

VĚDECKÉ SPISY VYSOKÉHO UČENÍ TECHNICKÉHO V BRNĚ

*Edice PhD Thesis, sv. 721*

*ISSN 1213-4198*

*thesis*  
**?**  
IS

*Ing. Jozef Baláž*

**Modelovanie systémov  
ventilátor - chladič v hermetickej zóne  
jadrových blokov VVER 440 V213**

VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ  
FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ  
ENERGETICKÝ ÚSTAV

**Ing. Jozef Baláž**

**MODELOVANIE SYSTÉMOV VENTILÁTOR - CHLADIČ  
V HERMETICKEJ ZÓNE JADROVÝCH BLOKOV VVER 440 V213**

**THE MODELLING OF THE FAN-COOLER SYSTEMS  
OF THE CONTAINMENT VVER 440 V213 NPP**

Skrátená verzia Ph.D. Thesis

Obor: Konštrukčný a procesný inžinýrství  
Školiteľ: doc. Ing. Jan Fiedler, Dr.  
Oponenti: doc. Ing. Antonín Matoušek, CSc.  
Ing. Milan Cvan, CSc.  
Dátum obhajoby: 17. prosince 2013

## **Kľúčové slová**

Ventilačné systémy, široký rozsah pracovných podmienok, chladenie parovzdušnej zmesi, stekanie vrstvy kondenzátu.

## **Keywords**

Fan-cooler systems, wide range of the operation conditions, cooling of steam-air mixture, streaming of the condensate layer.

Disertační práce je uložena:  
FSI VUT, Technická 2, Brno

© Jozef Baláž, 2013

ISBN 978-80-214-4861-2

ISSN 1213-4198

## **Obsah**

|   |    |
|---|----|
| KLÚČOVÉ SLOVÁ   | 2  |
| KEY WORDS   | 2  |
| OBSAH   | 3  |
| SKRATKY   | 5  |
| ÚVOD  | 6  |
| 1 POČIATOČNÝ STAV PROBLEMATIKY  | 6  |
| 1.1 Modely všeobecne používané v technickej praxi                           | 7  |
| 2 CIELE DIZERTAČNEJ PRÁCE   | 8  |
| 3 SPÔSOB DOSIAHNUTIA STANOVENÝCH CIEĽOV                                     | 8  |
| 3.1 Koncept riešenia  | 8  |
| 3.2 Prevádzkové režimy modelovaného systému                                 | 9  |
| 3.3 Stanovovanie lokálnych podmienok prechodu tepla                         | 9  |
| 3.4 Modelovanie charakteristiky ventilátora                                 | 12 |
| 3.5 Stekanie kondenzátu   | 13 |
| 3.5.1 Gravitačné (vertikálne) stekanie kondenzátu                           | 13 |
| 3.5.2 Horizontálne stekanie kondenzátu v dôsledku trecích síl               | 13 |
| 3.6 Algoritmizácia  | 14 |
| 3.6.1 Algoritmizácia zjednodušeného modelu                                  | 15 |
| 3.6.2 Algoritmizácia podrobného modelu                                      | 15 |
| 4 VÝSLEDKY DIZERTAČNEJ PRÁCE  | 17 |
| 4.1 Overenie modelu   | 18 |
| 4.1.1 Lokálne podmienky prechodu tepla na teplovýmennnej ploche             | 18 |
| 4.1.2 Overenie dosahovaného tepelného výkonu systému                        | 18 |
| 4.2 Stekanie kondenzátu   | 20 |
| 4.3 Výkonové charakteristiky systému v širokom rozsahu pracovných podmienok | 22 |
| 4.4 Zmena charakteristiky ventilátora                                       | 23 |
| 4.5 Tlakové straty na teplovýmennnej ploche v režimoch s kondenzáciou       | 23 |
| 5 ZÁVER   | 24 |
| 6 SUMMARY   | 25 |
| 7 POUŽITÁ LITERATÚRA  | 27 |

|                           |                                 |    |
|---------------------------|---------------------------------|----|
| 7.1                       | Základná literatúra             | 27 |
| 7.2                       | Legislatívne predpisy           | 30 |
| 7.3                       | Autorova publikovaná literatúra | 31 |
| AUTHOR`S CURRICULUM VITAE |                                 | 32 |

## **Skratky**

|        |   |
|--------|---|
| EDU    | Jadrová elektrárň Dukovany              |
| DBA    | design basis accident                   |
| KO     | kompenzátor objemu                      |
| LMTD   | logarithmic mean temperature difference |
| LOCA   | loss of coolant accident                |
| SBLOCA | small break loss of coolant accident    |
| SHMU   | Slovenský hydrometeorologický ústav     |
| PG     | parogenerátor                           |
| TVD    | technická voda dôležitá                 |
| PO     | primárny okruh                          |
| HZ     | hermetická zóna                         |

## Úvod

Stratégia trvalého zvyšovania jadrovej bezpečnosti, spoľahlivosti a ekonomiky prevádzky jadrovej energetických blokov VVER 440 V213 vyžaduje dobre porozumieť správaniu sa systémov, technologických a konštrukčných celkov, stavebných častí a riadiacich systémov, pre celé spektrum možných prevádzkových stavov jadrovej energetického zariadenia.

V súčasnosti je bezpečnostne významnejšia oblasť havarijných režimov dobre pokrytá konvenčne používanými analytickými a výpočtovými nástrojmi pre analýzy bezpečnosti jadrových zariadení (RELAP [21], MELCOR [22], ASTEC [23]).

Dizertačná práca sa zameriava na bezpečnostne menej významnú oblasť abnormálnej prevádzky bloku a havarijných režimov s malým únikom chladiva, v ktorých sa stáva významným príspevok cirkulačných ventilačných systémov bloku (ventilátor-chladič) k celkovej odozvy hermetickej zóny na udalosť.

Úroveň modelovania týchto systémov je v konvenčných výpočtových nástrojoch slabá, alebo žiadna, pretože v prípade bezpečnostne významnejších udalostí s väčším únikom chladiva sú tieto systémy prakticky bezprostredne po vzniku udalosti odstavované.

Pri prevádzke predmetných systémov v bezpečnostne menej významných režimoch malého úniku chladiva je pri týchto systémoch problematické stanovenie súčiniteľa prechodu tepla a veľkou otázkou je rozloženie a správanie sa kondenzátu na teplovýmenných plochách. Vzhľadom na súčasnú úroveň modelovania nie je s istotou známe ani to, či je použitie predmetných systémov v režime malých únikov chladiva možné.

Pre zlepšenie úrovne poznania a správania sa celkovej odozvy hermetickej zóny na malý únik chladiva, alebo abnormálnu prevádzku bloku je autorom tejto práce, v rámci projektov technickej podpory pre Jadrovú elektrárňu Dukovany (EDU) [83], [82], [81], vyvíjaný výpočtový program LEAKBOX. Dizertačná práca je venovaná zostaveniu pokročilého modelu predmetných systémov pre tento program.

## 1 Počiatočný stav problematiky

Z konvenčných výpočtových nástrojov umožňuje modelovanie správania sa systémov TL10, TL11 a TL13 počas odozvy hermetickej zóny na malý únik chladiva, alebo abnormálnu prevádzku iba výpočtový program MELCOR, využívajúc model fan-cooler [27].

Okrem konvenčných výpočtových nástrojov existuje celý rad viac-menej špecializovaných, alebo regionálnych výpočtových nástrojov (CONTEMPT, CONTRANS, COPATTA, LOCTIC, GOTHIC, CONTAIN, COCOSYS). Úroveň modelovania predmetných ventilačných systémov v týchto výpočtových programoch ([70]) spravidla nedosahuje ani úrovne modelu fan-cooler [27].

Model fan-cooler [27] využíva experimentálne získanú závislosť pre súčiniteľ prechodu tepla na teplovýmennnej ploche zjednodušujúci predpoklad, že tepelný výkon chladiča pozostáva z konvektívnej a kondenzačnej zložky, ktoré sú vzájomne nezávislé. Model na základe vstupných údajov pre nominálnu prevádzku vypočíta v nultom kroku efektívnu veľkosť teplovýmennnej plochy. Tepelný výkon je potom počítaný na základe známych prietokov, vstupných teplôt a súčiniteľa prechodu tepla stanoveného na základe vlhkosti zmesi.

Predpoklad nezávislosti konvektívnej a kondenzačnej zložky vedie pri väčších vlhkostiach zmesi k významným skresleniam. Výstupná zmes nerešpektuje krivku nasýtenia a často dochádza k predikcii silne podchladenej zmesi. Prietok ventilátorom na strane vzduchu je považovaný za konštantný. Nie sú tak rešpektované zmeny prevádzkových podmienok modelovaných systémov meniacich sa od nominálnych prevádzkových podmienok, až po havarijné podmienky vyvolané malým únikom chladiva do hermetickej zóny, ich vplyv na prietok parovzdušnej zmesi chladičom a stekanie kondenzátu. V rámci havarijných režimov s malým únikom chladiva sa prevádzkové podmienky zariadenia pohybujú v širokom rozsahu (teplota 0-150°C, celkový tlak 98-150 kPa<sup>abs</sup> a parciálny tlak vodnej pary 0-150kPa)

V rámci projektu technickej pomoci LEAKBOX ([83], [82], [81]) bol v minulosti autorom tejto práce zostavený základný model. Základný model prebral stanovenie súčiniteľa prechodu tepla na teplovýmennnej ploche z modelu fan-cooler [27], používa metódu LMTD, výpočet prebieha iteračne. Model používa kvadratickú závislosť pre modelovanie charakteristiky ventilátora. K jeho hlavným nedostatkom patrí:

- Nemožnosť predpovedať lokálnu hrúbku vytváraného kondenzátu, modelovanie tlakových strát s posúvaním pracovného bodu ventilátora a nemožnosť posúdenia rizika upchatia prietocnej plochy kondenzátom.
- Absencia modelu stekania kondenzátu
- Nerealistický predpoklad o teplote tvoreného kondenzátu, ktorá sa predpokladá rovná teplote na konci teplovýmennnej plochy
- Zanedbanie rozdelenia teplovýmennnej plochy na oblasť s kondenzáciou a oblasť bez kondenzácie a následné skreslenie počítanej LMTD.
- Nerešpektovanie zmien hustoty zmesi na vstupe do ventilátora.

### **1.1 Modely všeobecne používané v technickej praxi**

Okrem modelov ventilátor-chladič použitých v špecializovaných výpočtových programoch sa v technickej praxi využívajú numerické modely tepelných výmenníkov. Líšia sa podľa účelu, oblasti pracovných podmienok a modelovaného zariadenia. Môžu a nemusia obsahovať charakteristiku ventilátora, či čerpadla. Podľa [16] existuje viac ako 500 numerických modelov na výpočet nestacionárnych procesov na tepelných výmenníkoch pre podmienky, pri ktorých nedochádza ku kondenzácii. Modelov počítajúcich s kondenzáciou je



menej ako 50. Nie je známy žiaden nestacionárny model s kondenzáciou, ktorý by obsahoval vhodnú charakteristiku ventilátora v požadovanom rozsahu pracovných podmienok, modeloval správanie sa kondenzátu na teplovýmennej ploche a zmeny prietoku chladenej parovzdušnej zmesi v dôsledku meniacich sa tlakových strát.

Väčšina modelov uvažujúcich s kondenzáciou vychádza z metódy LMTD [16], [20]. Použitie metódy  $\varepsilon$ -NTU (effectiveness - number of transfer unit) sa vyskytuje zriedkavejšie [16], [18]. Niektoré numerické metódy používajú analytický prístup pre riešenie pomerov na elementoch, iné aplikujú numerickú metódu kontrolných objemov [16], [4]. Použitie numerickej metódy kontrolných objemov pre modelovanie nestacionárnych procesov vyžaduje zavedenie predpokladu o zmene teploty v kontrolnom objeme v rámci časového kroku. Spôsob formulácie tohto predpokladu má významný vplyv na stabilitu modelu a požadovaný časový krok.

## 2 Ciele dizertačnej práce

Cieľom dizertačnej práce je vyvinutie pokročilého nestacionárneho modelu systémov ventilátor - chladič, ktorý bude použitý v širšom programovom celku LEAKBOX. Požaduje sa, aby model pracoval v rozsahu teplôt  $0^{\circ}\text{C}$  až  $150^{\circ}\text{C}$ , pri celkovom tlaku od  $98\text{ kPa}^{\text{abs}}$  do  $150\text{ kPa}^{\text{abs}}$  a pri parciálnom tlaku vodnej pary v parovzdušnej zmesi v rozsahu od  $0\text{ kPa}$  do  $150\text{ kPa}$ .

Vytvorený model musí spĺňať nasledujúce špecifické požiadavky:

- Zohľadniť lokálne podmienky prestupu tepla pri rešpektovaní konštrukcie chladiča, geometrických rozmerov a použitého konštrukčného materiálu.
- Modelovať tepelný výkon, rozloženie vytváraného kondenzátu, jeho stekanie, posúvanie pracovného bodu ventilátora a predikovať špecifiká použitia zariadenia v definovaných pracovných podmienkach.
- Umožniť schopnosť modelovať odozvu hermetickej zóny programom LEAKBOX v reálnom čase.
- Zaručiť univerzálnosť riešenia nie len pre modelovanie systémov TL10, TL11 a TL13, ale aj pre podobné systémy.

Konečným cieľom je tak zostavenie matematicko-fyzikálneho modelu, prepracovanie modelu do výpočtového algoritmu a jeho naprogramovanie a zaradenie do samostatnej procedúry výpočtového programu LEAKBOX.

## 3 Spôsob dosiahnutia stanovených cieľov

### 3.1 Koncept riešenia

Vzhľadom na modulárnu koncepciu všetkých modelovaných systémov a vzájomnú nezávislosť jednotlivých paralelne radených chladiacich modulov v každej chladiacej sekcii,

je riešenie aplikované na chladiaci modul. Chladiace sekcie systémov sú modelované pomocou za sebou radených chladiacich modulov. Celkový tepelný výkon zariadenia a kvantitatívne výstupné parametre sa získajú prostým násobením počtom chladiacich modulov radených v jednej chladiacej sekcii.

Teplovýmenná plocha modulu je rozdelená na konečný počet elementov. Základným elementom teplovýmennej plochy chladiaceho modulu je objem zastavaný lamelovanou teplovýmennou rúrkou, ktorý môže byť (aktuálne nie je) po dĺžke ešte rozdelený na viacero častí. Model vyhodnocuje lokálne podmienky prestupu tepla, hrúbku kondenzátu, rýchlosť jeho stekania a miestnu tlakovú stratu. Model tiež počíta výstupné parametre zo systému, celkový tepelný výkon systému, celkovú tlakovú stratu a stredný súčiniteľ prechodu tepla. Charakteristika ventilátora je súčasťou nadradenej programovej časti, pretože musí zahrnúť statický tlak v miestnostiach pred a za systémom, ktorú model nepozná. Hmotnostný prietok chladiacej vody je zadávanou okrajovou podmienkou. Model používa numerickú metódu kontrolných objemov [4].

### **3.2 Prevádzkové režimy modelovaného systému**

Modelovaný systém rozlišuje štyri základné režimy, ktoré počas jeho prevádzky môžu nastať:

- Prosté chladenie - V tomto režime je rosný bod chladeného vlhkého vzduchu pod teplotou povrchu teplovýmennej plochy.
- Chladenie s difúznou kondenzáciou - Tento prípad nastáva, ak je teplota povrchu iba mierne pod teplotou rosného bodu chladeného vlhkého vzduchu, alebo parovzdušnej zmesi a rosný bod sa dosahuje v rámci hydrodynamickej medznej vrstvy nad povrchom teplovýmennej plochy. Kondenzácia je v tomto prípade silne brzdená difúznymi mechanizmami prieniku pary z jadra prúdu do hydrodynamickej laminárnej podvrstvy. Presné ohraničenie popisovaného procesu nie je v súčasnosti dostatočne preskúmané [71]. Model nateraz ohraničuje popisovanú oblasť na základe odhadnutého teplotného kritéria.
- Chladenie s kondenzáciou v prúde - Chladenie prebieha spolu s kondenzáciou. Chladenie prebieha pozdĺž krivky nasýtenia. Difúzne mechanizmy prenosu látky sú nevýznamné.
- Ohrev - Navrhovaný model zahŕňa aj extrémny, málo pravdepodobný prípad pri ktorom dochádza k ohrevu chladeného vzduchu v dôsledku vyššej teploty teplovýmennej plochy. Ohrev chladenej zmesi je spojený prípadným odparom kondenzátu (ak je prítomný) z teplovýmennej plochy.

### **3.3 Stanovovanie lokálnych podmienok prechodu tepla**

Pôvodný prístup k problematike, publikovaný v These k štátnej doktorskej skúške bol v priebehu riešenia rozšírený. Model aplikuje úplne nezávislý výpočet súčiniteľa prechodu tepla s využitím prác Beatty a Katz v neskorších modifikáciách Colier a Thome, [71] (2008).

Súčiniteľ prechodu tepla na elemente teplovýmennej plochy je počítaný ako

$$k_{t[i,j,k]} = \frac{1}{\left( \frac{S_i}{\alpha_{e[i,j,k]} \cdot S_e} + d_i \cdot \frac{\ln \frac{d_e + 2 \cdot d_{k[i,j,k]}}{d_e}}{\lambda_{w[i,j,k]}} + d_i \cdot \frac{\ln \frac{d_e}{d_i}}{\lambda_r} + \frac{1}{\alpha_{i[i,j,k]}} \right)} \quad (3.3-1)$$

kde  $S_i$  je vnútorný povrch teplovýmenej plochy,  $\alpha_{e[i,j,k]}$  je lokálny súčiniteľ prestupu tepla na vonkajšom povrchu,  $S_e$  je vonkajší povrch teplovýmenej plochy,  $d_i$  je vnútorný priemer rúrky,  $d_e$  je vonkajší povrch rúrky,  $d_{k[i,j,k]}$  je lokálna hrúbka kondenzátu,  $\lambda_{w[i,j,k]}$  je lokálna tepelná vodivosť kondenzátu,  $\lambda_r$  je tepelná vodivosť materiálu teplovýmenej plochy a  $\alpha_{i[i,j,k]}$  je lokálny súčiniteľ prestupu tepla na vnútornom povrchu.

Model počíta lokálny vnútorný súčiniteľ prestupu tepla  $\alpha_{i[i,j,k]}$  na základe všeobecne známych závislosti pre prúdenie v kanáloch.

Súčiniteľ prestupu tepla na vonkajšom povrchu je v modeli pre prípad difúznej kondenzácie počítaný na základe Lewisovho vzťahu. V prípade vzniku kondenzácie v jadre prúdu, je súčiniteľ prestupu tepla na vonkajšom povrchu počítaný s využitím prác Beatty a Katz [71].

Výpočet konvekčnej zložky vychádza z rovníc podľa Žukauskasa [12].

$$Nu_{d[i,j,k]} = C \cdot Re_{d[i,j,k]}^m \cdot Pr_{[i,j,k]}^{0,36} \left( \frac{Pr_{[i,j,k]}}{Pr_{w[i,j,k]}} \right)^{1/4} \quad (3.3-2)$$

Vypočítaný súčiniteľ prestupu tepla z  $Nu_{d[i,j,k]}$  je korigovaný o zväčšenie teplovýmenej plochy lamelovaním. Lokálny, konvekčný súčiniteľ prestupu tepla sa potom počíta ako

$$\alpha_{k[i,j,k]} = \alpha_{kz[i,j,k]} \cdot \varepsilon \quad (3.3-3)$$

V prípade vzniku difúznej kondenzácie na povrchu elementu teplovýmenej plochy vychádza aplikovaný prístup z predpokladu platnosti Lewisovho vzťahu.

$$\frac{\alpha_{k[i,j,k]}}{\beta_{x[i,j,k]}} = c_{p[i,j,k]} = (A + c_{p,vz}) \cdot t_{vz[i,j,k]} + B \quad (3.3-4)$$

kde  $\beta_{x[i,j,k]}$  je súčiniteľ prechodu hmoty vzťahnutý na mernú vlhkosť zmesi,  $c_{p[i,j,k]}$  je merná tepelná kapacita zmesi,  $c_{p,vz}$  je merná tepelná kapacita suchého vzduchu,  $t_{vz[i,j,k]}$  je teplota zmesi nad elementom a koeficienty A a B vychádzajú z lineárnej aproximácie entalpie sýtej pary.

Pre dané rozmedzie pracovných teplôt sa dá jednoducho ukázať, že pri akceptovaní 6% neurčitosti možno tepelnú kapacitu zmesi nahradiť vzťahom

$$c_{p[i,j,k]} = 1.05 \cdot B \quad (3.3-5)$$

Pre hmotnosť skondenzovanej pary na elemente v danom časovom kroku potom platí

$$dm_k = \beta_x \cdot S_e \cdot d\tau \cdot \frac{rl \cdot (Pd[i,j,k] - P_{ss}(t_{r[i,j,k]}))}{rd \cdot Pl[i,j,k]} \quad (3.3-6)$$

kde  $S_e$  je povrch vonkajšej plochy elementu,  $d\tau$  je časový krok výpočtu,  $rl$  je merná plynová konštanta suchého vzduchu,  $P_{d[i,j,k]}$  je parciálny tlak vodnej pary nad elementom.  $P_{ss}$  je parciálny tlak vodnej pary v stave nasýtenia pri teplote teplovýmenej plochy  $t_{r[i,j,k]}$ .  $P_{l[i,j,k]}$  je parciálny tlak suchého vzduchu a  $rd$  je merná plynová konštanta vodnej pary. Skupenské teplo prenesené v danom časovom kroku do telesa teplovýmenej plochy je dané súčinom hmotnosti vytvoreného kondenzátu a zmeny entalpie skondenzovanej pary

$$d\dot{i}_{[i,j,k]} = A \cdot t_{vz}[i,j,k] + B - (C \cdot t_r[i,j,k] + D) \quad (3.3-7)$$

kde A,B,C a D sú koeficienty lineárnej aproximácie entalpie sýtej pary a sýtej kvapaliny.  $t_{vz}[i,j,k]$  a  $t_r[i,j,k]$  sú teploty parovzdušnej zmesi nad elementom a telesa teplovýmennej plochy elementu.

Súčiniteľ prestupu tepla na povrchu elementu teplovýmennej plochy sa pre prípad difúznej kondenzácie nad elementom koriguje o difúznu kondenzačnú zložku  $\eta$

$$\alpha_{e[i,j,k]} = \alpha_{k[i,j,k]} \cdot (1 + \eta) \quad (3.3-8)$$

kde pre  $\eta$  platí

$$\eta = \frac{\alpha_{k[i,j,k]} \cdot r l \cdot (Pd[i,j,k] - P_{ss}(t_r[i,j,k])) \cdot d\dot{i}_{[i,j,k]}}{1.05 \cdot B \cdot r d \cdot Pl[i,j,k] \cdot (t_{vz}[i,j,k] - t_r[i,j,k])} \quad (3.3-9)$$

V prípade kondenzácie v jadre prúdu chladenej parovzdušnej zmesi sa súčiniteľ prestupu tepla počíta ako vážený priemer (na základe merných objemov suchého vzduchu a pary nad elementom) jeho konvekčnej a kondenzačnej zložky ako:

$$\alpha_{e[i,j,k]} = \frac{Pd[i,j,k]}{Pl[i,j,k] + Pd[i,j,k]} \cdot \alpha_{k[i,j,k]} \cdot \varepsilon + \left(1 - \frac{Pd[i,j,k]}{Pl[i,j,k] + Pd[i,j,k]}\right) \cdot \alpha_{l[i,j,k]} \quad (3.3-10)$$

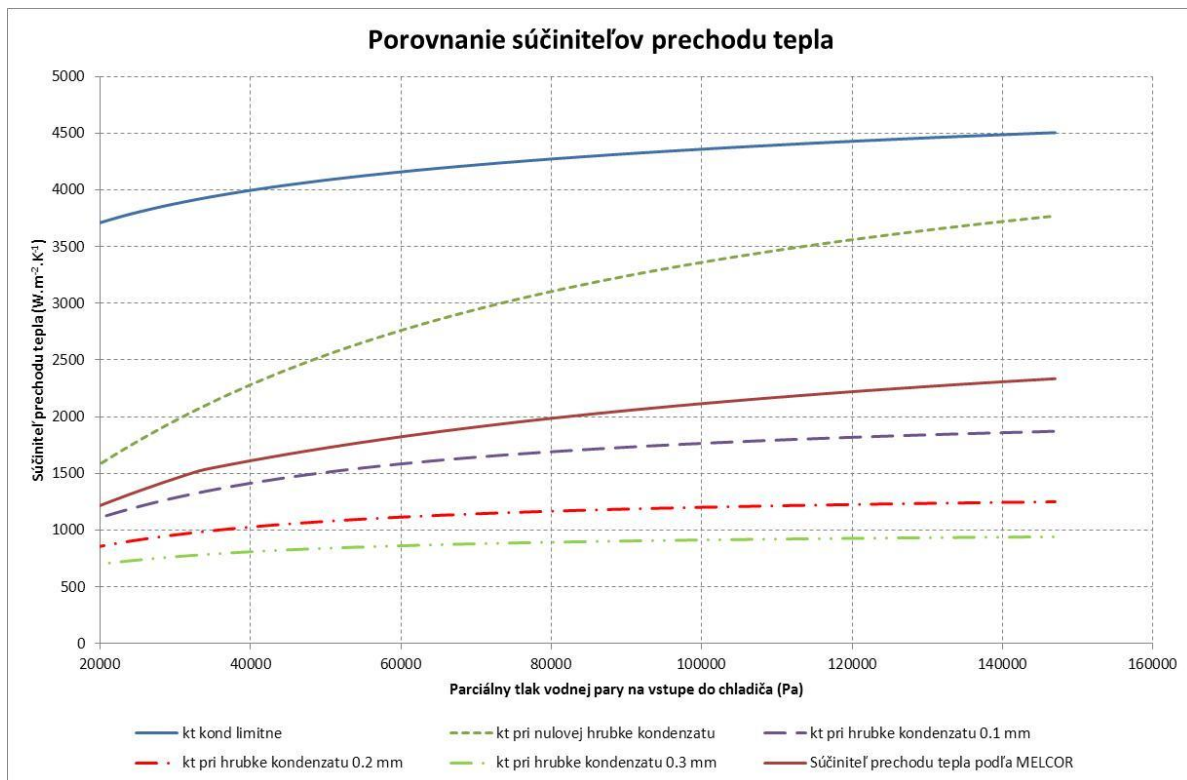
Výpočet konvekčnej zložky vychádza z rovníc podľa Žukauskasa [12] s korekciou na lamelovaný povrch rúrky. Kondenzačná zložka súčiniteľa prestupu tepla na vonkajšom povrchu bola zostavená na základe prác Coliera a Thoma [71] pre kondenzáciu na osamotenej lamelovanej rúrke. Dodatočný tepelný odpor vytvorený stekajúcim kondenzátom zohľadňuje druhý člen v menovateli rovnice (3.3-1).

Pre súčiniteľ prestupu tepla pri kondenzácii v jadre prúdu bol so zohľadnením geometrie teplovýmennej plochy odvodený nasledujúci vzťah vychádzajúci zo závislostí udávaných v [71]:

$$\alpha_{l[i,j,k]} = 0,9423281 \cdot \left( \frac{\left( \frac{\rho_d (t_r[i,j,k])^{-\rho_d} (t_{vz}[i,j,k])}{\pi \left( \left( \frac{2 \cdot \alpha}{\pi} \right)^2 - d_e^2} \right)} \cdot 9,81 \cdot \lambda_w^3 [i,j,k] l_{23}[i,j,k] \right)^{0.25}}{v_w [i,j,k] \cdot \frac{4 \cdot d_e}{\pi} \cdot (t_{vz}[i,j,k] - t_r[i,j,k])} \right) \quad (3.3-11)$$

kde  $\rho_d$  je hustota pary,  $t_r[i,j,k]$  je lokálna teplota povrchu teplovýmennej rúrky  $t_{vz}[i,j,k]$  je lokálna teplota chladenej parovzdušnej zmesi  $\lambda_w [i,j,k]$  je lokálna tepelná vodivosť kondenzátu  $l_{23}[i,j,k]$  je skupenské teplo kondenzácie  $v_w [i,j,k]$  je lokálna kinematická viskozita kondenzátu a je rozmer kratšej strany lamely a  $d_e$  je vonkajší priemer rúrky.

Priame porovnanie so závislosťou [27] udávanou pre model fan-cooler programu MELCOR je problematické. Zostavený výpočet súčiniteľa prechodu tepla je citlivý na určujúcu teplotu, ktorej referenčnú hodnotu nie je možné stanoviť bez znalosti teplotného rozloženia na teplovýmennej ploche. Ešte výraznejšia je citlivosť na hrúbku kondenzátu. Závislosť [27] túto problematiku zjednodušuje. Porovnanie súčiniteľov sa preto uvádza pre zvolenú referenčnú teplotu 50°C.



**Obr. 3.3-1: Porovnanie zostavenej závislosti pre súčiniteľ prechodu tepla so závislosťou udávanou pre MELCOR**

### 3.4 Modelovanie charakteristiky ventilátora

Pre potreby modelu bola prietoková charakteristika ventilátor udávaná pre normálne podmienky (teplota 20 °C, tlak 100 kPa<sup>abs</sup>, vlhkosť 20 %) transformovaná do bezrozmernej charakteristiky. Z tejto charakteristiky sa počíta aktuálny prietok ventilátorom pomocou rovnice

$$Q = \frac{-b + \sqrt{b^2 - 4 \cdot a \cdot \left(c - \frac{\Delta P}{\rho_{vz}}\right)}}{2a} \quad (3.4-1)$$

kde a, b, c, sú koeficienty kvadratickej aproximácie charakteristiky ventilátora,  $\Delta P$  je aktuálny tlakový spád a  $\rho_{vz}$  je hustota aktuálne nasávanej parovzdušnej zmesi. Otáčky stroja sú, vzhľadom na nedostupnosť charakteristiky pohonu považované za konštantné.

Model vyhodnocuje aktuálnu tlakovú stratu na oboch chladiacich sekciách meniacu sa v dôsledku aktuálneho prietoku chladenej parovzdušnej zmesi chladičom, aktuálnej hrúbky a aktuálneho rozloženia stekajúceho kondenzátu na teplovýmennnej ploche ako:

$$\Delta p_{str} = \Delta p_{str1} + \Delta p_{str2} = \sum \frac{1}{2} \cdot \rho_{vz1[i]} \cdot \xi_{[i]} \cdot w_{vz1[i]}^2 + \sum \frac{1}{2} \cdot \rho_{vz2[i]} \cdot \xi_{[i]} \cdot w_{vz2[i]}^2 \quad (3.4-2)$$

kde  $\Delta p_{str1}$  je tlaková strata na prvej sekcii,  $\Delta p_{str2}$  je tlaková strata na druhej sekcii  $\rho_{vz[i]}$  predstavuje lokálnu hustotu chladeného vzduchu na i-tom rade a  $w_{vz[i]}$  je lokálna rýchlosť prúdenia.

Súčiniteľ miestnej tlakovej straty na jednotlivého radu lamelovaných rúrok bol stanovený na základe udávaných grafických závislostí výrobcu ako

$$\xi = 1,8 \quad (3.4-3)$$

### 3.5 Stekanie kondenzátu

Model rozlišuje stekanie kondenzátu v dvoch vzájomne sa neovplyvňujúcich smeroch. Gravitačné stekanie vo vertikálnom smere a horizontálne stekanie v dôsledku trecích síl na fázovom rozhraní kondenzátu od prúdiacej chladenej zmesi.

Stekanie kondenzátu vo vertikálnom smere je riešené podľa Nusselta [4]. Stekanie kondenzátu v horizontálnom smere vychádza z experimentálnej závislosti podľa [71], na základe ktorej bola pre potreby modelu odvodená stredná lokálna rýchlosť stekania kondenzátu v horizontálnom smere.

#### 3.5.1 Gravitačné (vertikálne) stekanie kondenzátu

Na základe Nusseltových predpokladov pre riešenie stekania vrstvy kondenzátu [4], možno zjednodušiť pohybové rovnice vertikálne stekajúceho kondenzátu na obyčajnú diferenciálnu rovnicu.

$$\frac{d^2 w_{k,v[i,j,k]}}{d y_{[i,j,k]}^2} = - \frac{g}{v_{[i,j,k]}} \quad (3.5-1)$$

kde  $y_{[i,j,k]}$  je vzdialenosť od povrchu teplovýmenej plochy chladiča,  $w_{k,v[i,j,k]}$  je rýchlosť stekania kondenzátu,  $g$  je gravitačné zrýchlenie a  $v_{[i,j,k]}$  je kinematická viskozita kondenzátu. S uvažovaním okrajových podmienok možno pre strednú lokálnu rýchlosť stekania kondenzátu odvodiť:

$$\overline{w_{k,v[i,j,k]}} = \frac{1}{\delta_{[i,j,k]}} \cdot \int_0^{\delta_{[i,j,k]}} w_{k,h[i,j,k]} dy = \frac{g}{3 \cdot v_{[i,j,k]}} \delta_{[i,j,k]}^2 \quad (3.5-2)$$

#### 3.5.2 Horizontálne stekanie kondenzátu v dôsledku trecích síl

Pre šmykové napätie v dôsledku trecích síl nad fázovým rozhraním platí podľa ([71]) experimentálna závislosť

$$\tau_i = \frac{1}{2} \cdot f_{i[i,j,k]} \cdot \rho_{g[i,j,k]} \cdot w_{g[i,j,k]} \quad (3.5-3)$$

kde  $\rho_{g[i,j,k]}$  je hustota parovzdušnej zmesi prúdiacej nad povrchom a  $w_{g[i,j,k]}$  je stredná rýchlosť prúdenia parovzdušnej zmesi v kanáli. Pre trecí súčiniteľ  $f_{i[i,j,k]}$  platí:

$$f_{i[i,j,k]} = 0,664 \cdot \frac{1}{\sqrt{Re_{g[i,j,k]}}} \quad (3.5-4)$$

kde  $Re_{g[i,j,k]}$  je Reynoldsovo číslo pre prúdiacu parovzdušnú zmes v kanáli.

Použijúc analogické predpoklady Nusseltovho stekania kondenzátu

- zotrvačné sily vo vrstve kvapaliny sú zanedbateľné v porovnaní s trecími silami
- povrchové napätie kvapaliny neovplyvňuje jej prúdenie vo vrstve
- fyzikálne vlastnosti kvapaliny sú v uvažovanom rozmedzí teplôt konštantné

nadobúdajú pohybové rovnice horizontálne stekajúceho kondenzátu tvar obyčajnej diferenciálnej rovnice.

$$v_{[i,j,k]} \cdot \frac{d^2 w_{k,h[i,j,k]}}{d y_{[i,j,k]}^2} = 0 \quad (3.5-5)$$

kde  $y_{[i,j,k]}$  je vzdialenosť od povrchu teplovýmenej plochy chladiča,  $w_{k,h[i,j,k]}$  je rýchlosť stekania kondenzátu a  $v_{[i,j,k]}$  je kinematická viskozita kondenzátu.

Pre strednú lokálnu rýchlosť stekania kondenzátu potom v horizontálnom smere potom možno odvodiť.

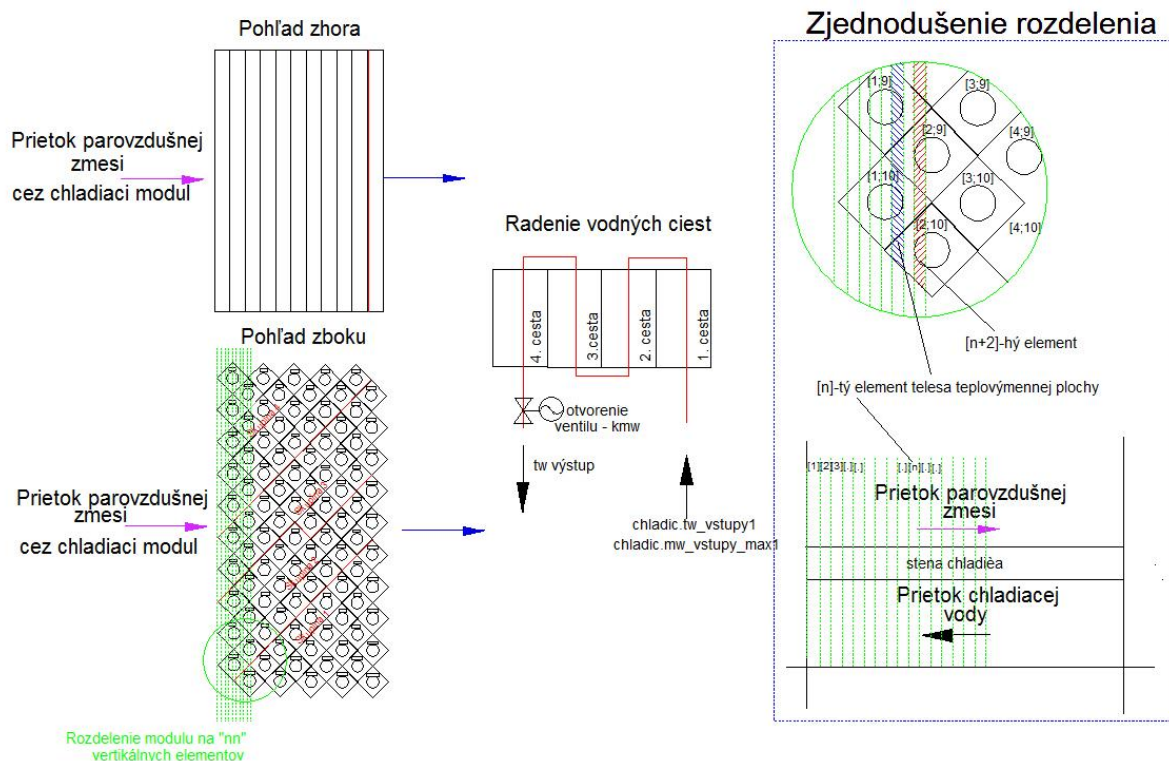
$$\bar{w}_{k,h[i,j,k]} = \frac{\tau_{i[i,j,k]} \cdot \delta_{[i,j,k]}}{2 \cdot \rho_{[i,j,k]} \cdot u_{[i,j,k]}} \quad (3.5-6)$$

### 3.6 Algoritmizácia

Riešenie problematiky ukázalo, že zamýšľaný koncept modelu predstavuje zložitý, ťažko prehľadný systém, s troma oddelenými teplotnými médiami:

- chladená a kondenzujúca parovzdušná zmes
- chladiaca voda
- stekajúci kondenzát<sup>1</sup>

Pre zjednodušenie overenia a validácie modelu sa pristúpilo k zostaveniu zjednodušenej algoritmizácie (rozdelenie teplovýmennej plochy na elementy bolo zjednodušené) na ktorej sa vykonalo aj prvostupňové overenie algoritmov modelu. Výsledkom zjednodušenia bol prostý, protiprúdy tepelný výmenník, so zachovanými charakteristikami teplovýmennej plochy a identickým výpočtom súčiniteľ prechodu tepla ako v podrobnom modeli.



Obr. 3.6-1: Zjednodušenie rozdelenia teplovýmennej plochy

<sup>1</sup> Kondenzát, ktorý sa vytvorí nad tým ktorým elementom teplovýmennej plochy steká v horizontálnom a vo vertikálnom smere. V oboch prípadoch (vzhľadom na naklonenie deliacich rovín vodných ciest) je ďalej podchladzovaný a teplotné rozloženie teplovýmennej plochy sa stekajúcim kondenzátom deformuje.

### 3.6.1 Algoritmizácia zjednodušeného modelu

Zjednodušený model rozdeľuje teplovýmennú oblasť na  $n$  za sebou idúcich elementov. Každý element teplovýmennnej plochy obsahuje tri kontrolné objemy. Pre parovzdušnú zmes nad elementom, pre stenu teplovýmennnej oblasti včítane vrstvy stekajúceho kondenzátu a pre chladiacu vodu. Reálny tepelný profil je nahradený idealizovaným. Zjednodušený model počíta v každom časovom kroku na každom rozhraní kontrolných objemov prenášané tepelné toky. Ako z parovzdušnej zmesi do kontrolného objemu steny teplovýmennnej oblasti, tak aj prenášané tepelné toky z kontrolného objemu steny teplovýmennnej oblasti do kontrolného objemu chladiacej vody. Parovzdušná zmes v danom časovom kroku prechádza chladičom tak, ako keby prechádzala sériou  $n$  za sebou idúcich chladičov s veľkosťou chladiacej plochy rovnou jednej  $n$ -tine celkovej plochy chladiča. V kontrolnom objeme je tak sústredená celá hmotnosť parovzdušnej zmesi, ktorá za daný časový krok prejde chladičom. Zjednodušený model počíta ochladenie parovzdušnej zmesi (a kondenzáciu) postupne na všetkých elementoch od 1 po  $n$ , pričom aktualizuje teploty v kontrolných objemoch steny teplovýmennnej oblasti (spolu s teplotou kondenzátu). Počas tohto cyklu model vytvára „balíčky“ tepla  $Q_1$  až  $Q_n$ , ktoré bolo odvedené do kontrolných objemov na strane chladiacej vody. Po prechode kontrolného objemu chladenej parovzdušnej zmesi chladičom, prechádza chladičom kontrolný objem chladiacej vody od  $n$ -tého kontrolného objemu po 1. kontrolný objem. Pri tomto prechode „zbiera balíčky“ odvedeného tepla a postupne sa ohrieva.

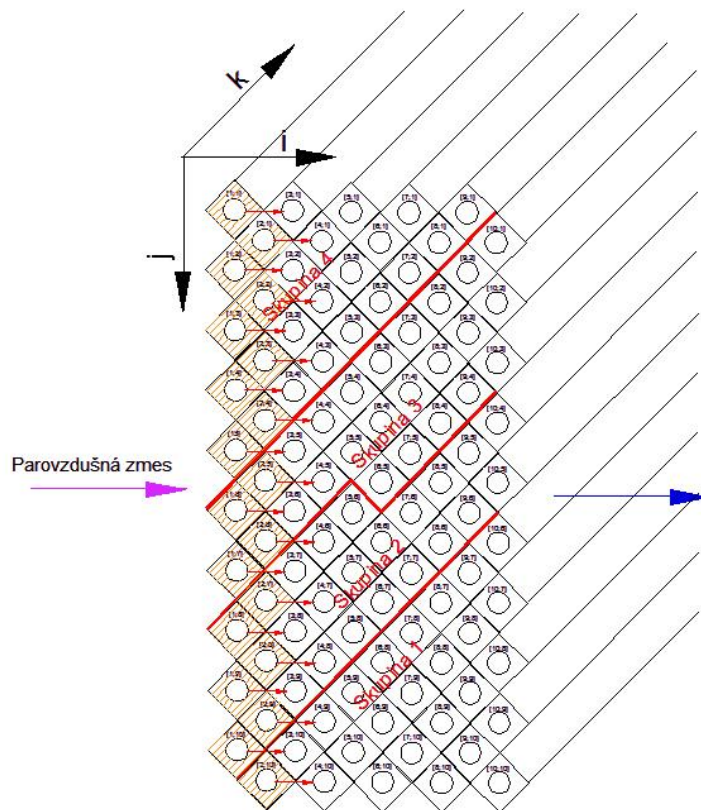
Po ukončení cyklu tepelnej interakcie parovzdušnej zmesi, steny teplovýmennnej oblasti a chladiacej vody nasleduje v zjednodušenom modeli samostatný cyklus pre stečenie kondenzátu. Vertikálne stekajúci kondenzát opúšťa dolnú hranu chladiča. Horizontálne stekajúci kondenzát nateká do nasledujúceho elementu. Vzhľadom na značnú výšku každého elementu v zjednodušenom modeli je hrúbka kondenzátu na spodnej hrane chladiča korigovaná koeficientom rešpektujúcim profil hrúbky kondenzátu. Podobne je korigovaná aj rýchlosť takto stekajúceho kondenzátu.

### 3.6.2 Algoritmizácia podrobného modelu

V prípade podrobného modelu bola teplovýmenná plocha rozdelená rešpektujúc geometrické charakteristiky chladiča v smeroch  $i, j, k$  tak, ako je to znázornené na nasledujúcom obrázku na 10 radov ( $i=1$  až  $i=10$ ), 10 stĺpcov ( $j=1$  až  $j=10$ ) a na jediný element po dĺžke lamelovaných rúrok  $k=1$ . Rozdelenie teplovýmennnej plochy po dĺžke lamelovaných teplovýmenných rúrok na jediný element má za cieľ dosiahnuť čo najkratší spotrebovaný



výpočtový čas modelom. Aktuálne rozdelenie je možné v modeli kedykoľvek zmeniť.

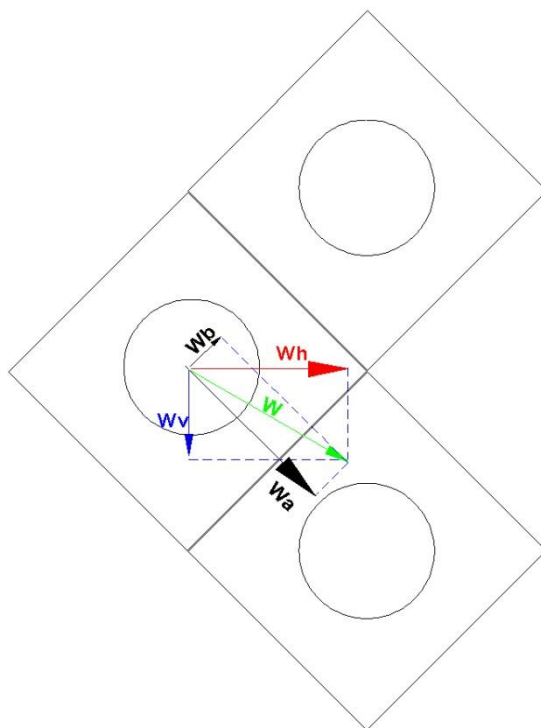


**Obr. 3.6-2: Rozdelenie teplovýmennnej plochy chladiaceho modulu pri podrobnej algoritmizácii**

Každá z vodných ciest chladiaceho modulu má svoju vstupnú zmiešavaciu komoru. Nakoľko je v algoritme potrebné riešiť aj vstupno - výstupné teploty z a do jednotlivých vodných ciest tepelného výmenníka, existujú v modeli ďalšie polia elementov pre  $k=0$  a  $k=2$ . Tieto však nie sú súčasťou teplovýmennnej plochy, ale predstavujú modelovanie zmiešavacích komôr vodných ciest na bokoch tepelného výmenníka.

Podobne, ako v prípade zjednodušeného modelu obsahuje každý element teplovýmennnej plochy práve tri kontrolné objemy. Reálny tepelný profil je nahradený idealizovaným a analogickým spôsobom sú počítané aj tepelné toky na rozhraní kontrolných objemov. Parovzdušná zmes, ktorá v danom časovom kroku prechádza chladičom, je rozdelená do prvých dvoch stĺpcov kontrolných objemov tak, ako je to znázornené na Obr. 3.6-2. Podrobný model, analogicky ako zjednodušený vytvára „balíčky“ tepla odvedeného do chladiacej vody pre každý element teplovýmennnej plochy a podobne ako v zjednodušenom modeli, po ukončení cyklu ochladenia a kondenzácie na elementoch nasleduje cyklus ohrevu chladiacej vody odvedeným teplom. Algoritmus ohrevu chladiacej vody sa však vzhľadom na členenie vodných ciest líši od algoritmu použitého v zjednodušenom modeli a ohrev postupuje po jednotlivých vodných cestách, pričom sa počítajú teploty v zmiešavacích komorách.

Algoritmizácia stekania kondenzátu v podrobnom modeli sa odlišuje od algoritmizácie stekania kondenzátu v zjednodušenom modeli.



**Obr. 3.6-3: Stekanie kondenzátu po teplovýmennnej ploche v podrobnej algoritmizácii**

Výslednica rýchlostí stekania ( $w$ ) v horizontálnom smere ( $w_h$ ) a vertikálnom smere ( $w_v$ ) sa rozkladá na rýchlosti stekania cez hranice elementu  $w_a$  a  $w_b$ . Algoritmus musí kvôli indexácii rozlišovať páry a nepáry rad a zvláštne prípady (stekanie kondenzátu na hornej hrane  $j=1$ , spodnom  $j=10$  a poslednom rade  $i=10$ ).

#### 4 Výsledky dizertačnej práce

Vzhľadom na použitie modelu v nadradenom programovom celku LEAKBOX bol zostavený algoritmus naprogramovaný v programovacom jazyku Visual C++. Overenie modelu prebehlo pomocou validačnej procedúry LEAKBOX, ktorá umožňuje samostatný prístup k jednotlivým blokom zdrojového kódu LEAKBOX s nezávislými počiatočnými a okrajovými podmienkami. Výstupom testovania procedúry validátorom je časový priebeh užívateľom definovaných vstupno-výstupných parametrov. Model bol overený pomocou porovnania dosahovaného tepelného výkonu zariadenia v ustálených podmienkach prevádzky s ručným kontrolným výpočtom.

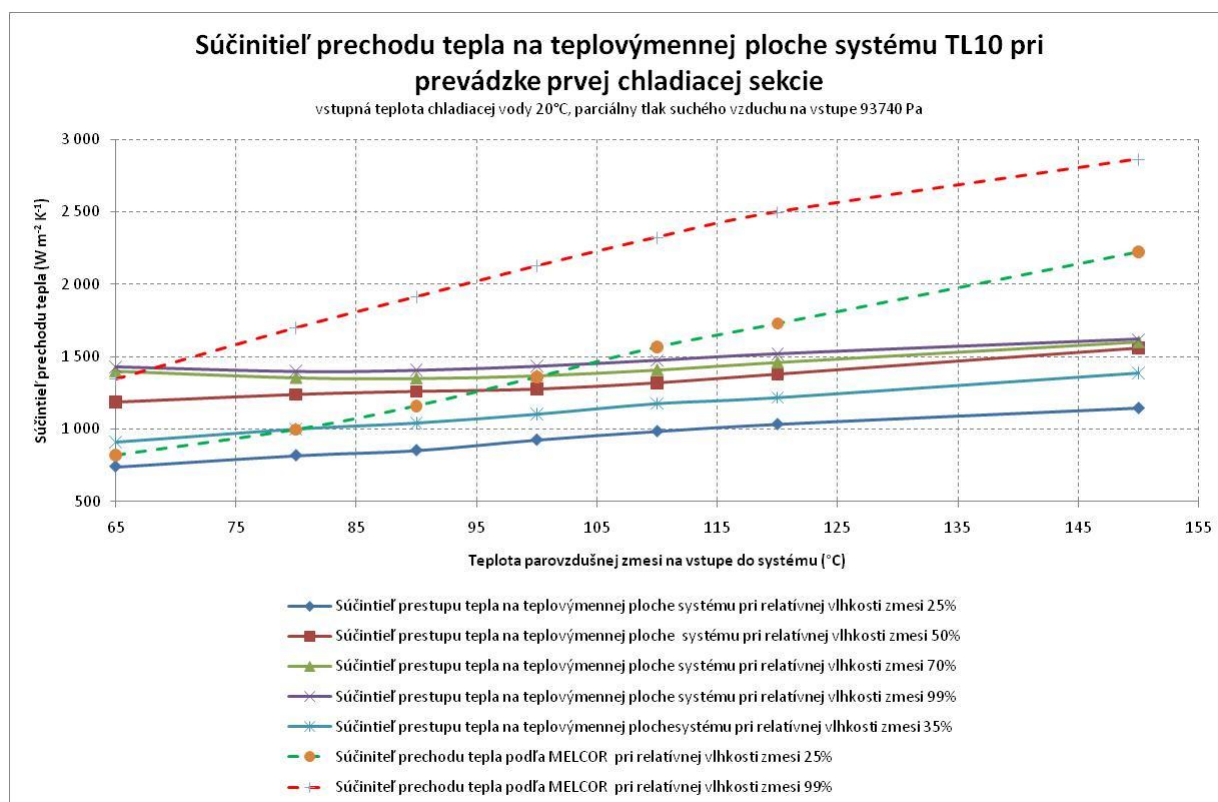
Všetky simulácie vykonané pre účely porovnania a pre overenie správania sa modelu boli vykonané pre systém s jedinou pracujúcou chladiacou sekciou.

## 4.1 Overenie modelu

### 4.1.1 Lokálne podmienky prechodu tepla na teplovýmennej ploche

Výpočtové simulácie vyvinutým modelom ukázali, že vrstva stekajúceho kondenzátu na teplovýmennej ploche tvorí významný tepelný odpor. Dosahovaný stredný súčiniteľ prechodu tepla nižší ako súčiniteľ prechodu tepla podľa modelu fan-cooler, ktorý bol zostavený na základe experimentálnych meraní na konštrukčne podobnom zariadení.

V nasledujúcom obrázku je uvedené porovnanie dosahovaných stredných súčiniteľov prechodu tepla od relatívnej vlhkosti chladenej parovzdušnej zmesi na vstupe 0,1% (0,001) po takmer nasýtený stav. Porovnanie zahŕňa súčiniteľ prechodu tepla podľa MELCOR, počítaný pre identické podmienky. Charakteristika bola zostrojená pre konštantný prietok parovzdušnej zmesi chladičom na úrovni 18,055 m<sup>3</sup>/s.



**Obr. 4.1-1: Súčiniteľ prechodu tepla dosahovaný v požadovanom rozmedzí vstupných parametrov**

Z uvedených priebehov je zrejmé, že stredný súčiniteľ prechodu tepla v požadovanom rozmedzí požadovaných parametrov rastie s vlhkosťou parovzdušnej zmesi na vstupe do chladiča. Od hodnoty vstupnej relatívnej vlhkosti 70% vyššie sa však mení už iba minimálne.

### 4.1.2 Overenie dosahovaného tepelného výkonu systému

Porovnávací ručný kontrolný výpočet pozostával z aplikácie metódy LMTD pri využití stredného súčiniteľa prechodu tepla počítaného modelom, známych hmotnostných tokov teplonosných médií a vstupných a výstupných teplôt chladiacej vody a parovzdušnej zmesi,

pre proces nábehu zariadenia do definovaných konštantných vstupných podmienok. Pre potreby tejto práce sa uvádzajú porovnania v režime bez kondenzácie a v režime s intenzívnou kondenzáciou pri chladení takmer nasýtenej parovzdušnej zmesi, ktoré reprezentujú hraničné prípady predpokladanej oblasti prevádzky systému.

#### 4.1.2.1 Prevádzka v režime prostého chladienia parovzdušnej zmesi

Model počíta tepelný výkon zariadenia tromi spôsobmi.  $P_{w\_sekc}[0]$  - tepelný výkon počítaný na základe ohriatia chladiacej vody,  $P_{vz\_sekc\_k}[0]$  - tepelný výkon odoberaný zo zmesi chladením a kondenzáciou a  $P_{w\_sekc\_k}[0]$  - tepelný výkon odvedený do chladiacej vody počítaný ako súčet odvedených tepiel na jednotlivých elementoch.

Ručným výpočtom bola počítaná hodnota tepelného výkonu  $P_{kLMTD}$  ako súčin  $LMTD$ , stredného súčiniteľa prechodu tepla na teplovýmennú plochu (aritmetický priemer) a vzťažnej teplovýmennú plochy.

$$P_{kLMTD} = \bar{k} \cdot S_i \cdot LMTD \quad (4.1-1)$$

Rovnica je platná pre prostý protiprúdy výmenník. Pre rešpektovanie konštrukčných špecifik je potrebné stredný logaritmický teplotný spád  $LMTD$  v uvedenom vzorci násobiť korekčným faktorom. Hodnota korekčného faktora by sa pre daný prípad mala pohybovať okolo 0,87. Podkladová dokumentácia ju však neuvádza.

Aby sa tento nedostatok odstránil, bola vyhodnocovaná aj hodnota tepelného výkonu  $P_{kdtstr}$ , v ktorom sa súčin  $LMTD \cdot f_k$  (súčin stredného logaritmického spádu a korekčného faktora) nahrádza strednou teplotnou diferenciou, ktorá sa počíta ako aritmetický priemer teplotných diferencií na jednotlivých elementoch teplovýmennú plochy

$$P_{kdtstr} = \bar{k} \cdot S_i \cdot \overline{\Delta t} \quad (4.1-2)$$

a ďalej hodnota tepelného výkonu  $P_{kt\_dt}$ , počítaná zo stredného súčinu lokálnych súčiniteľov prechodu tepla a lokálneho teplotného spádu (vážený aritmetický priemer súčiniteľa prechodu tepla)

$$P_{kt\_dt} = S_i \cdot \overline{k \cdot \Delta t} \quad (4.1-3)$$

Porovnanie dosiahnutých tepelných výkonov sumarizuje nasledujúca tabuľka:

|                                |   |          |
|--------------------------------|---|----------|
| Tepelný výkon počítaný modelom | $P_{w\_sekc}[0]$ - tepelný výkon počítaný na základe ohriatia chladiacej vody   | 2,197 MW |
|                                | $P_{vz\_sekc\_k}[0]$ - tepelný výkon počítaný na základe ochladenia a kondenzácie zmesi   | 2,197 MW |
|                                | $P_{w\_sekc\_k}[0]$ - tepelný výkon odvedený do chladiacej vody počítaný ako súčet odvedených tepiel na jednotlivých elementoch                 | 2,197 MW |
| Ručne počítaný tepelný výkon   | $P_{kLMTD}$ - tepelný výkon podľa metódy $LMTD$ bez korekčného faktora  | 2,591 MW |
|                                | $P_{kdtstr}$ - tepelný výkon počítaný na základe stredného tepelného spádu a stredného súčiniteľa prechodu tepla                                | 2,033 MW |
|                                | $P_{kt\_dt}$ - tepelný výkon počítaný na základe aritmetického priemeru súčinu lokálnych súčiniteľov prechodu tepla a lokálneho tepelného spádu | 2,197 MW |

## Tabuľka 4.1-1 Porovnanie ustálených tepelných výkonov pri prostom chladení zmesi

### 4.1.2.2 Prevádzka systému v režime silnej kondenzácie

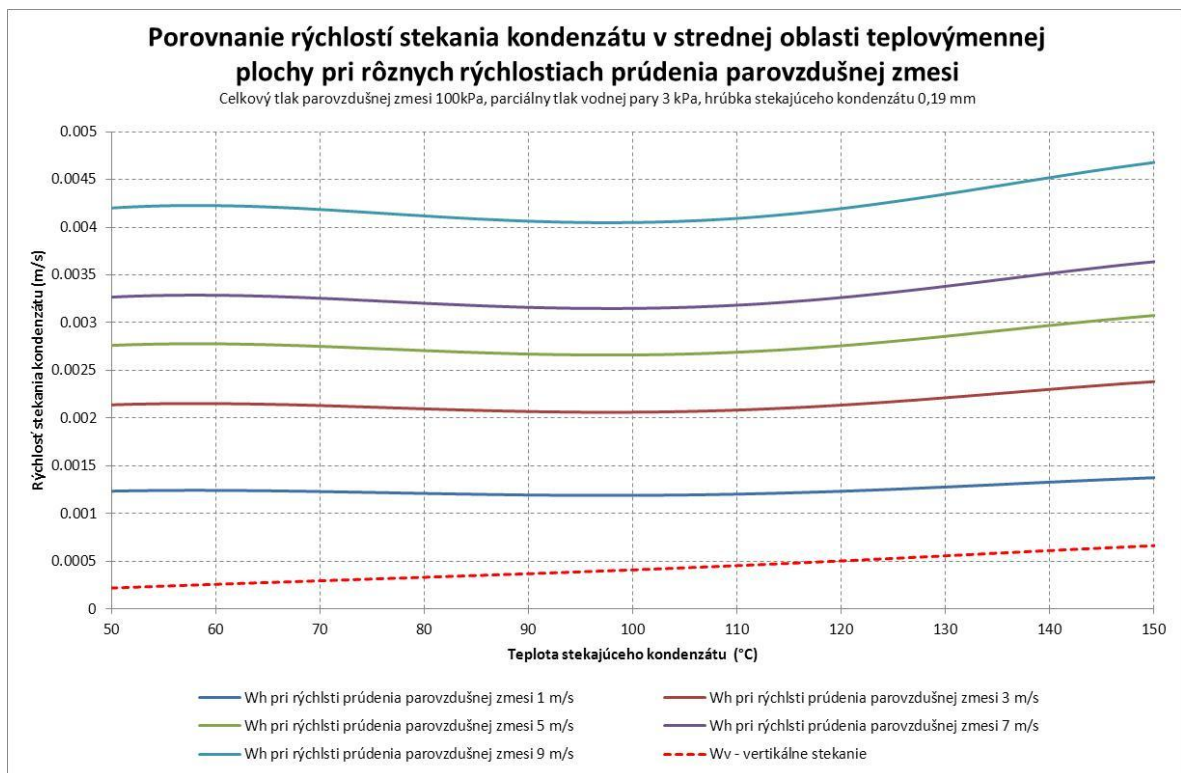
V režime silnej kondenzácie sa na teplovýmennej ploche chladiča vytvára vrstva kondenzátu, predstavujúca tretie teplonosné médium systému.

K ručne počítanému výkonu  $P_{kt\_dt}$  je v kondenzačnom režime potrebné pripočítať tepelný výkon z podchladzovania kondenzátu. Porovnanie dosiahnutých tepelných výkonov po ustálení sumarizuje nasledujúca tabuľka:

|                                |   |          |
|--------------------------------|---|----------|
| Tepelný výkon počítaný modelom | $P_{w\_sekc}[0]$ - tepelný výkon počítaný na základe ohriatia chladiacej vody   | 3,968 MW |
|                                | $P_{vz\_sekc\_k}[0]$ - tepelný výkon počítaný na základe ochladenia a kondenzácie zmesi   | 2,938 MW |
|                                | $P_{w\_sekc\_k}[0]$ - tepelný výkon odvedený do chladiacej vody počítaný ako súčet odvedených teplôt na jednotlivých elementoch                 | 3,968 MW |
|                                | $P_{vzdkond}[0]$ - tepelný výkon odoberaný podchladzovanému kondenzátu  | 0,913 MW |
| Ručne počítaný tepelný výkon   | $P_{kt\_dt}$ - tepelný výkon počítaný na základe aritmetického priemeru súčinu lokálnych súčiniteľov prechodu tepla a lokálneho tepelného spádu | 3,055 MW |

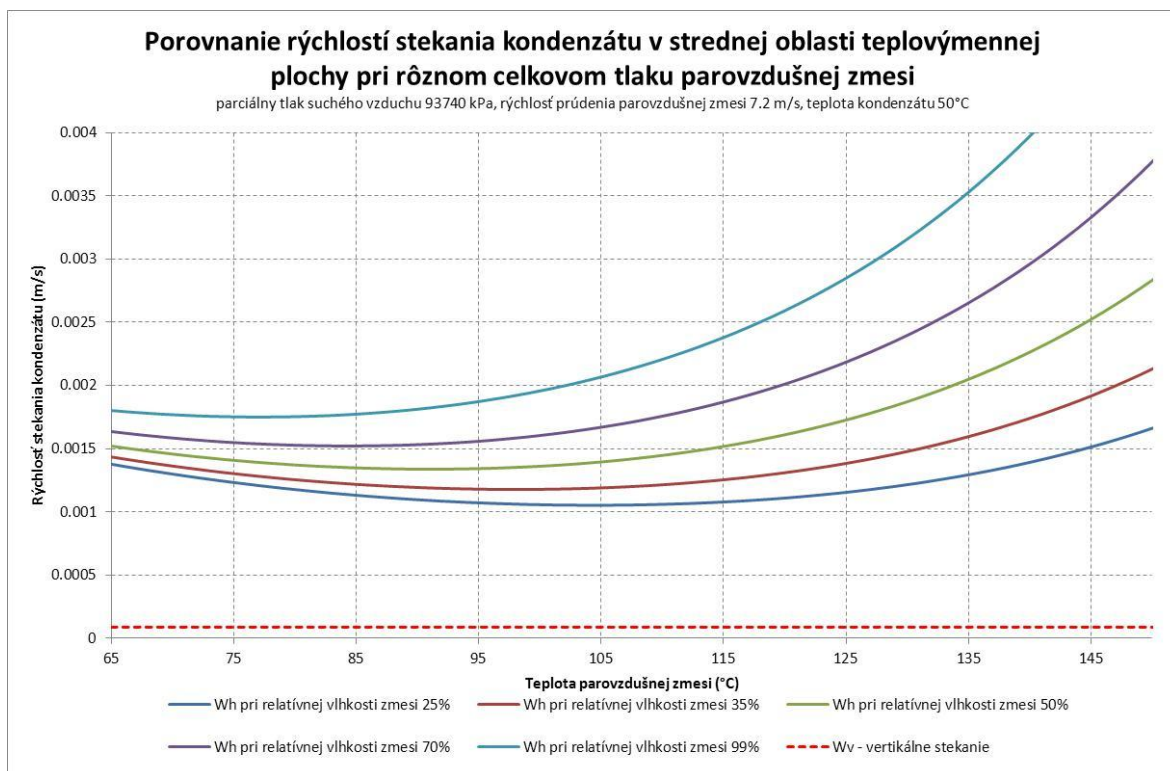
## 4.2 Stekanie kondenzátu

Výpočty vykonané zostaveným modelom ukázali, že horizontálne stekanie kondenzátu je významnejšie ako vertikálne.



**Obr. 4.2-1: Stekanie kondenzátu - vplyv rýchlosti prúdenia zmesi pri návrhových podmienkach**



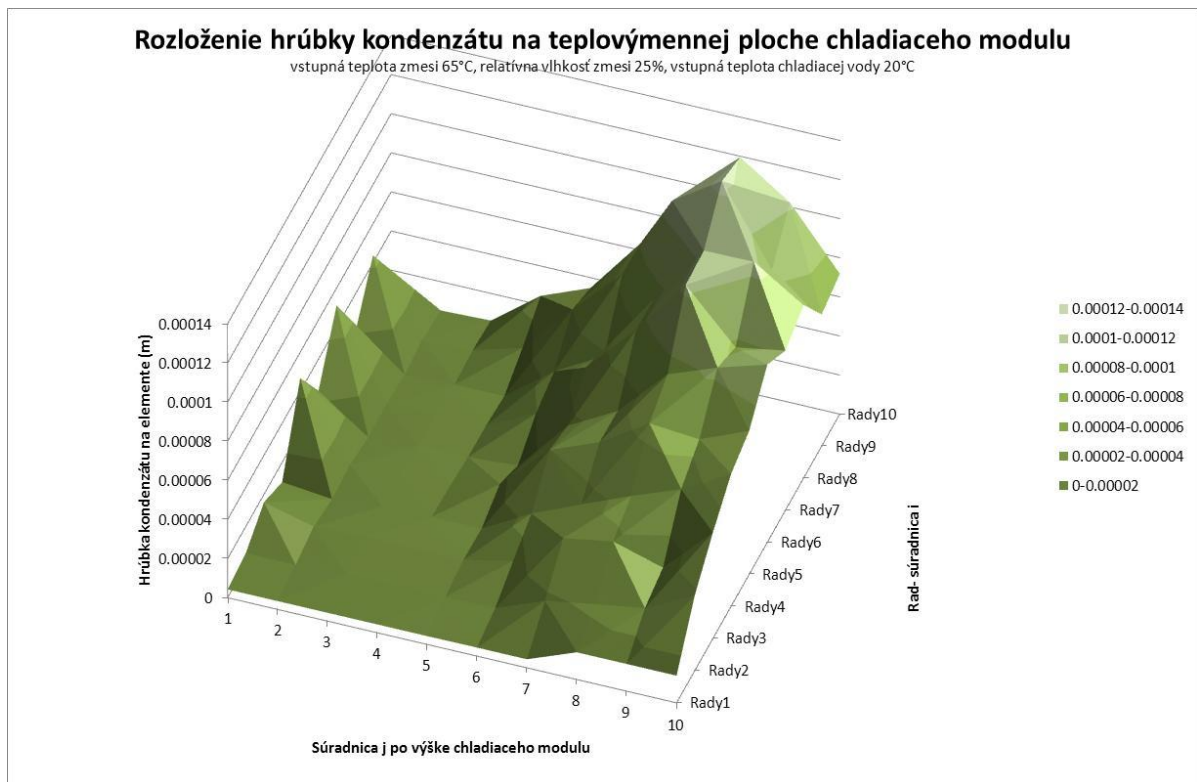


**Obr. 4.2-2: Rýchlosť stekania kondenzátu - vplyv zloženia parovzdušnej zmesi**

Hustota prúdiacich plynov so stúpajúcou teplotou klesá, čo sa spočiatku prejavuje poklesom horizontálnych rýchlostí stekania kondenzátu  $S$  teplotu však nelineárne rastie rozpustnosť vodnej pary, pričom krivky sú konštruované pre konštantnú relatívnu vlhkosť zmesi. Vplyv rozpustnosti vodnej pary tak nakoniec preváži nad tepelnou rozpínanosťou plynov. Spojením týchto javov dochádza k lokálnemu minimu rýchlosti stekania kondenzátu. Až natoľko, že model predikuje upchávanie prietochného prierezu pre parovzdušnú zmes kondenzátom v oblasti, ležiacej relatívne blízko návrhových podmienok systému. Táto oblasť existuje v rozmedzí vstupných vlhkostí parovzdušnej zmesi od 25% do 50% a vstupných teplôt parovzdušnej zmesi 80°C až 120°C. K upchávaniu prispieva spomaľovanie tečenia kondenzátu s rastúcou vzdialenosťou od nábehovej hrany chladiča. Pri rastúcich prevádzkových teplotách a celkovom tlaku na saní systému sa rozloženie vrstvy kondenzátu na teplovýmennej ploche stabilizuje a systém opäť začne plniť očakávanú funkciu.

Model predikuje stfhánie kondenzátu do sania ventilátora už v oblasti normálnej prevádzky bloku. Už počas normálnej prevádzky bloku tak pravdepodobne dochádza k stfhaniu kondenzátu do sania ventilátora a spätnému nátoku kondenzátu zo sania do zberných jímok kondenzátu.

Rozloženie ustálenej vrstvy kondenzátu na teplovýmennej ploche počas normálnej prevádzky bloku dokumentuje nasledujúci obrázok. Simulácia bola vykonaná pri vstupnej teplote vlhkého vzduchu 65°C, relatívnej vlhkosti vzduchu 25% a teplote chladiacej vody 20°C. Súradnica [1,1] hornú lamelovanú rúrku prvého radu rúrok na vstupe do chladiaceho modulu. Súradnica [1,10] reprezentuje spodnú rúrku prvého radu. a Súradnica [10,10] spodnú rúrku posledného radu.



**Obr. 4.2-3: Režim normálnej prevádzky bloku vstupná teplota vlhkého vzduchu 65°C, relatívna vlhkosť 25%, vstupná teplota chladiacej vody 20°C**

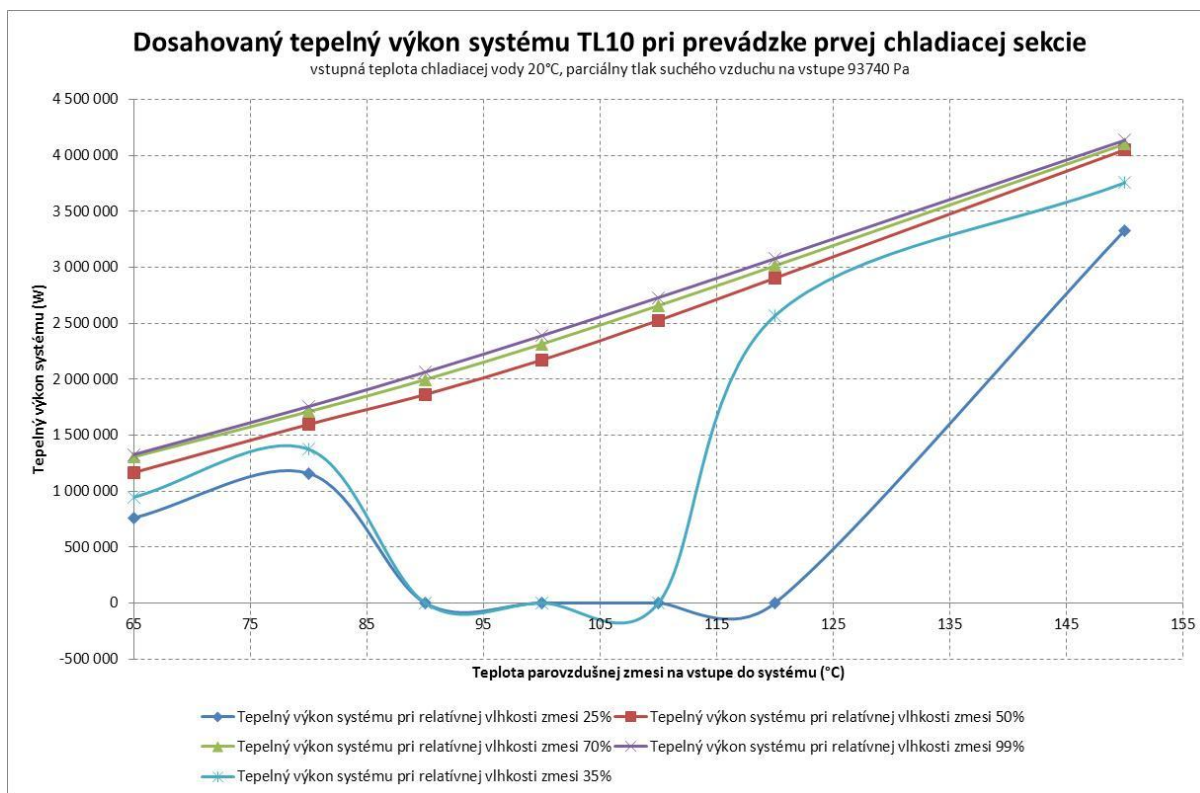
### 4.3 Výkonové charakteristiky systému v širokom rozsahu pracovných podmienok

Správanie sa zostaveného modelu z hľadiska dosahovaného tepelného výkonu vykazujú silnú väzbu na správanie sa kondenzátu na teplovýmennej ploche.

Tepelný výkon zariadenia rastie so stúpajúcou relatívnou vlhkosťou parovzdušnej zmesi. Zároveň sa však prejavuje vplyv tepelného odporu vrstvy kondenzátu na teplovýmennej ploche.

Tepelný výkon systému tiež rastie v dôsledku rastu teploty chladenej parovzdušnej zmesi, pretože rastie teplotný spád medzi teplonosnými médiami.

Realistické výkonové správanie sa systému predpokladanom rozsahu pracovných podmienok demonštruje nasledujúci Obr. 4.3-1.



**Obr. 4.3-1: Realistická výkonová charakteristika prvej sekcie systému TL10 pri vstupnej teplote chladiacej vody 20°C**

V oblasti relatívne nízkych vlhkostí parovzdušnej zmesi pri vstupných teplotách parovzdušnej zmesi 80 až 120°C dochádza k upchávaniu prietochového kanála a vzniku tlakových porúch.

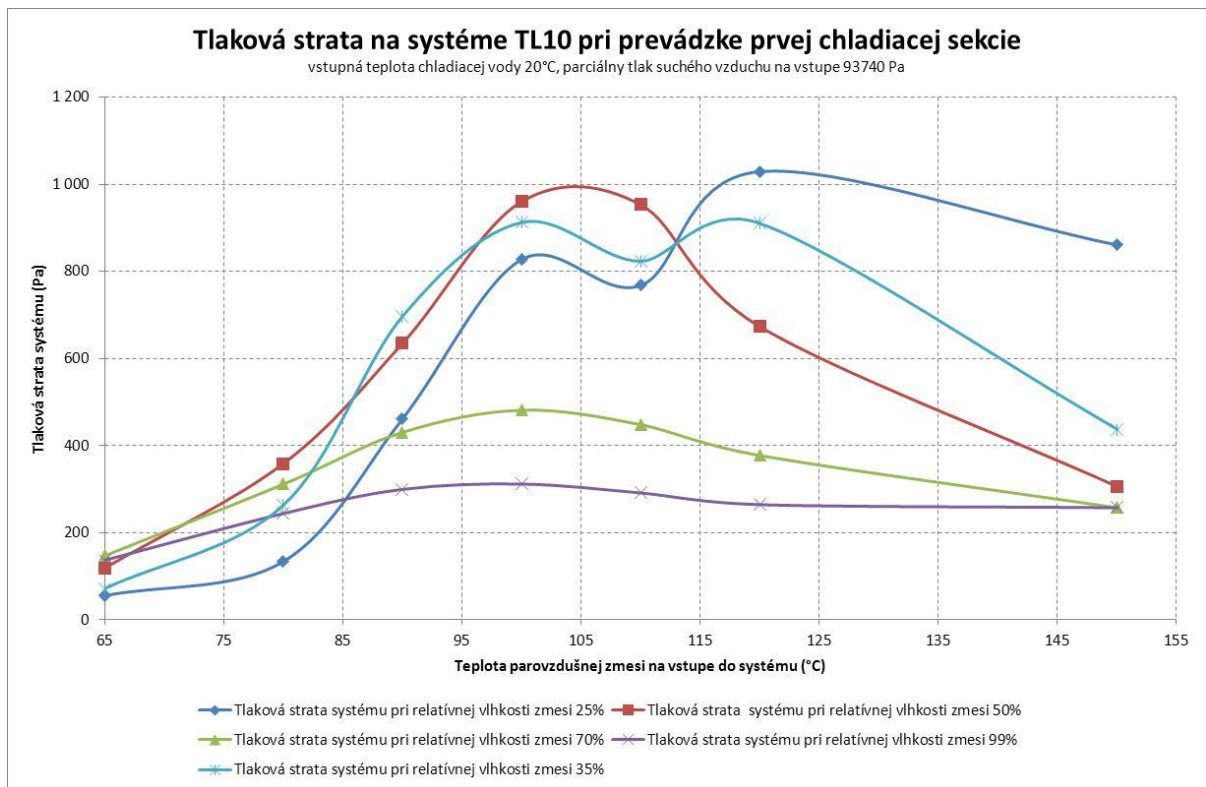
#### 4.4 Zmena charakteristiky ventilátora

Výkonová charakteristika ventilátora indikuje relatívne malý vplyv zmeny zloženia parovzdušnej zmesi na prietok systémom. Prejavuje sa však významný vplyv upchávania prietochového kanála systému pre parovzdušnú zmes kondenzátom.

#### 4.5 Tlakové straty na teplovýmenej ploche v režimoch s kondenzáciou

Zostavený model potvrdil predpoklad nárastu tlakových strát na chladiči systému pri vyšších hustotách chladenej zmesi. Napriek očakávanému monotónnemu rastu tlakových strát na teplovýmenej ploche sa však ukázalo, že najväčší nárast tlakových strát na chladiči je dosahovaný pri teplotách okolo 100°C. Tento fakt súvisí s rozložením kondenzátu na teplovýmenej ploche a lokálnym upchávaním prietochového kanála.





**Obr. 4.5-1: Realistická tlaková strata prvej sekcie systému TL10 pri vstupnej teplote chladiacej vody 20°C**

## 5 Záver

Hlavný cieľ dizertačnej práce, ktorým bolo zostavenie modelu systémov TL10, TL11 a TL13 jadrového bloku VVER440 V213 pre daný rozsah pracovných podmienok bol splnený. Okrem podrobného modelu bola zostavená aj jeho verzia so zjednodušenou algoritmizáciou. Oba vyvinuté modely sú súčasťou výpočtového programu LEAKBOX.

Zostavený podrobný model

- zohľadňuje lokálne podmienky prestupu tepla a rešpektuje konštrukciu chladiča, geometrické rozmery a použitý konštrukčný materiál.
- simuluje správanie sa systému ventilátor - chladič v stanovenom rozsahu pracovných podmienok, predikuje rozloženie vytváraného kondenzátu, jeho stekanie, posúvanie pracovného bodu ventilátora
- model je schopný predikcie správania sa kondenzátu na teplovýmennnej ploche
- použitý koncept riešenia umožňuje modelovanie celej triedy chladičov TL
- spotreba strojového času zostaveným modelom umožňuje simuláciu odozvy kontajntentu programom LEAKBOX rýchlejšie ako v reálnom čase

Zostavený podrobný model spĺňa všetky požiadavky, ktoré boli pred jeho zostavením formulované a ciele dizertačnej práce boli splnené v plnom rozsahu.

Zostavený model potvrdil existenciu oblasti prevádzkových podmienok systémov TL10,11 a 13, v ktorej hrozí riziko upchávania prietochných kanálov pre parovzdušnú zmes

kondenzátom. Model však indikuje, že táto oblasť sa vyskytuje relatívne blízko pracovného bodu predmetných systémov počas normálnej prevádzky bloku a naopak riziko upchávania prietochného kanála pre parovzdušnú zmes je relatívne malé v oblasti vysokých absolútnych vlhkostí zmesi a vysokých teplôt.

Záveru dizertačnej práce majú priamy dopad na problematiku dlhodobého odvodu tepla v režimoch ťažkej havárie bloku [84], [86], [87]. Zozbierané poznatky umožňujú návrh a dimenzovanie zariadenia schopného pasívneho odvodu tepla z hermetickej zóny jadrového bloku v režime ťažkej havárie, ktorého projekt sa na Slovensku v súčasnosti pripravuje.

Zjednodušený model systému bol predstavený riešiteľskému tímu, ktorý pod dohľadom Európskej komisie vyvíja výpočtový program ASTEC [24]. Na základe ich žiadosti bol spracovaný a zaslaný popis modelu so zjednodušenou algoritmizáciou [85]. V súčasnosti je posudzovaná možnosť jeho aplikácie v programe ASTEC.

Záveru dizertačnej práce tiež ukázali že:

- experimentálne overenie modelu na existujúcej geometrii teplovýmennej plochy je nevhodné a prinieslo by ťažko aplikovateľné výsledky.
- akékoľvek budúce zariadenie slúžiace na dlhodobý odvod tepla z hermetickej zóny jadrového bloku využívajúce princíp kondenzácie musí disponovať výrazne väčším rozstupom konštrukčných prvkov rozširujúcich povrch teplovýmennej plochy tepelného výmenníka

Ďalšími otvorenými otázkami v riešenej problematike nateraz zostáva vplyv povrchových napätí na fázovom rozhraní kondenzátu na jeho stekanie a ohraničenie oblasti difúznej kondenzácie na základe teplotných kritérií. Navrhuje sa, aby sa prípadné experimentálne overenie zostaveného modelu (na odlišnej geometrii) sústredilo práve na tieto doplňujúce otázky.

## 6 Summary

The main objective of the thesis, the advanced model of TL10, TL11 and TL13 systems of VVER 440 V213 NPP compilation, capable to operate within defined range of operation conditions was met. Besides of the model a simplified version of the model, using simplified algorithm was compiled. Both models are being applied in the LEAKBOX program.

Advanced model

- can calculate local heat transfer conditions taking in to account design of the cooler and its material properties
- can simulate behaviour of fan cooler systems within required range of operating conditions, predicts condensate distribution on heat transfer surface, which influences pressure losses and shifting of operation point of the fan
- is able of prediction condensate behaviour on heat transfer
- Used concept of the model allows modelling all the class of TL coolers

- Required computation time allows faster than real time simulation by LEAKBOX program

Compiled advanced model meets all given requirements. Therefore, doctor thesis objectives were met in full scope.

Compiled advanced model confirmed the existence of the operating conditions of systems TL10, 11 and 13, in which the risk of clogging flow-through channel for steam-air mixture condensate is present. The model, however, indicates that this area is found relatively close to the working operation point of TL systems during normal operation conditions. The opposite, risk of flow-through channel clogging is relatively low in high humidity and high temperature conditions.

Conclusions of the thesis have a direct influence on long-term heat removal problems in severe accident conditions of the plant [76], [84], [86], [87]. The collected knowledge allows the design and sizing of equipment capable of passive heat removal from the containment during such conditions. Dedicated project is currently being prepared in Slovakia.

The simplified model was introduced to the team, which, under the supervision of the European Commission is developing ASTEC program [24]. Detail description of the model has been carried out at their request and sent to be considered in order to possible application in the program [84].

General conclusions of the thesis have shown that:

- experimental verification of the model on existing geometry of heat transfer area is inappropriate and would lead to hardly applicable results.
- any passive device dedicated to long-term heat removal from the containment using the condensation principles must have significantly greater spacing between structural elements extending heat exchange surface area

Surface tension influence and further improvement of criterion bounding processes of diffusive condensation remain other opened issues. It is proposed that the eventual experimental verification of the model (on different geometry) should be focused on these questions.

## 7 Použitá literatura

### 7.1 Základná literatúra

- [1] Chyský J.: *Vlhký vzduch*, SNTL, Praha, 1977
- [2] Chyský J a kol.: *Výmenníky tepla*, ČVTS, Praha, 1976
- [3] Šindelář K.: *Chlazení v tepelných elektrárnách*, SNTL, Praha, 1964
- [4] Vacek V., Hlavačka V.: *Přenos tepla a hmoty*, ČVUT, Praha, 1990, ISBN: 80-01-00200-4
- [5] Antal Š.: *Termodynamika*, STU, Bratislava, 1992, ISBN: 80-227-0495-4
- [6] Žiaran S., Ferstl K.: *Technika prostredia*, SVŠT, Bratislava, 1990, ISBN: 80-227-0308-7
- [7] Kutateladze S.S., Borišanskij V.M.: *Příručka sdílení tepla*, SNTL, Praha, 1962
- [8] Kutateladze S.S.: *Základy teorie tepla*, SNTL, Praha, 1962
- [9] Sazima M. a kol.: *Teplototechnický průvodce 2*, SNTL, Praha, 1989, ISBN: 80-03-00043-2
- [10] Jícha M.: *Počítačové modelování úloh vedení tepla a proudění*, VUT, Brno, 1991, ISBN:80-214-0364-0
- [11] Šesták J., Rieger F.: *Přenos hybnosti tepla a hmoty*, ČVUT, Praha, 2001 ISBN: 80-01-01715-X
- [12] Jícha M.: *Přenos tepla a látky*, VUT, Brno, 1989
- [13] Říha R. a kol.: *Výskum problematiky termodynamických procesů v HZ, při malém úniku chladiva*, VUJE ČR, Dukovany, 2004
- [14] Cvan M.: *Popis výpočtového modelu pre VVER 440/V213 pre kód MELCOR 1.8.5 „Model hermetickej zóny HZV2BS“*, VUJE, Trnava, 2008
- [15] Chyský J.: *Větrání a klimatizace*, Praha, SNTL, 1973
- [16] NOSKIEVIČ J. a kol.: *Mechanika tekutin*, Praha, SNTL, 1987,
- [17] Smith E.: *Advances in Thermal Design of Heat Exchangers*, Numerical approach, 2005, ISBN 0-470-01616-7
- [18] Baclis B.:  *$\epsilon$ -NTU Analysis of Complicated Flow Arrangements*, New York, 1990
- [19] Bejan A.: *Convective Heat Transfer*, John Wiley & Sons, New York, 1984
- [20] Clayton D.: *Increasing the Power of LMTD Method for Heat Exchangers*, 1984
- [21] RELAP5/MOD3.2.2 Manual, NRC, NUREG/CR-5535-Vol. I.-VII.
- [22] MELCOR Computer Code Manuals, Vol. 1 Primer and Users“ Guide, Vol. 2.: Reference Manuals, Version 1.8.5, Sandia Laboratories, May 2000, NUREG/CR-6119, SAND2000-2417/2, Vol. 1-2, Rev. 2
- [23] Sarnet Development Program of ASTEC Code <http://www.sar-net.org/>,
- [24] Chatelard P. et. al.,.: *Overview of the Integral Code ASTEC v2.0*, Report, GRS, 2009 DPAM/SEMCA-2009-149
- [25] GRS publications: <http://www.grs.de/en>

- [26] *IRNS publications*: <http://www.irsn.fr/FR/Documents/home.htm>
- [27] *Fan - Cooler Reference Manual*, Sandia National Laboratories, Dec. 1997, NUREG/CR-6119
- [28] Duke Power Company, Oconee Nuclear Station Units 1, 2, and 3: *Final Safety Analysis Report*, 1987
- [29] Boyack B. et al.: *MELCOR Peer Review, LA-12240*, Los Alamos National Laboratory, MARCH 1992
- [30] Muraka K. et. al.: *Code Manual for CONTAIN 2.0, a Computer Code FOR Nuclear Reactor Containment Analysis*, Sandia National Laboratories, Dec. 1997, NUREG/CR-6533, SAND97-1735
- [31] Cvan M. a kol.: *Popis výpočtového modelu pre VVER 440/V213 pre kód MELCOR 1.8.5, Model hermetickej zóny*, Technická správa, VUJE V01-TS/PAM-22-MELCOR-HZV2BS/2007.29 rev.3, Interný dokument oddelenia 0220, VUJE, Trnava, August 2010.
- [32] Cvan M. a kol.: *PAA-22-2009-BS-EBOV2-2011-kap15-10\_MCV*, Interný dokument oddelenia 0220, VUJE, Trnava, 2011
- [33] *Súhrnná správa SHMU (Slovenský hydrometeorologický ústav) pre lokalitu Mochovce*, SHMU, Bratislava, Marec 2011
- [34] *Vstupní data pro bezpečnostní analýzy*, ČEZ-EDU, Dukovany, Září 2005
- [35] *Prevádzkový predpis A-01 Bezpečnostná správa JE V2, databáza pre havarijné analýzy JE V2*, SE, Bohunice, September 2006
- [36] Kliment T. a kol.: *Databáza pre analýzy bezpečnosti JE EMO12*, VUJE, Trnava, Apríl 2011
- [37] Kliment T. a kol.: *PBS (Predprevádzková bezpečnostná správa) kapitola 7,0. Súhrn vstupných dát pre deterministické analýzy bezpečnosti MO34*, VUJE, Trnava, Apríl 2008
- [38] 3KLA10-CVZA90 - *Výpočet chladiča pre MO34*, Janka Radotín, Janka, Praha, Apríl 2011
- [39] Rohár M.: *LOCAs to Qualify MAAP Mass and Energy Release Curves during Blowdown Phase*, rev.3, ZOV 220/0797/001, VÚJE, Trnava, September 1996
- [40] Cvan M.: *MLOCAs for Two Phase Flowrate Calculations and Two Phase Separation Criterion*, rev.3, ZOV 220/0397/002, VÚJE, Trnava, September 1996
- [41] Cvan M.: *Containment Behaviour Simulation Verification Against CONTAIN Calculation*, rev.5, ZOV 220/0397/004, VÚJE, Trnava, September 1997
- [42] Cvan M. et al.: *PHARE 4.2.7.a Task 8/9 Summary Report*, rev.3, ZOV 220/0897/011, VÚJE, Trnava, July 1997
- [43] Cvan M.: *Ts2S - Unisolated Steam Line Break Inside the Containment*, rev.1, ZOV 220/0597/005, VÚJE, Trnava, May 1997

- [44] Prior R.: *Accident Management Study*, WENX-98-12, Westinghouse Energy Systems Europe SA, Westinghouse, Bruxelles, March 1998
- [45] Cvan M. a kol.: *Analýzy nadprojektových havárií – úpravy modelu pre MELCOR a jeho aplikácia pre základné ťažké havárie*, súhrn výsledkov riešenia E01.02., Správa VÚJE č. 19/2002, VUJE, Trnava, 2002.
- [46] Cvan M.: *Analýza problému ISP-37 programom MELCOR 1.8.3*. Výskumná správa VÚJE č. 177/95, VUJE, Trnava, December 1995
- [47] *HOP (Hlášení o poruše) Ztráta podtlaku v HZ vlivem prasklého propoje RY10 a RY20 dne 11.8.1994*, grafický průběh hlavních parametrů , EDU, Dukovany, 1994
- [48] Boneham P. a kol.: *Level 2 PSA for Bohunice V2 NPP - Main report*, správa ENCONET ENCO-FR-(00)-47, ENCONNECT, Zagreb, 2000
- [49] Jančovič J. : *Podporné analýzy pre WP 2.2, podrobný bezpečnostný koncept*, V01-TS/SA-DOSMO/2006.10, VUJE, Trnava, December 2006
- [50] Cvan M. a kol.: *Analýza dlhodobého režimu odvodu tepla z kontajmentu po ťažkej havárii*, Správa VUJE V01-VS/0220/2005.20, VUJE, Trnava, Október 2006
- [51] Lukáč M.: *Parametre prostredia pre normálne a havarijné podmienky DB pre kvalifikáciu*, DMO/022/0101/T, VUJE, Trnava, 2007
- [52] Cillik I.: *Summary of Level1 PSA Study for Unit 3 of J. Bohunice V2 NPP*, Summary Report, 46/96, VUJE, Trnava, March 1996
- [53] *MAAP4/VVER Code Qualification Programme*, August 1996
- [54] Cvan M., Bujan A.: *Proposed Codes and Experiments to be Used for MAAP4/VVER Qualification*, 122/96, VÚJE, Trnava, June 1996
- [55] Téchy Z., et al.: *Phare 4.2.7.a VVER-440/213 Beyond Design Basis Accident Analysis and Accident Management*, Task 3b, Selection of Codes, Models and Experiments for the Qualification of MAAP4/VVER, Final Report, 20.52-108/2, VEIKI, Budapest, June 1996
- [56] Prior R.: *Qualification of MAAP4/VVER for VVER-44-/213 Plants - Executive Summary Report*, WENX-97-28, Westinghouse Energy Systems Europe SA, Westinghouse, Bruxelles, September 1997
- [57] Prior R.: *Qualification of MAAP4/WER for VVER-44-/213 Plants*, WENX-97-26, Westinghouse Energy Systems Europe SA, Westinghouse, Bruxelles, September 1997
- [58] Cvan M.: *Beyond Design Basis Accidents to be included into Safety Report*, Expert presentation at the DOE/IAEA Safety Analysis Report Training of Armenian and Bulgarian specialists, VUJE, Trnava, April 2000.
- [59] Cvan M.: *Experience and Trends in Severe Accident Modeling in Slovakia*, contribution to the IAEA TC Meeting on Modeling In-vessel Phenomena under Severe Accident Conditions, VUJE, Trnava, November 2000.

- [60] Cvan M.: *Beyond Design Basis Accidents – Upgrade of the Model for MELCOR Code for Managed Accident Simulations*, Report VUJE 97/2001, VUJE, Trnava, December 2001.
- [61] Cvan M. et al.: *Beyond Design Basis Accidents – Upgrade of the Model for MELCOR Code and- its Application to the Basic Severe Accidents*, Report VÚJE 19/2002, VUJE, Trnava, April 2002.
- [62] Cvan M.: *Thermohydraulic Analyses Supporting Level 2 PSA of VVER440/V230*, Presentation at the Reg. Workshop on Comparison of Level-2 PSAs for VVERs, Sofia, Bulgaria, October 2003.
- [63] Cvan M.: *Deterministic Analyses of Operational Events for Slovakia NPPs*, Contribution to the IAEA Consultants' meeting on The Use of Computer Codes for Analysis of Operational Events in NPPs, Vienna April 2004.
- [64] Rohár M., Cvan M.: *Evaluation of the Possibility of the Outside Cooling of the Reactor Pressure Vessel of the Bohunice V2 a Mochovce unit by Flooding of the Cavity*, Report VUJE V01-TS/2815/0220/2005.6, VUJE, Trnava, Nov. 2005.
- [65] Kliment T. a kol.: *Bezpečnostná správa BS EMO12/V01-21899/2010/r01*, Správa, VUJE, Trnava, Apríl 2011
- [66] Kliment T. a kol.: *Bezpečnostná správa EMO12/V01-21628/2007/r02*, Správa, VUJE, Trnava, September 2008
- [67] Kliment T. a kol.: *Bezpečnostná správa BSEBOV2/V01-930/2011/r00*, Správa, VUJE, Trnava, Marec 2011
- [68] Kliment T. a kol.: *Bezpečnostná správa MODV2/V09,00/BS/0107/V0220/KT*, Správa, VUJE, Trnava, Jún 2008
- [69] Závodský M. a kol.: *Výtokové skúšky tesnosti poloobslužných priestorov a hermetických uzáverov na 4. bloku EBO*, DPR.MTD007.2222.030, VUJE, Trnava, Júl 2010
- [70] Bajs T.: *Computation Tools for Deterministic Safety Analyses (DSA)*, ENCONET, Ankara TAEK, October 2011
- [71] Thome J.: *Engineering Data Book III, Faculty of Engineering Science and Technology*, Swiss Federal Institute of Technology, Lausanne Switzerland, 2010

## **7.2 Legislatívne predpisy**

- [72] *Vyhláška Úradu jadrového dozoru Slovenskej republiky, č. 430/2011, ÚJD SR, 2011*
- [73] *Zákon o mierovom využívaní jadrovej energie č. 541/2004 Z.z., SR, 2004*
- [74] *Zákon národnej rady Slovenskej republiky č. 272/1994 Z.z. o ochrane zdravia ľudí v znení neskorších predpisov.*
- [75] *Vyhláška ministerstva zdravotníctva Slovenskej republiky č. 12/2001 o požiadavkách na zabezpečenie radiačnej ochrany*

### 7.3 Autorova publikovaná literatúra

- [76] Baláž, Josef. *Pasívny systém dlhodobého odvodu tepla z hermetickej zóny jadrového bloku VVER 440 V213 v režime ťažkej havárie*. All for Power, 1/2013, roč. 7, Tématická príloha, IV. ISSN 1802-8535
- [77] Baláž J.: *Analýzy pre potvrdenie tvorby signálov „Přetlak v boxu PG“ v nevykonových stavoch*, V01-TS/2879/0220/2007.19, VUJE, Trnava, September 2007
- [78] Baláž J., Cvan M.: *Limits and acceptable leakages of the containments of the Slovak NPPs (in Slovak)*, Report VUJE V01-VS/0220/2005.16, VUJE, Trnava, Nov. 2005.
- [79] Baláž J. a kol.: *Popis výpočtového programu LEAKBOX*, VUJE ČR, Dukovany, Dec. 2008
- [80] Říha R., Baláž J.: *Výpočtové srovnání na souboru vybraných událostí, radiační nadstavba programu LEAKBOX, průběžná správa projektu FF-IM3/181*, VUJE ČR, Dukovany, Prosinec 2007
- [81] Baláž J. a kol.: *Výskum problematiky termodynamických procesů v hermetické zóně při malém úniku chladiva II. část*, VUJE ČR, Dukovany, Prosinec 2003
- [82] Baláž J. a kol.: *Analýza možností předejít působení SZB při úniku chladiva do prostředí hermetické zóny reaktorového bloku VVER 440 (v-213)*, 41-10500zp, VUJE ČR, Dukovany, Květen 2000
- [83] Říha R., Baláž J.: *Projekt FI-IM3-Rok 2008 Výzkum a vývoj matematického modelu šíření aktivity v hermetických prostorech jaderných elektrárren s reaktory VVER*, VUJE ČR, Dukovany, Prosinec 2008
- [84] Baláž J.: *Koncept dlhodobého odvodu tepla z HZ počas ťažkej havárie na blokoch EBO34*, technická správa, V01-5104212/TD/BK.01/01, VUJE, Október 2012
- [85] Baláž J.: *Description of the model of the fan-cooler dedicated to ASTEC code*, rev. 0, April 2013
- [86] Baláž J., *Dlhodobý odvod tepla z kontajmentu VVER440 V213 počas ťažkej havárie*, príspevok v zborníku, *Zvyšování životnosti komponent v elektrárnách*, Srní, Česká republika, 23-25 Října, Vol. 1, pp.55-60 (2012) ISBN 978-80-261-0153-6.
- [87] Baláž J., *Pasívny systém dlhodobého odvodu tepla z kontajmentu VVER440 V213 počas ťažkej havárie*, príspevok v zborníku, *Zvyšování životnosti komponent v elektrárnách*, Srní, Česká republika, 23-25 Října Vol. 1, pp.61-66 (2012) ISBN 978-80-261-0153-6



## **AUTHOR`S CURRICULUM VITAE**

Name: Ing. Jozef Baláž  
Address: Trnavská 24, Cífer, 91943, SR  
Date of birth: 10.8.1976  
Place of birth: Bratislava  
Education:  
2007-2013 Energy Institute, Faculty of Mechanical Engineering, Brno university of Technology, PhD. study programme:  
Dissertation theme: The Modelling of Fan-Cooler Systems of the Containment VVER V440 V213  
1994-1999 Institute of Thermal Power Engineering, Faculty of Mechanical Engineering, Slovak University of Technology in Bratislava  
Professional Experience:  
2005/05- present VUJE a.s. Trnava  
Nuclear Safety Division, Department of Safety Analyses, Specialist  
2004/04 -2005/04 EVPU a.s. Nová Dubnica  
Research and Development of Automatic Machines  
Deputy Manager  
1999/09-2004/3 VUJE ČR s.r.o. Dukovany  
Technical support of power plant, scientific supervision of commissioning of Temelín NPP