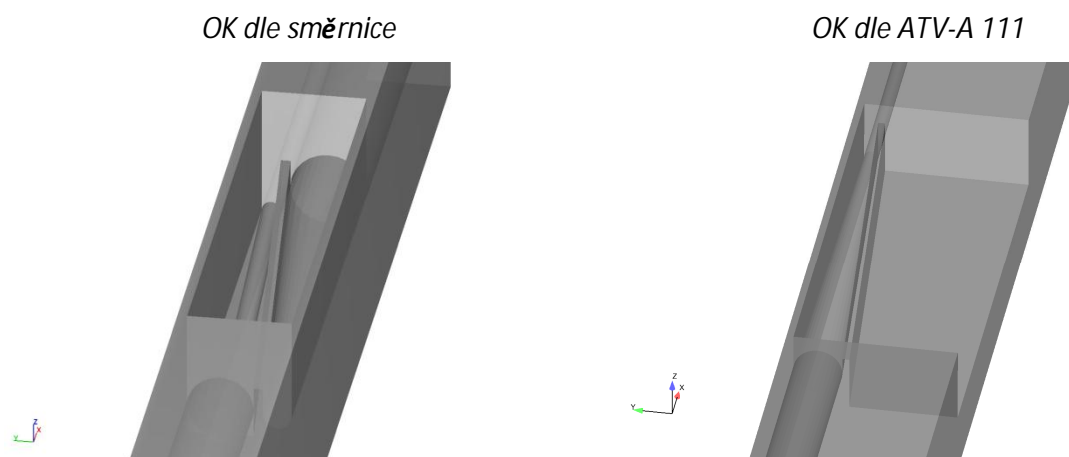
V případě odlehčovací komory navržené podle směrnice bylo v simulacích uvažováno i s odlehčovací stoku. Profil odlehčovací stoky byl zvolen DN 800, spád odlehčovací stoky pak 10,0 ‰.

4.3.2 Zadání modelu odlehčovací komory v programu FLOW-3D

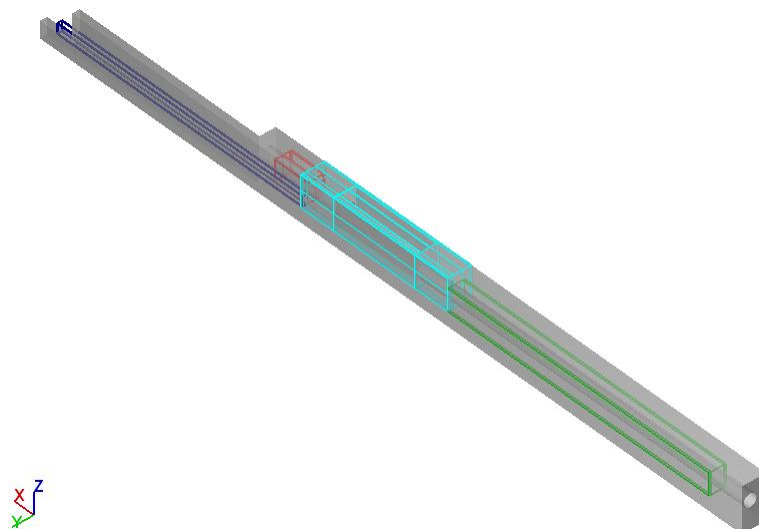
Prvním krokem bylo vytvoření 3D geometrie odlehčovací komory a na ní napojených potrubí. Přestože software FLOW-3D umožňuje vytvořit geometrii objektů přímo v grafickém rozhraní, složitější geometrii je snadnější a rychlejší vytvořit v CAD programech. Vytvořenou geometrii objektu lze poté jako 3D těleso exportovat do stereolitografických souborů STL a ty poté importovat do softwaru FLOW-3D.

Výpočetní mřížka

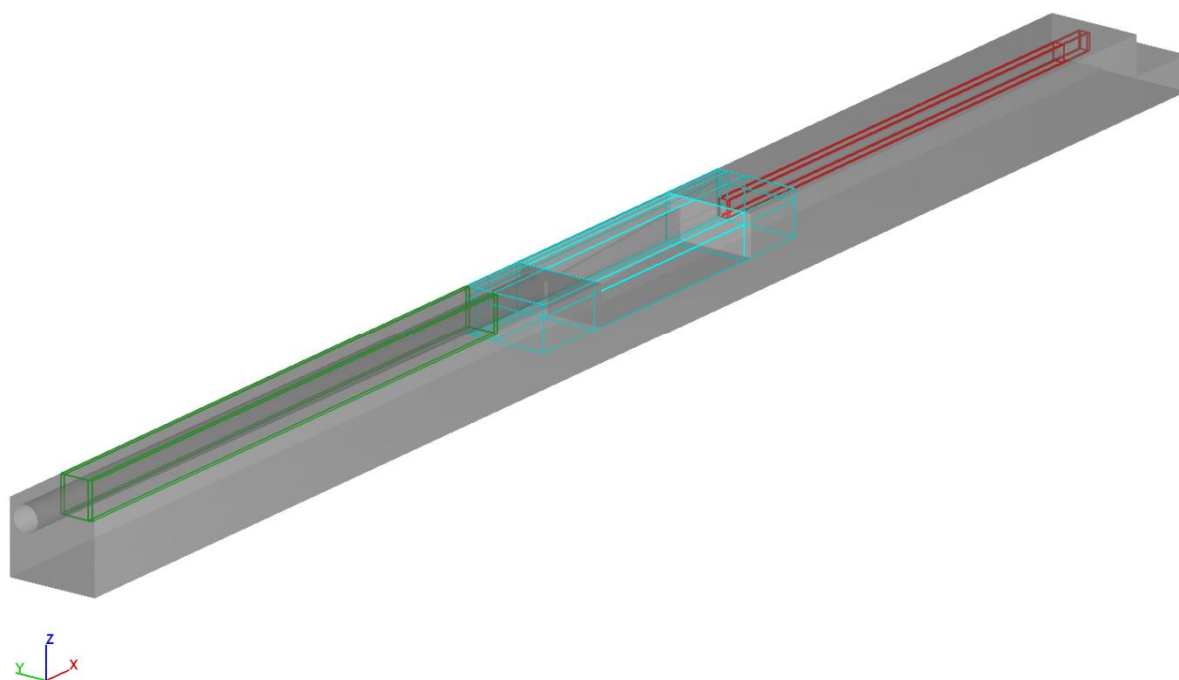
Pro definování výpočtové oblasti byly použity čtyři výpočetní mřížky v případě odlehčovací komory navržené dle směrnice (viz. Obr. 4.9) a tři výpočetní mřížky u odlehčovací komory navržené dle normy ATV-A 111 (viz. Obr. 4.10). Jednotlivé výpočetní mřížky na sebe navazují. K „výměně“ řešených veličin mezi dvěma sousedícími výpočetními mřížkami je použita vnitřní okrajová podmínka – Neumannova a Dirichletova, přičemž lze přiřadit váhové kritérium ke každé z nich. Bylo použito výchozí nastavení, kdy Neumannově okrajové podmínce je přiřazeno váhové kritérium 0,25 a Dirichletově okrajové podmínce 0,75.



Obr. 4.8 Geometrie odlehčovací komory ve formátu STL po importu do softwaru FLOW-3D



Obr. 4.9 Výpočetní oblast definovaná 4mi výpočetními mřížkami (barevně rozlišeny) – OK navržená dle směrnice



Obr. 4.10 Výpočetní oblast definovaná 3mi výpočetními mřížkami (barevně rozlišeny) – OK navržená dle ATV-A 111

Rozsah výpočetní oblasti byl následující (kromě samotného objektu odlehčovací komory):

- Odlehčovací komora navržená dle směrnice:
 - délka přítokového potrubí: 18,0 m;
 - délka potrubí směrem k ČOV: 17,0 m (z toho délka škrťací tratě 16,0 m);
 - délka odlehčovací stoky: 4,0 m.
- Odlehčovací komora navržená dle normy ATV-A 111:
 - Délka přítokového potrubí: 18,0 m;
 - Délka potrubí směrem k ČOV: 17,0 m (z toho délka škrťací tratě 15,2 m).

Fyzikální nastavení

Simulovanou tekutinou byla zvolena voda. V modelu byla zadána o hustotě $\rho = 1000 \text{ kg/m}^3$ a dynamické viskozitě $\mu = 0,001 \text{ Pa}\cdot\text{s}$. Dále byly použity tyto předpoklady:

- izotermické proudění;
- konstantní hustota i viskozita.

Hodnota gravitačního zrychlení v modelu byla $9,81 \text{ m/s}^2$. Drsnost stěn byla zadána jednotná pro celý objekt odlehčovací komory i potrubí – absolutní drsnost stěn byla $k = 2,0 \text{ mm}$.

Pro simulaci proudění v odlehčovací komoře byly použity 2 modely turbulence:

- $k-\varepsilon$ model turbulence;
- RNG $k-\varepsilon$ model turbulence.

Okrajové podmínky

Výpočetní mřížka ve FLOW-3D má v případě použití kartézských souřadnic tvar kvádrů.

Okrajové podmínky se zadávají na každé z 6ti stěn každé výpočetní mřížky, které jsou použity pro definici výpočetní oblasti, a to v případě, kdy se modelovaná tekutina může dostat do kontaktu s některou z těchto stěn výpočetní mřížky. Nachází-li se na stěně výpočetní mřížky geometrie řešeného objektu, tzn. řešená tekutina nemůže přijít do kontaktu s touto stěnou výpočetní mřížky, není nutné na této hranici výpočetní mřížky řešit zadávání okrajových podmínek. V případě, kdy je použito k definování výpočetní oblasti více výpočetních mřížek, a ty se navzájem dotýkají, je na styku dvou sousedících výpočetních mřížek použita vnitřní okrajová podmínka – Neumannova a Dirichletova, přičemž lze přiřadit váhové kritérium ke každé z nich (FLOW SCIENCE, 2013).

Okrajová podmínka na začátku přítokového potrubí byla zadána pomocí objemového průtoku. Objemový průtok je dán průtočnou plochou a rychlostí, která je po celé průtočné ploše konstantní. Plošné rozložení rychlostí na začátku výpočetové oblasti tedy neodpovídá fyzikálním zákonům. V literatuře se uvádí (např. (DUFRESNE et. al. , 2009)), že při použití objemového průtoku jako okrajové podmínky je pro vytvoření rychlostního profilu turbulentního proudění dostatečná délka přítokového potrubí vyjádřená jako desetinásobek průměru potrubí. Ve výpočetní oblasti modelu odlehčovací komory je přítokové potrubí zadáno v délce 18 m, což je přibližně pětadvacetinásobek průměru přítokového potrubí (DN 700). Na konci odtokového potrubí z odlehčovací komory a odlehčovací stoky byla zadána okrajová podmínka „outflow“. Na horní hranici výpočetní oblasti je zadána tlaková okrajová podmínka reprezentující atmosférický tlak. U odlehčovací komory navržené dle normy ATV-A 111 byla zadána tlaková okrajová podmínka s definovanou úrovní hladiny vody 30 cm pod přelivnou hranou.

Numerické nastavení

Pro simulaci bylo použito „defaultní“ numerické nastavení:

- výpočet tlaku – implicitní, metoda GMRES ;
- výpočet viskózního napětí – explicitní;
- výpočet tlaku na volné hladině – explicitní ;
- advekce – explicitní;
- modelování volné hladiny – metoda VOF;
- metoda prvního řádu pro řešení advekce.

Citlivostní analýza hustoty mřížky

Pro simulaci odlehčovacích komor uvedených v této kapitole byly použity tři varianty výpočetních mřížek lišících se velikostí výpočetní buňky v oblasti samotné odlehčovací komory – hrubá, střední a jemná. Velikost výpočetních buněk je uvedena v Tab. 4.3, poměr velikosti výpočetní buňky se lišil faktorem 2 ve směru y a z. U jemné výpočetní mřížky byl rozměr použité výpočetní buňky ve směru x stejný jako u střední výpočetní mřížky (0,025 m) z důvodů velmi vysoké výpočetní náročnosti v případě rozměru výpočetní buňky ve směru x 0,0125 m.

Výpočetní mřížka		Hrubá	Střední	Jemná
Velikost výpočetní buňky	x [m]	0,0500	0,0250	0,0250
	y [m]	0,0500	0,0250	0,0125
	z [m]	0,0500	0,0250	0,0125

Tab. 4.3 Varianty výpočetních mřížek použitých v citlivostní analýze

4.3.3 Výsledky simulací

Výsledky simulací – porovnání průtoků

Simulace proudění v odlehčovací komoře byly provedeny pro tři různé výpočetní mřížky a dva modely turbulence. V Tab. 4.4 a Tab. 4.5 jsou uvedeny vypočítané hodnoty odtoku z odlehčovací komory navržené dle směrnice a v Tab. 4.6 a Tab. 4.7 vypočítané hodnoty odtoku z odlehčovací komory navržené dle normy ATV-A 111.

Veličina	Jednotky	Směrnice	Výpočetní mřížka		
			Hrubá	Střední	Jemná
Průtok	[l/s]	57,0	52,7	56,1	58,0
Relativní odchylka	[%]	-	-7,5	-1,6	1,8

Tab. 4.4 Porovnání odtoku z OK se směrnici – k-ε model turbulence

Veličina	Jednotky	Směrnice	Výpočetní mřížka		
			Hrubá	Střední	Jemná
Průtok	[l/s]	57,0	54,6	57,8	58,6
Relativní odchylka	[%]	-	-4,2	1,4	2,8

Tab. 4.5 Porovnání odtoku z OK se směrnici – RNG k-ε model turbulence

Veličina	Jednotky	ATV-A 111	Výpočetní mřížka		
			Hrubá	Střední	Jemná
Průtok	[l/s]	57,0	52,8	55,5	57,9
Relativní odchylka	[%]	-	-7,3	-2,6	1,6

Tab. 4.6 Porovnání odtoku z OK s normou ATV-A 111 – k-ε model turbulence

Veličina	Jednotky	ATV-A 111	Výpočetní mřížka		
			Hrubá	Střední	Jemná
Průtok	[l/s]	57,0	54,4	58,0	59,1
Relativní odchylka	[%]	-	-4,6	1,7	3,6

Tab. 4.7 Porovnání odtoku z OK s normou ATV-A 111 – RNG k-ε model turbulence

Z výsledků uvedených v Tab. 4.4 až Tab. 4.7 jsou patrná následující zjištění:

- Predikovaná hodnota odtoku z odlehčovací komory je nepřímo úměrná velikosti výpočetní buňky.
- Predikovaná hodnota odtoku z odlehčovací komory je vyšší v případě použití RNG k-ε modelu turbulence.

Odlehčovací komora navržená dle směrnice:

- Při použití k-ε modelu turbulence se vypočítané hodnoty odtoku z odlehčovací komory liší od hodnoty stanovené směrnicí o -7,5 % až +1,8 % v závislosti na použité výpočetní mřížce. Největší relativní odchylka vůči hodnotě stanovené směrnicí je u hrubé výpočetní mřížky, kdy je vypočítaná hodnota odtoku nižší o 7,5 %. Vypočítaná hodnota odtoku, které byla nejbližší hodnotě stanovené směrnicí, byla získána při použití střední výpočetní mřížky – vypočítaná hodnota byla nižší o 1,6%.
- Relativní odchylka vypočítaných hodnot odtoku z odlehčovací komory od hodnoty stanovené směrnicí se při použití RNG k-ε modelu turbulence pohybuje rozmezí -4,2 % až +2,8 % v závislosti na hustotě výpočetní mřížky. I u RNG k-ε modelu turbulence je největší relativní odchylka vůči hodnotě stanovené směrnicí u hrubé výpočetní mřížky a nejnižší u střední výpočetní mřížky. V případě hrubé výpočetní mřížky je vypočítaná hodnota odtoku nižší o 4,2 % v porovnání s hodnotou stanovenou směrnicí a u střední výpočetní mřížky je vyšší o 1,4 %.
- Vliv použitého modelu turbulence na predikované hodnoty odtoku z odlehčovací komory je uveden v Tab. 4.8. Při použití RNG k-ε modelu byly vypočítané hodnoty odtoku z odlehčovací komory vyšší v průměru o cca. 2,6 % v porovnání s k-ε modelem.

Veličina	Jednotky	Výpočetní mřížka		
		Hrubá	Střední	Jemná
Průtok (RNG k-ε model)	[l/s]	54,6	57,8	58,6
Průtok (k-ε model)	[l/s]	52,7	56,1	58,0
Relativní odchylka	[%]	3,6	3,0	1,0

Tab. 4.8 Porovnání odtoku z OK v závislosti na použitém modelu turbulence (OK dle směrnice)

Odlehčovací komora navržená dle normy ATV-A 111:

- V závislosti na použité výpočetní mřížce se při použití k-ε modelu turbulence vypočítané hodnoty odtoku z odlehčovací komory liší od hodnoty stanovené postupem dle normy o -7,3 % až +1,6 %. Při použití hrubé výpočetní mřížky byla vypočítaná hodnota odtoku

z odlehčovací komory o 7,3 % nižší než hodnota stanovená postupem dle normy ATV-A 111. Nejlepší shody s hodnotou stanovenou dle normy bylo dosaženo při použití jemné výpočetní mřížky, kdy vypočítaná hodnota odtoku byla vyšší o 1,6%.

- Při použití RNG k- ϵ modelu turbulence se relativní odchylka vypočítaných hodnot odtoku z odlehčovací komory od hodnoty stanovené pomocí normy pohybuje v rozmezí -4,6 % až +3,6 % v závislosti na hustotě výpočetní mřížky. Největší relativní odchylka vůči hodnotě stanovené pomocí normy je u hrubé výpočetní mřížky a nejnižší u střední výpočetní mřížky. V případě hrubé výpočetní mřížky je vypočítaná hodnota odtoku nižší o 4,6 % v porovnání s hodnotou stanovenou směrnicí a u střední výpočetní mřížky je vyšší o 1,7 %.
- Vliv použitého modelu turbulence na predikované hodnoty odtoku z odlehčovací komory je uveden v Tab. 4.9. Při použití RNG k- ϵ modelu byly vypočítané hodnoty odtoku z odlehčovací komory vyšší v průměru o cca. 3,1 % v porovnání s hodnotami odtoku vypočítanými při použití k- ϵ modelu turbulence.

Veličina	Jednotky	Výpočetní mřížka		
		Hrubá	Střední	Jemná
Průtok (RNG k- ϵ model)	[l/s]	54,4	58,0	59,1
Průtok (k- ϵ model)	[l/s]	52,8	55,5	57,9
Relativní odchylka	[%]	3,0	4,4	2,0

Tab. 4.9 Porovnání odtoku z OK v závislosti na použitém modelu turbulence (OK dle normy ATV-A 111)

Na Obr. 4.26 až Obr. 4.29 je pomocí grafu znázorněn relativní rozdíl mezi vypočítanými hodnotami odtoku z odlehčovací komory pro jednotlivé výpočetní mřížky a modely turbulence.

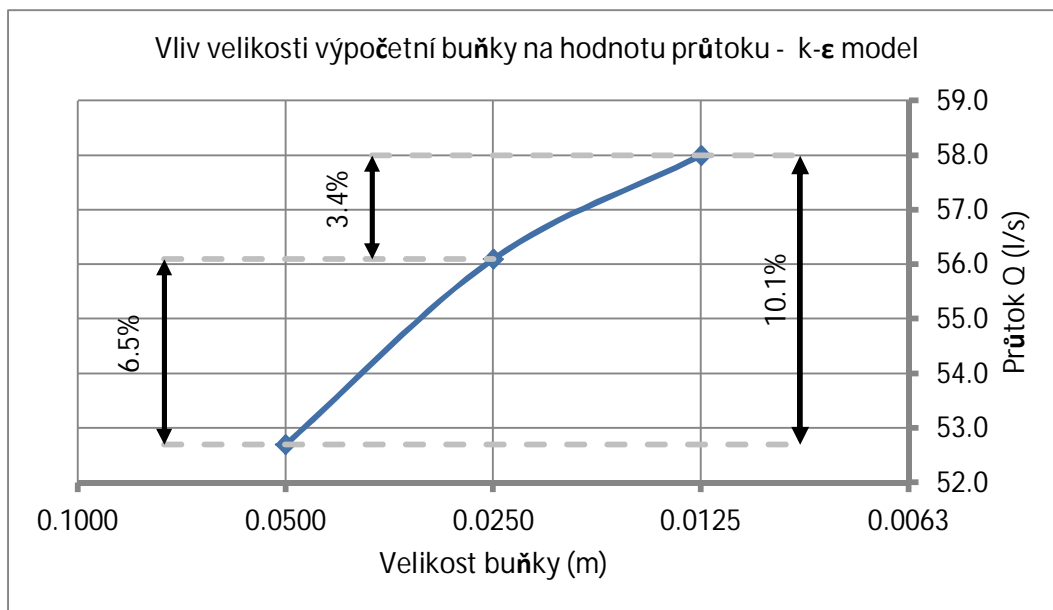
OK navržená dle normy směrnice:

- Relativní rozdíl mezi hrubou a střední výpočetní mřížkou činí 6,5 % u k- ϵ modelu a 5,9 % u RNG k- ϵ modelu turbulence.
- Relativní rozdíl mezi střední a jemnou výpočetní mřížkou činí 3,4 % u k- ϵ modelu a 1,4 % u RNG k- ϵ modelu turbulence.

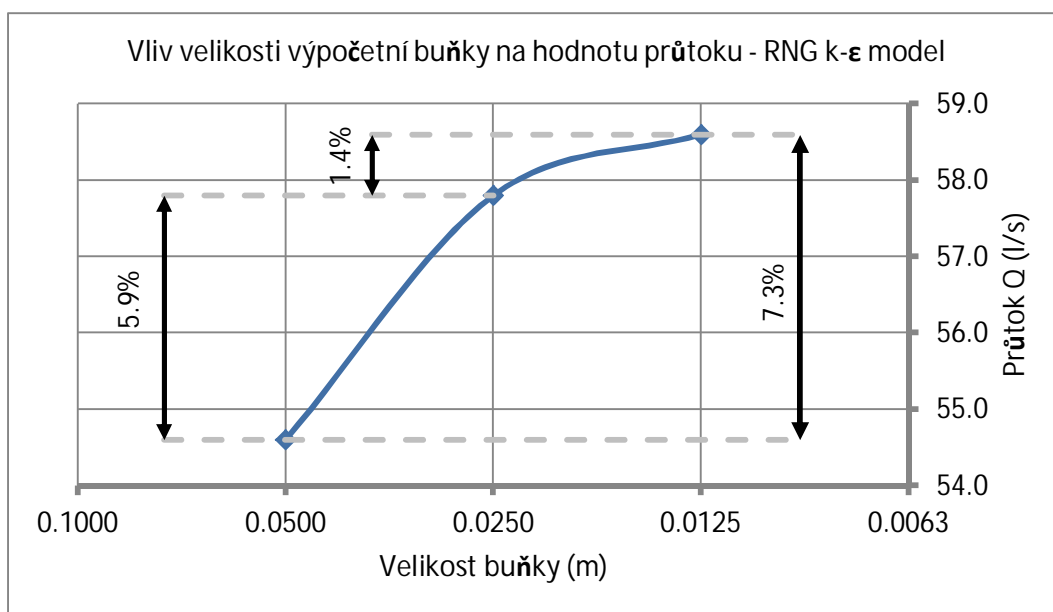
OK navržená dle normy ATV-A 111:

- Relativní rozdíl mezi hrubou a střední výpočetní mřížkou činí 5,1 % u k- ϵ modelu a 6,6 % u RNG k- ϵ modelu turbulence.
- Relativní rozdíl mezi střední a jemnou výpočetní mřížkou činí 4,3 % u k- ϵ modelu a 1,9 % u RNG k- ϵ modelu turbulence.

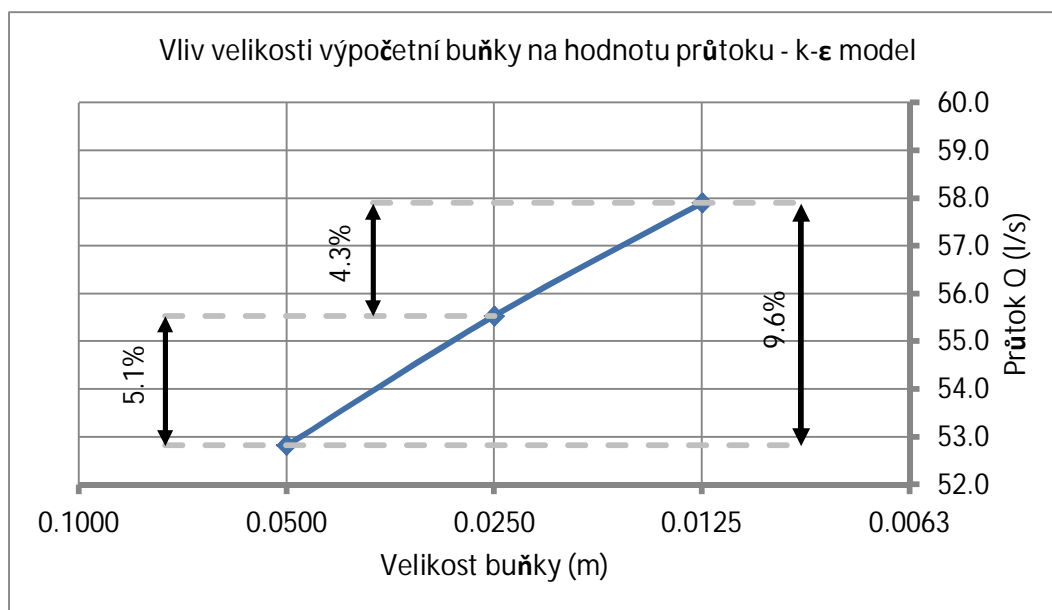
Větší rozptyl vypočítaných hodnot odtoku z odlehčovací komory v závislosti na hustotě výpočetní mřížky byl získán při použití k- ϵ modelu turbulence.



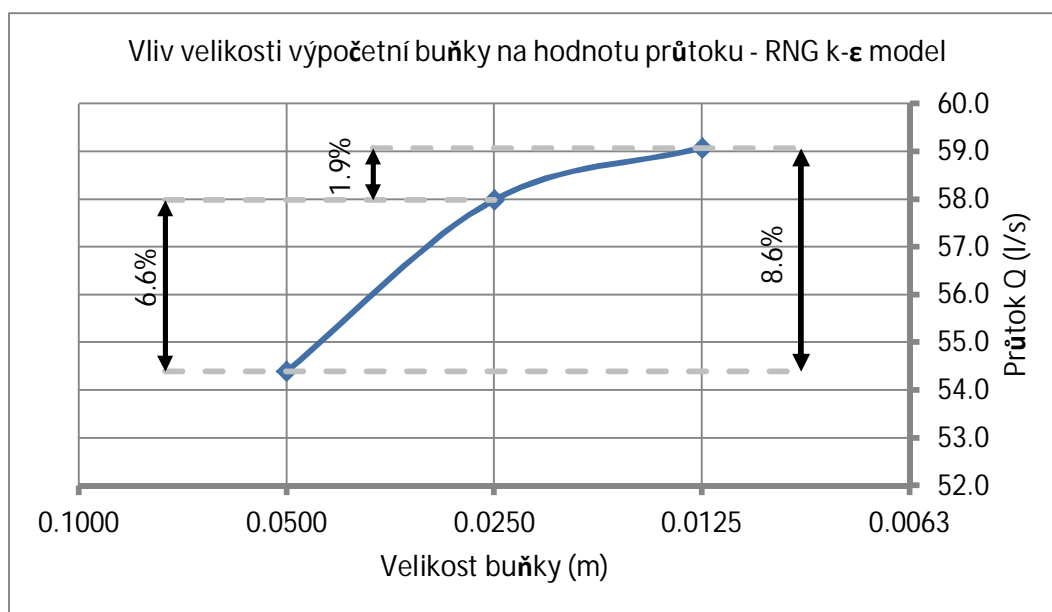
Obr. 4.11 OK dle směrnice: Vliv velikosti výpočetní buňky na hodnotu průtoku – k-ε model turbulence



Obr. 4.12 OK dle směrnice: Vliv velikosti výpočetní buňky na hodnotu průtoku – RNG k-ε model turbulence



Obr. 4.13 OK dle ATV-A 111: Vliv velikosti výpočetní buňky na hodnotu průtoku – k-ε model turbulence



Obr. 4.14 OK dle ATV-A 111: Vliv velikosti výpočetní buňky na hodnotu průtoku – RNG k-ε model turbulence

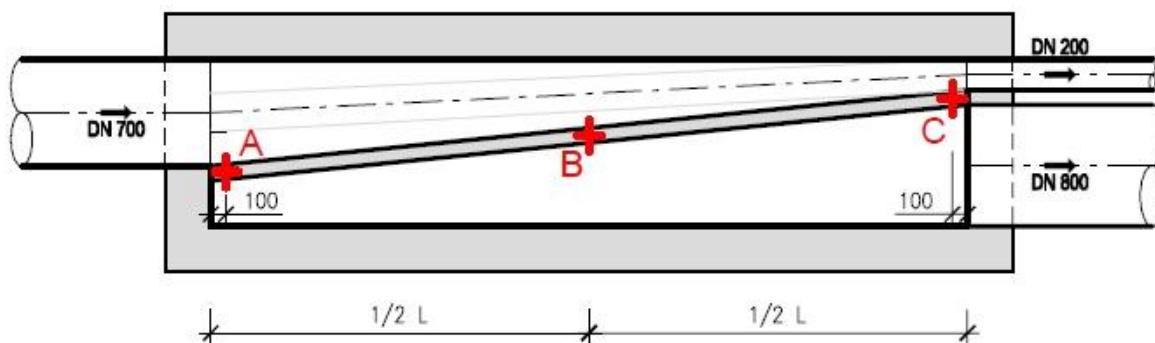
Výsledky simulací – porovnání přepadových výšek

Kromě porovnání hodnot odtoku z odlehčovací komory bylo provedeno porovnání přepadových výšek. Výpočetním postupem dle použité směrnice i normy ATV-A 111 obdržíme hodnoty přepadových výšek na začátku a konci přelivné hrany a též střední (průměrnou) hodnotu přepadové výšky. Přepadové výšky na začátku a konci přelivné hrany byly porovnány s přepadovými výškami získanými pomocí softwaru FLOW-3D.

Při analýze výsledků simulací bylo zjištěno, že v některých případech nedocházelo k přepadu vody po celé délce přelivné hrany, ale až od určité vzdálenosti od začátku odlehčovací komory, která se lišila v závislosti na modelu turbulence a výpočetní mřížce. Na konci

přelivné hrany pak docházelo k náhlému zvýšení přepadového paprsku z důvodu blízkosti stěny odlehčovací komory. Z těchto důvodů byly přepadové výšky v simulacích zjišťovány ve vzdálenosti 0,100 m od stěny odlehčovací komory, a to v polovině šířky přelivné hrany. Kromě začátku a konce přelivné hrany byly hodnoty přepadových výšek v simulacích zjišťovány též uprostřed délky přelivné hrany. Přepadové výšky byly zjišťovány v polovině šířky přelivné hrany a to ve 3 místech (viz. Obr. 4.15):

- bod A – na začátku přelivné hrany ve vzdálenosti 100 mm od stěny odlehčovací komory;
- bod B – v polovině délky přelivné hrany;
- bod C – na konci přelivné hrany ve vzdálenosti 100 mm od stěny odlehčovací komory.



Obr. 4.15 Místa zjišťování přepadových výšek u odlehčovací komory navržené dle směrnice

Vypočítané hodnoty přepadových výšek v bodech A a C jsou uvedeny v Tab. 4.10 pro odlehčovací komoru navrženou dle směrnice a v Tab. 4.12 pro odlehčovací komoru navrženou dle normy ATV-A 111. Vypočítané hodnoty přepadových výšek jsou porovnány s hodnotou přepadové výšky určenou postupem dle směrnice, resp. normy ATV-A 111. Relativní odchylka uvedená v tabulkách je vztažena k hodnotě přepadové výšky v daném bodě stanovené postupem dle směrnice (resp. normy ATV-A 111).

V případě odlehčovací komory navržené podle směrnice se vypočítané hodnoty přepadových výšek v bodech A a C velmi liší od hodnot stanovených pomocí směrnice. V bodě A jsou vypočítané hodnoty přepadových výšek nižší o cca. 60 % až 90 % oproti hodnotě stanovené postupem dle směrnice, v bodě C jsou nižší o cca. 30 % až 40 % v závislosti na použitém modelu turbulence a výpočetní mřížce.

Metoda stanovení přepadových výšek	Výpočetní mřížka	Přepadová výška v bodě A h_A	Relativní odchylka	Přepadová výška v bodě C h_C	Relativní odchylka
	-	[m]	[%]	[m]	[%]
Směrnice	-	0,085	-	0,215	-
FLOW-3D k- ϵ model	hrubá	0,007	-91,8	0,121	-43,6
	střední	0,033	-61,4	0,144	-33,0
	jemná	0,025	-70,3	0,150	-30,2
FLOW-3D RNG k- ϵ model	hrubá	0,007	-92,2	0,139	-35,5
	střední	0,035	-59,0	0,143	-33,6
	jemná	0,025	-70,2	0,150	-30,2

Tab. 4.10 Porovnání přepadových výšek v bodech A a C s hodnotami určenými postupem dle směrnice

V Tab. 4.11 jsou uvedeny vypočítané hodnoty přepadových výšek odlehčovací komory navržené pomocí směrnice včetně přepadové výšky uprostřed délky přelivné hrany v bodě B. Z tabulky je patrné, že použitý model turbulence měl na predikované hodnoty přepadových výšek poměrně malý vliv. Hodnoty přepadových výšek získaných při použití střední a jemné výpočetní mřížky se poměrně dobře shodovaly, u hrubé výpočetní mřížky byly vypočítané hodnoty přepadových výšek ve většině případů znatelně nižší.

Přepadová výška v bodě	A h_A [m]		B h_B [m]		C h_C [m]	
	k- ϵ	RNG k- ϵ	k- ϵ	RNG k- ϵ	k- ϵ	RNG k- ϵ
Hrubá výpočetní mřížka	0,007	0,007	0,078	0,083	0,121	0,139
Střední výpočetní mřížka	0,033	0,035	0,110	0,109	0,144	0,143
Jemná výpočetní mřížka	0,025	0,025	0,103	0,104	0,150	0,150

Tab. 4.11 Vliv modelu turbulence a výpočetní mřížky na přepadovou výšku – OK dle směrnice

V Tab. 4.12 je uvedeno porovnání vypočítaných přepadových výšek v bodech A a C u odlehčovací komory navržené podle normy ATV-A 111. Ve všech případech byly vypočítané hodnoty přepadových výšek na začátku a konci přelivné hrany nižší než ty stanovené pomocí normy. V bodě A byly vypočítané přepadové výšky nižší o cca. 30–70 %, v bodě C byly nižší o cca. 10–25 %.

Model turbulence	Výpočetní mřížka	Přepadová výška v bodě A h_A	Relativní odchylka	Přepadová výška v bodě C h_C	Relativní odchylka
	-	[m]	[%]	[m]	[%]
ATV-A 111	-	0,072	-	0,162	-
k- ϵ model	hrubá	0,020	-72,3	0,121	-25,2
	střední	0,036	-50,3	0,142	-12,6
	jemná	0,038	-47,9	0,147	-9,0
RNG k- ϵ model	hrubá	0,018	-75,5	0,121	-25,5
	střední	0,050	-30,3	0,141	-12,7
	jemná	0,038	-47,8	0,150	-7,4

Tab. 4.12 Porovnání přepadových výšek v bodech A a C s hodnotami určenými postupem dle normy ATV-A 111

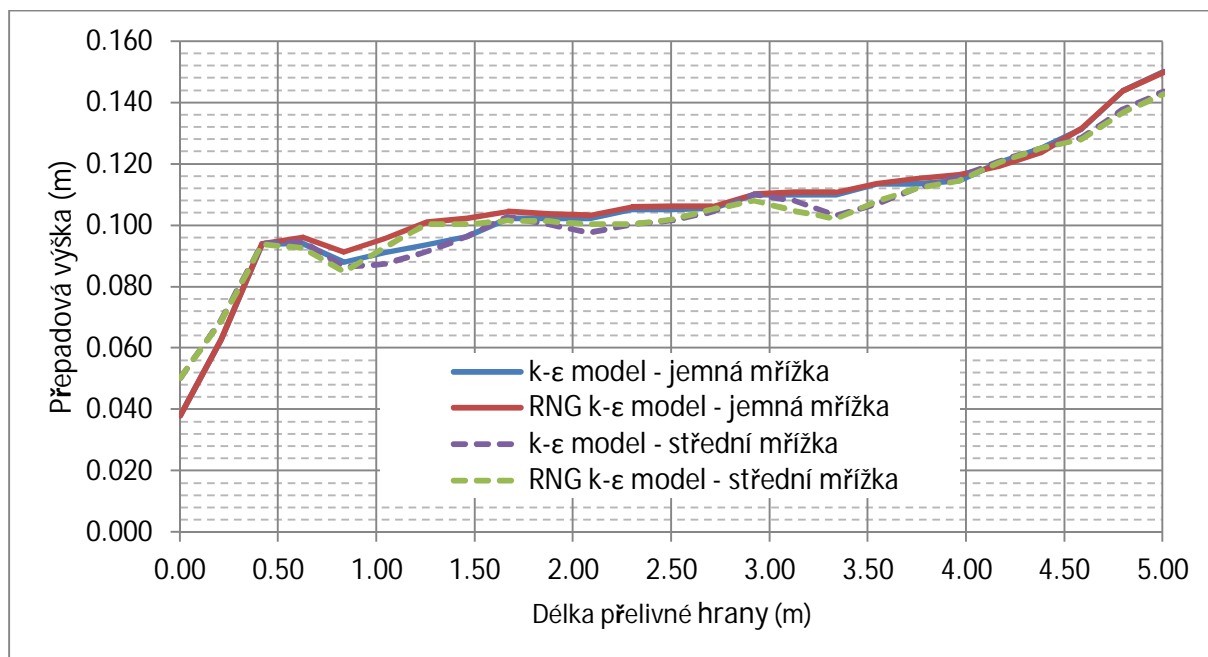
Vypočítané hodnoty přepadových výšek v bodech A, B a C odlehčovací komory navržené postupem podle normy ATV-A 111 jsou uvedeny v Tab. 4.13. Jak je z hodnot v tabulce patrné, použitý model turbulence měl na predikované hodnoty přepadových výšek v podstatě zanedbatelný vliv.

Přepadová výška v bodě	A h_A [m]		B h_B [m]		C h_C [m]	
	k- ϵ	RNG k- ϵ	k- ϵ	RNG k- ϵ	k- ϵ	RNG k- ϵ
Hrubá výpočetní mřížka	0,020	0,018	0,101	0,105	0,121	0,121
Střední výpočetní mřížka	0,036	0,050	0,093	0,092	0,142	0,141
Jemná výpočetní mřížka	0,038	0,038	0,104	0,103	0,147	0,150

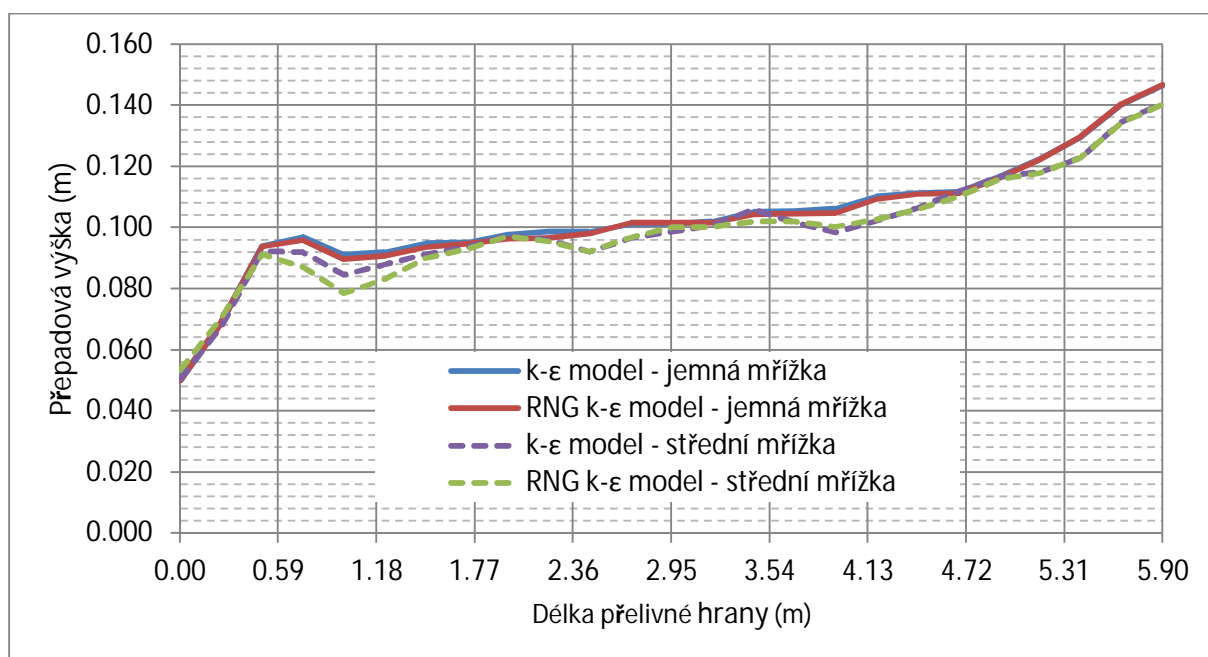
Tab. 4.13 Vliv modelu turbulence a výpočetní mřížky na přepadovou výšku – OK dle normy ATV-A 111

Na Obr. 4.16 a Obr. 4.17 je pomocí grafu znázorněn průběh hladiny podél přelivné hrany odlehčovací komory – na Obr. 4.16 pro odlehčovací komoru navrženou postupem dle směrnice a na Obr. 4.17 pro odlehčovací komoru podle normy ATV-A 111. Průběh hladiny je dán přepadovými výškami v 25 ekvidistantních bodech ležících uprostřed šířky přelivné hrany, které byly získány v programu FlowSight. Tyto body jsou na grafu spojeny úsečkami. Na obrázcích není průběh hladin podél přelivné hrany pro hrubou výpočetní mřížku, protože uvedeným postupem získané hodnoty přepadových výšek nabyvaly v řadě bodů nereálných hodnot.

Průběh hladiny podél přelivné hrany je u obou odlehčovacích komor velmi podobný, navzdory různé délce přelivné hrany. Vliv použitého modelu turbulence na průběh hladiny po délce přelivné hrany je v tomto případě v podstatě zanedbatelný. Poměrně dobrá shoda v predikci průběhu hladiny podél přelivné hrany je též u použité střední a jemné výpočetní mřížky.

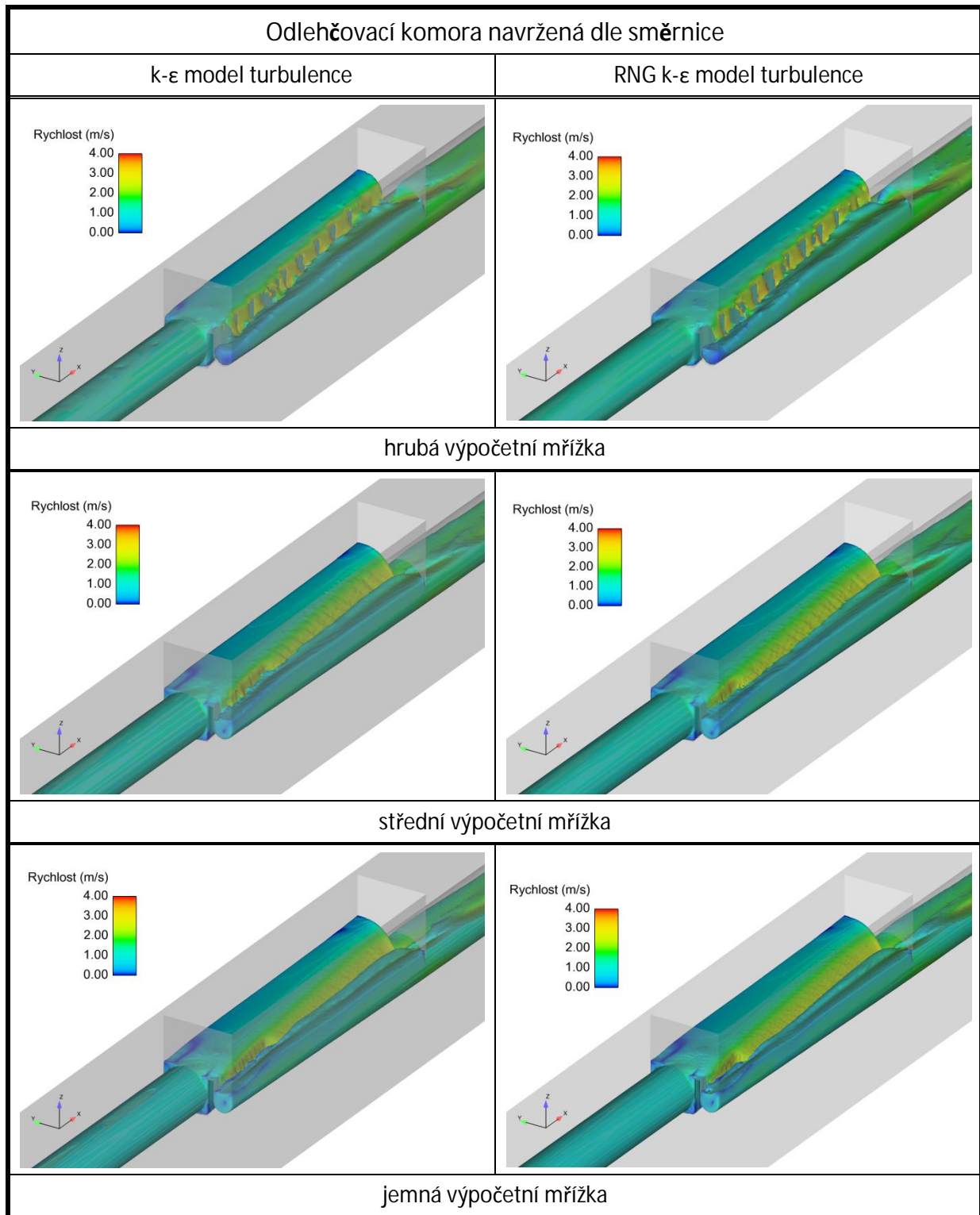


Obr. 4.16 Průběh hladiny podél přelivné hrany – OK navržená dle směrnice

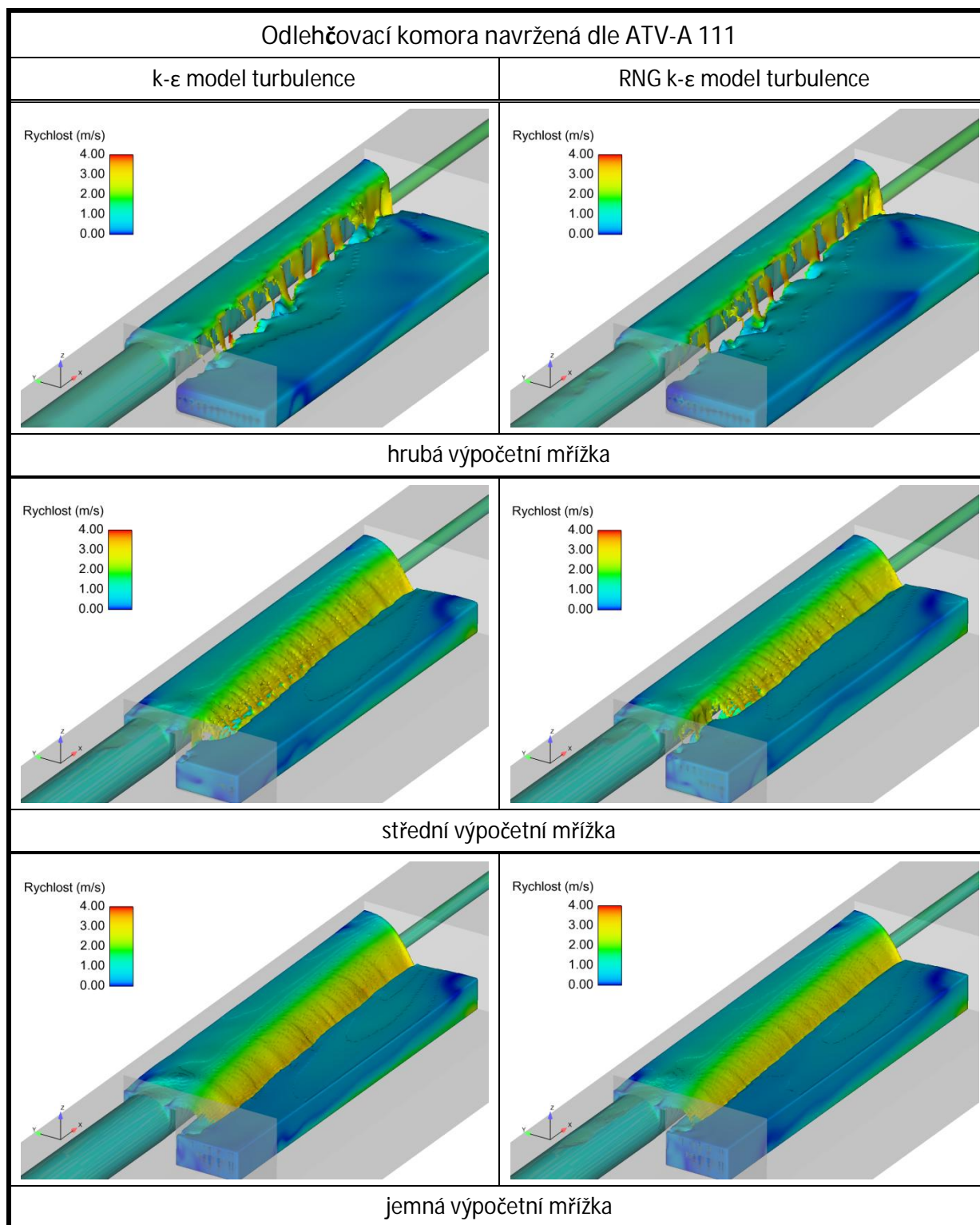


Obr. 4.17 Průběh hladiny podél přelivné hrany – OK navržená dle normy ATV-A 111

Na Obr. 4.18 a Obr. 4.19 je vyobrazena poloha hladiny a rychlost proudění v odlehčovací komoře při ustáleném stavu proudění pro jednotlivé varianty použitých výpočetních mřížek a modelů turbulence.



Obr. 4.18 Průběh hladiny v odlehčovací komoře navržené dle směrnice v závislosti na použité výpočetní mřížce a modelu turbulence



Obr. 4.19 Průběh hladiny v odlehčovací komoře navržené dle normy ATV-A 111 v závislosti na použité výpočetní mřížce a modelu turbulence

Výsledky simulací – separační účinnost

Kromě porovnání přepadových výšek a průtoků byla simulována i separační účinnost odlehčovacích komor. V Tab. 4.14 je uvedena vypočítaná separační účinnost odlehčovací komory navržené dle směrnice při ustáleném návrhovém přítoku. Predikovaná separační

účinnost částic frakcí F1 a F2 je u jednotlivých kombinací výpočetní mřížky a turbulentního modelu v podstatě shodná a pohybuje se v rozpětí cca. 11–13 %. Separační účinnost částic frakce F3 je cca. 24–28 %, separační účinnost částic frakce F4 je ve všech případech 100 %.

Model turbulence	Výpočetní mřížka	Účinnost separace [%]			
		F1	F2	F3	F4
k- ϵ model	hrubá	11,17	11,21	24,09	100,00
	střední	12,25	12,35	24,74	100,00
	jemná	12,28	12,54	27,03	100,00
RNG k- ϵ model	hrubá	11,63	11,81	24,78	100,00
	střední	13,17	13,13	26,94	100,00
	jemná	12,86	12,84	27,85	100,00

Tab. 4.14¹ Separační účinnost v závislosti na modelu turbulence a výpočetní mřížce – OK navržená dle směrnice

Separační účinnost odlehčovací komory navržené postupem dle normy ATV-A 111 je uvedena v Tab. 4.15. Predikovaná separační účinnost částic frakcí F1 a F2 je u jednotlivých kombinací výpočetní mřížky a turbulentního modelu v podstatě stejná jako u odlehčovací komory navržené podle směrnice a pohybuje se v rozpětí cca. 12–13 %. Separační účinnost částic frakce F3 je cca. 25–28 %, separační účinnost částic frakce F4 je ve všech případech 100 %.

Model turbulence	Výpočetní mřížka	Účinnost separace [%]			
		F1	F2	F3	F4
k- ϵ model	hrubá	12,02	11,94	25,57	100,00
	střední	12,31	12,44	26,47	100,00
	jemná	12,70	12,73	27,26	100,00
RNG k- ϵ model	hrubá	12,39	12,40	25,33	100,00
	střední	12,68	12,71	26,66	100,00
	jemná	12,71	12,84	27,32	100,00

Tab. 4.15 Separační účinnost v závislosti na modelu turbulence a výpočetní mřížce – OK navržená dle normy ATV-A 111

Vliv použité výpočetní mřížky na predikovanou hodnotu separační účinnosti není ve většině příliš významný. Obdobně jako u hodnot odtoku z odlehčovací komory, kde vyšší hodnoty odtoku byly vypočítány při použití jemnější mřížky, byly vyšší hodnoty separační účinnosti též zaznamenány při použití jemnější výpočetní mřížky. Důvodem vyšší hodnoty separační účinnosti vypočítané při jemnější výpočetní mřížce je pravděpodobně vyšší hodnota odtoku

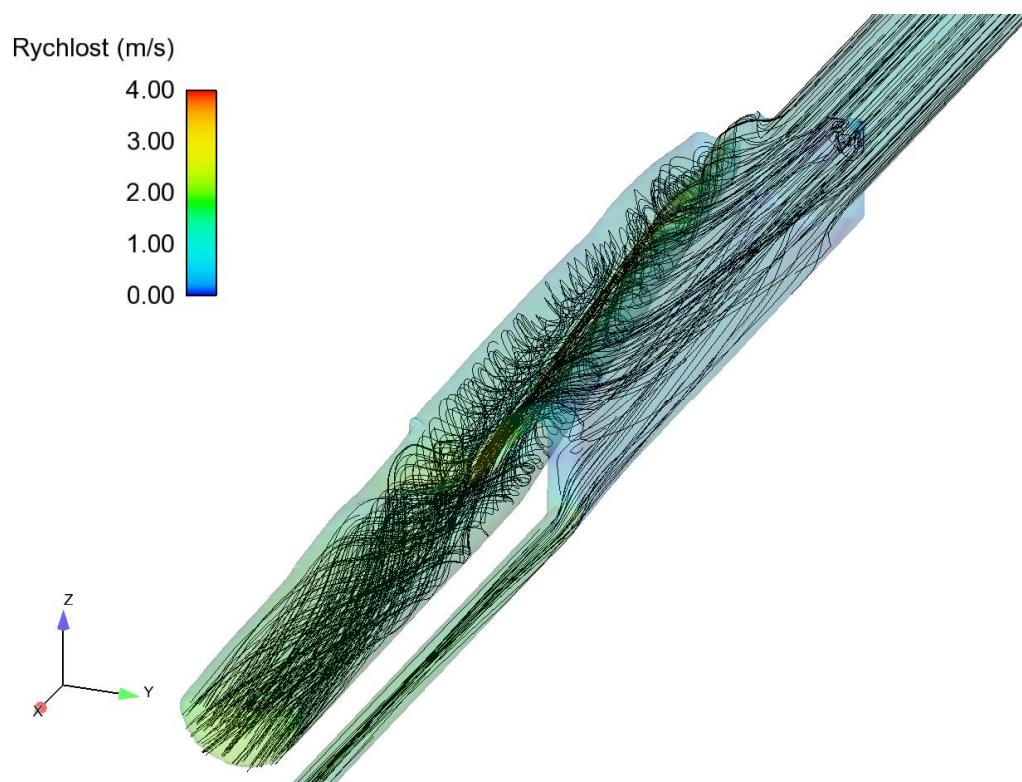
¹ částice frakcí F1 – F4 jsou rozděleny podle Tab. 4.1 (str. 48)

při jemnější výpočetní mřížce a detailněji řešené proudění vody a tím i částic v objektu odlehčovací komory. Použitý model turbulence má rovněž relativně malý vliv na predikovanou účinnost separace. Vyšší hodnoty separační účinnosti byly získány při použití RNG k- ϵ modelu turbulence.

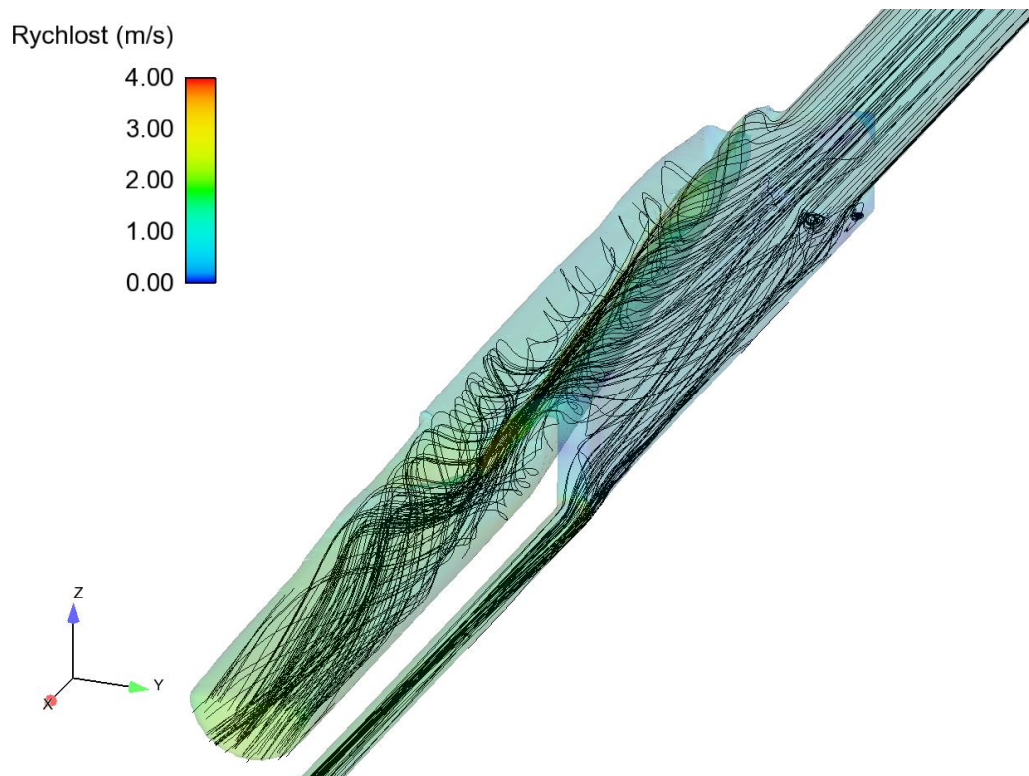
V použité metodice modelování znečišťujících látek jsou částice do modelu vpouštěny ve vzdálenosti desetinásobku profilu přítokového potrubí před odlehčovací komorou. Částice frakcí F1 a F2 zůstávají ve vodě téměř homogenně rozptýleny i na vtoku do odlehčovací komory. U částic frakce F3 se začíná projevovat vyšší sedimentační rychlost, ve srovnání s trajektoriemi částic frakcí F1 a F2 je patrná vyšší četnost trajektorií částic u dna odlehčovací komory. Ve výpočtech nebyl zaznamenán přepad částic frakce F4, všechny částice frakce F4 odtekly z odlehčovací komory směrem na ČOV či zůstaly v objektu odlehčovací komory.

Na Obr. 4.20 a Obr. 4.21 jsou zobrazeny trajektorie částic frakcí F1 a F3 u odlehčovací komory navržené podle směrnice. Trajektorie částic frakce F2 byly téměř shodné s trajektoriemi částic frakce F1. Pro větší přehlednost není na obrázcích vyznačena trajektorie všech částic vpustěných do modelu, ale pouze 255 částic.

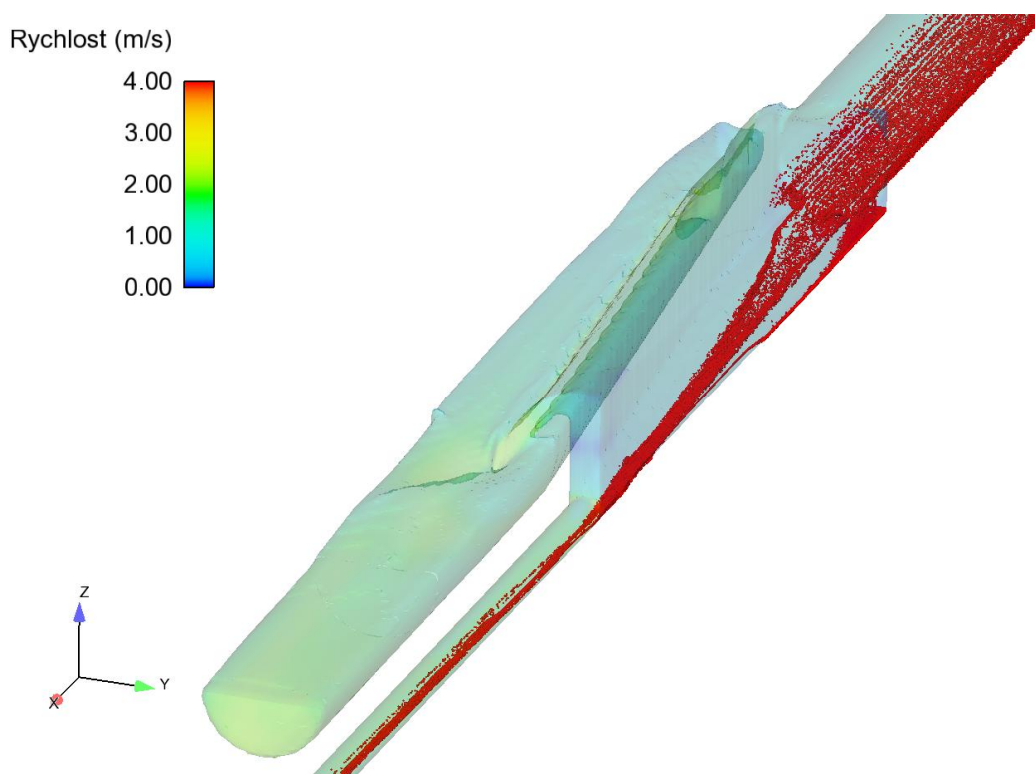
Na Obr. 4.22 je zobrazena poloha částic frakce F4 v čase $t = 50$ s, tj. v polovině simulovaného časového úseku od délce 100 s. Z obrázku je patrné, že částice se pohybují a hromadí u dna odlehčovací komory.



Obr. 4.20 Trajektorie částic frakce F1 – střední výpočetní mřížka – RNG k- ϵ model turbulence



Obr. 4.21 Trajektorie částic frakce F3 – střední výpočetní mřížka – RNG k-ε model turbulence



Obr. 4.22 Částice frakce F4 – střední výpočetní mřížka – RNG k-ε model turbulence

4.3.4 Shrnutí výsledků

Výsledky simulací odlehčovacích komor navržených pro stejné návrhové parametry postupem podle směrnice i normy ATV-A 111 byly velmi podobné navzdory rozdílné délce přelivné hrany i škrťící trati.

Z provedených simulací vyplynulo, že hodnota odtoku z obou odlehčovacích komor při návrhovém průtoku je takřka stejná pro danou kombinaci výpočetní mřížky a modelu turbulence. Vypočítané hodnoty průtoků se od hodnot stanovených pomocí směrnice/normy lišily maximálně o 7,5 % v závislosti na výpočetní mřížce a modelu turbulence. Vypočítaná hodnota odtoku z odlehčovací komory se zvyšovala s klesající velikostí použité výpočetní buňky. Jedním z důvodů je metoda FAVOR™, která je používána pro reprezentaci geometrie objektů v programu FLOW-3D (viz. kapitola 2.7.1); při použití jemnější výpočetní mřížky jsou lépe vypočítány plošné frakce používané pro definici plochy a objemu, který může být vyplněn řešenou tekutinou. Vliv použité výpočetní mřížky na reprezentaci potrubí kruhového průřezu profilu DN 200 v programu FLOW-3D je na Obr. 4.23. Hodnoty odtoku z odlehčovací komory obdržené při použití RNG k- ϵ modelu turbulence byly vždy o vyšší než při použití k- ϵ modelu turbulence, a to o 1,0–4,4 % v závislosti na použité výpočetní mřížce. Relativní rozdíl vypočítaných hodnot odtoku při použití k- ϵ a RNG k- ϵ modelu turbulence měl klesající tendenci při použití menší velikosti výpočetní buňky.

Vypočítané hodnoty přepadových výšek na začátku a konci odlehčovací komory se poměrně značně lišily od hodnot stanovených pomocí směrnice/normy, vypočítané hodnoty byly nižší než hodnoty stanovené pomocí směrnice/normy. Lepší shoda vypočítaných a stanovených hodnot přepadových výšek byla u odlehčovací komory navržené podle normy ATV-A 111. U obou odlehčovacích komor byl vliv modelu turbulence na hodnotu přepadových výšek zanedbatelný. Průběh hladiny podél přelivné hrany predikovaný při použití střední a jemné výpočetní mřížky byl velmi podobný.

Výsledky separační účinnosti obou odlehčovacích komor byly velmi podobné. Separační účinnost se pohybovala v rozmezí 11–13 % u částic frakcí F1 a F2, 24–28 % u částic frakce F3 a u částic frakce F4 byla separační účinnost 100 %. Vyšší hodnoty separační účinnosti frakcí částic F1, F2 a F3 byly vypočítány při použití jemnější výpočetní mřížky.



Obr. 4.23 Vliv použité výpočetní mřížky na rozlišení geometrie profilu škrťící trati

4.4 Porovnání odlehčovací komory navržené podle normy ATV-A 111 a směrnice

Stejně jako v kapitole 4.3 je i v této kapitole pro stejné návrhové parametry navržena odlehčovací komora dle směrnice a německé normy ATV-A 111. V předchozí kapitole byla odlehčovací komora navržena pro návrhový průtok 573 l/s, v této kapitole je návrhový průtok téměř čtyřnásobný. I zde byl použit vzorový příklad; konkrétně se jedná o vzorový příklad uvedený v německé normě ATV-A 111.

4.4.1 Návrhové parametry

Odlehčovací komora byla navržena pro následující návrhové parametry:

- hraniční průtok: $Q_{hr} = 180,0 \text{ l/s}$;
- překročení hraničního průtoku: $Q_s = 215,0 \text{ l/s}$;
- návrhový průtok za deště: $Q_N = 2200,0 \text{ l/s}$;
- dimenze přítokového potrubí: DN 1400;
- sklon přítokového potrubí: 2,5 ‰;
- výška přelivné hrany: 0,96 m;
- dimenze škrťací trati: 0,30 m;
- sklon škrťací trati: 2,0 ‰.

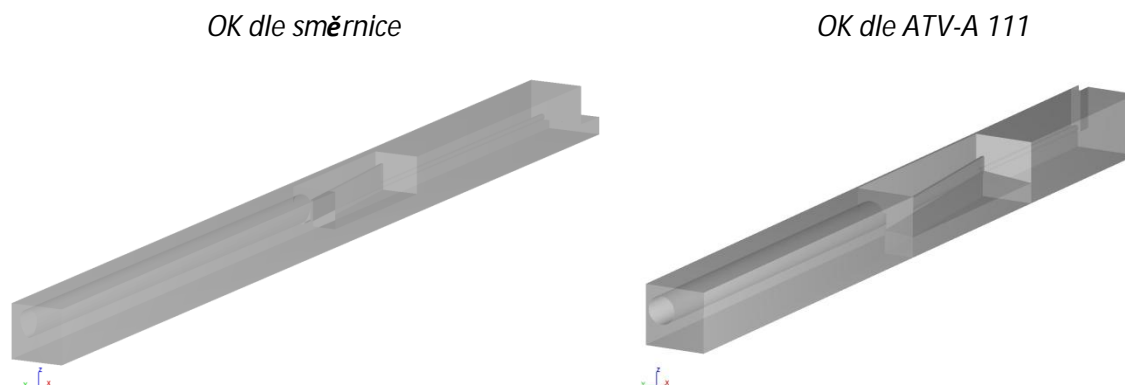
Pro návrhový průtok 2200 l/s nelze pomocí směrnice navrhnout odlehčovací komoru s přítokovým potrubím kruhového profilu. Bylo nutné navrhnout přítokové potrubí vejčitého (Vídeňského) profilu. Na základě profilu přírodního potrubí je pak ve směrnici udána výška přelivné hrany. To je důvodem, proč se výšky přelivných hran odlehčovacích komor v této kapitole liší. Poměrně značné rozdíly ve výšce přelivné hrany a tím i délky škrťací trati jsou důvodem, proč byly získány rozdílné hodnoty překročení hraničního průtoku u použitých postupů pro návrh odlehčovací komory pro stejné návrhové parametry.

Parametr	Jednotky	Směrnice	ATV-A 111
Profil přítokového potrubí	[mm]	1000/1500	1400
Délka přelivné hrany	[m]	9,00	11,27
Výška přelivní hrany na začátku OK	[m]	1,25	0,90
Výška přelivní hrany na konci OK	[m]	1,40	0,96
Profil škrťací tratě	[mm]	DN 300	DN 300
Délka škrťací tratě	[m]	16,00	9,25
Přepadová výška na začátku OK	[m]	0,160	0,100
Přepadová výška na konci OK	[m]	0,340	0,260
Střední přepadová výška	[m]	0,250	0,210
Překročení hraničního průtoku	[l/s]	205	215

Tab. 4.16 Navržené parametry odlehčovacích komor

4.4.2 Zadání modelu odlehčovací komory v programu FLOW-3D

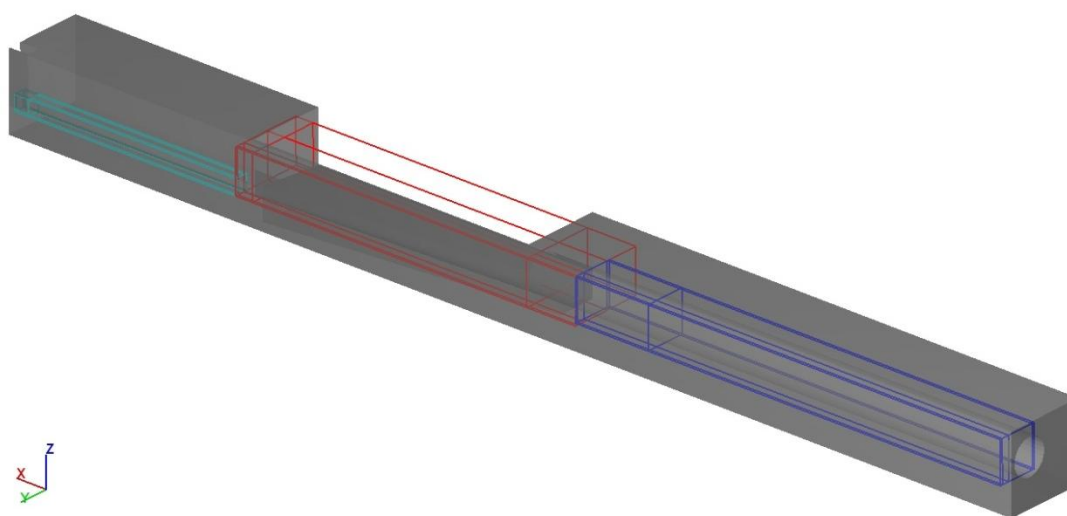
Podobně jako v předchozím případě byla 3D geometrie odlehčovací komory a na ní napojených potrubí vytvořena v CAD programu (konkrétně AutoCADu). Vytvořený objekt 3D těles byl poté exportován do stereolitografických souboru STL a načten do softwaru FLOW-3D.



Obr. 4.24 Geometrie odlehčovací komory ve formátu STL po importu do softwaru FLOW-3D

Výpočetní mřížka

Pro definování výpočtové oblasti byly použity 3 výpočetní mřížky (viz. Obr. 4.25), které na sebe navazují a to pro obě odlehčovací komory. S odlehčovací stokou nebylo uvažováno.



Obr. 4.25 Výpočetní oblast definovaná 3mi výpočetními mřížkami (barevně rozlišeny)

Rozsah výpočetní oblasti byl následující (kromě samotného objektu odlehčovací komory):

- Odlehčovací komora navržená dle ATV-A 111:
 - délka přítokového potrubí: 19,50 m;
 - délka potrubí směrem k ČOV: 9,80 m (z toho délka škrťací tratě 9,25 m).
- Odlehčovací komora navržená dle směrnice:
 - délka přítokového potrubí: 29,00 m;
 - délka potrubí směrem k ČOV: 19,00 m (z toho délka škrťací tratě 18,00 m).

Fyzikální nastavení

Simulovanou tekutinou byla zvolena voda. V modelu byla zadána o hustotě $\rho = 1000 \text{ kg/m}^3$ a dynamické viskozitě $\mu = 0,001 \text{ Pa}\cdot\text{s}$. Dále byly použity tyto předpoklady:

- izotermické proudění;
- konstantní hustota i viskozita.

Hodnota gravitačního zrychlení v modelu byla zadána $9,81 \text{ m/s}^2$. Drsnost stěn byla zadána jednotná pro celý objekt odlehčovací komory i potrubí – absolutní drsnost stěn byla $k = 0,25 \text{ mm}$.

Pro simulaci proudění v odlehčovací komoře byly použity 2 modely turbulence:

- k - ϵ model turbulence;
- RNG k - ϵ model turbulence.

Okrajové podmínky

Okrajové podmínky byly zadány obdobně jako u předchozí simulace odlehčovací komory. Okrajová podmínka na začátku přítokového potrubí byla zadána pomocí objemového průtoku. Ve výpočetní oblasti modelu odlehčovací komory je přítokové potrubí zadáno v délce 19,5 m, což je více než desetinásobek průměru přítokového potrubí (DN 1400). Na konci odtokového potrubí z odlehčovací komory byla zadána okrajová podmínka „outflow“. Na horní hranici výpočetní oblasti je zadána tlaková okrajová podmínka reprezentující atmosférický tlak. V modelu odlehčovací komory nebylo uvažováno s odlehčovací stokou. Na hranici výpočetové oblasti za přelivnou hranou byla zadána okrajová podmínka „outflow“ v případě odlehčovací komory navržené dle ATV-A 111; u odlehčovací komory navržené dle směrnice byla zadána tlaková okrajová podmínka s definovanou úrovní hladiny vody 60 cm pod přelivnou hranou.

Numerické nastavení

Pro simulaci bylo použito „defaultní“ numerické nastavení:

- výpočet tlaku – implicitní, metoda GMRES ;
- výpočet viskózního napětí – explicitní;
- výpočet tlaku na volné hladině – explicitní;
- advekce – explicitní;
- modelování volné hladiny – metoda VOF;
- výpočet advekčních členů – metoda prvního řádu.

Citlivostní analýza hustoty mřížky

I v tomto případě byly pro simulaci odlehčovacích komor použity tři varianty výpočetních mřížek lišících se velikostí výpočetní buňky v oblasti samotné odlehčovací komory – hrubá, střední a jemná. Velikost výpočetních buněk je uvedena v Tab. 4.17, poměr velikosti výpočetní buňky v použitých výpočetních mřížkách se lišil faktorem 2.

Výpočetní mřížka		Hrubá	Střední	Jemná
Velikost výpočetní buňky	x [m]	0,100	0,050	0,025
	y [m]	0,100	0,050	0,025
	z [m]	0,100	0,050	0,025

Tab. 4.17 Výpočetní mřížky použité v citlivostní analýze

4.4.3 Výsledky simulací

Výsledky simulací – porovnání průtoků

V Tab. 4.18 až Tab. 4.21 jsou uvedeny výsledné hodnoty odtoku z odlehčovací komory při návrhovém průtoku získané pomocí simulací a jsou porovnány s hodnotou získanou postupem podle normy ATV-A 111, resp. směrnice. Simulace proudění v odlehčovací komoře byly provedeny pro tři různé výpočetní mřížky a dva různé modely turbulence – k-ε model a RNG k-ε model.

Veličina	Jednotky	ATV-A 111	Výpočetní mřížka		
			Hrubá	Střední	Jemná
Průtok	[l/s]	215,0	220,0	232,0	236,0
Relativní odchylka	[%]	-	2,3	7,9	9,8

Tab. 4.18 Porovnání odtoku z OK s normou ATV-A 111 – k-ε model turbulence

Veličina	Jednotky	ATV-A 111	Výpočetní mřížka		
			Hrubá	Střední	Jemná
Průtok	[l/s]	215,0	227,0	236,0	240,0
Relativní odchylka	[%]	-	5,6	9,8	11,6

Tab. 4.19 Porovnání odtoku z OK s normou ATV-A 111 – RNG k-ε model turbulence

Veličina	Jednotky	Směrnice	Výpočetní mřížka		
			Hrubá	Střední	Jemná
Průtok	[l/s]	205,0	181,8	197,5	212,8
Relativní odchylka	[%]	-	-11,3	-3,6	3,8

Tab. 4.20 Porovnání odtoku z OK se směrnicí – k-ε model turbulence

Veličina	Jednotky	Směrnice	Výpočetní mřížka		
			Hrubá	Střední	Jemná
Průtok	[l/s]	205,0	188,3	203,1	212,8
Relativní odchylka	[%]	-	-8,1	-1,0	3,8

Tab. 4.21 Porovnání odtoku z OK se směrnicí – RNG k-ε model turbulence

Z provedených simulací vyplynulo následující:

- Predikovaná hodnota odtoku z odlehčovací komory je nepřímo úměrná velikosti výpočetní buňky.
- Predikovaná hodnota odtoku z odlehčovací komory je vyšší v případě použití RNG k-ε modelu turbulence.

Odlehčovací komora navržená dle normy ATV-A 111:

- Vypočítaná hodnota odtoku z odlehčovací komory při použití k-ε modelu turbulence je ve všech případech vyšší než průtok stanovený postupem dle německé normy ATV-A 111, a to o 2,3 % až 9,8 %. Nejmenší relativní odchylka průtoku byla zjištěna u hrubé výpočetní mřížky, kdy vypočítaná hodnota průtoku byla o 2,3 % vyšší než bylo vypočítáno postupem dle normy. Největší relativní odchylka oproti odtoku z odlehčovací komory stanovené postupem dle ATV-A 111 byla při použití jemné výpočetní mřížky, vypočítaná hodnota průtoky byla vyšší o 9,8 %.
- Obdobné výsledky jako u k-ε modelu byly získány i při použití RNG k-ε modelu turbulence pro simulaci proudění v odlehčovací komoře navržené dle německé normy ATV-A 111. Nejvyšší zaznamenaná relativní odchylka v porovnání s hodnotou získanou postupem dle normy ATV-A 111 je u jemné výpočetní mřížky, kdy vypočítaná hodnota průtoku je o 11,6 % vyšší než udává norma. Nejnižší relativní odchylka průtoku byla zjištěna u hrubé výpočetní mřížky, kdy vypočítaná hodnota průtoku byla o 5,6 % vyšší než udává norma.
- Porovnání predikovaných hodnot odtoku z odlehčovací komory v závislosti na použitém modelu turbulence a výpočetní mřížce je uvedeno v Tab. 4.22. Výsledné průtoky při použití RNG k-ε modelu byly vyšší v průměru o 2,2 % oproti k-ε modelu.

Veličina	Jednotky	Výpočetní mřížka		
		Hrubá	Střední	Jemná
Průtok (RNG k-ε model)	[l/s]	227,0	236,0	240,0
Průtok (k-ε model)	[l/s]	220,0	232,0	236,0
Relativní odchylka	[%]	3,2	1,7	1,7

Tab. 4.22 Porovnání odtoku z OK v závislosti na použitém modelu turbulence (OK dle ATV-A 111)

Odlehčovací komora navržená dle směrnice:

- Vypočítané hodnoty odtoku z odlehčovací komory při použití k-ε modelu turbulence se

v závislosti na použité výpočetní mřížce lišily od průtoku stanoveného postupem dle směrnice o $-11,3$ % až $+3,8$ %. Hodnota odtoku s nejmenší relativní odchylkou byla získána při použití střední výpočetní mřížky, kdy vypočítaná hodnota průtoku byla o $3,6$ % nižší než bylo vypočítáno postupem dle směrnice. Největší relativní odchylka oproti odtoku z odlehčovací komory stanovené postupem dle směrnice byla při použití jemné výpočetní mřížky, vypočítaná hodnota průtoku byla nižší o $11,3$ %.

- Použitím RNG k- ϵ modelu turbulence byly získány podobné hodnoty průtoků jako u k- ϵ modelu turbulence – vypočítané hodnoty se od průtoku stanoveného postupem dle směrnice lišily o $-8,1$ % až $+3,8$ %. Nejnižší relativní odchylka průtoku byla u střední výpočetní mřížky, kdy vypočítaná hodnota průtoku byla o $1,0$ % nižší oproti hodnotě dle směrnice. Nejvyšší relativní odchylka v porovnání s hodnotou získanou postupem dle směrnice je u hrubé výpočetní mřížky, kdy vypočítaná hodnota průtoku je o $8,1$ % nižší.
- Porovnání predikovaných hodnot odtoku z odlehčovací komory v závislosti na použitém modelu turbulence a výpočetní mřížce je uvedeno v Tab. 4.23. Výsledné průtoky při použití RNG k- ϵ modelu byly vyšší v průměru o $2,1$ % oproti k- ϵ modelu. Průměrná odchylka je stejná jako u odlehčovací komory navržené dle normy ATV-A 111.

Veličina	Jednotky	Výpočetní mřížka		
		Hrubá	Střední	Jemná
Průtok (RNG k- ϵ model)	[l/s]	188,3	203,1	212,8
Průtok (k- ϵ model)	[l/s]	181,8	197,5	212,8
Relativní odchylka	[%]	3,6	2,8	0,0

Tab. 4.23 Porovnání odtoku z OK v závislosti na použitém modelu turbulence (OK dle směrnice)

Na Obr. 4.26 až Obr. 4.29 je pomocí grafu znázorněn relativní rozdíl mezi vypočítanými hodnotami odtoku z odlehčovací komory pro jednotlivé výpočetní mřížky a modely turbulence.

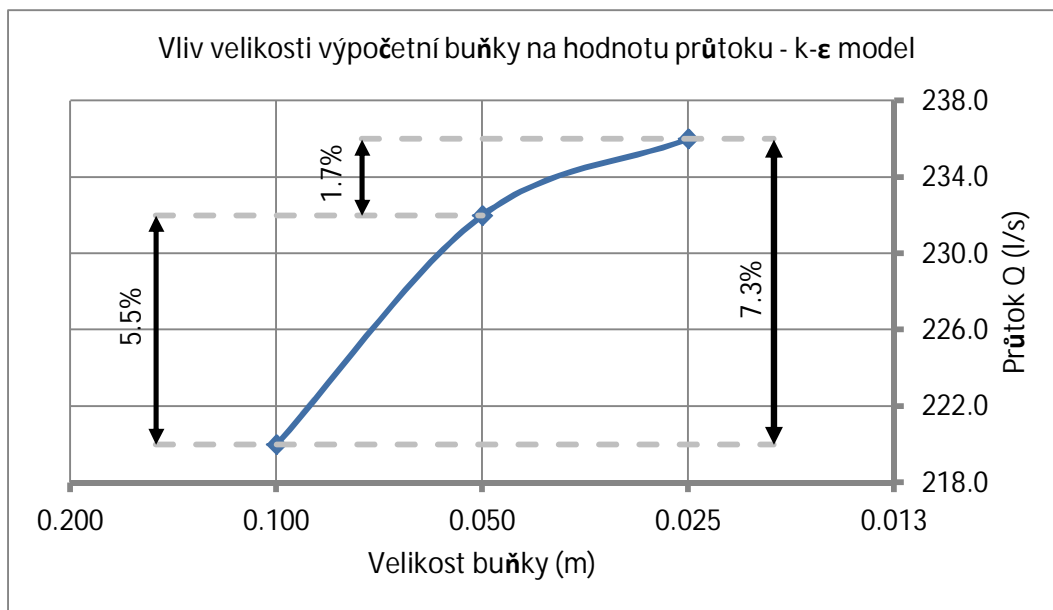
OK navržená dle normy ATV-A 111:

- Relativní rozdíl mezi hrubou a střední výpočetní mřížkou činí $5,5$ % u k- ϵ modelu a $4,0$ % u RNG k- ϵ modelu turbulence.
- Relativní rozdíl mezi střední a jemnou výpočetní mřížkou činí $1,7$ % u k- ϵ modelu i RNG k- ϵ modelu turbulence.

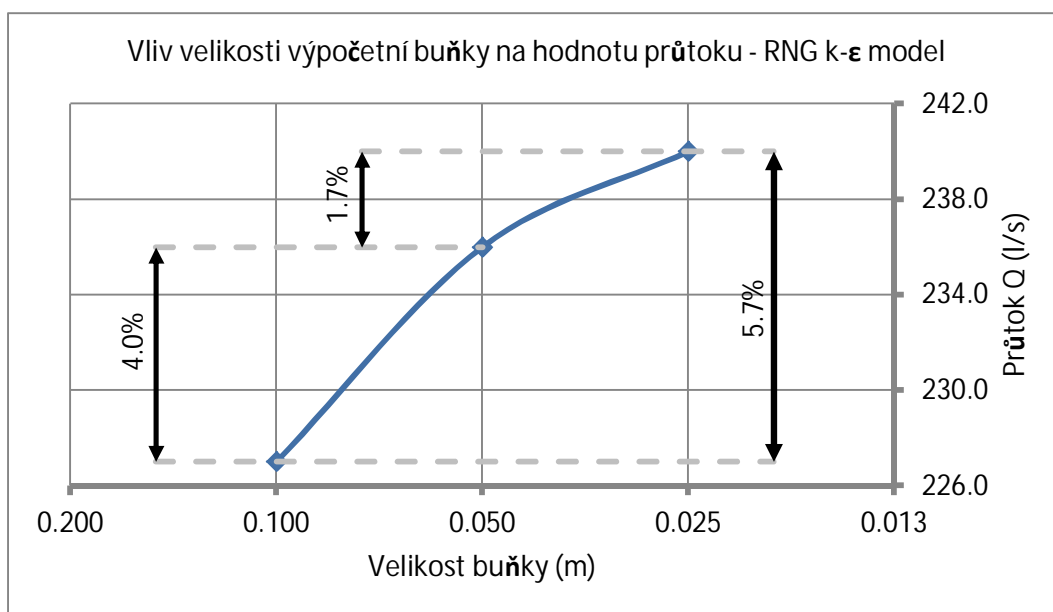
OK navržená dle směrnice:

- Relativní rozdíl mezi hrubou a střední výpočetní mřížkou činí $8,6$ % u k- ϵ modelu a $7,8$ % u RNG k- ϵ modelu turbulence.
- Relativní rozdíl mezi střední a jemnou výpočetní mřížkou činí $7,7$ % u k- ϵ modelu a $4,8$ % u RNG k- ϵ modelu turbulence.

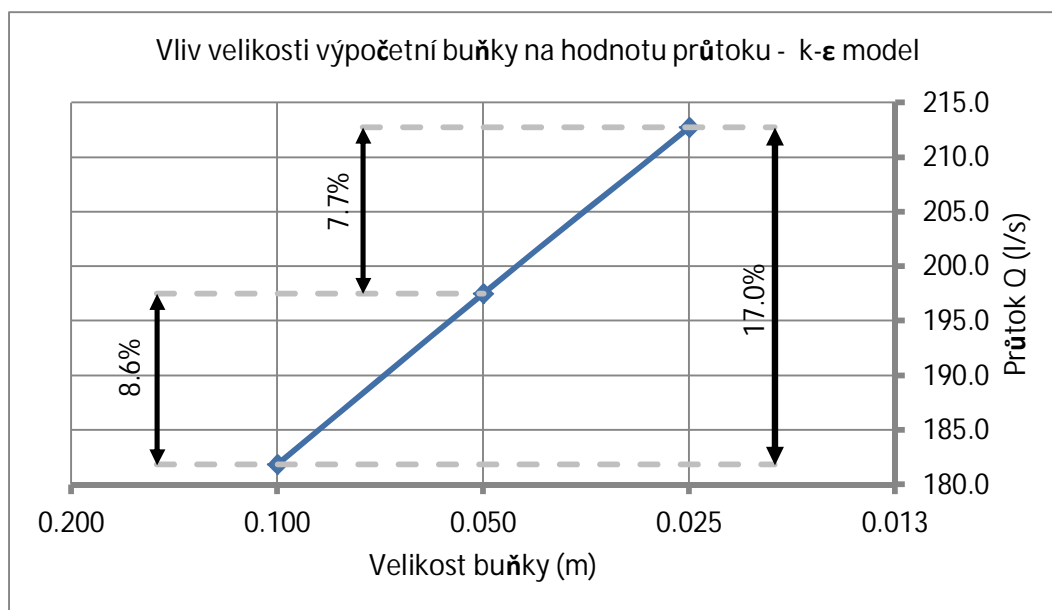
Větší rozptyl vypočítaných hodnot odtoku z odlehčovací komory v závislosti na hustotě výpočetní mřížky byl získán při použití k- ϵ modelu turbulence.



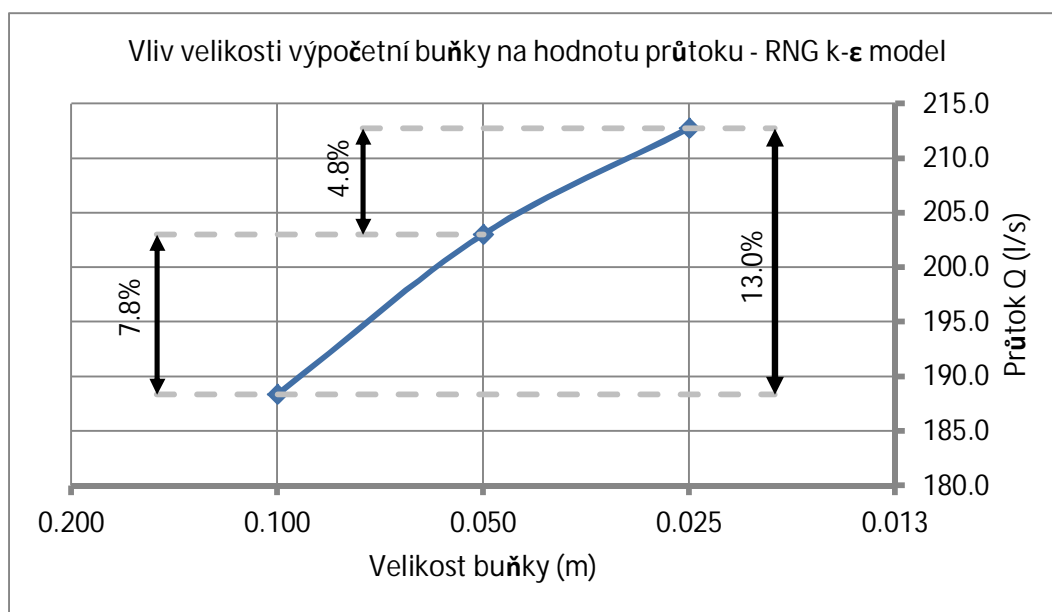
Obr. 4.26 OK dle ATV-A 111: Vliv velikosti výpočetní buňky na hodnotu průtoku – k-ε model turbulence



Obr. 4.27 OK dle ATV-A 111: Vliv velikosti výpočetní buňky na hodnotu průtoku – RNG k-ε model turbulence



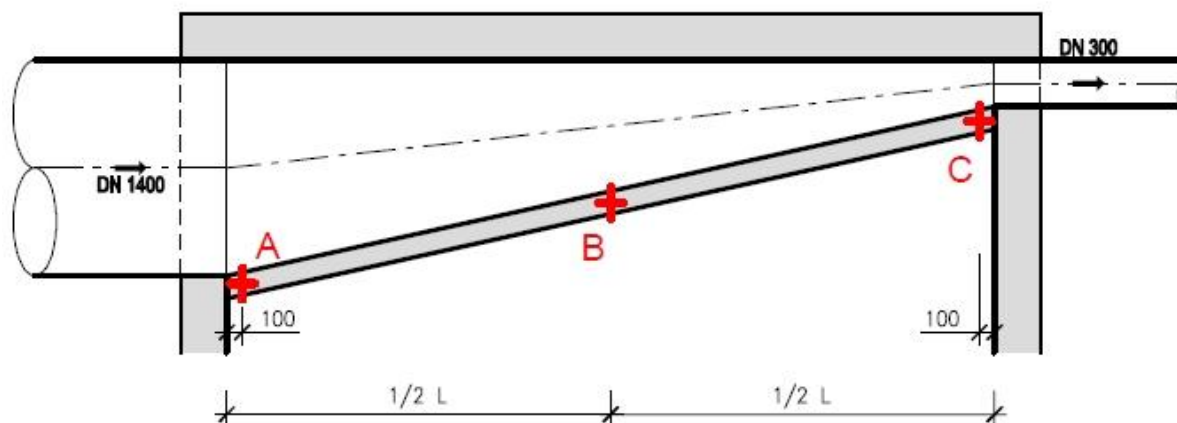
Obr. 4.28 OK dle směrnice: Vliv velikosti výpočetní buňky na hodnotu průtoku – k-ε model turbulence



Obr. 4.29 OK dle směrnice: Vliv velikosti výpočetní buňky na hodnotu průtoku – RNG k-ε model turbulence

Výsledky simulací – porovnání přepadových výšek

Hodnoty přepadových výšek na začátku a konci přelivné hrany, které byly získány pomocí simulací v softwaru FLOW-3D, jsou uvedeny v Tab. 4.24 a Tab. 4.26. Vypočítané hodnoty jsou porovnány s přepadovými výškami na začátku a na konci přelivné hrany vypočítanými postupem dle normy ATV-A 111, resp. směrnice. Relativní odchylka je vztažena k hodnotě přepadové výšky v daném bodě stanovené postupem dle normy resp. směrnice. Přepadové výšky v simulacích byly zjišťovány stejně jako v předchozí kapitole ve vzdálenosti 0,100 m od stěny odlehčovací komory a uprostřed délky přelivné hrany, a to v polovině šířky přelivné hrany (viz. Obr. 4.30).



Obr. 4.30 Místa zjišťování přepadových výšek u odlehčovacích komor

U odlehčovací komory navržené podle normy ATV-A 111 (viz. Tab. 4.24) je patrný značný rozptyl vypočítaných hodnot přepadových výšek v bodě A, které se od hodnoty stanovené dle normy liší o cca. -40% až $+20\%$. Vypočítaná přepadová výška v bodě C je v případě použití hrubé výpočetní mřížky vyšší o cca. 20% než byla stanovena pomocí normy; u střední a jemné výpočetní mřížky se relativní odchylka vůči normou stanovené hodnotě pohybuje do $7,4\%$.

Model turbulence	Výpočetní mřížka	Přepadová výška v bodě A h_A	Relativní odchylka	Přepadová výška v bodě B h_B	Relativní odchylka
	-	[m]	[%]	[m]	[%]
ATV-111	-	0,100	-	0,260	-
k- ϵ model	hrubá	0,119	19,0	0,312	20,0
	střední	0,061	-39,4	0,276	6,1
	jemná	0,075	-25,3	0,279	7,4
RNG k- ϵ model	hrubá	0,119	19,0	0,311	19,5
	střední	0,101	0,9	0,261	0,3
	jemná	0,075	-24,7	0,264	1,5

Tab. 4.24 Porovnání přepadových výšek v bodech A a C s hodnotami určenými postupem dle normy ATV-A 111

V Tab. 4.25 je uvedena i hodnota přepadové výšky v bodě B. Nejvyšší hodnoty přepadových výšek byly predikovány při použití hrubé výpočetní mřížky. Hodnoty přepadových výšek vypočítaných při použití střední a jemné výpočetní mřížky jsou takřka shodné (s výjimkou přepadové výšky v bodě A). Vliv modelu turbulence na hodnotu přepadové výšky není významný, vyšší hodnoty přepadových výšek byly získány při použití k- ϵ modelu turbulence.

Přepadová výška v bodě	A h_A [m]		B h_B [m]		C h_C [m]	
	$k-\epsilon$	RNG $k-\epsilon$	$k-\epsilon$	RNG $k-\epsilon$	$k-\epsilon$	RNG $k-\epsilon$
Hrubá výpočetní mřížka	0,119	0,119	0,215	0,204	0,312	0,311
Střední výpočetní mřížka	0,061	0,101	0,200	0,186	0,276	0,261
Jemná výpočetní mřížka	0,075	0,075	0,202	0,193	0,279	0,264

Tab. 4.25 Vliv modelu turbulence a výpočetní mřížky na přepadovou výšku – OK dle normy ATV-A 111

Porovnání vypočítaných přepadových výšek v bodech A a C u odlehčovací komory navržené podle směrnice je uvedeno v Tab. 4.26. Ve dvou simulacích byla v bodě A zjištěna nulová přepadová výška. Výsledné hodnoty přepadových výšek ze simulací byly ve všech případech nižší než přepadové výšky stanovené směrnicí. V bodě A byly přepadové výšky nižší o cca. 70–90 %, v bodě C byly nižší o cca. 25 %.

Model turbulence	Výpočetní mřížka	Přepadová výška v bodě A h_A	Relativní odchylka	Přepadová výška v bodě C h_C	Relativní odchylka
		[m]	[%]	[m]	[%]
Směrnice	-	0,160	-	0,340	-
$k-\epsilon$ model	hrubá	0,052	-67,8	0,259	-23,9
	střední	-	-	0,250	-26,3
	jemná	0,014	-91,2	0,250	-26,3
RNG $k-\epsilon$ model	hrubá	0,052	-67,8	0,265	-21,9
	střední	0,026	-83,9	0,251	-26,3
	jemná	-	-	0,250	-26,3

Tab. 4.26 Porovnání přepadových výšek v bodech A a C s hodnotami určenými postupem dle směrnice

Vypočítané hodnoty přepadových výšek v bodech A, B, C odlehčovací komory navržené podle směrnice jsou uvedeny v Tab. 4.27. V bodě A jsou vypočítané hodnoty přepadových výšek značně rozdílné. Důvodem je malá přepadová výška na začátku přelivné hrany; výrobce softwaru FLOW-3D společnost Flow Science uvádí, že aby veličiny proudění (hloubka, rychlost, tlak, apod.) byly alespoň přibližně zachyceny výpočetní mřížkou, je nutno přes nejmenší rozměr proudící tekutiny mít minimálně tři výpočetní buňky. V bodě B i v bodě C jsou rozdíly mezi vypočítanými přepadovými výškami naopak malé. I v tomto případě je vliv použitého modelu turbulence na hodnotu přepadové výšky relativně malý. Zatímco u odlehčovací komory navržené podle normy ATV-A 111 byly vyšší hodnoty přepadových výšek získány při použití $k-\epsilon$ modelu turbulence, u odlehčovací komory navržené dle směrnice

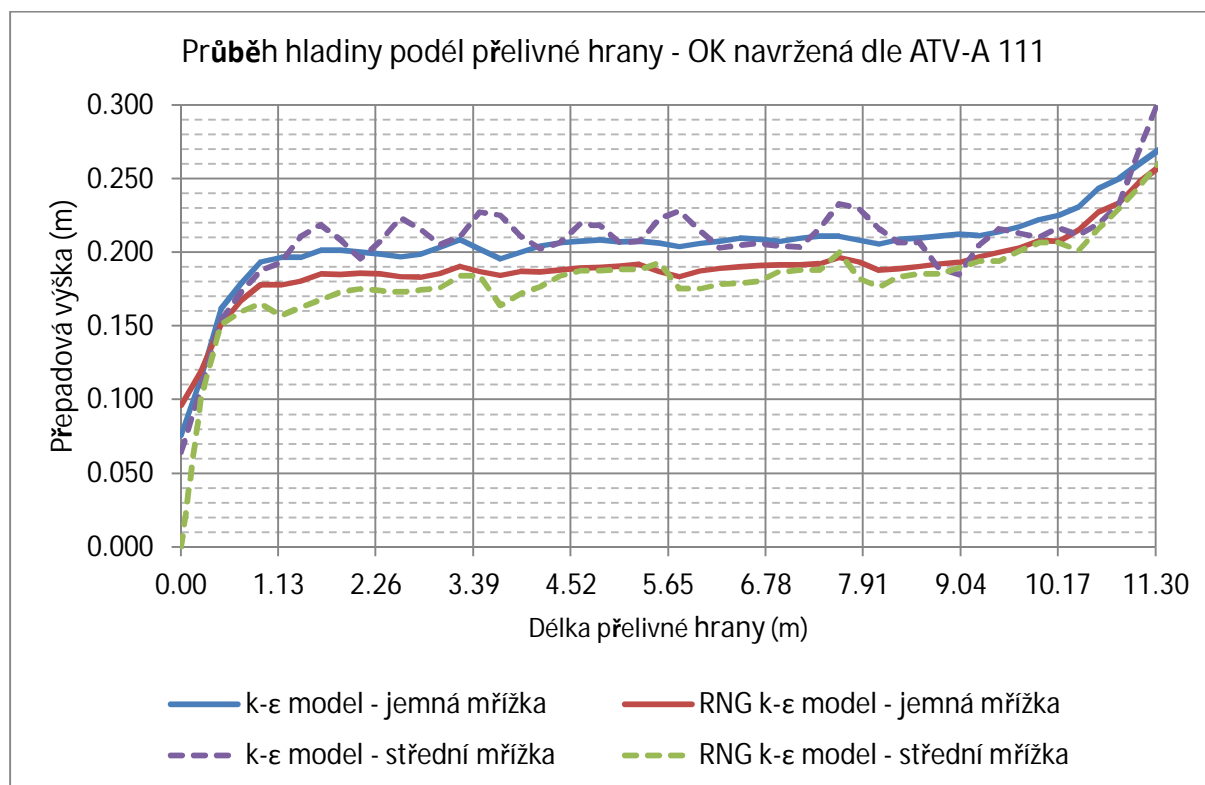
predikoval mírně vyšší hodnoty přepadových výšek RNG k- ϵ model turbulence.

Přepadová výška v bodě	A h _A [m]		B h _B [m]		C h _C [m]	
	k- ϵ	RNG k- ϵ	k- ϵ	RNG k- ϵ	k- ϵ	RNG k- ϵ
Hrubá výpočetní mřížka	0,052	0,052	0,151	0,174	0,259	0,265
Střední výpočetní mřížka	0,000	0,026	0,169	0,168	0,250	0,251
Jemná výpočetní mřížka	0,014	0,000	0,175	0,184	0,250	0,250

Tab. 4.27 Vliv modelu turbulence a výpočetní mřížky na přepadovou výšku – OK dle směrnice

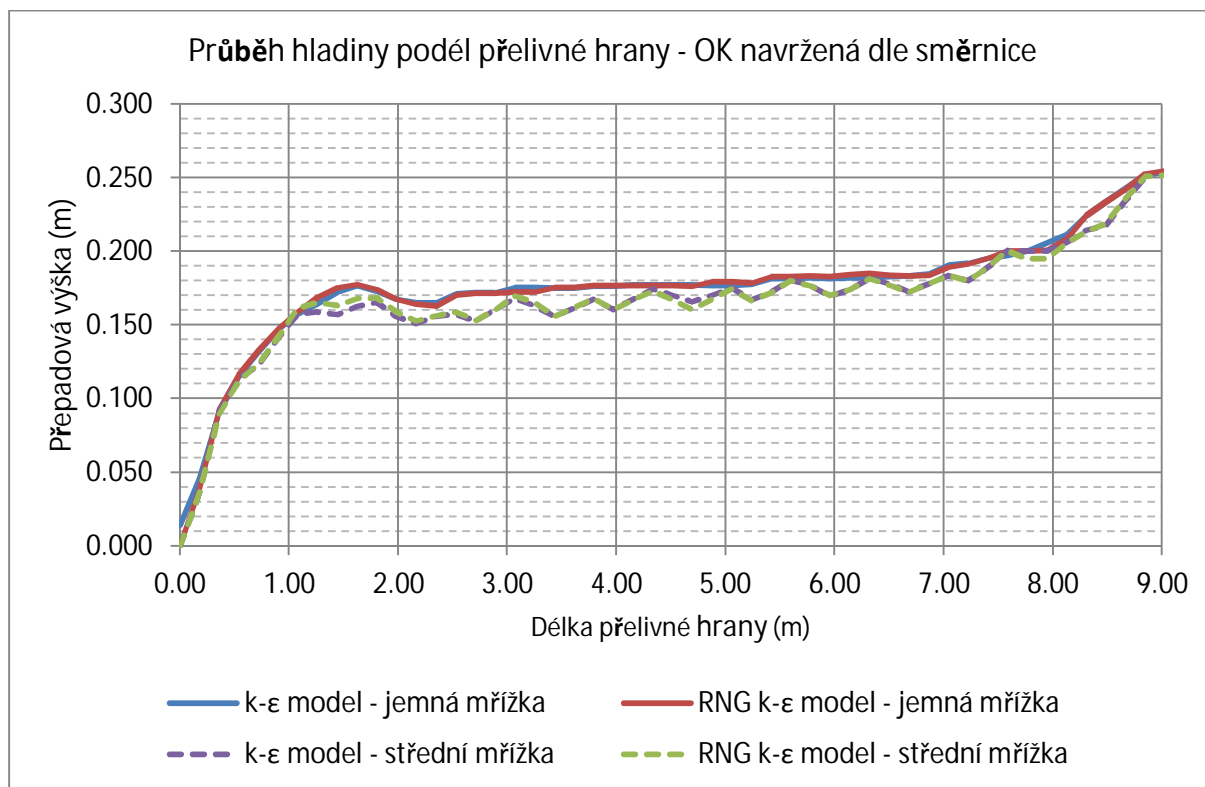
Průběh hladiny podél přelivné hrany je znázorněn na Obr. 4.31 pro odlehčovací komoru navrženou postupem dle normy ATV-A 111 a na Obr. 4.32 pro odlehčovací komoru navrženou dle směrnice. Pro konstrukci grafu byly v programu FlowSight získány hodnoty přepadových výšek v 51 ekvidistantních bodech ležících uprostřed šířky přelivné hrany. Na obrázcích není průběh hladin podél přelivné hrany pro hrubou výpočetní mřížku, protože uvedeným postupem získané hodnoty přepadových výšek nabývaly v řadě bodů nereálných hodnot.

Z Obr. 4.31 je patrné, že u odlehčovací komory navržené dle normy ATV-A 111 predikoval k- ϵ model turbulence vyšší hodnoty přepadových výšek než RNG k- ϵ model turbulence.



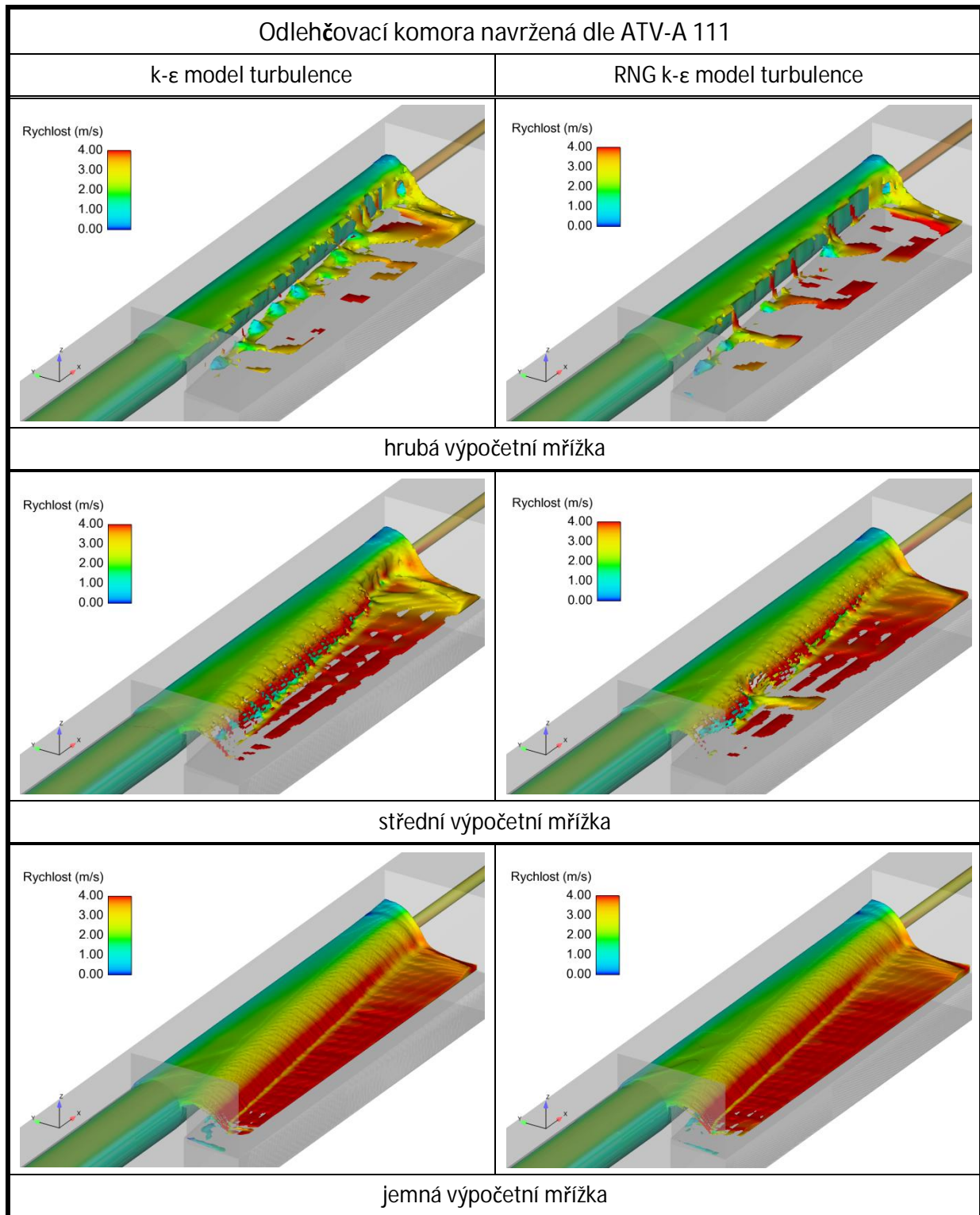
Obr. 4.31 Průběh hladiny podél přelivné hrany – OK navržená dle ATV-A 111

U odlehčovací komory navržené dle směrnice byly přepadové výšky získané k- ϵ modelem turbulence i RNG k- ϵ modelem turbulence v podstatě shodné (viz. Obr. 4.32).

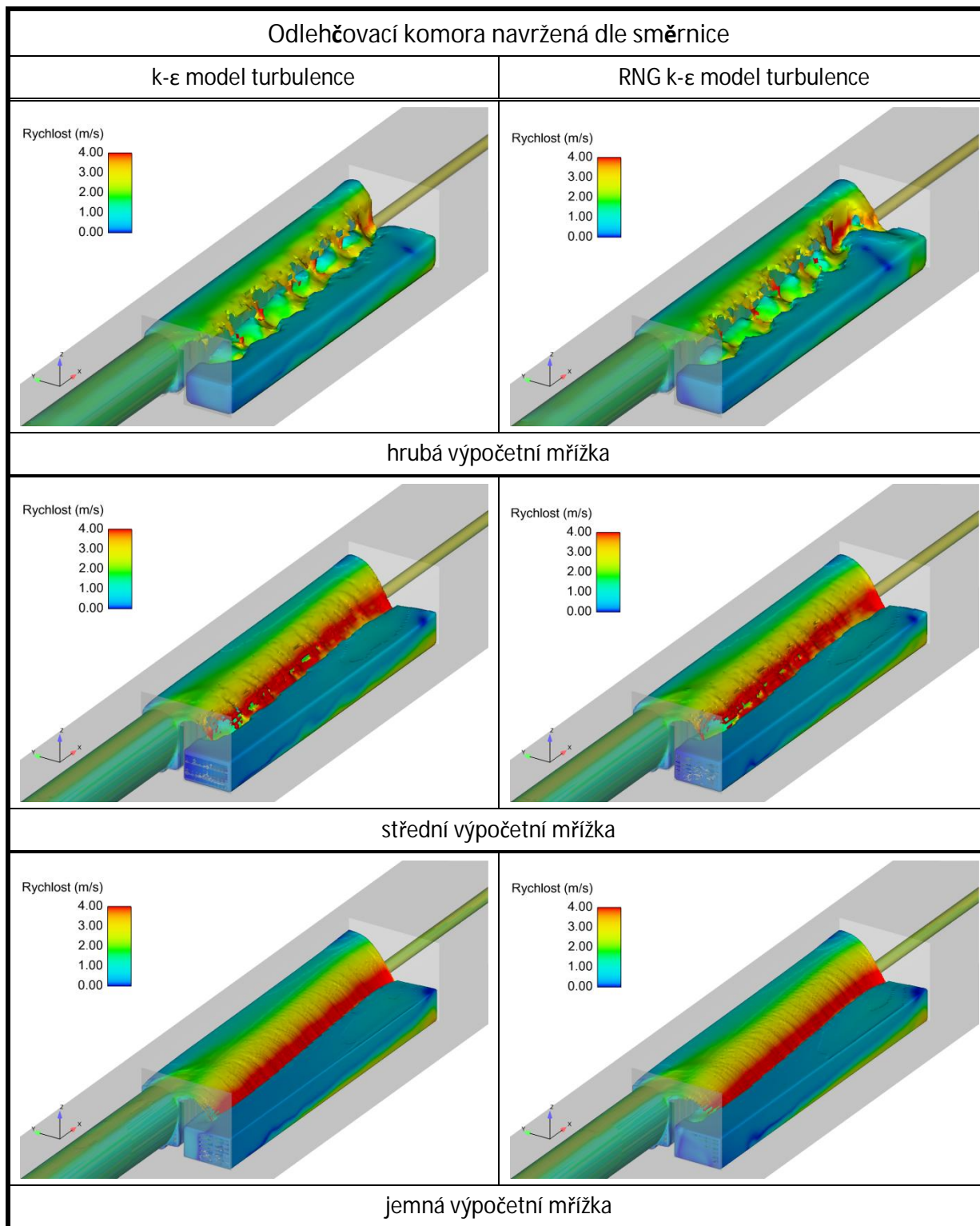


Obr. 4.32 Průběh hladiny podél přelivné hrany – OK navržená dle směrnice

Na Obr. 4.33 a Obr. 4.34 je vyobrazen průběh hladiny a rychlost proudění v odlehčovacích komorách při návrhovém průtoku pro jednotlivé varianty použitých výpočetních mřížek a modelů turbulence. Na obrázcích je voda vykreslena jen ve výpočetních buňkách s objemovou frakcí vody $F \geq 0,5$.



Obr. 4.33 Průběh hladiny v odlehčovací komoře navržené dle ATV-A 111 v závislosti na použité výpočetní mřížce a modelu turbulence



Obr. 4.34 Průběh hladiny v odlehčovací komoře navržené dle směrnice v závislosti na použité výpočetní mřížce a modelu turbulence

Výsledky simulací – separační účinnost

V Tab. 4.28 je uvedena vypočítaná separační účinnost odlehčovací komory navržené dle normy ATV-A 111 při ustáleném návrhovém přítoku. Predikovaná separační účinnost částic frakcí F1 a F2 je u jednotlivých kombinací výpočetní mřížky a turbulentního modelu

v podstatě shodná a pohybuje se v rozpětí cca. 13,5–15,5 %. Separační účinnost částic frakce F3 je cca. 28–30 %, separační účinnost částic frakce F4 je ve všech případech téměř 100 %. Přepad částic frakce F4 byl ve výpočtech zaznamenán u odlehčovací komory navržené podle normy ATV-A 111 při použití hrubé a střední výpočetní mřížky; počet přepadlých částic se pohyboval v řádu stovek.

Model turbulence	Výpočetní mřížka	Účinnost separace [%]			
		F1	F2	F3	F4
k-ε model	hrubá	13,53	13,62	27,82	99,96
	střední	13,85	13,98	28,11	99,99
	jemná	14,16	14,26	28,70	100,00
RNG k-ε model	hrubá	14,86	14,91	29,15	99,96
	střední	13,91	14,19	28,33	99,99
	jemná	14,37	14,41	28,87	100,00

Tab. 4.28² Separační účinnost v závislosti na modelu turbulence a výpočetní mřížce – OK navržená dle ATV-A 111

Separační účinnost odlehčovací komory navržené podle směrnice je uvedena v Tab. 4.29. I v tomto případě se hodnoty predikované separační účinnosti v závislosti na použitém modelu turbulence a výpočetní mřížce příliš neliší. Separační účinnost částic frakcí F1 a F2 pohybuje se v rozpětí cca. 11–13 %. Separační účinnost částic frakce F3 je cca. 21–22 %, separační účinnost částic frakce F4 je ve všech případech 100 %.

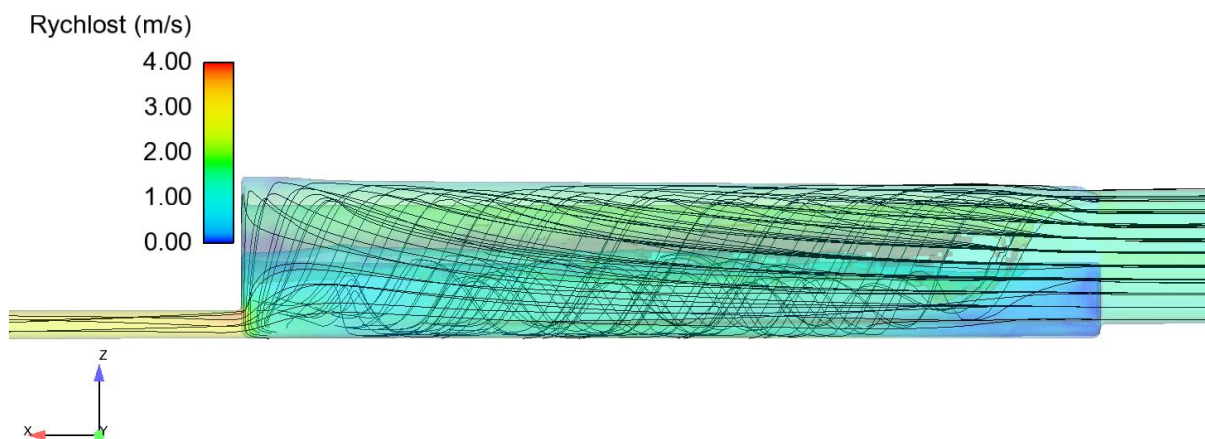
Model turbulence	Výpočetní mřížka	Účinnost separace [%]			
		F1	F2	F3	F4
k-ε model	hrubá	11,13	11,19	20,75	100,00
	střední	11,24	11,34	20,75	100,00
	jemná	12,36	12,37	20,84	100,00
RNG k-ε model	hrubá	11,11	11,18	20,74	100,00
	střední	11,88	11,82	21,20	100,00
	jemná	12,95	12,91	21,89	100,00

Tab. 4.29 Separační účinnost v závislosti na modelu turbulence a výpočetní mřížce – OK navržená dle směrnice

Výsledky separační účinnosti v této kapitole vykazují určitou podobnost s výsledky, které byly uvedeny v kapitole 4.3.3. Vyšší hodnoty separační účinnosti byly vesměs zaznamenány při použití jemnější výpočetní mřížky. Při stejné výpočetní mřížce byly vyšší hodnoty separační účinnosti získány při použití RNG k-ε modelu turbulence.

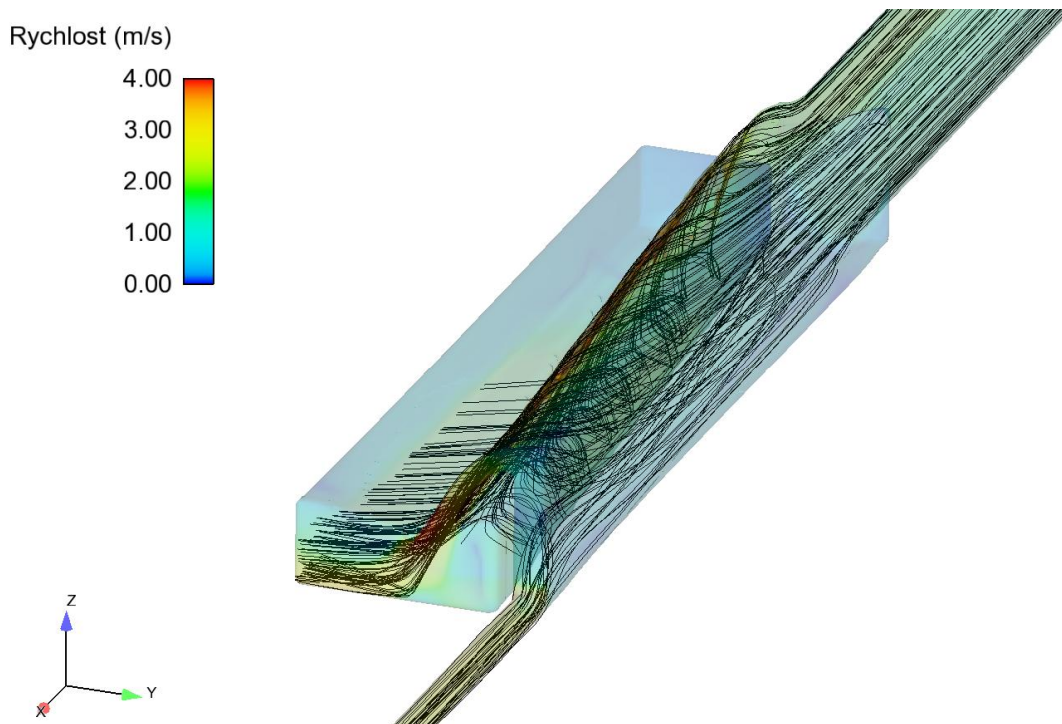
² částice frakcí F1 – F4 jsou rozděleny podle Tab. 4.1 (str. 48)

Z uvedených výsledků separační účinnosti je patrná nižší účinnost odlehčovací komory navržené postupem podle směrnice. Důvodem je pravděpodobně použitá metodika v kombinaci s vejčítým profilem přítokového potrubí do odlehčovací komory navržené podle směrnice. V použité metodice modelování znečišťujících látek jsou částice do modelu vpouštěny ve vzdálenosti desetinásobku profilu přítokového potrubí před odlehčovací komorou rovnoměrně po průtočném profilu. Částice frakcí F1 a F2 zůstávají ve vodě téměř homogenně rozptýleny i na vtoku do odlehčovací komory. Na Obr. 4.35 jsou zobrazeny proudnice v odlehčovací komoře navržené podle směrnice. Z Obr. 4.35 je patrné, že voda z horních cca. $\frac{3}{4}$ přítokového potrubí vejčitého profilu přepadá z odlehčovací komory a odtok z odlehčovací komory tvoří část vody ze zbylé části průtočného profilu přítokového potrubí. Vzhledem ke tvaru vejčitého profilu je větší počet částic rozptýlen v horní polovině profilu; tyto částice tak přepadnou z odlehčovací komory. Proto byla u odlehčovací komory s přítokovým potrubím vejčitého profilu vypočítána nižší účinnost separace částic frakce F1 a F2 než u odlehčovací komory s přítokovým profilem kruhového profilu v kapitole 4.3.3. Podobně tomu bylo i u částic frakce F3, i když částice na vtoku do odlehčovací komory nebyly homogenně rozptýleny.

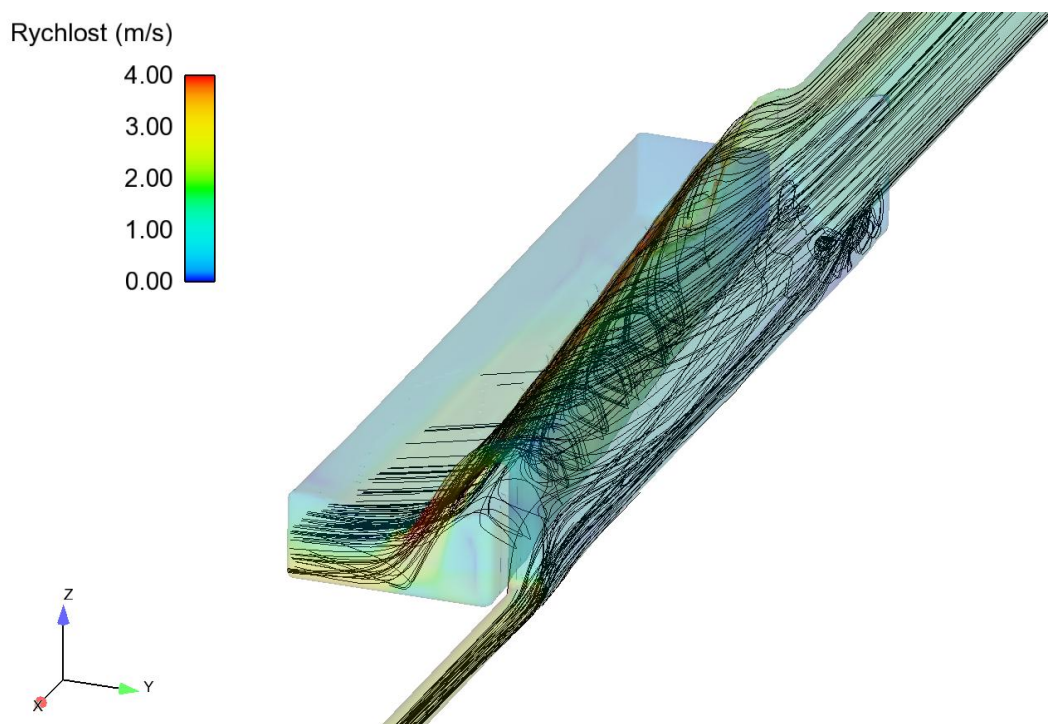


Obr. 4.35 Proudnice v OK dle směrnice – střední výpočetní mřížka – RNG k-ε model

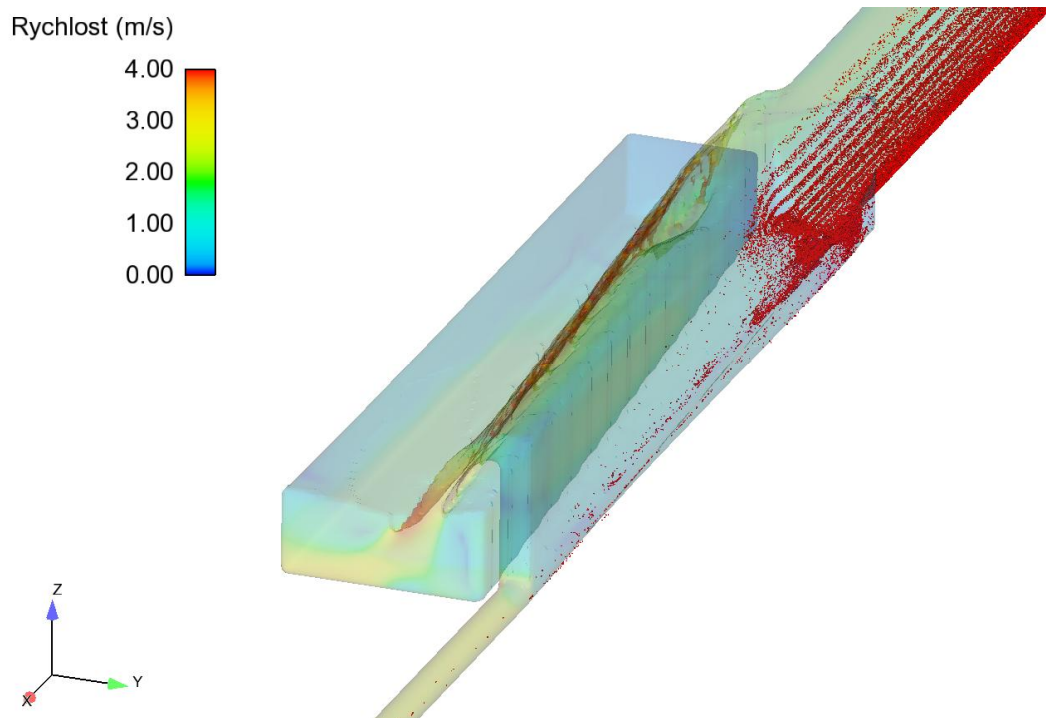
Na Obr. 4.36 až Obr. 4.38 je zobrazena odlehčovací komora navržená dle směrnice. Na Obr. 4.36 a Obr. 4.37 jsou zobrazeny trajektorie částic frakcí F1 a F3. Trajektorie částic frakce F2 byly téměř shodné s trajektoriemi částic frakce F1. Pro větší přehlednost není na obrázcích vyznačena trajektorie všech částic vpuštěných do modelu, ale pouze 200 částic. Na Obr. 4.38 je zobrazena poloha částic frakce F4 v čase $t = 50$ s, tj. v polovině simulovaného časového úseku od délce 100 s. Z obrázku je patrné hromadění částic u dna odlehčovací komory v místě zaústění přítokového potrubí.



Obr. 4.36 Trajektorie částic frakce F1 – střední výpočetní mřížka – RNG k- ϵ model



Obr. 4.37 Trajektorie částic frakce F3 – střední výpočetní mřížka – RNG k- ϵ model

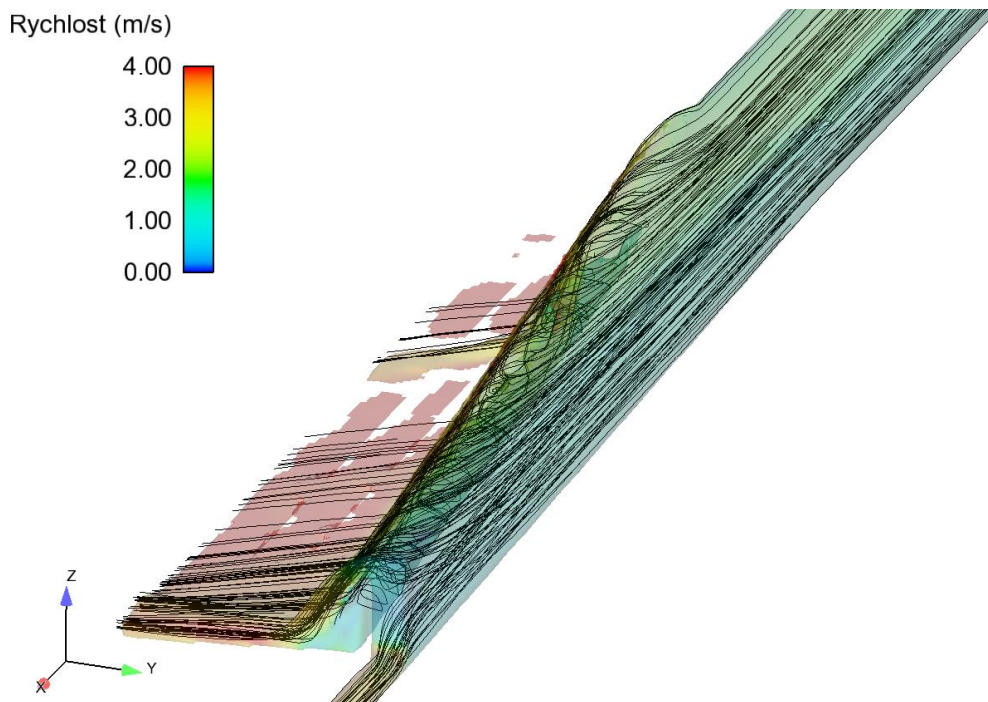


Obr. 4.38 Částice frakce F4 – střední výpočetní mřížka – RNG k- ϵ model

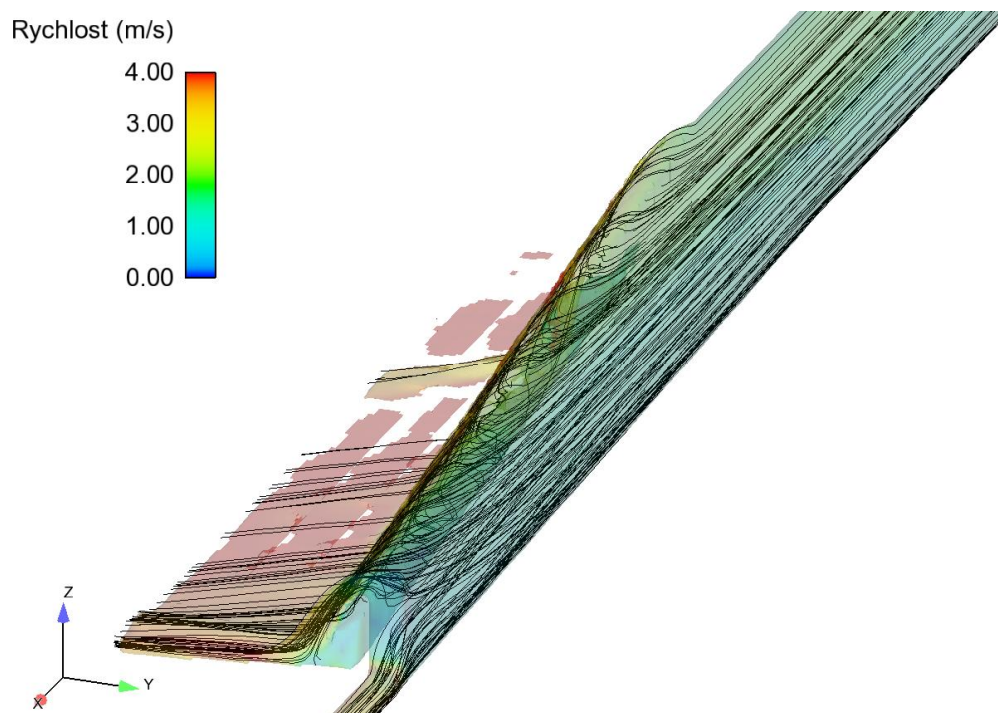
Na Obr. 4.39 až Obr. 4.42 je zobrazena odlehčovací komora navržená podle normy ATV-A 111. Vzhledem k plynulému navázání dna přítokového potrubí a dna odlehčovací komory nedochází k hromadění částic frakce F4 u dna odlehčovací komory jako u odlehčovací komory navržené podle směrnice.



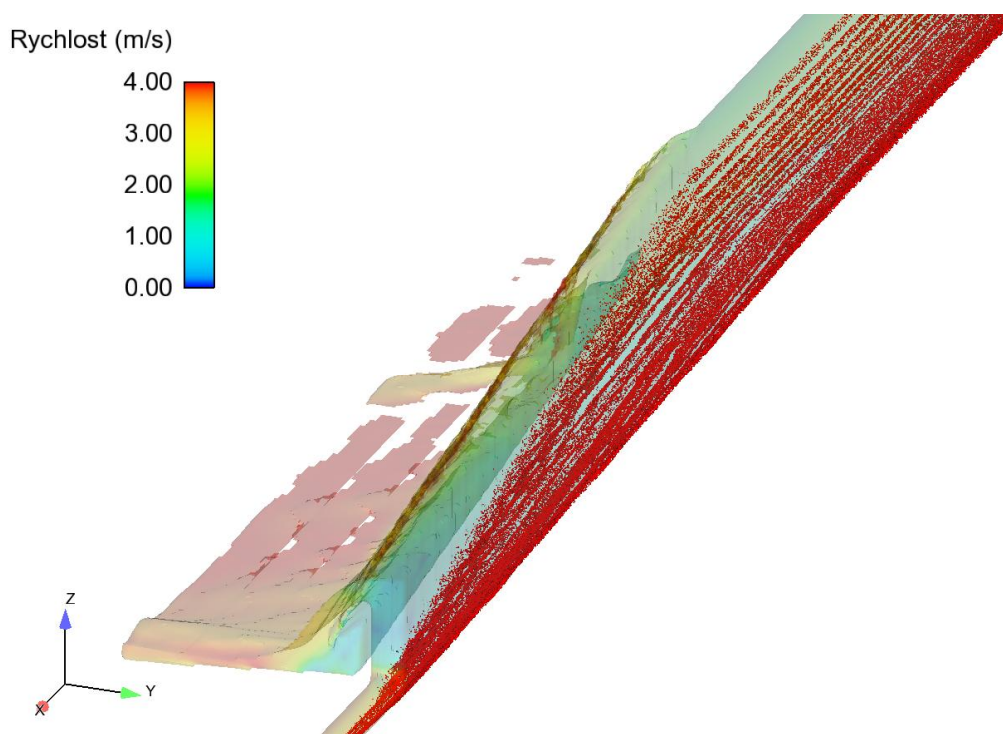
Obr. 4.39 Proudnice v OK dle ATV-A 111 – střední výpočetní mřížka – RNG k- ϵ model



Obr. 4.40 Trajektorie částic frakce F1 – střední výpočetní mřížka – RNG $k-\epsilon$ model turbulence



Obr. 4.41 Trajektorie částic frakce F3 – střední výpočetní mřížka – RNG $k-\epsilon$ model turbulence



Obr. 4.42 Částice frakce F4 – střední výpočetní mřížka – RNG k-ε model turbulence

4.4.4 Shrnutí výsledků

V kapitole 4.4 byl pro stejné návrhové parametry proveden návrh odlehčovací komory podle normy ATV-A 111 a směrnice zpracované firmou Hydroprojekt Praha (1977). Odlehčovací komory se mj. odlišovaly profilem přírodní stoky a výškou přelivné hrany. Tvarové řešení navržených odlehčovacích komor a návrhový průtok pak byly použity jako vstupní data do matematického modelu odlehčovacích komor. Simulace proudění v odlehčovacích komorách byly provedeny v softwaru FLOW-3D. Hodnoty odtoku z odlehčovací komory a přepadové výšky získané postupem podle normy ATV-A 111 a směrnice byly porovnány s výsledky matematického modelu. V matematickém modelu byly pro simulaci proudění použity 3 různé výpočetní mřížky lišící se velikostí výpočetní buňky a 2 modely turbulence – k-ε model a RNG k-ε model.

Vypočítané hodnoty odtoku z odlehčovacích komor byly v poměrně dobré shodě s hodnotami stanovenými pomocí normy/směrnice, vůči kterým se absolutní relativní odchylka pohybovala do cca. 11%. Vyšší hodnoty odtoku z odlehčovací komory byly predikovány při použití RNG k-ε modelu turbulence než při použití k-ε modelu turbulence. S klesající velikostí výpočetní buňky byla v simulacích vypočítána vyšší hodnota odtoku z odlehčovací komory.

Vyšší relativní odchylky vypočítaných přepadových výšek od hodnot stanovených postupem podle normy/směrnice byly zaznamenány na začátku přelivné hrany v bodě A než na konci přelivné hrany v bodě C. Lepší shody vypočítaných přepadových výšek s hodnotami přepadových výšek stanovenými dle normy/směrnice bylo dosaženo u odlehčovací komory navržené podle normy ATV-A 111. U odlehčovací komory navržené podle normy ATV-A 111 byly při použití k-ε modelu turbulence predikovány vyšší hodnoty přepadových výšek než u RNG k-ε modelu turbulence. V případě odlehčovací komory navržené podle směrnice byly

vypočítané hodnoty přepadových u obou použitých modelů turbulence takřka totožné.

Výsledky separační účinnosti u částic frakcí F1, F2 a F3 se u odlehčovacích komor poměrně značně lišily. Vypočítaná hodnota separační účinnosti byla vyšší u odlehčovací komory navržené podle normy ATV-A 111. U této odlehčovací komory se separační účinnost pohybovala v rozmezí cca. 13–15 % u částic frakcí F1 a F2, cca. 25–27 % u částic frakce F3 a u částic frakce F4 byla separační účinnost téměř 100%. Separační účinnost odlehčovací komory navržené podle směrnice byla pro částice frakce F1 a F2 v rozmezí cca. 11–13 %, u částic frakce F3 cca. 21–22 %. Vyšší hodnoty separační účinnosti částic byly vypočítány při použití jemnější výpočetní mřížky (s výjimkou kombinace hrubé výpočetní mřížky a RNG k- ϵ modelu turbulence). Z použitých modelů turbulence byly vyšší hodnoty separační účinnosti predikovány RNG k- ϵ modelem.

4.5 Vliv norné stěny na separační účinnost odlehčovací komory s bočním přepadem a vysokou přelivnou hranou

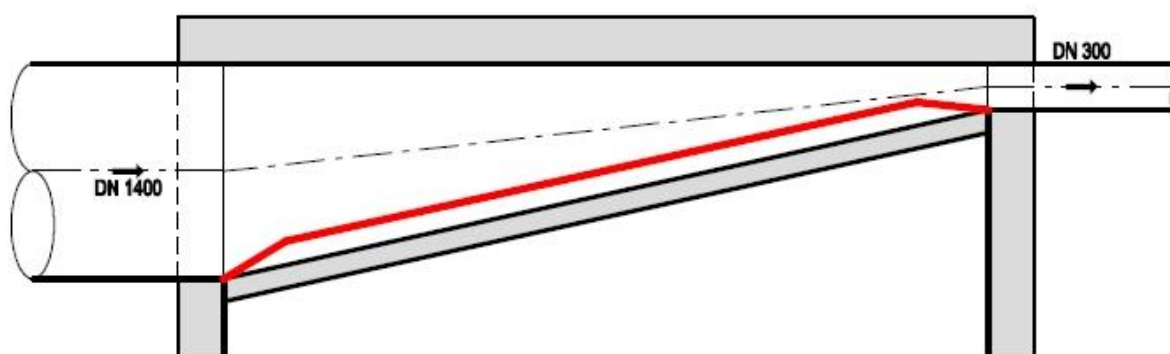
Hlavním cílem práce bylo určit vliv norné stěny v odlehčovací komoře s bočním přepadem s vysokou přelivnou hranou na separační účinnost nerozpuštěných látek, tj. porovnat separační účinnost odlehčovací komory pro různé polohy norné stěny. Nebylo záměrem předkládané práce získat údaje o skutečné separační účinnosti odlehčovací komory. Z tohoto důvodu nebylo provedení verifikace modelu separace znečištění považováno za nezbytně nutné.

Norné stěny se používají pro zachycení plovoucích látek. V předkládané práci nebylo zkoumáno zachycení plovoucích látek, i když v softwaru FLOW-3D lze modelovat částice o menší hustotě než hustota vody i větší plovoucí objekty, které lze zachytit použitou výpočetní mřížkou (např. PET lahve). Provedené práce na fyzikálních modelech (viz. kapitola 2.1) prokázaly účinnost norných stěn na zachycení plovoucích látek přítomných ve stokách; v CFD softwaru by modelování některých typů plovoucích látek bylo obtížné či nemožné. V kapitole 2.6.4 bylo uvedeno, že na znečišťující látky bývají většinou navázány na malé částice. Proto byl zkoumán vliv norné stěny na separační účinnost nerozpuštěných látek.

Vliv norné stěny na separační účinnost byl zkoumán v odlehčovací komoře navržené podle německé normy ATV-A 111 uvedené v kapitole 4.4. Při simulacích separační účinnosti byl použit RNG k- ϵ model turbulence a střední výpočetní mřížka. Důvodem použití střední výpočetní mřížky je skutečnost, že výsledky účinnosti separace uvedené v kapitole 4.4.3 vykazovaly relativně malý rozdíl mezi střední a jemnou výpočetní mřížkou, přičemž časová náročnost výpočtu při použití jemné výpočetní mřížky byla v porovnání s časovou náročností výpočtu při použití střední výpočetní mřížky zhruba čtyřnásobná.

4.5.1 Tvarové řešení norné stěny

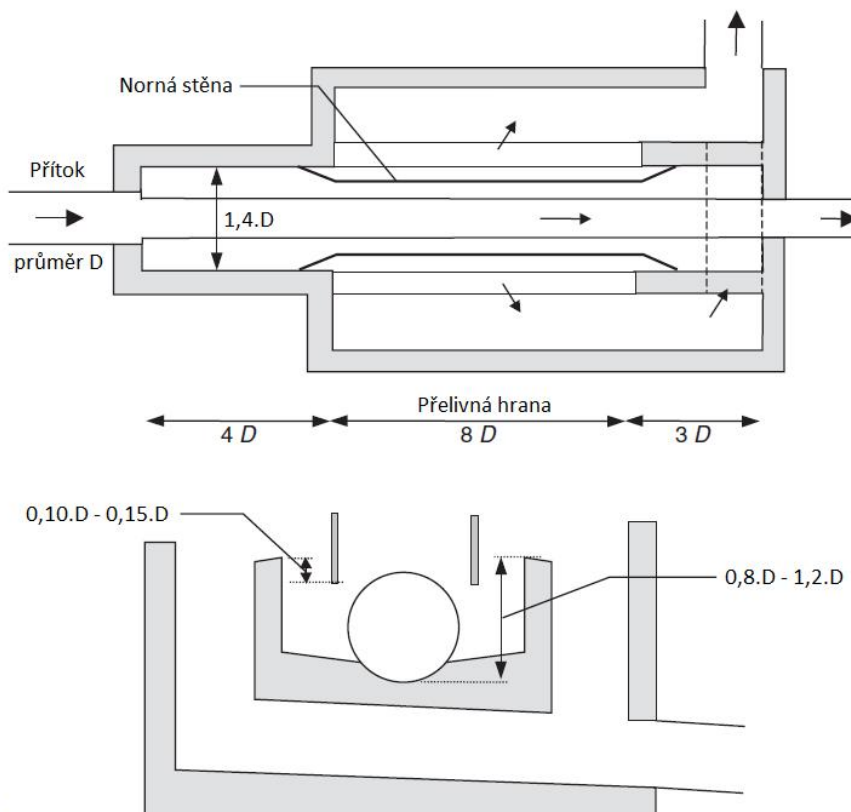
Tvar norné stěny použitý v předkládané práci je na Obr. 4.43. Uvedené tvarové řešení bylo převzato z britské příručky pro návrh odlehčovacích komor.



Obr. 4.43 Přodorysné schéma umístění norné stěny v odlehčovací komoře

Součástí tvarového řešení typizované odlehčovací komory s oboustranným bočním přepadem, které je používáno ve Velké Británii, jsou norné stěny. Tvarové schéma takové odlehčovací komory je na Obr. 4.44. Ze schématu je patrný tvar a umístění norné stěny. Vzdálenost norné stěny od přelivné hrany je definována jako 0,10 až 0,15 násobek průměru

přítokového potrubí, stejně je definována i vzdálenost spodní části norné stěny od úrovně přelivné hrany; minimální udávaná hodnota obou vzdáleností je 200 mm.



Obr. 4.44 Schéma odlehčovací komory s oboustranným bočním přepadem, vysokou přelivnou hranou a nornou stěnou (BUTLER et. al., 2004)

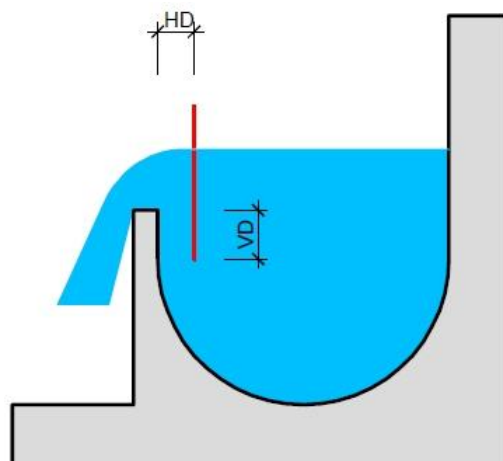
V provedených simulacích byla norná stěna umístěna v několika vybraných polohách, které byly definovány:

- horizontální vzdálenosti od přelivné hrany (označeno HD na Obr. 4.45);
- a vzdáleností spodní části norné stěny od úrovně přelivné hrany (označeno VD na Obr. 4.45).

Obdobně jako je uvedeno u typové odlehčovací komory na Obr. 4.44 jsou vzdálenosti HD a VD vyjádřeny pomocí násobků profilu přítokového potrubí do odlehčovací komory. Aby bylo možné polohu norné stěny zadat ve více vzdálenostech od přelivné hrany při dodržení „přiměřené“ minimální vzdálenosti, bylo nutné porovnání provést na odlehčovací komoře s přítokovým potrubím většího průměru. Jelikož podle postupu ve směrnici (HYDROPROJEKT PRAHA, 1977) lze navrhnout odlehčovací komoru s bočním přepadem s přítokovým potrubím kruhového průřezu maximálně dimenze DN 1000, byl vliv polohy norné stěny na separační účinnost proveden pouze v odlehčovací komoře navržené podle německé normy ATV-A 111.

V simulacích byly použity tyto hodnoty vzdáleností HD a VD:

- HD = 0,10×D; 0,15×D; 0,20×D;
- VD = 0,10×D; 0,15×D; 0,20×D.



Obr. 4.45 Schéma umístění norné stěny v odlehčovací komoře v příčném řezu

4.5.2 Výsledky simulací

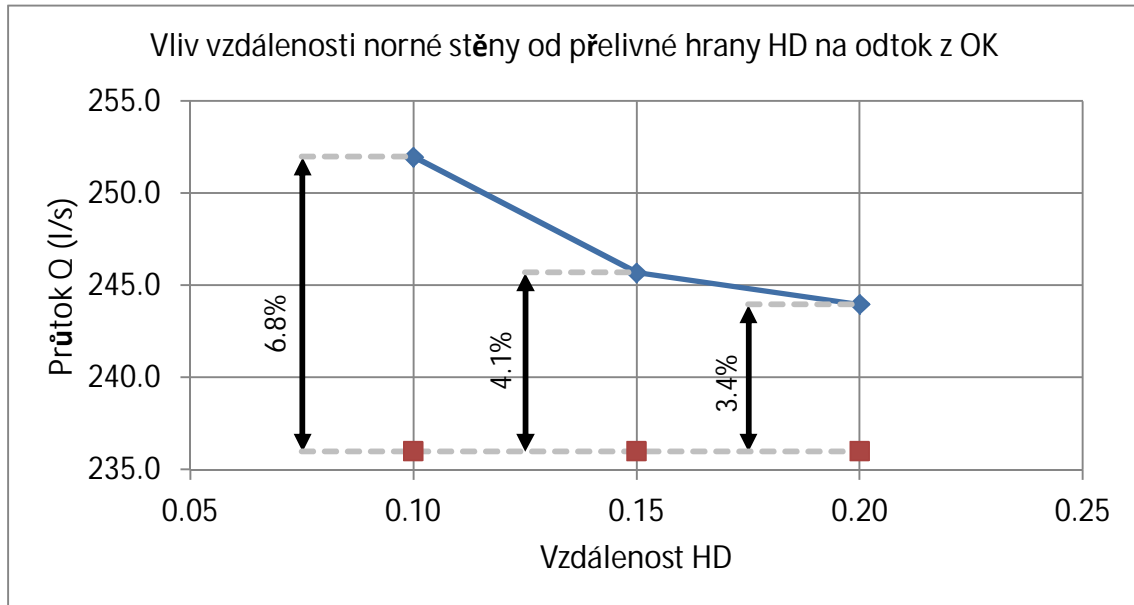
Instalací norné stěny do odlehčovací komory s bočním přepadem dojde ke zmenšení průtočného profilu. V odlehčovací komoře dojde ke zvýšení hladiny a tím i ke zvýšení hodnoty odtoku z odlehčovací komory. V Tab. 4.30 je uveden vliv polohy norné stěny na množství vody pokračující směrem na ČOV při návrhovém přítoku do odlehčovací komory.

Poloha norné stěny		Odtok z OK
VD	HD	[l/s]
0,10×D	0,10×D	252
	0,15×D	246
	0,20×D	244
0,15×D	0,10×D	252
	0,15×D	245
	0,20×D	244
0,20×D	0,10×D	252
	0,15×D	246
	0,20×D	244
Bez norné stěny		236

Tab. 4.30 Vliv polohy norné stěny na odtok z odlehčovací komory

Z tabulky je zřejmý vliv norné stěny na hodnotu odtoku z odlehčovací komory; instalací norné stěny dojde ke zvýšení odtoku z odlehčovací komory. Hodnotu odtoku z odlehčovací komory ovlivňuje především vzdálenost norné stěny od přelivné hrany HD. S rostoucí vzdáleností norné stěny od přelivné hrany hodnota odtoku z odlehčovací komory klesá, ale stále je vyšší než hodnota odtoku vypočítaná bez norné stěny. Vzdálenost VD, kterou spodní

část norné stěny zasahuje pod úroveň přelivné hrany má na hodnotu odtoku z odlehčovací komory zanedbatelný vliv. Na Obr. 4.46 je pomocí grafu vynesena vliv vzdálenosti HD na odtok z odlehčovací komory a též vyjádřen procentuální nárůst v porovnání s hodnotou odtoku z odlehčovací komory bez norné stěny. Na vodorovné ose jsou vyneseny násobky dimenze přítokového potrubí do odlehčovací komory.



Obr. 4.46 Vliv vzdálenosti norné stěny od přelivné hrany (HD) na odtok z OK

Norná stěna měla vliv na polohu hladiny v přívodní stoce ve vzdálenosti $10 \times D$ od odlehčovací komory. Vzestup hladiny v porovnání s úrovní hladiny při návrhovém průtoku bez norné stěny se pohyboval v rozmezí cca. 9–16 cm. Hloubka vody v přívodní stoce ve vzdálenosti $10 \times D$ od odlehčovací komory, ve které nebyla umístěna norná stěna, měla hodnotu 1,04 m. Vzestup hladiny vyvolaný umístěním norné stěny do odlehčovací komory činil zhruba 9–15 %. V simulacích tedy byly částice do modelu „vpouštěny“ větším průtočným profilem než v předchozí kapitole a velikost průtočného profilu se mezi jednotlivými zkoušenými polohami norné stěny více či méně lišila.

V Tab. 4.31. jsou uvedeny vypočítané hodnoty účinnosti separace znečišťujících látek v závislosti na poloze norné stěny v odlehčovací komoře. Zatímco hodnota odtoku z odlehčovací komory byla ovlivněna zejména vzdáleností norné stěny od přelivné hrany, separační účinnost je ovlivněna též vzdáleností spodní části norné stěny od úrovně přelivné hrany.

Z výsledků uvedených v Tab. 4.31. vyplývá, že instalací norné stěny do odlehčovací komory došlo k mírnému navýšení separační účinnosti u částic frakce F1 a F2 v porovnání se separační účinností odlehčovací komory bez norné stěny. Výraznější vliv měla instalace norné stěny na separační účinnost částic frakce F3, u které došlo ke snížení separační účinnosti o cca. 14–30 % v závislosti na poloze norné stěny. U částic frakce F4 došlo též k poklesu separační účinnosti a to o zhruba 2–12 % v závislosti na poloze norné stěny.

Poloha norné stěny		Účinnost separace [%]			
VD	HD	F1	F2	F3	F4
0,10×D	0,10×D	14,6	14,8	23,2	97,7
	0,15×D	14,5	14,6	24,3	97,6
	0,20×D	13,6	13,6	24,6	97,5
0,15×D	0,10×D	14,7	14,7	22,2	89,8
	0,15×D	14,3	14,3	22,2	93,2
	0,20×D	13,2	13,3	23,3	93,9
0,20×D	0,10×D	14,6	14,7	19,4	86,8
	0,15×D	14,0	14,0	20,1	88,3
	0,20×D	14,4	14,3	21,1	88,2
Bez norné stěny		13,9	14,2	28,3	100,0

Tab. 4.31³ Vliv polohy norné stěny na účinnost separace

Výsledky v Tab. 4.31 naznačují, že při použité metodice „vpouštění“ částic do modelu po celé průtočné ploše ve vzdálenosti 10×D od odlehčovací komory došlo ve většině poloh norné stěny v odlehčovací komoře ke zlepšení separační účinnosti u částic frakcí F1 a F2 v porovnání se stavem bez norné stěny. U částic frakcí F3 a F4 osazení norné stěny naopak vedlo ke zhoršení separační účinnosti ve srovnání se stavem bez norné stěny. Relativní odchylky vypočítané hodnoty separační účinnosti při osazení norné od hodnoty separační účinnosti bez norné stěny jsou následující:

- u frakce částic F1: -5,3% až +5,8%;
- u frakce částic F2: -6,5% až +4,5%;
- u frakce částic F3: -31,6% až -13,2%;
- u frakce částic F4: -13,2% až -2,3%.

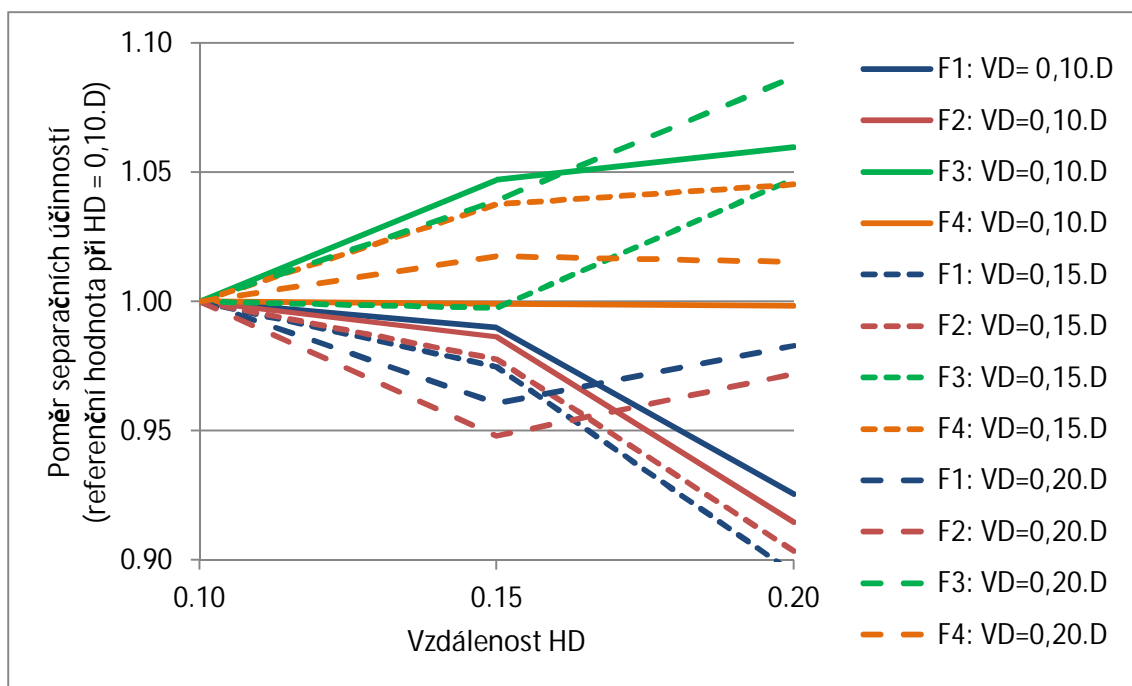
Co se týče vlivu polohy norné stěny na separační účinnost, z údajů v Tab. 4.31 jsou patrné tyto trendy:

- s rostoucí hodnotou HD klesá separační účinnost částic frakce F1 a F2, naopak u částic frakce F3 a F4 separační účinnost roste;
- s rostoucí hodnotou VD klesá separační účinnost částic všech frakcí.

Uvedené trendy jsou pomocí grafu znázorněny na Obr. 4.47 a Obr. 4.48. Závislost separační účinnosti na vzdálenosti HD, resp. VD je vynesena stanovením poměrných účinností k hodnotě separační účinnosti při HD = 0,10×D, resp. VD = 0,10×D pro každou frakci částic.

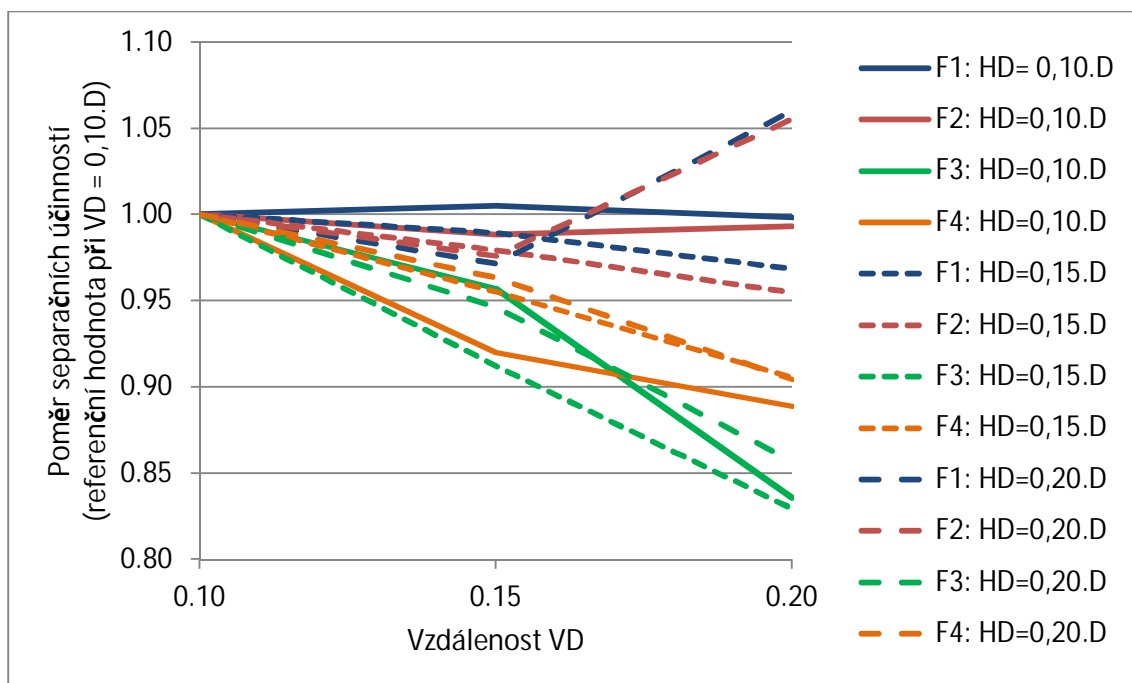
U částic frakce F1 a F2 má na hodnotu separační účinnosti větší vliv vzdálenost HD (2–10 %), u částic frakce F3 a F4 má na hodnotu separační účinnosti větší vliv vzdálenost VD (10–17 %).

³ částice frakcí F1 – F4 jsou rozděleny podle Tab. 4.1 (str. 48)



Obr. 4.47 Vliv vzdálenosti HD na separační účinnost

Na Obr. 4.47 je pomocí grafu znázorněn vliv vzdálenosti HD na separační účinnost. Separační účinnost částic frakce F3 a F4 roste s rostoucí vzdáleností HD, u částic frakce F1 a F2 naopak s rostoucí vzdáleností HD klesá.



Obr. 4.48 Vliv vzdálenosti VD na separační účinnost

Na Obr. 4.48 je pomocí grafu znázorněn vliv vzdálenosti VD na separační účinnost. Hodnota vzdálenosti VD má větší vliv na separační účinnost frakcí částic F3 a F4. U částic frakce F1 a F2 není vliv tolik výrazný, pohybuje se do $\pm 5\%$.

Pro ověření vlivu norné stěny na účinnost separace byly provedeny simulace, ve kterých byly částice do modelu vpouštěny rovnoměrně po ploše o stejné velikosti. Jak bylo výše uvedeno, instalací norné stěny došlo ke zvýšení hladiny v odlehčovací komoře a tím i v přívodní stoce. Při použité metodice byly částice do modelu vpouštěny rovnoměrně po celé průtočné ploše ve vzdálenosti $10 \times D$ od odlehčovací komory, přičemž průtočná plocha byla u jednotlivých variant poloh norné stěny různá. Částice byly do modelu vpouštěny opět ve vzdálenosti $10 \times D$ od odlehčovací komory, rovnoměrně po průtočném profilu o výšce 85 cm ode dna přívodní stoky. Poměr zvolené výšky ke hloubce vody v přívodní stoce ve vzdálenosti $10 \times D$ od odlehčovací komory je cca. 0,82 v případě, kdy v odlehčovací komoře není norná stěna; po osazení norné stěny se v závislosti na její poloze v odlehčovací komoře tento poměr pohybuje v rozmezí cca. 0,71–0,75. Vypočítané hodnoty separační účinnosti při tomto nastavení jsou uvedeny v Tab. 4.32. Při simulacích byl použit RNG k- ϵ model turbulence a střední výpočetní mřížka. Tato pozměněná metodika je dále v textu označována jako „metodika 2“.

Poloha norné stěny		Účinnost separace [%]			
VD	HD	F1	F2	F3	F4
0,10×D	0,10×D	16,8	17,0	31,8	97,7
	0,15×D	17,3	17,4	32,0	97,7
	0,20×D	17,2	17,4	32,3	97,6
0,15×D	0,10×D	15,5	15,7	29,3	89,9
	0,15×D	15,5	15,7	29,1	93,3
	0,20×D	16,5	16,6	30,2	94,1
0,20×D	0,10×D	13,8	13,8	25,4	87,0
	0,15×D	14,1	14,1	25,8	88,6
	0,20×D	15,2	15,3	26,8	88,4
Bez norné stěny		17,0	17,1	34,3	100,0

Tab. 4.32⁴ Vliv polohy norné stěny na účinnost separace – metodika 2

Při použití „metodiky 2“ byly výsledky separačních účinností u částic frakce F1 a F2 odlišné od předchozí metodiky. U částic frakce F1 a F2 došlo u většiny poloh norné stěny v odlehčovací komoře ke zhoršení separační účinnosti v porovnání se stavem bez norné stěny. Stejně jako u původní metodiky bylo zaznamenáno zhoršení separační účinnosti u částic frakcí F3 a F4 ve srovnání se stavem bez norné stěny. Relativní odchylky vypočítané hodnoty separační účinnosti při osazení norné od hodnoty separační účinnosti bez norné stěny jsou:

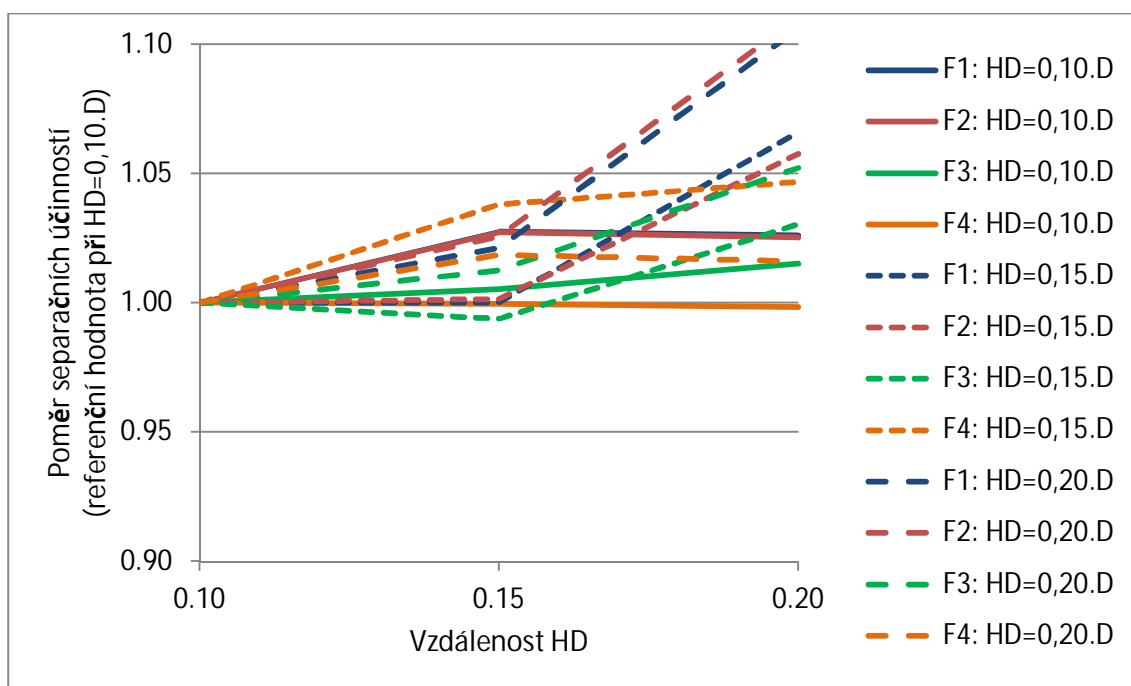
- u frakce částic F1: –19,1 % až +1,5 %;
- u frakce částic F2: –19,4 % až +2,0 %;
- u frakce částic F3: –25,8% až –5,9%;
- u frakce částic F4: –13,0% až –2,3%.

⁴ částice frakcí F1 – F4 jsou rozděleny podle Tab. 4.1 (str. 48)

Z údajů v Tab. 4.32 jsou patrné tyto trendy:

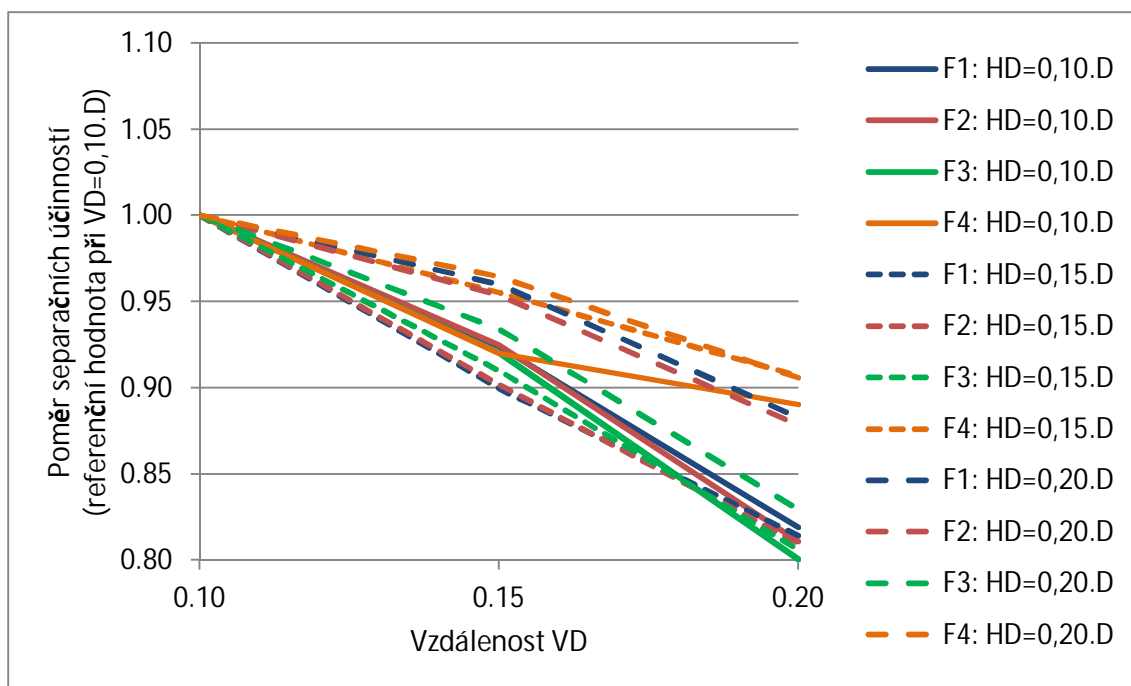
- s rostoucí hodnotou HD roste separační účinnost částic všech frakcí;
- s rostoucí hodnotou VD klesá separační účinnost částic všech frakcí.

Trendy z Tab. 4.32 jsou pomocí grafu znázorněny na Obr. 4.49 a Obr. 4.50. Závislost separační účinnosti na vzdálenosti HD, resp. VD je vynese stanovením poměrných účinností k hodnotě separační účinnosti při $HD = 0,10 \times D$, resp. $VD = 0,10 \times D$ pro každou frakci částic.



Obr. 4.49 Vliv vzdálenosti HD na separační účinnost – metodika 2

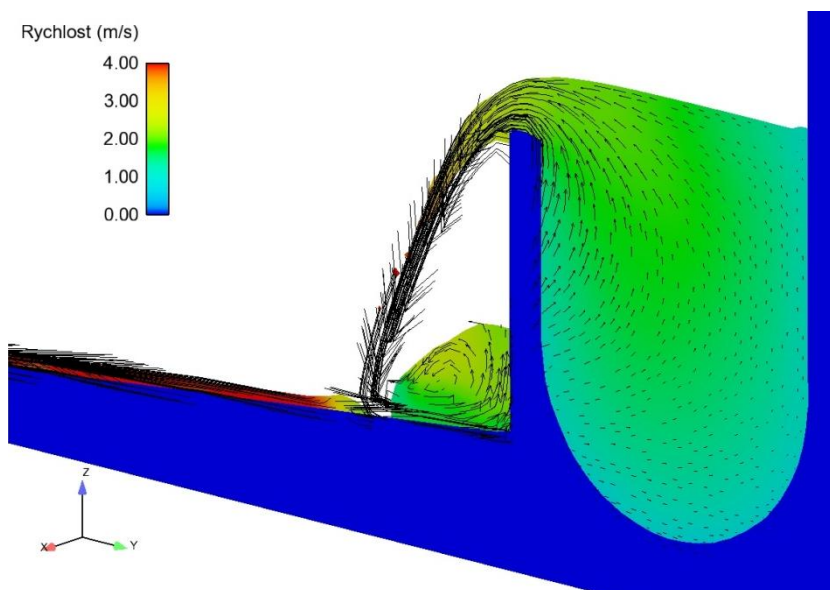
Vliv vzdálenosti HD na separační účinnost při pozmeněné metodice vpouštění částic do modelu je uveden na Obr. 4.49. U většiny frakcí částic a poloh normé stěny separační účinnost roste s hodnotou HD. Závislost částic frakcí F3 a F4 je obdobná jako u předchozí metodiky.



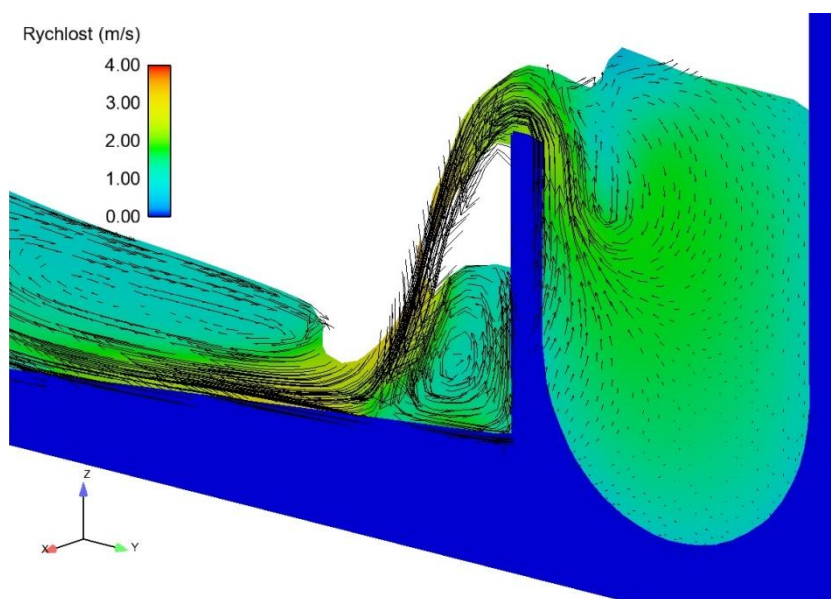
Obr. 4.50 Vliv vzdálenosti VD na separační účinnost – metodika 2

Na Obr. 4.50 je pomocí grafu znázorněn vliv vzdálenosti VD na separační účinnost. U částic frakce F3 a F4 je získaná závislost velmi podobná jako u předchozí metodiky. U částic frakce F1 a F2 je vliv vzdálenosti VD na separační účinnost výraznější než v předchozím případě.

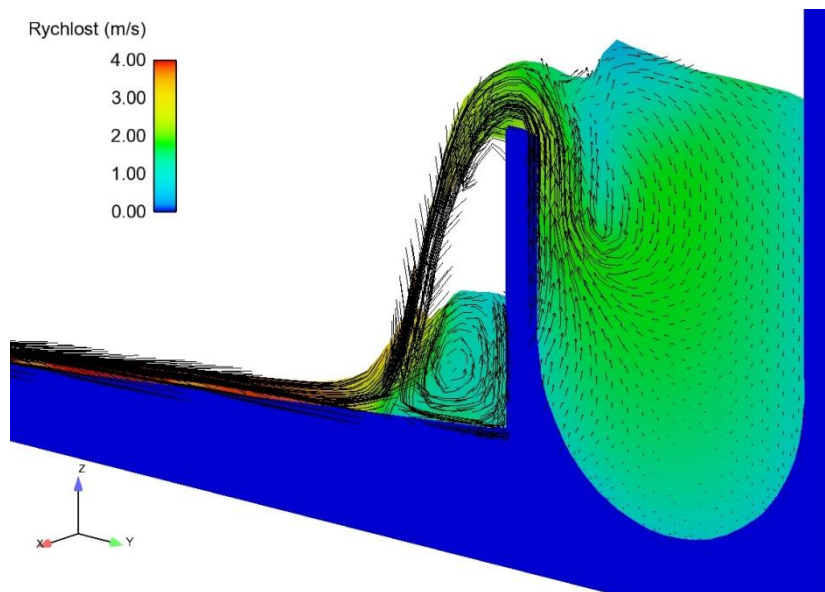
Výsledky simulací u obou použitých metodik „vpouštění“ částic do modelu indikují, že instalací norné stěny dojde ke zhoršení separační účinnosti částic frakcí F3 a F4 v porovnání se separační účinností vypočítanou bez norné stěny. Důvodem zhoršení separační účinnosti částic frakcí F3 a F4 je proudění, které v odlehčovací komoře vznikne po instalaci norné stěny. Na Obr. 4.51 až Obr. 4.54 je zobrazen příčný řez středem odlehčovací komory s vyznačenými rychlostními vektory; na obrázcích je znázorněna odlehčovací komora bez norné stěny a s nornou stěnou s různými hodnotami vzdálenosti VD. Rychlostní pole v rovině řezu znázorněné pomocí vektorů rychlosti ukazuje, že po instalaci norné stěny je voda ze spodní části průtočného profilu „nasávána“ do mezery mezi přelivnou hranou a nornou stěnou. Tento jev se stává výraznějším s rostoucí vzdáleností VD a s klesající vzdáleností HD.



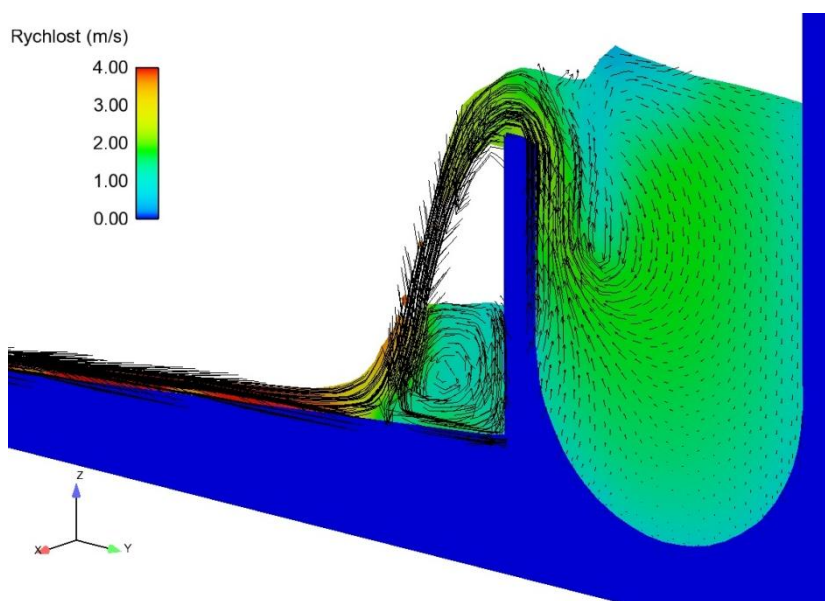
Obr. 4.51 Příčný řez středem OK – bez norné stěny



Obr. 4.52 Příčný řez středem OK – poloha norné stěny $HD = 0,15 \times D$, $VD = 0,10 \times D$



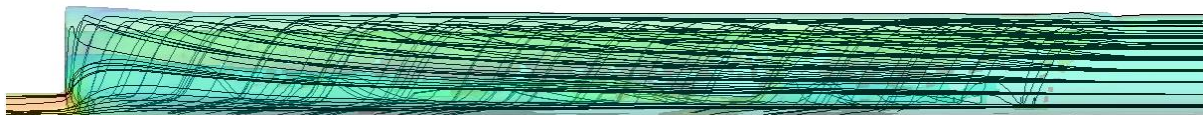
Obr. 4.53 Příčný řez středem OK – poloha norné stěny $HD = 0,15 \times D$, $VD = 0,15 \times D$



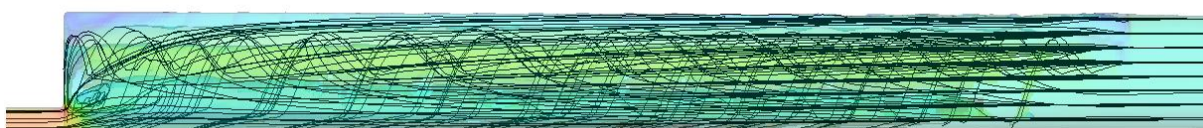
Obr. 4.54 Příčný řez středem OK – poloha norné stěny $HD = 0,15 \times D$, $VD = 0,20 \times D$

Vysvětlení rozdílných výsledků (zlepšení účinnosti separace vs. zhoršení účinnosti separace po instalaci norné stěny) u částic frakce F1 a F2 v závislosti na použité metodice lze možná nalézt v proudění v odlehčovací komoře při návrhovém průtoku. Při použití původní metodiky jsou částice frakcí téměř homogenně rozptýleny po průtočném profilu. HARWOOD et. al. (2001) uvádí, že tento druh částic je separován přibližně v poměru hodnoty odtoku ku přítoku do odlehčovací komory. Jelikož nornou stěnou došlo k navýšení hodnoty odtoku z odlehčovací komory, mělo by teoreticky dojít též ke zvýšení separační účinnosti tohoto druhu částic. Na Obr. 4.55 jsou zobrazeny proudnice v odlehčovací komoře bez norné stěny. Z tvaru proudnic lze usuzovat, že do škrťací trati proudí voda především ze spodní cca. 1/5 výšky průtočného profilu přítokového potrubí. Na Obr. 4.56 jsou pak zobrazeny proudnice v odlehčovací komoře po osazení norné stěny. Zvýšení hladiny v odlehčovací komoře

způsobené nornou stěnou je očividné. Do škrťací trati proudí voda za spodní cca. 1/6 výšky průtočného profilu přítokového potrubí, na obrázku jsou patrné i proudnice, které do škrťací trati směřují z vrstvy blízké poloze hladiny v odlehčovací komoře.

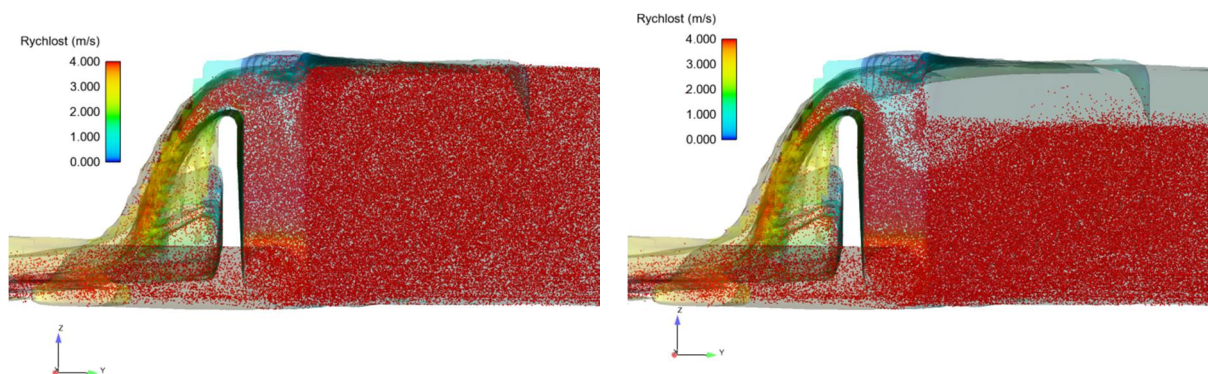


Obr. 4.55 Proudnice v odlehčovací komoře – bez norné stěny



Obr. 4.56 Proudnice v odlehčovací komoře – norná stěna $HD = 0,10 \times D$, $VD = 0,20 \times D$

Na Obr. 4.57 je zobrazeno prostorové rozložení částic frakce F1 v odlehčovací komoře při stávající metodice (vlevo) a při použití „metodiky 2“ (vpravo). Z obrázku je patrné, že u „metodiky 2“ nejsou částice frakce F1 rozptýleny po celé výšce průtočného profilu v odlehčovací komoře. Jak vyplývá z tvaru proudnic na Obr. 4.56, do škrťací trati proudí i voda z vrstvy blízké poloze hladiny v odlehčovací komoře; u „metodiky 2“ však v této vrstvě nejsou přítomny částice. To je pravděpodobně spolu s vyšší hodnotou odtoku z odlehčovací komory důvodem, proč u původní metodiky bylo zaznamenání zlepšení separační účinnosti částic frakce F1 a F2 po osazení norné stěny v odlehčovací komoře – z odlehčovací komory je vyšší odtok a proudnice směřující do škrťací tratě vedou přes oblasti s částicemi frakce F1 a F2. U „metodiky 2“ vedou některé proudnice přes oblast, kde je žádná či minimální koncentrace částic frakce F1 a F2, což je pravděpodobně důvodem, že u této metodiky došlo k poklesu separační účinnosti po osazení norné stěny.



Obr. 4.57 Prostorové rozložení částic v OK s nornou stěnou v závislosti na použité metodice

4.5.3 Shrnutí výsledků

Při posouzení vlivu polohy norné stěny na separační účinnost byly použity dva rozdílné způsoby „vpouštění“ částic do modelu: částice byly do modelu vpouštěny po celé výšce průtočného profilu (plocha průtočného profilu závisela na poloze norné stěny, tj. byla nebyla stejná ve všech simulacích), jak bylo uvedeno v kapitole 4.1.3; v modifikované metodice byly částice do modelu „vpouštěny“ ve všech simulacích rovnoměrně po průtočném profilu o výšce 85 cm ode dna přívodní stoky (tato plocha byla u všech simulací stejná).

U částic frakce F3 a F4 byly z výsledků simulací vyvozeny stejné závěry u obou použitých metodik a to, že instalací norné stěny do odlehčovací komory dojde ke zhoršení separační účinnosti částic frakcí F3 a F4 v porovnání se stavem bez norné stěny. V porovnání se separační účinností při umístění norné stěny v poloze definované vzdáleností $HD = 0,10 \times D$, resp. $VD = 0,10 \times D$ účinnost separace částic F3 a F4 klesá s rostoucí vzdáleností VD a se zmenšující se vzdáleností HD. Větší vliv na hodnotu separační účinnosti částic frakce F3 a F4 má vzdálenost VD.

Použitá metodika měla vliv na to, jakým způsobem byla ovlivněna separační účinnost částic frakce F1 a F2 nornou stěnou. V případě použití původní metodiky umístěním norné stěny do odlehčovací komory došlo u většiny zkoumaných poloh norné stěny ke zlepšení separační účinnosti v porovnání se stavem bez norné stěny. S rostoucí vzdáleností HD klesala separační účinnost částic frakce F1 a F2, s rostoucí vzdáleností VD se separační účinnost měnila o $\pm 5\%$. Při použití „metodiky 2“ z výsledků vyplynulo, že norná stěna zhorší separační účinnost částic frakce F1 a F2. Ve srovnání se separační účinností při umístění norné stěny v poloze definované vzdáleností $HD = 0,10 \times D$, resp. $VD = 0,10 \times D$ separační účinnost částic F1 a F2 klesá s rostoucí vzdáleností VD a se zmenšující se vzdáleností HD.

5 ZÁVĚR A DISKUZE

Odlehčovací komory jsou nedílnou součástí jednotné kanalizace. Vzhledem k tomu, že odlehčovací komory představují místo přímého propojení stokové sítě s recipientem, je nutné při jejich návrhu zohlednit nejen hledisko hydraulické, ale i hledisko kvality odlehčovaných vod. V současné době je při návrhu odlehčovacích komor používáno většinou kritérium ředícího poměru. Norma ČSN EN 752 (2008) doporučuje u jednotlivých odlehčovacích komor splnit poměr ředění 1 : 5 až 1 : 8. Poměr ředění však nezohledňuje skutečnou účinnost separace znečišťujících látek.

V předkládané disertační práci byly pomocí CFD metody provedeny simulace proudění v odlehčovacích komorách s jednostranným bočním přepadem, které byly navrženy postupy pro návrh odlehčovacích komor používanými v běžné inženýrské praxi – směrnice zpracovaná firmou Hydroprojekt Praha a německá norma ATV-A 111. V simulacích byla prověřena hydraulická funkce odlehčovací komory provedením porovnání hodnot odtoku z odlehčovací komory a přepadových výšek. Porovnání i simulace byly provedeny pouze pro jednu hodnotu přítoku do odlehčovací komory. Pro zjištění účinnosti separace znečišťujících látek v odlehčovací komoře byly provedeny simulace, ve kterých znečišťující látky byly reprezentovány částicemi o zadaném průměru a hustotě.

Výsledky numerických simulací jsou závislé na řadě parametrů, přičemž k nejdůležitějším patří prostorová diskretizace. Volba délky kroku prostorové diskretizace má vliv na přesnost simulace (viz. chyba diskretizace v kapitole 2.6.8) a na časovou náročnost výpočtu. S menším krokem prostorové diskretizace se zvyšuje přesnost simulace a současně roste její časová náročnost. V předkládané práci byly provedeny simulace každé z odlehčovacích komor se třemi různými výpočetními mřížkami lišícími se velikostí výpočetní buňky; výpočetní buňky měly tvar krychle s délkou hrany L , $L/2$ a $L/4$. Délka hrany výpočetní buňky L odpovídala $1/4$ průměru škrťací tratě u odlehčovací komory navržené podle směrnice a $1/3$ průměru škrťací tratě u odlehčovací komory navržené podle normy ATV-A 111. Relativní odchylka vypočítaných hodnoty odtoku od hodnot stanovených při návrhu byla ve většině případů do 10 %. S menší velikostí použité výpočetní buňky byla v simulacích získána vyšší hodnota odtoku z odlehčovací komory. Důvodem byla pravděpodobně metoda FAVOR™, která je v programu FLOW-3D používána pro reprezentaci geometrie objektů.

Relativní odchylky vypočítaných hodnot přepadových výšek od hodnot stanovených pomocí normy/směrnice byly vyšší než tomu bylo u hodnot odtoku z odlehčovací komory a větší byl i jejich rozptyl. Větší relativní odchylky i vyšší rozptyl hodnot byl zjištěn u přepadových výšek v bodě A na začátku přelivné hrany. Lepší shody vypočítaných a stanovených hodnot přepadových výšek bylo dosaženo u odlehčovací komory navržené podle normy ATV-A 111.

Dalším faktorem, který může mít vliv na přesnost numerické simulace proudění je model turbulence. V práci byly použity dva modely turbulence – $k-\epsilon$ model a RNG $k-\epsilon$ model turbulence. Byly provedeny simulace pro každý model turbulence a každou výpočetní mřížku. Vliv modelu turbulence na výsledky simulace nebyl zdaleka tak výrazný jaký měla velikost výpočetní buňky. Při použití RNG $k-\epsilon$ modelu byly vypočítané hodnoty odtoku z odlehčovací komory vyšší než u $k-\epsilon$ modelu, průměrně o cca. 2,5 %. Tento rozdíl vypočítaných hodnot odtoku z odlehčovací komory se snižoval se zmenšující se velikostí použité výpočetní buňky. Vliv modelu turbulence na hodnoty přepadových výšek byl ve většině případů minimální.

Výsledky separační účinnosti v kapitole 4.3 byly u obou odlehčovacích komor velmi podobné, u částic frakce F1 a F2 se separační účinnost pohybovala okolo 12 %, u částic frakce F3 okolo

26 % a u částic frakce F4 100 %. Obdobně jako tomu bylo u hodnoty odtoku byly i vypočítané hodnoty separační účinnosti vyšší při použití výpočetní mřížky s menší velikostí výpočetní buňky; vyšší hodnoty separační účinnosti byly získány při použití RNG k- ϵ modelu turbulence.

Odlehčovací komory v kapitole 4.4 se odlišovaly výškou přelivné hrany i profilem přítokového potrubí. Lepší separační účinnosti bylo dosaženo u odlehčovací komory navržené podle normy ATV-A 111, u odlehčovací komory navržené podle směrnice měla na vypočítané hodnoty separační účinnost vliv použítá metodika a vejčitý profil přítokového potrubí.

Na základě provedených simulací lze konstatovat, že poměrně dobré shody výsledků s údaji získanými postupem pro návrh odlehčovacích komor bylo dosaženo při použití střední výpočetní mřížky; rozdíl vypočítaných hodnot při použití střední a jemné výpočetní mřížky byl ve většině případů minimální. Model turbulence neměl na výsledky simulací významný vliv, při použití RNG k- ϵ modelu turbulence byla doba výpočtu delší o cca. 10 %. Lze tedy říct, že u střední výpočetní mřížky v kombinaci s k- ϵ modelem turbulence bylo dosaženo maximální efektivity ve vztahu k přesnosti simulace a časové náročnosti. Toto zjištění však nelze zobecňovat, u numerických simulací je vždy nutné provést citlivostní analýzu na hustotu výpočetní mřížky a další parametry.

Vliv polohy norné stěny na separační účinnost byl zkoumán pouze u jedné odlehčovací komory, pro jednu výpočetní mřížku, model turbulence a pro jednu hodnotu přítoku do odlehčovací komory. Byla použita odlehčovací komora navržená podle normy ATV-A 111 v kapitole 4.4. Po umístění norné stěny do odlehčovací komory došlo k navýšení hodnoty odtoku z odlehčovací komory; hodnota odtoku byla závislá na vzdálenosti norné stěny od přelivné hrany HD. Co se separační účinnosti týče, bylo zaznamenáno zhoršení separační účinnosti částic frakce F3 a F4 po osazení norné stěny. Hodnota separační účinnosti se zvyšovala s rostoucí vzdáleností norné stěny od přelivné hrany HD a klesala s rostoucí vzdáleností VD, kterou norná stěna zasahuje pod úroveň přelivné hrany. U částic frakcí F1 a F2 instalací norné stěny došlo ke zlepšení separační účinnosti v porovnání se stavem bez norné stěny v případě, kdy částice jsou přibližně homogenně rozloženy po celém průtočném profilu na vtoku do odlehčovací komory. Separační účinnost částic frakce F1 a F2 se v tomto případě zhoršovala s rostoucí vzdáleností HD, u vlivu vzdálenosti VD na separační účinnost se neprokázal jednotný trend. Při použití upravené metodiky „vpouštění“ částic do modelu, kdy částice frakcí F1 a F2 nebyly na vtoku do odlehčovací komory rozptýleny po celém průtočném profilu, došlo u těchto částic k poklesu separační účinnosti v porovnání se stavem bez norné stěny. V tomto případě hodnota separační účinnosti částic frakce F1 a F2 rostla s rostoucí vzdáleností norné stěny od přelivné hrany HD a klesala s rostoucí vzdáleností VD.

Problematika modelování proudění v odlehčovacích komorách a modelování separační účinnosti je značně rozsáhlá a nebylo možné ji celou obsáhnout v předkládané práci. V práci bylo provedeno modelování proudění a separační účinnosti pouze při návrhovém průtoku. Z publikovaných prací řady autorů vyplývá vliv průtoku na separační účinnost. Jako další možný krok se mi jeví posoudit vliv norné stěny na separační účinnost odlehčovací komory i pro jiné hodnoty průtoků, případně i pro odlehčovací komory s různým poměrem výšky přelivné hrany k průměru přítokového potrubí.

6 SEZNAMY

6.1 Seznam použité literatury

- ADAMSSON, A., V. STOVIN a L. BERGDAHL, 2003. Bed Shear Stress Boundary Condition for Storage Tank Sedimentation. *Journal of Environmental Engineering*, 129 (7), s. 651-658. ISSN 0733-9372.
- ANDERSSON, B. et al., 2011. *Computational Fluid Dynamics for Engineers*. Cambridge University Press. ISBN 978-1-107-01895-2.
- ARYAL, R. et al., 2010. Urban stormwater quality and treatment. *Korean Journal of Chemical Engineering*, 27 (5), s. 1343-1359. ISSN 1975-7220.
- ATV-A 111, 1994. *Richtlinien für die hydraulische Dimensionierung und den Leistungsnachweis von Regenwasser-Entlastungsanlagen in Abwasserkanälen und -leitungen*
- BALIHAR, O., 2010. In: *Modelová studie odstranění plovoucích nečistot z přepadu trubní odlehčovací komory přidáním česlí* [online].2010. Dostupné také z: <http://www.fsv.cvut.cz/svoc/2010/registrd.php?Akce=SHOW&SID=107>
- BAREŠ, V., 2010. Předčištění odlehčených vod z jednotné stokové sítě – zhodnocení dostupných technologií. *Vodní hospodářství*, s. 171-74.
- BAREŠ, V., T. METELKA a O. JANKŮ, 2008. Možnosti modelování odlehčovacích komor pomocí 1D a 3D modelu. In: *Optimalizace návrhu a provozu stokových sítí a ČOV 2008*. Brno: Ardec s.r.o, s. 103-110. ISBN 80-86020-59-2.
- BARKHUDAROV, M., 2004. *Lagrangian VOF advection Method for FLOW-3D*. Flow Science Inc. Technical Note, FSI-03-TN63R.
- BATES, P. D., S. T. LANE a R. I. FERGUSON, 2005. *Computational Fluid Dynamics. Applications in Environmental Hydraulics*. Chichester: John Wiley & Sons, Ltd. ISBN: 978-0-470-84359-8.
- BAYERISCHES LANDESAMT FÜR WASSERWIRTSCHAFT, 2001. In: *Messeinrichtungen an Regenüberlaufbecken. Praxisratgeber für Planung, Bau und Betrieb* [online].2001 [cit. 2013. Dostupné z: http://www.lfu.bayern.de/wasser/mischwasserentlastungsanlagen/abwasser_regenbecken/doc/messeinrichtungen.pdf
- BLEJCHAŘ, T., 2006. *Matematické modelování nestacionárního proudění, kavitace a akustických projevů v hydraulickém ventilu*. Ostrava. Disertační práce. VŠB - TU Ostrava, Fakulta strojní.
- BLEJCHAŘ, T., 2012. *Turbulence - modelování proudění - CFX*. Ostrava: VŠB – TU Ostrava. ISBN 978-80-248-2606-6.
- BOOR, B., J. KUNŠTÁTSKÝ a C. PATOČKA, 1968. *Hydraulika pro vodohospodářské stavby*. Praha: SNTL.
- BRDIČKA, M., B. SOPKO a L. SAMEK, 2005. *Mechanika kontinua*. Academia. ISBN 80-200-0772-5.
- BUTLER, D. a J. W. DAVIES, 2004. *Urban Drainage*. 2nd Edition. London: Spon Press. ISBN 0-203-34190-2.
- CAMPISANO, A., 2007. Vertical baffles for the capture of floatables in sewer channels. In: *Proceedings of Sixth International Conference on Sustainable Techniques and Strategies in Urban Water Management, NOVATECH 2007*. Lyon, s. 657-664.
- CAMPISANO, A., 2009. Laboratory investigation on the performances of baffles for the capture of sewer floatables. *Water Science & Technology*, 60 (1), s. 2-36.
- CASTRO-ORGAZ, O. a W. H. HAGER, 2012. Subcritical Side-Weir Flow at High Lateral Discharge. *Journal of Hydraulic Engineering*, 138 (9), s. 777-787.
- ČESKÁ VĚDECKOTECHNICKÁ VODOHOSPODÁŘSKÁ SPOLEČNOST, 2010. In: *Posuzování dešťových*

- oddělovačů jednotných stokových systémů v urbanizovaných územích. Metodická příručka. [online]. 2010. Dostupné také z: http://www.opzp.cz/soubor-ke-stazeni/40/12023-Metodicka%20prirucka_verze_24.pdf
- ČESKÝ STATISTICKÝ ÚŘAD, 2013. In: *Vodovody, kanalizace a vodní toky 2012* [online]. 2013. Dostupné také z: [http://www.czso.cz/csu/2013edicniplan.nsf/t/5C003E2B35/\\$File/w20031308.pdf](http://www.czso.cz/csu/2013edicniplan.nsf/t/5C003E2B35/$File/w20031308.pdf)
- ČSN 75 6101, 2004. *Stokové sítě a kanalizační přípojky*. Český normalizační institut.
- ČSN EN 752, 2008. *Stokové systémy vně budov*. Český normalizační institut.
- DEL GUIDICE, G. a W. H. HAGER, 1999. Sewer Sideweir with Throttling Pipe. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, 129 (5), s. 298-306.
- DOUGLAS, J. F. et al., 2005. *Fluid Mechanics*. 5th Edition. Essex: Pearson Education Limited. ISBN 978-0-13-129293-2.
- DUFRESNE, M. et al., 2009. CFD Modeling of Solid Separation in Three Combined Sewer Overflow Chambers. *Journal of Environmental Engineering*, 135 (9), s. 776-787.
- ERCOFTAC, 2000. *Best Practice Guidelines*. ERCOFTAC.
- FLETCHER, C. A. J., 1991. *Computational Techniques for Fluid Dynamics 2*. Springer. ISBN 978-3-642-58239-4.
- FLOW SCIENCE, 2013. *FLOW-3D v. 10.1.1 Manual*. Santa Fe: Flow Science.
- GISONNI, C. a W. H. HAGER, 1997. Short Sewer Sideweir. *Journal of Irrigation and Drainage Engineering*, 123 (5), s. 354-363.
- HAGER, W. H., 2010. *Wastewater Hydraulics. Theory and Practice*. Second Edition. Berlin: Springer. ISBN 978-3-642-11383-3.
- HARWOOD, R., 2002. CSO Modelling strategies using Computational Fluid Dynamics. In: *Global Solutions for Urban Drainage*. Portland, s. 8-13.
- HARWOOD, R. a A. J. SAUL, 1999. The Influence of CSO Chamber Size on Particle Retention Efficiency Predictions. In: *Proceedings of the 8th ICUSD*. Sydney, s. 1-9.
- HARWOOD, R. a A. J. SAUL, 2001. Modelling the performance of Combined Sewer Overflow. *Journal of the Chartered Institution of Water and Environmental Management*, 15 (4), s. 300-304.
- HE, C., 2008. *Advanced Hydraulic Studies on Enhancing Particle Removal*. Aalborg University. Ph.D. Thesis.
- HE, C., J. MARSALEK a Q. ROCHFORD, 2004. Numerical Modelling of Enhancing Suspended Solids Removal in a CSO Facility. *Water Quality Research Journal of Canada*, 39 (4), s. 457-465.
- HIRT, C. a B. NICHOLS, 1981. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries. *Journal of computational physics*, 39 (1), s. 201-225.
- HLAVÍNEK, P., J. MIČÍN a P. PRAX, 2001. *Příručka stokování a čištění*. Brno: NOEL 2000. ISBN 80-86020-30-4.
- HOSSAIN, N., 2012. Computational Mechanics. *Computational Mechanics: Turbulence Modeling* [online] [cit. 2013-září]. Dostupné z: <http://naimhossain.blogspot.cz/2012/08/turbulence-modeling.html>
- HRABÁK, D. et al., 1999. 3-Dimensional modelling - a new tool for the evaluation of CSO hydraulic performance. Sydney: Proceedings of the 8th ICUSD, s. 928-933.
- HYDROPROJEKT PRAHA, 1977. *Dešťové oddělovače. Závěrečná zpráva*. Brno: Hydroprojekt Praha.
- CHEN, Z. et al., 2013. A CFD Modeling Approach for Municipal Sewer System Design Optimization to

- Minimize Emissions into Receiving Water Body. *Water Resources Management*, 27 (7), s. 2053-2069.
- JANALÍK, J. a P. ŠTÁVA, 2002. *Mechanika tekutin*. Ostrava: VŠB TU Ostrava. ISBN 80-248-0038-1.
- JANDORA, J., 2008. *Matematické modelování ve vodním hospodářství, Modul 01. Studijní opora*. Brno: VUT v Brně.
- KOPÁČEK, T., 2006. *Numerické řešení vazkého nestlačitelného proudění*. Praha. Diplomová práce. ČVUT v Praze, Fakulta strojní.
- KOZUBKOVÁ, M., 2008. *Modelování proudění tekutin FLUENT a CFX*. Ostrava: VŠB TU Ostrava.
- KOZUBKOVÁ, M. a S. DRÁBKOVÁ, 2003. *Numerické modelování proudění FLUENT I*. Ostrava: VŠB TU Ostrava. ISBN 80-248-0525-1.
- LACO, V., 1968. *Hydraulický výskum odľahčovacej komory stokovej siete so škrtiacou traťou*. Bratislava.
- LAUNDER, B. E. a D.B. SPALDING, 1972. *Lectures in Mathematical Models of Turbulence*. London: Academic Press London. ISBN 978-0-12-438050-6.
- LINHART, J., 2006. *Mechanika tekutin I*. 2. vydání. Plzeň: Západočeská univerzita v Plzni. ISBN 978-80-7043-766-7.
- LIPEME KOUYI, G., 2004. *Modélisations tridimensionnelles de l'hydrodynamique et de la séparation particulaire dans les déversoirs d'orage*. Strasbourg: Phd thesis of Louis Pasteur University.
- LIPEME KOUYI, G. et al., 2011. The use of CFD modelling to optimise measurement of overflow rates in a downstream-controlled dual-overflow structure. *Water Science and Technology*, 64 (2), s. 521-527.
- LIU, A. et al., 2013. Influence of rainfall and catchment characteristics on urban stormwater quality. *Science of the Total Environment*, č 444, s. 255–262.
- MARNET, 2002. *Best Practice Guidelines for Marine*. WS Atkins Consultants and Members of the NSC. Technical Report.
- MCCARTHY, D. T. et al., 2012. Intra-event variability of Escherichia coli and total suspended solids in urban stormwater runoff. *Water Research*, 46 (20), s. 6661-6670.
- MUNSON, B. R. et al., 2013. *Fundamentals of Fluid Mechanics. 7th edition*. John Wiley & Sons, Inc.
- NEWMAN, T. L., 2000. A Methodology to Design and/or Assess Baffles for Floatables Control. In: *International Conference on Stormwater and Urban Water Systems Modeling*. Toronto, s. 51-80.
- NPARC's CFD Verification & Validation site, 2010 [online]. Dostupné také z: <http://www.grc.nasa.gov/WWW/wind/valid/resources.html>
- NYPL, V. a M. SYNÁČKOVÁ, 1998. *Zdravotně inženýrské stavby 30. Stokování*. Praha: Vydavatelství ČVUT. ISBN 80-01-01729-x.
- OBERKAMPF, W. L. a T. G. TRUCANO, 2002. Verification and validation in computational fluid dynamics. *Progress in Aerospace Sciences*, č 38, s. 209-272.
- POLLERT, J., 1999. *Computer Simulation of Flow in CSO "OK 3D Evropská"*. Praha.
- POLLERT, J., 1999. Free surface modelling in sewer system. In: *Proceedings of the 5th Fluent User Conference*, s. 61-69.
- POLLERT, J., 2003. Odlehčovací komory - nový směr návrhu a posouzení. In: *Optimalizace návrhu a provozu stokových sítí a ČOV*. NOEL 2000, s. 217-220.
- POLLERT, J. a D. STRÁNSKÝ, 2003. Combination of Computational Techniques - Evaluation of CSO Efficiency for Suspended Solids Separation. *Water Science and Technology*, 47 (4), s. 157-166.

- POLLERT, J., V. BAREŠ a K. VRÁTNÝ, 2005. Srovnání matematického a fyzikálního modelování Trubní odlehčovací komory. In: *Optimalizace návrhu a provozu stokových sítí a ČOV*. NOEL 2000, s. 419-425.
- POLLERT, J., P. SRNÍČEK a P. SÝKORA, 2007. Posouzení snížení ekologické zátěže záměnou odlehčovací komory s bočním přepadem za vírový separátor. In: *Optimalizace návrhu a provozu stokových sítí a ČOV*. Brno: ARDEC s.r.o, s. 127-132.
- POLLERT, J. et al., 2008. New type of CSO chamber responds to economic and ecological needs. In: *11th International Conference on Urban Drainage*. Edinburgh, s. 1-10.
- PRAX, P., 2003. Technické podklady a směrnice pro návrh a provozování odlehčovacích komor. *Vodní hospodářství*, č. 7.
- ŘÍHA, J., 1997. *Matematické modelování hydrodynamických a disperzních jevů*. Brno: VUT v Brně. ISBN 80-214-0827-8.
- SAUL, A. J., 1997. Combined Sewer Overflows. In: READ, G. F. a L. G. VICKRIDGE. *Sewers: Repair and Renovation*, s. 283-317.
- SAUL, A. J. a K. SVEJKOVSKY, 1994. Computational modelling of a vortex CSO structure. *Water Science and Technology*, 30 (1), s. 97-106.
- STOVIN, V. R. a A. J. SAUL, 2000. Computational Fluid Dynamics and the Design of Sewage Storage Chambers, 14 (2), s. 103-110.
- ŠEMBERA, J., 2004. In: *Mechanika tekutin. Poznámky k teoretické části* [online]. Liberec:2004 [cit. 2013-září]. Dostupné z: <http://www.nti.tul.cz/cz/images/e/e9/METskr.pdf>
- TESAŘÍK, M., M. DOLEJŠ a P. SÝKORA. Simulace odlehčovacích komor ve 3D. s. 141-146.
- URCIKÁN, P. a D. RUSNÁK, 2008. *Stokovanie a čistenie odpadových vod. Stokovanie II*. Bratislava: Vydavateľstvo STU. ISBN 978-80-227-2854-6.
- URUBA, V., 2009. *Turbulence*. Praha: ČVUT v Praze. ISBN 978-80-01-04330-1.
- USEPA, 1995. *Combined Sewer Overflow - Guidance For Nine Minimum Controls*. Washington, D.C.: United States Environmental Protection Agency. EPA Report 832-B-95-003.
- VERSTEEG, H. K. a W. MALALASEKERA, 2007. *An Introduction to Computational Fluid Dynamics*. Second Edition. Harlow: Pearson Education Limited. ISBN 978-0-13-127498-3.
- WHITE, F. M., 1999. *Fluid Mechanics*. 4th Edition. Boston: McGraw-Hill Higher Education. ISBN 9780072281927.
- WILCOX, D. C., 1994. *Turbulence Modeling for CFD*. La Canada: DCW Industries.
- WILHELMSSEN, B. B., 2012. *Numerical Modelling of Separation Efficiency of Sediments in a Combined Sewer Overflow (CSO)*. Trondheim: Norwegian University of Science and Technology. Master Thesis.

6.2 Seznam vyobrazení

Obr. 2.1 Účinnost odlehčovací komory v závislosti na přítoku (SAUL, 1997)	7
Obr. 2.2 Funkce odlehčovací komory (LIPEME KOUYI, 2004)	10
Obr. 2.3 Závislost odtoku z odlehčovací komory Q_s v závislosti na přítoku do odlehčovací komory Q_c (LACO, 1968)	11
Obr. 2.4 Odlehčovací komora s čelním přepadem – OK Orlovská (ČOV Heřmanice II) v Ostravě	12
Obr. 2.5 Odlehčovací komora s jednostranným bočním přepadem – OK A6 v Brně	12
Obr. 2.6 Průběhy hladin podél přelivné hrany (BUTLER et. al., 2004)	14
Obr. 2.7 Odlehčovací komora s nízkou přelivnou hranou a škrťací tratí (HAGER, 2010)	15
Obr. 2.8 Plovoucí látky v odlehčovací komoře OK 1A v Bratislavě	16
Obr. 2.9 Hustota vody v závislosti na teplotě (MUNSON et. al., 2013)	18
Obr. 2.10 Smykové napětí působící na vrstvu tekutiny (LINHART, 2009)	18
Obr. 2.11 Reologické vlastnosti tekutin (WHITE, 1999)	19
Obr. 2.12 Spojitost proudu v elementárním hranolu (JANDORA, 2008)	22
Obr. 2.13 Složky napětí působící na stěny rovnoběžné s rovinou yz (JANDORA, 2008)	22
Obr. 2.14 Rychlostní profil v potrubí kruhového průřezu při laminárním a turbulentním režimu proudění (LINHART, 2009)	26
Obr. 2.15 Kaskáda turbulentních vírů (URUBA, 2009)	26
Obr. 2.16 Metody modelování turbulence (KOPÁČEK, 2006)	29
Obr. 2.17 Metody modelování turbulence (HOSSAIN, 2012)	30
Obr. 2.18 Vícefázové proudění s ostrým rozhraním mezi fázemi a vícefázové proudění s dispergovanou fází v kontinuální fázi (ANDERSSON et. al., 2011)	35
Obr. 2.19 Hodnoty objemové frakce vody v okolí volné hladiny při použití modelu VOF k modelování volné hladiny (BARKHUDAROV, 2004)	37
Obr. 2.20 Tvary 3D výpočetních buněk (ANDERSSON et. al., 2011)	39
Obr. 2.21 TruFOV® (BARKHUDAROV, 2004)	41
Obr. 2.22 Metoda FAVOR™ (FLOW SCIENCE, 2013)	42
Obr. 4.1 Průběh rychlosti generování částic – OK v kapitole 4.3	46
Obr. 4.2 Průběh rychlosti generování částic – OK v kapitole 4.4	47
Obr. 4.3 Schématický řez typovou OK s bočním přepadem (HYDROPROJEKT PRAHA, 1977)	48
Obr. 4.4 Půdorysné schéma typové OK s bočním přepadem (HYDROPROJEKT PRAHA, 1977)	48
Obr. 4.5 Půdorysné schéma OK s bočním přepadem uvedené v ATV-A 111 (ATV-A 111, 1994)	49
Obr. 4.6 Příčný řez OK s bočním přepadem uvedený v ATV-A 111 (ATV-A 111, 1994)	50
Obr. 4.7 Tvar přelivné hrany (BAYERISCHES LANDESAMT FÜR WASSERWIRTSCHAFT, 2001)	50
Obr. 4.8 Geometrie odlehčovací komory ve formátu STL po importu do softwaru FLOW-3D	52
Obr. 4.9 Výpočetní oblast definovaná 4mi výpočetními mřížkami (barevně rozlišeny) – OK navržená dle směrnice	52
Obr. 4.10 Výpočetní oblast definovaná 3mi výpočetními mřížkami (barevně rozlišeny) – OK navržená dle ATV-A 111	53
Obr. 4.11 OK dle směrnice: Vliv velikosti výpočetní buňky na hodnotu průtoku – k-ε model turbulence	58
Obr. 4.12 OK dle směrnice: Vliv velikosti výpočetní buňky na hodnotu průtoku – RNG k-ε model turbulence	58
Obr. 4.13 OK dle ATV-A 111: Vliv velikosti výpočetní buňky na hodnotu průtoku – k-ε model turbulence	59
Obr. 4.14 OK dle ATV-A 111: Vliv velikosti výpočetní buňky na hodnotu průtoku – RNG k-ε model turbulence	59
Obr. 4.15 Místa zjišťování přepadových výšek u odlehčovací komory navržené dle směrnice	60
Obr. 4.16 Průběh hladiny podél přelivné hrany – OK navržená dle směrnice	63
Obr. 4.17 Průběh hladiny podél přelivné hrany – OK navržená dle normy ATV-A 111	63
Obr. 4.18 Průběh hladiny v odlehčovací komoře navržené dle směrnice v závislosti na použité	

výpočetní mřížce a modelu turbulence	64
Obr. 4.19 Průběh hladiny v odlehčovací komoře navržené dle normy ATV-A 111 v závislosti na použité výpočetní mřížce a modelu turbulence	65
Obr. 4.20 Trajektorie částic frakce F1 – střední výpočetní mřížka – RNG k-ε model turbulence.....	67
Obr. 4.21 Trajektorie částic frakce F3 – střední výpočetní mřížka – RNG k-ε model turbulence.....	68
Obr. 4.22 Částice frakce F4 – střední výpočetní mřížka – RNG k-ε model turbulence	68
Obr. 4.23 Vliv použité výpočetní mřížky na rozlišení geometrie profilu škrťací trati.....	69
Obr. 4.24 Geometrie odlehčovací komory ve formátu STL po importu do softwaru FLOW-3D.....	71
Obr. 4.25 Výpočetní oblast definovaná 3mi výpočetními mřížkami (barevně rozlišeny)	71
Obr. 4.26 OK dle ATV-A 111: Vliv velikosti výpočetní buňky na hodnotu průtoku – k-ε model turbulence	76
Obr. 4.27 OK dle ATV-A 111: Vliv velikosti výpočetní buňky na hodnotu průtoku – RNG k-ε model turbulence	76
Obr. 4.28 OK dle směrnice: Vliv velikosti výpočetní buňky na hodnotu průtoku – k-ε model turbulence	77
Obr. 4.29 OK dle směrnice: Vliv velikosti výpočetní buňky na hodnotu průtoku – RNG k-ε model turbulence	77
Obr. 4.30 Místa zjišťování přepadových výšek u odlehčovacích komor	78
Obr. 4.31 Průběh hladiny podél přelivné hrany – OK navržená dle ATV-A 111	80
Obr. 4.32 Průběh hladiny podél přelivné hrany – OK navržená dle směrnice.....	81
Obr. 4.33 Průběh hladiny v odlehčovací komoře navržené dle ATV-A 111 v závislosti na použité výpočetní mřížce a modelu turbulence	82
Obr. 4.34 Průběh hladiny v odlehčovací komoře navržené dle směrnice v závislosti na použité výpočetní mřížce a modelu turbulence	83
Obr. 4.35 Proudnice v OK dle směrnice – střední výpočetní mřížka – RNG k-ε model	85
Obr. 4.36 Trajektorie částic frakce F1 – střední výpočetní mřížka – RNG k-ε model	86
Obr. 4.37 Trajektorie částic frakce F3 – střední výpočetní mřížka – RNG k-ε model	86
Obr. 4.38 Částice frakce F4 – střední výpočetní mřížka – RNG k-ε model.....	87
Obr. 4.39 Proudnice v OK dle ATV-A 111 – střední výpočetní mřížka – RNG k-ε model.....	87
Obr. 4.40 Trajektorie částic frakce F1 – střední výpočetní mřížka – RNG k-ε model turbulence.....	88
Obr. 4.41 Trajektorie částic frakce F3 – střední výpočetní mřížka – RNG k-ε model turbulence.....	88
Obr. 4.42 Částice frakce F4 – střední výpočetní mřížka – RNG k-ε model turbulence	89
Obr. 4.43 Půdorysné schéma umístění norné stěny v odlehčovací komoře	91
Obr. 4.44 Schéma odlehčovací komory s oboustranným bočním přepadem, vysokou přelivnou hranou a nornou stěnou (BUTLER et. al., 2004)	92
Obr. 4.45 Schéma umístění norné stěny v odlehčovací komoře v příčném řezu.....	93
Obr. 4.46 Vliv vzdálenosti norné stěny od přelivné hrany (HD) na odtok z OK.....	94
Obr. 4.47 Vliv vzdálenosti HD na separační účinnost.....	96
Obr. 4.48 Vliv vzdálenosti VD na separační účinnost.....	96
Obr. 4.49 Vliv vzdálenosti HD na separační účinnost – metodika 2.....	98
Obr. 4.50 Vliv vzdálenosti VD na separační účinnost – metodika 2.....	99
Obr. 4.51 Příčný řez středem OK – bez norné stěny.....	100
Obr. 4.52 Příčný řez středem OK – poloha norné stěny $HD = 0,15 \times D$, $VD = 0,10 \times D$	100
Obr. 4.53 Příčný řez středem OK – poloha norné stěny $HD = 0,15 \times D$, $VD = 0,15 \times D$	101
Obr. 4.54 Příčný řez středem OK – poloha norné stěny $HD = 0,15 \times D$, $VD = 0,20 \times D$	101
Obr. 4.55 Proudnice v odlehčovací komoře – bez norné stěny.....	102
Obr. 4.56 Proudnice v odlehčovací komoře – norná stěna $HD = 0,10 \times D$, $VD = 0,20 \times D$	102
Obr. 4.57 Prostorové rozložení částic v OK s nornou stěnou v závislosti na použité metodice	102

6.3 Seznam tabulek

Tab. 1.1 Tabulka četnosti dešťů (ČSN 75 6101)	3
Tab. 4.1 Simulované částice znečištění	46
Tab. 4.2 Navržené parametry odlehčovacích komor	51
Tab. 4.3 Varianty výpočetních mřížek použitých v citlivostní analýze	55
Tab. 4.4 Porovnání odtoku z OK se směrnici – k- ϵ model turbulence	55
Tab. 4.5 Porovnání odtoku z OK se směrnici – RNG k- ϵ model turbulence.....	55
Tab. 4.6 Porovnání odtoku z OK s normou ATV-A 111 – k- ϵ model turbulence.....	55
Tab. 4.7 Porovnání odtoku z OK s normou ATV-A 111 – RNG k- ϵ model turbulence.....	56
Tab. 4.8 Porovnání odtoku z OK v závislosti na použitém modelu turbulence (OK dle směrnice)	56
Tab. 4.9 Porovnání odtoku z OK v závislosti na použitém modelu turbulence (OK dle normy ATV-A 111)	57
Tab. 4.10 Porovnání přepadových výšek v bodech A a C s hodnotami určenými postupem dle směrnice	61
Tab. 4.11 Vliv modelu turbulence a výpočetní mřížky na přepadovou výšku – OK dle směrnice.....	61
Tab. 4.12 Porovnání přepadových výšek v bodech A a C s hodnotami určenými postupem dle normy ATV-A 111.....	62
Tab. 4.13 Vliv modelu turbulence a výpočetní mřížky na přepadovou výšku – OK dle normy ATV-A 111	62
Tab. 4.14 Separační účinnost v závislosti na modelu turbulence a výpočetní mřížce – OK navržená dle směrnice.....	66
Tab. 4.15 Separační účinnost v závislosti na modelu turbulence a výpočetní mřížce – OK navržená dle normy ATV-A 111.....	66
Tab. 4.16 Navržené parametry odlehčovacích komor	70
Tab. 4.17 Výpočetní mřížky použité v citlivostní analýze	73
Tab. 4.18 Porovnání odtoku z OK s normou ATV-A 111 – k- ϵ model turbulence.....	73
Tab. 4.19 Porovnání odtoku z OK s normou ATV-A 111 – RNG k- ϵ model turbulence.....	73
Tab. 4.20 Porovnání odtoku z OK se směrnici – k- ϵ model turbulence	73
Tab. 4.21 Porovnání odtoku z OK se směrnici – RNG k- ϵ model turbulence.....	74
Tab. 4.22 Porovnání odtoku z OK v závislosti na použitém modelu turbulence (OK dle ATV-A 111).....	74
Tab. 4.23 Porovnání odtoku z OK v závislosti na použitém modelu turbulence (OK dle směrnice)	75
Tab. 4.24 Porovnání přepadových výšek v bodech A a C s hodnotami určenými postupem dle normy ATV-A 111.....	78
Tab. 4.25 Vliv modelu turbulence a výpočetní mřížky na přepadovou výšku – OK dle normy ATV-A 111	79
Tab. 4.26 Porovnání přepadových výšek v bodech A a C s hodnotami určenými postupem dle směrnice	79
Tab. 4.27 Vliv modelu turbulence a výpočetní mřížky na přepadovou výšku – OK dle směrnice.....	80
Tab. 4.28 Separační účinnost v závislosti na modelu turbulence a výpočetní mřížce – OK navržená dle ATV-A 111.....	84
Tab. 4.29 Separační účinnost v závislosti na modelu turbulence a výpočetní mřížce – OK navržená dle směrnice	84
Tab. 4.30 Vliv polohy norné stěny na odtok z odlehčovací komory	93
Tab. 4.31 Vliv polohy norné stěny na účinnost separace	95
Tab. 4.32 Vliv polohy norné stěny na účinnost separace – metodika 2	97

6.4 Použitá symbolika

$\mathbf{a} = [a_x, a_y, a_z]^T$	vektor zrychlení	[m.s ⁻²];
a_1, a_2, a_3	koeficienty závislé na hodnotě Re	[1];
c	měrná tepelná kapacita	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹];
$c_{\varepsilon 1}, c_{\varepsilon 2}, c_{\mu}$	konstanty k-ε modelu turbulence	[1];
$c'_{\varepsilon 1}, c'_{\varepsilon 2}, c'_{\mu}$	konstanty RNG k-ε modelu turbulence	[1];
C_D	koeficient hydrodynamického odporu	[1];
D	vnitřní průměr potrubí	[m];
d_p	průměr částice	[m];
e	vnitřní energie vztažená na jednotku hmotnosti	[J.kg ⁻¹];
$\mathbf{f} = [f_x, f_y, f_z]^T$	vektor objemového zatížení vztažený na jednotku hmotnosti	[m.s ⁻²];
F	objemová frakce	[1];
g	tíhové zrychlení	[m.s ⁻²];
h	entalpie	[J.kg ⁻¹];
K	modul objemové pružnosti	[Pa];
k	kinetická energie turbulence vztažená na jednotku hmotnosti	[J.kg ⁻¹];
\tilde{L}	charakteristická délka	[m];
m	součinitel přepadu	[1];
m	hmotnost	[kg];
$m_{\text{přítok}}$	hmotnost částic přeteklých do OK	[kg];
$m_{\text{přepad}}$	hmotnost částic v přepadlém množství z OK	[kg];
p	tlak	[Pa];
\bar{p}	střední hodnota tlaku	[Pa];
p'	pulzační (flukтуаční) složka tlaku	[Pa];
Q	průtok	[m ³ .s ⁻¹];
q	tepelný tok	[J.m ⁻² .s ⁻¹];
R	univerzální plynová konstanta	[J.K ⁻¹ .mol ⁻¹];
Re	Reynoldsovo kritérium	[1];
Re _p	Reynoldsovo kritérium částice	[1];
t	čas	[s];
T	teplota	[K];

$\mathbf{v} = [v_x, v_y, v_z]^T$	vektor rychlosti	$[\text{m} \cdot \text{s}^{-1}]$;
\bar{v}_i	střední hodnota složky rychlosti	$[\text{m} \cdot \text{s}^{-1}]$;
v'_i	pulzační (flukтуаční) složka rychlosti	$[\text{m} \cdot \text{s}^{-1}]$;
v_p	rychlost částice	$[\text{m} \cdot \text{s}^{-1}]$;
V	objem	$[\text{m}^3]$;
\tilde{v}	charakteristická rychlost	$[\text{m} \cdot \text{s}^{-1}]$;
x, y, z	prostorové souřadnice	$[\text{m}]$;
α	konstanta RNG k- ϵ modelu turbulence	[1];
β	konstanta RNG k- ϵ modelu turbulence	[1];
β	součinitel objemové roztažnosti	$[\text{K}^{-1}]$;
δ_{ij}	Kroneckerovo delta	[1];
ϵ	disipace turbulentní energie na jednotku hmotnosti	$[\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}]$;
ϵ_{ij}	tenzor rychlosti přetvoření	$[\text{s}^{-1}]$;
ϵ_v	rychlost objemového přetvoření	$[\text{s}^{-1}]$;
η_0	konstanta RNG k- ϵ modelu turbulence	[1];
η	účinnost separace	[1];
λ	rychlost objemového přetvoření	$[\text{Pa} \cdot \text{s}]$;
λ_{ij}^T	tenzor tepelné vodivosti	$[\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}]$;
μ	součinitel dynamické viskozity	$[\text{kg} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}]$;
μ_t	součinitel turbulentní viskozity	$[\text{kg} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}]$;
ρ	hustota	$[\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}]$;
σ_{ij}	tenzor napětí	[Pa];
$\sigma_k, \sigma_\epsilon$	konstanty k- ϵ modelu turbulence	[1];
τ	smykové napětí	[Pa];
τ_{ij}^t	tenzor Reynoldsových napětí	[Pa];
χ	součinitel objemové stlačitelnosti	$[\text{m}^2 \cdot \text{N}^{-1}]$;

6.5 Zkratky

ATV-A	
CFD	Computational Fluid Dynamics (výpočetní dynamika tekutin)
ČOV	čistírna odpadních vod
ČSN	Česká soustava norem
DNS	Direct Numerical Simulation
LES	Large Eddy Simulation
OK	odlehčovací komora
Q_{hr}	hraniční průtok (z odlehčovací komory)
Q_N	návrhový průtok
Q_s	průtok škrtkící tratí
RANS	Reynolds Averaged Navier-Stokes
RNG	Re-Normalisation Group
VOF	Volume Of Fluid

6.6 Vlastní publikace

PAVLÍK, O., STUDNIČKA, T., PRAX, P.: Využití matematického modelování proudění kapalin pro potřeby městského odvodnění. *Vodní hospodářství* 03/2012, s. 110-113.

PAVLÍK, O., STUDNIČKA, T., PRAX, P.: Využití matematického modelování proudění kapalin pro potřeby městského odvodnění. *Městské vody* 2011, s. 31-38. ISBN 978-80-86020-73-0. ARDEC s.r.o., Brno, 2011.

STUDNIČKA, T.: Matematické modelování OK s bočním přepadem. 11. Odborná konference doktorského studia JUNIORSTAV 2009. ISBN 978-80-214-3810-1. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Brno, 2009.

PAVLÍK, O., STUDNIČKA, T., HELLEBRAND, R.: Matematické modelování čelní odlehčovací komory. *Medzinárodná konferencia 70 rokov SvF STU*. ISBN 978-80-227-2979-6. STU Bratislava, Bratislava, 2008.

PAVLÍK, O., STUDNIČKA, T., PRAX, P.: Matematické 3D modelování čelní odlehčovací komory. 1. vědecko-technická konference *Vodovody a Kanalizace*. ISBN 978-80-7204-579-2. Akademické nakladatelství CERM, s.r.o., Brno, 2008.

STUDNIČKA, T.: Vliv diskretizace popisu povodí na přesnost matematického modelování. 9. Odborná konference doktorského studia JUNIORSTAV 2007. ISBN 978-80-214-3337-3. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Brno, 2007.

PRAX, P., BERÁNEK, J., STUDNIČKA, T.: Zabezpečení dodávky užitkové vody v areálu VUT FAST Brno ze srážkových vod. *Hospodaření s dešťovými vodami ve městech a obcích*. ISBN 80-86020-52-5 ARDEC, s.r.o., Brno, 2007.

PRAX, P., STUDNIČKA, T., ŠÁLEK, J., ROVNANÍKOVÁ, P., MALÝ, J.: *Odpadové hospodářství*. Studijní opory. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, 2006.