



# VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

## FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

## ENERGETICKÝ ÚSTAV

ENERGY INSTITUTE

# NÁVRH VNITŘNÍHO OKRUHU SYSTÉMU PRO DLOUHODOBÝ ODVOD TEPLA Z HERMETICKÉ OBÁLKY JE

DESIGN OF THE INTERNAL CIRCUIT OF THE SYSTEM FOR LONG-TERM HEAT REMOVAL FROM NPP  
HERMETIC ZONE

## DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

## AUTOR PRÁCE

AUTHOR

**Bc. Silvie Zemanová**

## VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

**Ing. Pavel Milčák**

**BRNO 2024**



## Zadání diplomové práce

Ústav: Energetický ústav  
Studentka: **Bc. Silvie Zemanová**  
Studijní program: Energetické a termofluidní inženýrství  
Studijní obor: Energetické inženýrství  
Vedoucí práce: **Ing. Pavel Milčák**  
Akademický rok: 2023/24

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

### Návrh vnitřního okruhu systému pro dlouhodobý odvod tepla z hermetické obálky JE

#### Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Jaderná energetika má v rámci trvalé udržitelnosti nezpochybnitelné místo. Jaderné palivo je významným zdrojem energie, kvůli velmi vysoké energetické hustotě. Využívání jaderného paliva jako zdroje energie však s sebou nese potenciální možnost nehod. S jejich možností a eliminací následků se uvažuje již v projektových fázích a mnoho opatření se provádí i v průběhu provozu zařízení. Práce bude vedena odborným garantem ze společnosti ČEZ.

#### Cíle diplomové práce:

- popis řešení těžkých havárií,
- návrh hydraulické trasy a hlavních komponent trasy,
- koncepční návrh výměníku tepla,
- tepelný výpočet výměníku tepla.

#### Seznam doporučené literatury:

IDELCHIK, I. E.; STEINBERG, M. O; MALYAVSKAYA, Greta R a MARTYNYENKO, Oleg G. Handbook of hydraulic resistance. 3rd ed. Mumbai: Jaico Publishing House, 2006. ISBN 81-7992-118-2.

BALÁŠ, Marek. Kotle a výměníky tepla. Vydání druhé. Brno: Akademické nakladatelství CERM®, s.r.o. Brno, 2013, 119 stran : ilustrace. ISBN 978-80-214-4770-7.

KUPPAN, T. Heat exchanger design handbook. New York: Marcel Dekker, 2000, x, 1119 s. : il. ISBN 0-8247-9787-6.

STEHLÍK, Petr, Josef KOHOUTEK a Jan NĚMČANSKÝ. Tepelné pochody: výpočet výměníku tepla. Brno: VUT Brno, 1991, 129 s. : obr., tabulky, grafy. ISBN 80-214-0363-2.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2023/24

V Brně, dne

L. S.

---

doc. Ing. Jiří Pospíšil, Ph.D.  
ředitel ústavu

---

doc. Ing. Jiří Hlinka, Ph.D.  
děkan fakulty

## **ABSTRAKT**

Diplomová práce se zabývá bezpečností jaderných elektráren a návrhem systému na dlouhodobý odvod tepla z hermetické obálky JE VVER 440/V213 určeného pro zvládnutí těžkých havárií. Práce obsahuje popis průběhu vybraných těžkých havárií a příčiny jejich vzniku, a uvádí přístupy (koncept ochrany do hloubky) a opatření (implementace nových systémů), kterými se jim provozovatelé snaží předcházet a připravit se na jejich zvládnutí. Praktická část diplomové práce je věnována návrhu potrubní trasy systému na dlouhodobý odvod tepla (dimenze, materiál, tloušťka stěny, dispozice) a výpočtu hydraulických ztrát této trasy, dále se věnuje koncepčnímu návrhu tepelného výměníku pro uvedený havarijní systém a jeho tepelnému výpočtu.

### **Klíčová slova**

Jaderná bezpečnost, jaderná elektrárna, reaktor VVER 440/V213, těžká havárie, ochrana do hloubky, potrubní trasa, tlakové ztráty, tepelný výměník (svazkový), tepelný výpočet

## **ABSTRACT**

The diploma thesis deals with the safety of nuclear power plants and the design of a system for long-term heat removal from the hermetic envelope of the WWER 440 model 213 NPP intended for severe accident management. The thesis contains a description of the course of selected severe accidents and the causes of their occurrence and presents approaches (the concept of defence in depth) and measures (implementation of new systems) by which operators aim to prevent and prepare for their management. The practical part of the diploma thesis is devoted to the design of the piping route of the long-term heat removal system (dimensions, material, wall thickness, layout) and the calculation of the hydraulic losses of this route, it also deals with the conceptual design of the heat exchanger for the above-mentioned emergency system and its thermal calculation.

### **Key words**

Nuclear safety, nuclear power plant, reactor WWER 440 model 213, severe accident, defence in depth, pipe route, hydraulic losses, heat exchanger (shell-and-tube), heat calculation

## **BIBLIOGRAFICKÁ CITACE**

ZEMANOVÁ, Silvie. *Návrh vnitřního okruhu systému pro dlouhodobý odvod tepla z hermetické obálky JE*. Brno, 2024. Dostupné také z: <https://www.vut.cz/studenti/zav-prace/detail/157183>. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Energetický ústav. Vedoucí práce Pavel Milčák.

## **PROHLÁŠENÍ**

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci na téma **Návrh vnitřního okruhu systému pro dlouhodobý odvod tepla z hermetické obálky JE** vypracovala samostatně pod vedením Ing. Pavla Milčáka a Ing. Jakuba Drápely s použitím odborné literatury a pramenů, uvedených v seznamu použitých zdrojů.

.....  
Datum

\_\_\_\_\_  
*Silvie Zemanová*

## **PODĚKOVÁNÍ**

Děkuji tímto svému vedoucímu diplomové práce Ing. Pavlu Milčákovi a svému garantovi za ČEZ Ing. Jakubu Drápelovi za jejich vstřícnost a ochotu při konzultacích a za cenné připomínky a rady, které mi poskytli při vypracování závěrečné práce. Děkuji také Ing. Ladislavu Šnajdárkovi, Ph.D. a svým milým kolegům, kteří mi pomáhali nalézat odpovědi na mé zvědavé dotazy.



## OBSAH

ÚVOD.....	12
1 Bezpečnost jaderných elektráren .....	13
1.1 Státní úřad pro jadernou bezpečnost (SÚJB).....	13
1.2 Základní bezpečnostní funkce .....	13
1.3 Mezinárodní organizace působící v oblasti jaderné bezpečnosti.....	14
1.3.1 IAEA / MAAE – Mezinárodní agentura pro atomovou energii.....	14
1.3.2 WENRA – Asociace západoevropských jaderných dozorných orgánů .....	15
1.3.3 OECD/NEA – Agentura pro atomovou energii při OECD .....	15
1.4 Ochrana do hloubky .....	15
1.5 Základní bezpečnostní klasifikace systémů JE a navazující klasifikace .....	17
1.5.1 Klasifikace vybraných zařízení do bezpečnostních tříd.....	18
1.5.2 Seismická klasifikace .....	18
1.6 Postupy pro řešení havarijních situací .....	18
1.6.1 Strategie zvládnání těžkých havárií.....	19
1. Zadržení taveniny v reaktorové nádobě (IVMR = In-Vessel Melt Retention).....	19
2. Chlazení koria vně reaktorové nádoby (EVCC = Ex-Vessel Corium Cooling).....	20
1.7 Bezpečnostní analýzy událostí.....	20
1.7.1 Pravděpodobnostní analýza.....	20
1.7.2 Deterministická analýza .....	20
1.8 Klasifikace událostí dle INES.....	21
1.9 Těžké havárie ve světě .....	23
1.9.1 Elektrárna Jaslovské Bohunice A1, reaktor KS-150.....	24
1.9.2 Fukushima Daiichi .....	25
1.10 Časté problémy, které přispěly k haváriím .....	26
1.11 Generace jaderných reaktorů a zvyšování jejich bezpečnosti .....	28
2 Zvládnání havárií na českých JE .....	30
2.1 Havarijní systémy EDU .....	30
2.1.1 Aktivní systémy havarijního chlazení AZ.....	30
2.1.2 Aktivní systém snižování tlaku v HZ.....	31
2.1.3 Pasivní systém havarijního chlazení AZ .....	32
2.1.4 Pasivní systém snižování tlaku v HZ .....	32
2.2 Havarijní systémy ETE.....	32
2.2.1 Aktivní systémy havarijního chlazení AZ.....	33
2.2.2 Aktivní systém snižování tlaku v HZ.....	34
2.2.3 Pasivní systém havarijního chlazení AZ .....	34
2.3 Zvládnání projektových událostí EDU a ETE .....	34
2.4 Zvládnání událostí DEC-A na EDU a ETE .....	34
2.5 Zvládnání událostí DEC-B na EDU a ETE .....	35

---

2.5.1	Dodatečná opatření ke zmírnění následků TH na EDU.....	36
2.5.2	Dodatečná opatření ke zmírnění následků TH na ETE .....	38
2.6	Provozní události na EDU a ETE.....	39
2.6.1	INES 2 na EDU .....	40
2.6.2	INES 1 na ETE .....	40
3	Vybrané pojmy z hydromechaniky .....	41
3.1.1	Tlakové ztráty .....	41
3.1.2	Třecí ztráty – určení koeficientu tření .....	41
3.1.3	Místní ztráty.....	44
4	Systém dlouhodobého odvodu tepla (DOT) na VVER-440/V213 .....	50
4.1	Analýza průběhu TH na VVER-440/V213 .....	51
4.1.1	Okrajové podmínky .....	51
4.1.2	Průběh havárie .....	52
4.1.3	Možnosti odvodu tepla z HZ .....	54
4.2	Projektové předpoklady systému DOT .....	55
4.2.1	Účel systému.....	55
4.2.2	Základní bezpečnostní klasifikace a navazující klasifikace .....	56
4.2.3	Materiály.....	56
4.2.4	Odolnost vůči podmínkám prostředí .....	57
4.2.5	Požadovaná aktivace systému.....	57
5	Návrh vnitřního okruhu systému DOT .....	58
5.1	Návrh výtlačné trasy.....	58
5.1.1	Dispozice .....	58
5.1.2	Dimenze potrubí .....	60
	Stanovení hustoty proudícího média .....	60
5.1.3	Stanovení tloušťky stěny .....	61
5.1.4	Sprchování .....	64
5.2	Čerpadlo vnitřního okruhu .....	65
5.2.1	Popis konstrukce čerpadla .....	65
5.2.2	Spouštění čerpadla při TH .....	68
5.3	Hydraulický výpočet trasy.....	68
5.3.1	Termofyzikální vlastnosti média .....	68
5.3.2	Stanovení koeficientu tření .....	69
5.3.3	Stanovení koeficientů místních odporů .....	69
5.4	Výsledky hydraulického výpočtu.....	70
5.4.1	Navržené potrubní komponenty .....	72
5.4.2	Tlakové ztráty .....	73
6	Koncepční návrh výměníku tepla .....	75
6.1	Pracovní látky.....	75
6.2	Návrhové parametry .....	75
6.3	Typ výměníku.....	76

---

6.3.1	Svazek trubek v plášti .....	76
6.3.2	Přepážkový systém .....	77
6.4	Materiál výměníku a jeho vlastnosti .....	78
6.5	Umístění médií .....	79
6.6	Uspořádání proudů ve výměníku tepla .....	79
6.7	Rychlost proudění .....	79
6.8	Popis navrženého výměníku .....	80
7	Tepelný výpočet výměníku .....	87
7.1	Energetická bilance výměníku .....	87
7.2	Rovnice prostupu tepla .....	88
7.3	Termofyzikální vlastnosti médií .....	89
7.4	Výpočet součinitele přestupu tepla v trubkovém prostoru $\alpha_{tp}$ .....	90
7.5	Výpočet součinitele přestupu tepla v mezitrubkovém prostoru $\alpha_{mp}$ .....	92
7.6	Výpočet tlakových ztrát v trubkovém prostoru $\Delta p_{tp}$ .....	94
7.7	Výpočet tlakových ztrát v mezitrubkovém prostoru $\Delta p_{mp}$ .....	95
7.8	Výsledky .....	98
8	Závěr .....	106
	SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ .....	107
	SEZNAM ZKRATEK .....	116
	SEZNAM OBRÁZKŮ .....	116
	SEZNAM TABULEK .....	117
	SEZNAM PŘÍLOH .....	118

## ÚVOD

Jaderné elektrárny představují stabilní zdroje elektrické energie v elektrizační soustavě. V České republice pokrývá elektřina z jaderných elektráren dlouhodobě cca třetinu spotřeby (v roce 2022 měly JE podíl 37,2 % na výrobě elektřiny netto [1]). U JE dochází k významným investicím se dvěma hlavními cíli: zvyšování jejich bezpečnosti (zejména jaderné bezpečnosti) a zvyšování ekonomiky provozu, s čímž souvisí i prodlužování jejich životnosti. Zvyšováním výstupního elektrického výkonu prošly obě naše JE v rámci programu využití projektových rezerv, spočívajícím ve zvýšení účinnosti transformace energie a zvýšení tepelného výkonu reaktoru. Kontinuální zvyšování bezpečnosti JE probíhá například zvyšováním rozsahu nedestruktivních zkoušek, modernizací systému kontroly a řízení, rozšířením rámce uvažovaných havarijních situací o rozšířené projektové podmínky (DEC) nebo také doplňováním nových zařízení či celých systémů pro zvládnutí těchto podmínek.

Mezi tyto nově doplňované systémy patří také nezávislý systém na dlouhodobý odvod tepla z hermetické zóny (DOT) pro případ těžké havárie. Tento systém se uvádí do provozu až v případě vstupu reaktorového bloku do těžké havárie a následně zůstává v provozu po dobu několika měsíců. Důležitá je tak spolehlivost provozu a odolnost všech komponent systému vůči okolním vlivům, které při havárii nastávají.

Cílem této diplomové práce je provést rešerši zvládnutí těžkých havárií na jaderných elektrárnách a navrhnout vhodný tepelný výměník a potrubní trasu pro vnitřní část systému na dlouhodobý odvod tepla z hermetické obálky pro případ těžké havárie na JE VVER 440/V213.

V první kapitole této diplomové práce jsou popsány základy bezpečnosti jaderných elektráren a zvládnutí havarijních stavů, dále je zde uvedena kategorizace jaderných událostí a souhrn těžkých havárií ve světě. Druhá kapitola je věnována již konkrétně bezpečnosti českých jaderných elektráren Dukovany a Temelín, příkladům iniciačních událostí, na které jsou projekty elektráren připraveny, a příkladům proběhlých provozních událostí klasifikovaných na stupnici INES. Ve třetí kapitole jsou uvedeny základní poznatky z hydromechaniky, následně využité při hydraulickém návrhu potrubní trasy. Čtvrtá kapitola popisuje analýzu průběhu těžké havárie reaktoru VVER-440/V213, tedy reaktoru, který je provozován také v Dukovanech, a uvádí projektové požadavky na systém dlouhodobého odvodu tepla z hermetické obálky reaktoru tohoto typu. Následuje praktická část této diplomové práce, a to návrh systému pro dlouhodobý odvod tepla. Praktická část diplomové práce je provedena obecně pro JE VVER 440/V213. Návrhové parametry byly stanoveny na základě veřejně dostupných informací a následně konzultovány s pracovníky JE ČEZ. Uváděné parametry však nejsou specifické pro konkrétní JE a za účelem aplikace systému ve vybrané lokalitě by bylo nutné návrh systému přizpůsobit specifickým požadavkům. Pátá kapitola je věnována návrhu dispozice a základních rozměrů a hydraulickému výpočtu potrubní trasy. Šestá kapitola provádí koncepčním návrhem vhodného tepelného výměníku pro aplikaci v systému na dlouhodobý odvod tepla z hermetické obálky JE a v sedmé kapitole je proveden tepelný výpočet navrženého výměníku.

## 1 Bezpečnost jaderných elektráren

Tato kapitola pojednává o současných bezpečnostních požadavcích kladených na jaderné elektrárny, popisuje vývoj přístupu k jaderné bezpečnosti a uvádí instituce působící v této oblasti. Kapitola dále kategorizuje jaderné události dle mezinárodní stupnice INES a věnuje se popisu těžkých havárií ve světě a z nich plynoucím poučením, která posouvají bezpečnost v současnosti provozovaných jaderných elektráren na vyšší úroveň. V kapitole jsou vymezeny pojmy používané v praktické části této práce.

Jadernou bezpečností se rozumí stav a schopnost jaderného zařízení a jeho obsluhy zabránit nekontrolovatelnému rozvoji štěpné řetězové reakce a nedovolenému úniku radioaktivních látek a ionizujícího záření do životního prostředí a zmírnit následky nehod. [2]

### 1.1 Státní úřad pro jadernou bezpečnost (SÚJB)

Kontrolu JE v oblasti jaderné bezpečnosti zajišťuje Státní úřad pro jadernou bezpečnost, je ústředním orgánem státní správy a přímo podřízen vládě České republiky. SÚJB byl zřízen k 1. 1. 1993 a nahradil tak dosavadní Československou komisi pro atomovou energii (ČSKAE). Na Slovensku v té době vznikl obdobný Úřad jadrového dozoru (ÚJD). V čele SÚJB stojí od roku 1999 doposud předsedkyně Ing. Dana Drábová, Ph.D., Dr. h. c. mult. Do oblastí působnosti SÚJB patří kromě využívání jaderné energie a ionizujícího záření také nešíření jaderných, biologických a chemických zbraní. [3]

Atomové právo popisuje zákon č. 263/2016 Sb., atomový zákon [2], společně s dalšími právní předpisy – prováděcími vyhláškami. Mezi oblasti, které atomový zákon upravuje, patří například podmínky využívání jaderné energie, nakládání s vyhořelým jaderným palivem, monitorování radiační situace nebo podmínky zabezpečení jaderného zařízení. Z pohledu projektování jaderných elektráren je z navazujících právních předpisů důležitá Vyhláška č. 329/2017 Sb. o požadavcích na projekt jaderného zařízení [4].

### 1.2 Základní bezpečnostní funkce

Každé jaderné zařízení musí dle atomového zákona [2] zajistit plnění principů bezpečného využívání jaderné energie. Tyto principy jsou ukotveny do základních bezpečnostních funkcí, jejichž plnění musí provozovatel zajišťovat od zahájení výstavby ve všech stavech až do vyřazení z provozu. Základní bezpečnostní funkce (ZBF) pro jaderné zařízení s jaderným reaktorem dle české legislativy jsou:

1. bezpečně odstavit reaktor a udržet ho v podkritickém stavu;
2. odvádět zbytkové teplo z paliva a technologie;
3. zamezit únikům radioaktivních látek.

Ad 1) Dosažení a udržení podkritického stavu je v našich JE zajišťováno systémy umožňujícími dávkování roztoku s vysokou koncentrací kyseliny borité do primárního okruhu a zasunutím/pádem regulačních orgánů do aktivní zóny reaktoru.

Ad 2) Odvod tepla z primárního okruhu je za normálního provozu zajišťován parogenerátory. Při dochlazování je odvod tepla z parogenerátoru na EDU zajištěn přes redukční stanici nebo technologické kondenzátory a systém technické vody důležité (TVD), který teplo odvádí do atmosféry v chladících věžích. Na ETE je z důvodu konstrukčních odlišností řešeno dochlazování bloku jiným způsobem. Není zde technologický kondenzátor

a odvod zbytkového tepla je zajištěn nízkotlakým systémem pro chlazení AZ (blíže popsáným v kap. 2.2.1), který teplo předává ve výměníku přímo do systému TVD. Odvod tepla z primárního okruhu může být také zajištěn havarijním systémem doplňování I.O. v režimu primární feed&bleed, tj. za současného odpouštění primárního média do ochranné obálky přes ventily kompenzátoru objemu. Z ochranné obálky je odvod tepla zajištěn přes výměník systémem TVD. Tímto systémem je zajištěn také odvod tepla z bazénu skladování vyhořelého paliva.

Při provozu bloku na výkonu je v sekundárním okruhu část tepelné energie přeměněna při expanzi v turbíně na energii mechanickou a zbývající nízkopotenciální teplo je ze sekundárního okruhu předáváno v kondenzátoru cirkulační chladicí vodě, která ho odvádí do atmosféry v chladících věžích. Pro bypass turbíny slouží přepouštěcí stanice do kondenzátoru. Další možností odvodu tepla ze sekundárního okruhu je režim sekundární feed&bleed, tedy napájení parogenerátorů a odvod páry přes pojistné ventily parogenerátoru nebo přepouštěcí stanice do atmosféry. [5]

Ad 3) Úniku radioaktivních látek z aktivní zóny reaktoru zabraňují bezpečnostní fyzické bariéry, ty jsou pro zařízení s jaderným reaktorem dle [4] celkem tři: pokrytí palivových proutků, tlaková hranice primárního okruhu a ochranná obálka. (Ve skladu čerstvého paliva tvoří fyzickou bariéru samotná matrice paliva a pokrytí paliva, pro vyhořelé palivové soubory jsou bariérami pokrytí paliva a obalové soubory.)

Pro kompenzaci poruch zařízení, lidských chyb a vnitřních a vnějších vlivů je v jaderné energetice k zajištění ZBF uplatňován koncept ochrany do hloubky – viz kap. 1.4.

### 1.3 Mezinárodní organizace působící v oblasti jaderné bezpečnosti

Existuje množství mezinárodních organizací, které působí v oblasti jaderné bezpečnosti a radiační ochrany a jejich cíle se často prolínají. Níže jsou uvedeny základní informace o nejvýznamnějších z nich.

#### 1.3.1 IAEA / MAAE – Mezinárodní agentura pro atomovou energii

IAEA vznikla v reakci na obavy a očekávání vyvolané objevy a různorodým využitím jaderné technologie. U zrodu agentury byl projev prezidenta USA Eisenhowera „Atomy pro mír“ na Valném shromáždění OSN v roce 1953. Schválení stanov organizace prezidentem Eisenhowerem 29. července 1957 představuje oficiální zrod Mezinárodní agentury pro atomovou energii. Agentura slouží k mezivládní spolupráci v oblasti jaderné vědy a technologie a jejím cílem je podpora mírového využití jaderné energie a nešíření jaderných zbraní. V současné době (k 19. 8. 2023) sdružuje 178 členských států, Česká republika je stejně jako Slovensko členem od roku 1993. [6]

Klíčovými publikacemi IAEA jsou bezpečnostní standardy, které slouží jako globální doporučení na ochranu osob a životního prostředí a přispívají k harmonizaci vysoké úrovně jaderné bezpečnosti na celém světě. Bezpečnostní standardy IAEA jsou tvořeny třemi skupinami publikací:

1. Základy bezpečnosti (SF = Safety Fundamentals)
  - stanovují bezpečnostní cíle a principy ochrany.
2. Bezpečnostní požadavky (SR = Safety Requirements)
  - stanovují požadavky, které musí být splněny pro zajištění ochrany osob a životního prostředí, dělí se na obecné a specifické požadavky.

### 3. Bezpečnostní pokyny (SG = Safety Guides)

- poskytují doporučení a návody, jak tyto požadavky splnit, dělí se na obecné a specifické pokyny, jedná se o nejpočetnější skupinu publikací.

#### 1.3.2 WENRA – Asociace západoevropských jaderných dozorných orgánů

WENRA sdružuje představitele orgánů dozorujících jadernou bezpečnost. Vznikla roku 1999 se dvěma hlavními cíli: vyvinout společný přístup k jaderné bezpečnosti a poskytnout nezávislé ověření jaderné bezpečnosti v kandidátských zemích. O několik let později byly cíle spolupráce v rámci WENRA rozšířeny o umožnění výměny zkušeností mezi regulátory a diskusi o významných otázkách jaderné bezpečnosti. Členem této asociace je i český SÚJB, jeho předsedkyně úřadu Dana Drábová v letech 2006–2009 předsedala také asociaci WENRA. [7]

#### 1.3.3 OECD/NEA – Agentura pro atomovou energii při OECD

NEA je mezivládní agentura působící v rámci Organizace pro hospodářskou spolupráci a rozvoj (OECD), která se snaží usnadnit spolupráci mezi zeměmi s vyspělými jadernými technologiemi. Agentura byla založena v roce 1958 v reakci na možnosti, které nabízí jaderná energie, a také na rychle rostoucí spotřebu elektrické energie při hospodářské obnově po druhé světové válce. Jejím cílem je pomáhat členským zemím rozvíjet své vědecké, technologické a právní základy pro bezpečné, hospodárné a ekologicky šetrné využívání jaderné energie pro mírové účely. [8]

## 1.4 Ochrana do hloubky

Ochrana do hloubky (DiD = Defence-in-Depth) je základní bezpečnostní strategií projektové koncepce a znamená ochranu v několika na sobě nezávislých hierarchických úrovních s cílem předcházet vzniku a rozvoji abnormálních a havarijních situací. V případě selhání jedné úrovně DiD zapůsobí vyšší úroveň. Základním požadavkem je co největší robustnost a míra nezávislosti jednotlivých bariér úrovní. Původně byly uvažovány tři úrovně DiD zahrnující základní projektové podmínky (DBC = Design Basis Conditions). Mezi DBC patří normální a abnormální provozní podmínky a rámec základních projektových nehod (DBA = Design Basis Accident). Projektová nehoda představuje takovou nehodu, při níž za předpokladu správné funkce bezpečnostních systémů nedojde k porušení limitů ozáření. [9]

V návaznosti na poučení z proběhlých událostí se uvažování o možnosti vzniku havarijních situací rozrostlo o rozšířené projektové podmínky (DEC = Design Extension Conditions), a nyní se pracuje s pěti úrovněmi DiD, které popisuje Tab. 1-1. Představitelem DEC je nadprojektová nehoda, tedy taková nehoda, při níž došlo k překročení podmínek přijatelnosti pro projektové nehody. Zvláštním případem nadprojektové nehody je pak těžká havárie, která označuje případy, kdy došlo k poškození aktivní zóny a degradaci (tavení) paliva. [10]

Termín DEC byl poprvé formálně zaveden v EUR (European Utility Requirements) [11] v roce 1992 se záměrem zlepšit bezpečnost jaderných zařízení rozšířením projektové báze. Tento pojem představoval vybrané události způsobené vícenásobným selháním systémů/komponent a rozděloval události do dvou případů korespondujících se současně používaným označením DEC-A a DEC-B dle WENRA:

- komplexní sekvence zahrnující události nad rámec projektu bez tavení aktivní zóny (AZ);
- těžké havárie zahrnující události s tavením paliva.

V roce 2008 WENRA publikovala dokument SRL (Safety Reference Levels) [12], kde zmiňuje termín rozšíření projektu stávajících reaktorů, a zavedla tak tento pojem v oblasti jaderných regulátorů. WENRA zde doporučuje typy událostí, které by v tomto rozšíření mohly být analyzovány, příkladem je úplná ztráta napájecí vody, ztráta chlazení AZ při odvodu zbytkového tepla nebo ztráta koncového jímáče tepla. Aktualizace SRL z roku 2014 [13] již pracuje přímo s termínem rozšířené projektové podmínky, které zde rozděluje do dvou kategorií:

- DEC-A, u kterých lze dosáhnout prevence vážného poškození paliva v AZ nebo ve skladu vyhořelého paliva;
- DEC-B s vážným poškozením paliva.

V bezpečnostních standardech IAEA se termín DEC poprvé objevil v roce 2012 v dokumentu SSR-2/1 [14], který se zabývá bezpečnostními požadavky na projektování jaderných elektráren. Podle IAEA jsou DEC postulované havarijní podmínky, které nejsou uvažovány pro projektové nehody, ale které jsou uvažovány v procesu projektování jaderného zařízení v souladu s metodikou nejlepšího odhadu a pro které se úniky radioaktivního materiálu udržují v přijatelných mezích.

Tab. 1-1 – Úrovně ochrany do hloubky dle WENRA [15]<sup>1</sup>

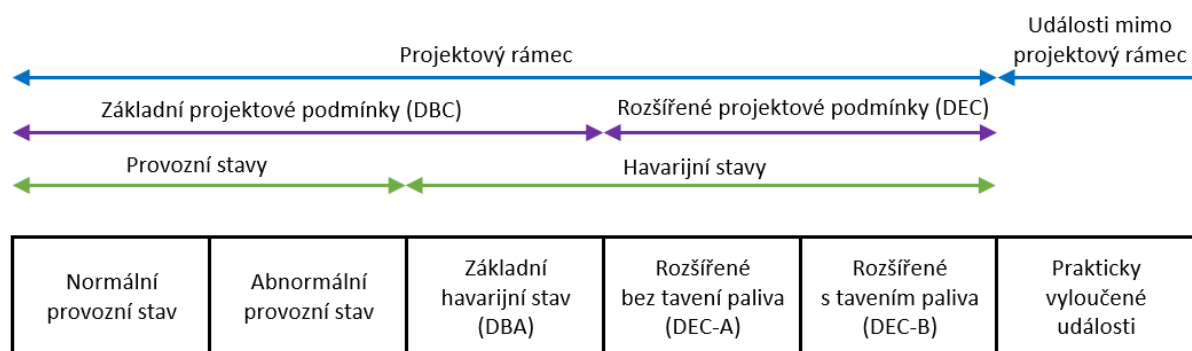
Úroveň DiD	Přidružený stav bloku	Účel	Prvky zasahující v dané úrovni DiD
DiD 1	Normální provozní stav	Prevence abnormálních stavů	Konzervativní design, kvalita, kontroly
DiD 2	Abnormální provozní stav	Prevence havarijních stavů	Limitační a ochranné systémy
DiD 3a	DBA: základní havarijní stav	Prevence rozvoje události vedoucí k tavení paliva	Projektové bezpečnostní systémy
DiD 3b	DEC-A: rozšířený havarijní stav bez významné degradace paliva		Bezpečnostní systémy pro rozšířené projektové podmínky
DiD 4	DEC-B: rozšířený havarijní stav s významnou degradací paliva (těžká havárie)	Udržení stávajících fyzických bariér a zvládnutí těžké havárie, prevence vzniku radiační havárie	Bezpečnostní systémy pro rozšířené projektové podmínky s degradací paliva, technické podpůrné středisko

<sup>1</sup> Bezpečnostní návod SÚJB [9] také vychází z koncepce DiD dle WENRA. Koncepce DiD dle IAEA se liší v tom, že nerozděluje úroveň 3 na DiD 3a a DiD 3b. Stavys příslušející úrovni DiD 3a náleží úrovni DiD 3 dle IAEA a stavys příslušející úrovni DiD 3b spadají dle IAEA do úrovně DiD 4.



Úroveň DiD	Přidružený stav bloku	Účel	Prvky zasahující v dané úrovni DiD
DiD 5	Prakticky vyloučené události	Potlačení následků úniku velkého množství radioaktivních látek	Aplikace vnějších a vnitřních havarijních plánů

Zavedení DEC do konceptu projektu jaderných elektráren s sebou přineslo určitou změnu terminologie. Struktura stavů jaderných zařízení, které jsou s konceptem DiD velmi úzce spjaty, je pro orientaci znázorněna na schématu na Obr. 1-1.



Obr. 1-1 – Schéma stavů jaderného zařízení

Koncept DiD vyžaduje fyzickou a funkční nezávislost jednotlivých systémů podílejících se na bezpečném provozu jaderného zařízení. Funkční nezávislost se rozumí nezávislost na práci systémů nižších úrovní DiD, tedy např. selháním systému v úrovni DiD 2 nesmí být ohrožena funkceschopnost systémů v úrovni DiD 3, 4 a 5. Požadavek na nezávislost úrovní DiD neznamená, že jeden systém nemůže plnit svoji funkci ve více úrovních. Takový systém musí být provozuschopný při podmínkách daných všemi úrovněmi DiD, kterých je součástí.

### 1.5 Základní bezpečnostní klasifikace systémů JE a navazující klasifikace

Návrh JE zahrnuje nejen systémy, konstrukce a komponenty (dále jen systémy) plnící požadavky na zajištění jaderné bezpečnosti, ale také systémy sloužící k zabezpečení technologického procesu výroby elektrické energie. Pro uplatnění odstupňovaného přístupu jsou systémy rozděleny do kategorií, viz Tab. 1-2. Klasifikace bezpečnostního významu systémů je vyžadována vyhláškou [4] a vychází z požadavků IAEA [14]. Klasifikace závisí na funkci, kterou má systém plnit, a závažnosti selhání vykonání této funkce.

Tab. 1-2 – Základní bezpečnostní klasifikace (ZBK) [16]

Systémy dle vlivu na JB	Vykonávané funkce	Skupina ZBK
Systémy důležité z hlediska JB – vybraná zařízení	Bezpečnostní funkce	Bezpečnostní systémy
		Systémy související s bezpečností
		Diverzní prostředky, které jsou vybraným zařízením, ale současně nejsou bezpečnostním systémem

Systémy s vlivem na JB, které nejsou vybraným zařízením	Funkce s vlivem na JB, které nejsou bezpečnostními funkcemi	Systémy, jejichž porucha může negativně působit na vybraná zařízení
		Alternativní prostředky určené k omezení dopadů poruch vybraných zařízení při DEC
Systémy bez vlivu na JB	Provozní funkce	Významné z pohledu DiD
		Nedůležité z pohledu DiD

### 1.5.1 Klasifikace vybraných zařízení do bezpečnostních tříd

Vybraná zařízení se v souladu s požadavky vyhlášky [4] dále rozdělují do bezpečnostních tříd (BT), jimž odpovídají požadavky na jakost zařízení. Kritéria zařazení vybraných zařízení do jednotlivých tříd, zjednodušeně popsána níže, kompletně popisuje vyhláška [17].

- **Bezpečnostní třída 1** – zařízení, která tvoří hranici tlakového okruhu chladiva reaktoru, kromě těch zařízení, jejichž poškození lze kompenzovat normálním systémem doplňování chladiva.
- **Bezpečnostní třída 2** – zařízení, která tvoří hranici tlakového okruhu chladiva reaktoru a nepatří do bezpečnostní třídy 1, dále pokrytí jaderného paliva a některá další zařízení.
- **Bezpečnostní třída 3** – zařízení zajišťující například udržení bezpečného odstavení jaderného reaktoru, odvod tepla z bezpečnostních systémů nebo udržení vyžadovaných vnitřních podmínek prostředí.

### 1.5.2 Seismická klasifikace

Pro potřeby seismické klasifikace se rozlišují dvě úrovně zemětřesení: [18]

- SL-1 – projektové zemětřesení (PZ) s pravděpodobností výskytu 1x za 100 let:
  - $SL_{1hor} = 0,05$  g (zrychlení v horizontálním směru na úrovni volného terénu),
  - po zemětřesení úrovně SL-1 se předpokládá pokračování jaderného zařízení v provozu, měla by tedy být zachována funkčnost všech systémů potřebných k provozu;
- SL-2 – maximální výpočtové zemětřesení (MVZ) s pravděpodobností výskytu 1x za 10 000 let:
  - $SL_{2hor} = 0,1$  g,
  - při zemětřesení úrovně SL-2 musí být zajištěno plnění bezpečnostních funkcí.

Seismická klasifikace rozděluje systémy JE do tří seismických kategorií: [18]

- 1a – vyžaduje plnou funkční způsobilost do úrovně MVZ,
- 1b – vyžaduje zachovat mechanickou pevnost a hermetičnost do úrovně MVZ,
- 1c – vyžaduje zachovat stabilitu polohy do úrovně MVZ, seismická odolnost se zde vyžaduje pouze z pohledu interakcí s konstrukcemi kategorií 1a a 1b.

Systémy, u kterých není vyžadována seismická odolnost, nejsou klasifikovány.

## 1.6 Postupy pro řešení havarijních situací

Pro případ vzniku havarijní události existují nouzové/havarijní provozní postupy (EOP = Emergency Operating Procedures) sloužící k návratu do dlouhodobě bezpečného stabilního stavu jaderného zařízení a k prevenci nevratného poškození aktivní zóny. Prioritou EOP je

ochrana pokrytí palivových proutků, resp. první fyzické bariéry, před poškozením a zabezpečení odvodu tepla z aktivní zóny. Tyto postupy pokrývají řešení projektových a rozšířených projektových událostí do úrovně DEC-A. [19]

Pokud již k degradaci paliva dochází nebo ji lze bezprostředně očekávat, uplatňují se postupy pro zvládnání těžkých havárií (SAMG = Severe Accident Management Guidelines). Základními cíli SAMG jsou zachování integrity zbývajících fyzických bariér, zabránění velkému nebo časnému úniku radioaktivních látek a obnovení odvodu tepla z aktivní zóny za účelem dosažení kontrolovaného stabilního stavu jaderného zařízení. [5] Degradace paliva, tj. tavení aktivní zóny při těžké havárii, způsobuje ztrátu některých fyzických bariér. Poslední funkční bariérou se může stát ochranná obálka a zachování její integrity se tak stává nejvyšší prioritou.

Zmíněné postupy, EOP a SAMG, jsou dokumenty specifické pro každou JE, aby byly v daném prostředí efektivní a realizovatelné. Těmito postupy se pak řídí personál blokové dozorny a technického podpůrného střediska. Trénink postupů a ověřování jejich funkčnosti se provádí při pravidelných havarijních cvičeních.

K přechodu bloku do těžké havárie (tedy z EOP do SAMG) může dojít třemi cestami: [5]

- ztrátou chlazení aktivní zóny,
- neodstavením reaktoru,
- nezvládnutou ztrátou elektrického napájení, tj. nezvládnutým blackoutem.

Jak již bylo uvedeno, zásadním bodem pro zvládnutí havarijních situací je zachování fyzických bariér dělicích radioaktivní produkty štěpné reakce od životního prostředí. Mezi největší hrozby pro integritu ochranné obálky dle [5] patří přehřátí, výbuch vodíku, dlouhodobé přetlakování ochranné obálky nebo její protavení. IAEA v [19] dále uvádí možná opatření, která by měla uvedeným hrozbám předcházet:

- zaplnění sekundární strany parogenerátorů,
- odtlakování primárního okruhu,
- zaplavení šachty reaktoru,
- zachytávání hořlavých plynů,
- odtlakování kontejnmentu.

### 1.6.1 Strategie zvládnání těžkých havárií

Při zvládnání TH se typově uvažují dvě základní strategie, jejichž požadavky lze naplnit různými způsoby dle možností daného jaderného zařízení. Kapitola vychází z informací uvedených v [20].

#### 1. Zadržení taveniny v reaktorové nádobě (IVMR = In-Vessel Melt Retention)

Cílem této strategie je lokalizovat a stabilizovat taveninu uvnitř tlakové nádoby reaktoru (TNR). Při zadržení taveniny uvnitř TNR je třeba zajistit buď její vnitřní chlazení vodou uvnitř reaktorové nádoby (IVMR-IN), nebo vnější chlazení přes stěnu nádoby (IVMR-EX). Chlazení taveniny paliva postupem IVMR-IN spočívá v doplňování chladiva do I.O. a TNR, čímž lze dosáhnout úplného zaplavení AZ a omezení dalšího poškození palivových souborů, k zaplavení však lze použít pouze vodu s příměsí kyseliny borité. Chlazení taveniny postupem IVMR-EX spočívá v chlazení vnějšího povrchu TNR přivedením chladiva a zaplavením TNR výše, než je položena AZ. Chlazení probíhá pasivně přirozenou cirkulací.

Přítomnost vody v nádobě ještě před přemístěním významného množství taveniny do spodní části reaktorové nádoby může zvýšit pravděpodobnost úspěchu strategie IVMR. Jakmile se tavenina dostane do spodní části TNR, voda zde pomáhá dezintegrovat taveninu na menší části a ochladit ji. Bez přítomnosti vody je selhání nádoby v důsledku creepového prasknutí spodního dna nebo protavení vysoce pravděpodobné. Obecně lze říct, že strategie má vyšší šanci na úspěch u reaktorů s nižšími výkony. Udržet a stabilizovat taveninu uvnitř TNR se podařilo při havárii na Three Mile Island.

## 2. Chlazení koría vně reaktorové nádoby (EVCC = Ex-Vessel Corium Cooling)

V případě selhání TNR dochází k rozprostření koría vně TNR po základové desce stavby. Korium je označení pro směs vzniklou roztavením AZ reaktoru, obsahující kromě jaderného paliva také materiály, které tvořily strukturální části reaktoru, a případně další materiály, se kterými tavenina přichází do styku. Značným nebezpečím je reakce roztaveného koría s betonem, která může vést k protavení základové desky. Při této reakci dochází k rozkladu betonu za vzniku vodní páry a oxidu uhličitého, jejichž následnou reakcí s kovy může vznikat vodík a oxid uhelnatý. Tyto plyny, kromě zvyšování tlaku v kontejnmentu a jeho přetlakování, mohou způsobit také vznik výbušné atmosféry a selhání kontejnmentu výbuchem.

Důležitým bodem této strategie je zamezit nebo aspoň potlačit reakci koría s betonem. Toho lze docílit například dostatečnou vrstvou vody na podlaze ještě před selháním TNR, ve které bude korium tuhnout. Jiným možným opatřením je také potažení betonové podlahy pod TNR vrstvou ochranného materiálu, která by oddálila reakci koría s betonem a pomáhala rozptýlit korium po větší ploše a usnadnit tak jeho chlazení. Projekty JE, které uvažují strategii EVCC již ve fázi přípravy projektu, mohou disponovat tzv. lapačem koría (core catcher), jde např. o nové JE generace III+ (viz kap. 1.11).

### 1.7 Bezpečnostní analýzy událostí

Bezpečnostními analýzami je prokazováno splnění bezpečnostních požadavků, jako např. integrity bariér proti úniku radioaktivních látek. Při hodnocení bezpečnosti JE se využívají dvě metody analýzy, a to pravděpodobnostní a deterministická. [21]

#### 1.7.1 Pravděpodobnostní analýza

Pravděpodobnostní analýza znamená komplexní identifikaci možných scénářů vytvářející matematický nástroj k ocenění rizika. Odhad rizika je dán kombinací pravděpodobnosti výskytu iniciační události, potenciálních scénářů vývoje události a jejich důsledků. [21]

#### 1.7.2 Deterministická analýza

Deterministická analýza se provádí za specifických předem daných podmínek a kritérií přijatelnosti a simuluje chování elektrárny při postulovaných iniciačních událostech<sup>2</sup>, bývá zaměřena na tepelně-hydraulické, konstrukční, neutronově-fyzikální nebo radiologické hledisko. Výsledkem analýzy jsou průběhy zkoumaných fyzikálních veličin jako teplota, tlak,

---

<sup>2</sup> Postulovanou iniciační událostí se rozumí náhodné odchýlení od normálních provozních podmínek s rizikem rozvoje do abnormálních nebo havarijních podmínek, které je předpokládáno v rámci projektu. [4]

napětí v materiálech a další. Dle použitých předpokladů rozlišujeme konzervativní a realistickou deterministickou analýzu. [22]

**Konzervativní analýza** uvažuje konzervativní scénáře a pracuje s odkloněnými (hraničními) hodnotami provozních parametrů podmíněnými hodnoceným scénářem, podobně konzervativní mohou být i fyzikální modely ve výpočtových programech. Tento přístup zajišťuje, aby skutečná odezva elektrárny byla pokryta konzervativní hodnotou sledovaného parametru.

**Realistická analýza** se také nazývá metodou nejlepšího odhadu (z anglického Best Estimate Method) a vychází z realistických vstupních dat, předpokladů a fyzikálních modelů. V případě, že se spolu s touto metodou provádí také vyhodnocení neurčitostí výsledků, poskytuje analýza informaci o rezervě mezi skutečnou a konzervativně vyhodnocenou odezvou elektrárny a je tak nejlepším ukazatelem.

## 1.8 Klasifikace událostí dle INES

K posuzování závažnosti poruch a havárií jaderných zařízení slouží celosvětově uznávaná stupnice INES (International Nuclear and Radiological Event Scale), vytvořená ve spolupráci organizací IAEA a OECD/NEA v roce 1990. Stupnice sloužila nejdříve pouze ke klasifikaci událostí v jaderných elektrárnách, později se však její aplikovatelnost rozšířila na všechny události spojené s jaderným průmyslem, s přepravou, skladováním a používáním radioaktivních materiálů a zdrojů záření. Smyslem této klasifikace je umožnit rychle a konzistentně informovat veřejnost o bezpečnostním významu událostí, jedná se tedy zejména o komunikační nástroj. [23]



Obr. 1-2 – Schéma stupnice INES

Stupnice je logaritmická, tj. mezi jednotlivými stupni roste závažnost události řádově. Události stupně 1–3 se označují jako nehody, vyšší stupně 4–7 jako havárie. Události bez bezpečnostního významu jsou klasifikovány stupněm 0 a označují se jako odchylky. Hodnocení událostí se provádí na základě tří oblastí: [23]

1. Dopad na osoby a životní prostředí

V případě nehod se dopad na osoby a životní prostředí hodnotí na základě obdržené dávky a počtu vystavených osob. V případě havárií však tento přístup nedokáže vždy vyjádřit skutečný význam události a nebere v úvahu riziko rozsáhlé kontaminace území. Hodnocení tedy probíhá na základě množství uvolněného radioaktivního materiálu.

## 2. Dopad na radiační bariéry a kontroly v zařízeních

Každá událost, při které dojde k selhání radiačních bariér, nemusí znamenat vážné důsledky pro osoby a životní prostředí (příkladem je degradace paliva při neporušeném kontejnmentu, který zamezí šíření radioaktivity vně). I taková událost však přináší rizika a je třeba k ní přistupovat odpovídajícím způsobem. Toto kritérium se vztahuje pouze na licencovaná zařízení pracující s velkým množstvím radioaktivního materiálu, nikoli například na transport.

## 3. Dopad na ochranu do hloubky

Důvodem hodnocení z pohledu DiD je zejména zohlednění událostí bez skutečných následků, ale s vysokým potenciálem těchto následků. Takové události jsou klasifikovány nejvýše stupněm 3. Typicky se jedná o selhání zařízení nebo postupů, které měly nehodám předcházet.

Tab. 1-3 – Stupně událostí dle jednotlivých hodnocených oblastí [23]

Stupeň INES	Lidé a životní prostředí	Radiační bariéry a kontroly	Ochrana do hloubky
7	Vážný únik radioaktivního materiálu s rozsáhlými následky		
6	Významný únik radioaktivního materiálu		
5	Omezený únik radioaktivního materiálu / několik úmrtí vlivem radiace	Vážné poškození aktivní zóny	
4	Menší únik radioaktivního materiálu bez nutnosti aplikace protipatření / alespoň jedno úmrtí vlivem radiace	Degradace paliva s uvolněním více než 0,1 % obsahu aktivní zóny	
3	Expozice pracovníka nad desetinásobek ročního limitu / nesmrtící deterministický účinek na zdraví	Vážná kontaminace v projektem nepředpokládaných prostorech uvnitř zařízení, s nízkým rizikem ozáření obyvatelstva	Významné selhání (téměř havárie v JE) bez zbývajících bezpečnostních opatření

Stupeň INES	Lidé a životní prostředí	Radiační bariéry a kontroly	Ochrana do hloubky
2	Ozáření pracovníka nad ročním limitem / ozáření jednotlivce z řad obyvatelstva nad 10 mSv	Významná kontaminace v projektem nepředpokládaných prostorech uvnitř zařízení	Významné selhání bezpečnostních postupů s absencí skutečných následků
1			Menší problémy s bezpečnostními komponentami při významné zbývající ochraně do hloubky
0 – Událost bez bezpečnostního významu – odchylka			

### 1.9 Těžké havárie ve světě

V obecném povědomí jsou těžké havárie na třech jaderných elektrárnách: Černobyl a Fukushima Daiichi ohodnocené nejvyšším stupněm 7, a Three Mile Island klasifikovaná stupněm 5. K havárii s významnou degradací paliva však dle [24] došlo celkem v 19 případech, jejich výčet uvádí Tab. 1-4. Z pohledu omezování radiačních následků havárií na veřejnost nebyly zaznamenány žádné deterministické účinky ozáření na veřejnost a pouze u Černobylu byly identifikovány účinky stochastické. Deterministickým účinkem se rozumí projev, který při dosažení určité prahové dávky v organismu zákonitě nastává a s rostoucí dávkou se zvyšuje jeho intenzita (příkladem je akutní nemoc z ozáření nebo radiační zánět kůže). Stochastický účinek znamená zvýšenou pravděpodobnost poškození organismu (zde se jedná o nádory a genetické změny). Radiační následky však nejsou jediným problémem, rozsáhlá kontaminace narušila životy lidí, události vyvolaly strach a úzkost, silně ovlivnily také ekonomickou i politickou situaci a množství osob zemřelo následkem evakuace. Průběhy vybraných havárií jsou popsány níže. Informace v této kapitole čerpají z [24] a [25].

Tab. 1-4 – Těžké havárie jaderných zařízení seřazené chronologicky [24] [25]

Jaderné zařízení	Lokalita	Typ reaktoru	INES	Rok havárie	Typ havárie
NRX	Kanada	Vzduchem a vodou chlazený, těžkou vodou moderovaný	4	1952	Nehoda s reaktivitou
EBR-1	USA	Sodíkem a draslíkem chlazený rychlý reaktor	3	1956	Nehoda s reaktivitou
Windscale Pile blok 1	UK	Vzduchem chlazený, grafitem moderovaný	5	1957	Nedostatečné chlazení AZ během plánovaných operací
HTRE-3	USA	Vzduchem chlazený, hydridem moderovaný	4	1958	Nehoda s reaktivitou
SRE	USA	Sodíkem chlazený, grafitem moderovaný	4	1959	Částečně omezený průtok chladiva AZ

WTR	USA	Nízkotlaký, vodou chlazený, vodou moderovaný	4	1960	Vadné palivo / nedostatečné chlazení AZ během plánovaných operací
SL-1	USA	Varný, vodou chlazený, vodou moderovaný	4	1961	Nehoda s reaktivitou
Fermi blok 1	USA	Sodíkem chlazený rychlý reaktor	4	1966	Částečně omezený průtok chladiva AZ
Chapelcross blok 2	Skotsko	Plynem chlazený, grafitem moderovaný	3	1967	Částečně omezený průtok chladiva AZ
Lucens	Švýcarsko	Plynem chlazený, těžkou vodou moderovaný	4	1969	Částečně omezený průtok chladiva AZ
Saint Laurent blok A1	Francie	Plynem chlazený, grafitem moderovaný	4	1969	Částečně omezený průtok chladiva AZ
105 K West	USA	Vodou chlazený, grafitem moderovaný	3	1970	Částečně omezený průtok chladiva AZ
Jaslovské Bohunice blok A1	Slovensko	Plynem chlazený, těžkou vodou moderovaný	4	1977	Částečně omezený průtok chladiva AZ
Three Mile Island blok 2	USA	Tlakovodní, vodou chlazený, vodou moderovaný	5	1979	Ztráta chlazení AZ
Saint Laurent blok A2	Francie	Plynem chlazený, grafitem moderovaný	4	1980	Částečně omezený průtok chladiva AZ
Chernobyl blok 4	Ukrajina	Varný, vodou chlazený, grafitem moderovaný	7	1986	Nehoda s reaktivitou
Fukushima Daiichi bloky 1, 2, 3	Japonsko	Varný, vodou chlazený, vodou moderovaný	7	2011	Ztráta chlazení AZ

Pozn.: Modré podbarvení označuje komerční energetické reaktory, zelené podbarvení prototypové a demonstrační elektrárny a žluté podbarvení neenergetické reaktory.

### 1.9.1 Elektrárna Jaslovské Bohunice A1, reaktor KS-150

KS-150 byl těžkou vodou moderovaný a oxidem uhličitým chlazený reaktor na přírodní neobohacený uran s tepelným výkonem 560 MW. Výhodou tohoto designu byla kromě použití přírodního uranu vytěženého na území tehdejšího Československa také možnost výměny paliva za provozu. Během doby provozu Bohunické A1 došlo hned ke dvěma závažným událostem. Během první z nich v roce 1976 zemřeli dva pracovníci udušením způsobeným únikem oxidu uhličitého. Druhá událost, která provoz této elektrárny ukončila, se odehrála v roce 1977, necelých 5 let od jejího spuštění.



### Průběh havárie

Jaderné palivo bylo do elektrárny transportováno v obalech obsahujících také sáčky pohlcovače vlhkosti – silikagelu. V únoru 1977 pracovníci zjistili, že došlo k roztržení sáčku a uvnitř palivového souboru tak byly vysypány jednotlivé granulky silikagelu. Pomocí vysavače došlo k jejich odstranění, nikoli však kompletně. Po zavezení palivového souboru do reaktoru zbylé granulky omezovaly průtok chladicího plynu a způsobily přehřátí. Nárůst teploty zachytila čidla teploty v palivovém kanálu, operátoři však měli podezření na chybné měření, a tak se rozhodli nejprve ověřit jeho správnost. Než se správnost měření potvrdila, v aktivní zóně již docházelo k tavení. Po prasknutí palivového kanálu a promíchání chladicího oxidu uhličitého s těžkou vodou klesl tlak chladiva i množství odváděného tepla. Následně byl reaktor odstaven, v tuto chvíli však již štěpné produkty kontaminovaly těžkou vodu, parogenerátory i část sekundárního okruhu. Od roku 1979 probíhá vyřazování tohoto jaderného zařízení z provozu.

### Ponaučení

Chronická nespolehlivost měření vedla operátory k nedůvěře a zpožděné odpovědi na výskyt havarijních podmínek. Následky havárie by nebyly tak vážné, kdyby byl reaktor odstaven ihned po obdržení signálu o vysoké teplotě v aktivní zóně. Je tedy nezbytné zajistit dostatečnou spolehlivost a důvěru k měřícím přístrojům a ochranám reaktoru. Dále je nutné, aby operátoři postupovali v souladu s předpisy.

K události významně přispěl lidský faktor. Pracovníci nebyli vyškoleni na situaci s vysypaným silikagelem uvnitř palivového souboru a jejich improvizované opatření nebylo dostatečné. Je nutné zvažovat možné chyby personálu, koncepcí projektu možnost těchto chyb omezit na minimum a umožnit detekci a opravu takových chyb.

## **1.9.2 Fukushima Daiichi**

Elektrárna Fukushima disponovala šesti bloky s vodou chlazenými, vodou moderovanými varnými reaktory spouštěnými postupně v průběhu sedmdesátých let. K tavení aktivní zóny došlo na blocích 1–3, 4. blok byl poškozen explozí. Reaktor 1. bloku byl typu BWR/3 s tepelným výkonem 1380 MW (jediný reaktor tohoto typu na japonském území), reaktory 2. a 3. bloku byly typu BWR/4 s tepelným výkonem 2381 MW. K havárii zde došlo v roce 2011, kdy po zásahu zemětřesení, zaplavila elektrárnu vlna tsunami.

### Průběh havárie

Dne 11. března 2011 došlo k největšímu zemětřesení zaznamenanému na území Japonska, na jeho základě byly systémem ochrany reaktoru odstaveny bloky 1–3, ostatní bloky byly tou dobou v plánované odstávce. Zemětřesení způsobilo ztrátu vnějšího napájení bloků a do provozu byly uvedeny diesel generátory. Na 1. bloku, s mírně odlišnou konstrukcí, chlazení AZ zabezpečoval pasivní systém izolovaných kondenzátorů s přirozenou cirkulací. Následná vlna tsunami udeřila o 48 minut později, zatopila důležité budovy, z provozu vyřadila diesel generátory, baterie i rozvodny, čímž odstříhla 1. a 2. blok od veškerých zdrojů elektrické energie a zapříčinila tak i nepředpokládané uzavření armatur pasivního systému chlazení AZ na 1. bloku. Na 2. a 3. bloku mezitím zabezpečoval chlazení AZ pasivní systém poháněný turbočerpádlem na páru vznikající v reaktorové nádobě. Tento systém potřeboval elektrickou energii pouze ke startu, a tak zůstal v provozu na 2. bloku další tři dny.

Ztráta napájení znamenala na blocích 1 a 2 i ztrátu dat z měření a schopnosti řízení z blokové dozorny. Obnovit měření hladiny v tlakové nádobě reaktoru se na obou blocích podařilo až po šesti hodinách díky autobateriím. Právě kvůli chybějící historii měření nebyla

ihned odhalena chyba měření, a přestože přístroje na 1. bloku ukazovaly hladinu nad hranici aktivní zóny, hladina byla již pod její úrovní, docházelo k tavení a probíhající exotermní reakce zirkoniového pokrytí s vodou uvolňovaly plynný vodík. Nahromaděná pára a vodík s dalšími plyny se z tlakové nádoby reaktoru dostaly nejdříve do primárního kontejnmentu a následně do budovy reaktorovny. Vysoký tlak byl snižován odvětráváním, až kondenzací páry vzniklý podtlak způsobil nasávání kyslíku zvenčí a vznik výbušné směsi. K výbuchu reaktorovny na 1. bloku došlo po zhruba 24 hodinách od zemětřesení, kontejnment však zůstal neporušený.

Na 3. bloku i po úderu tsunami zůstaly k dispozici bateriové zdroje. Chlazení AZ zde však probíhalo rychleji než na 2. bloku a pokles tlaku s nedostatkem vznikající páry funkci chladicího systému ukončil po necelých dvou dnech. Při opětovném nárůstu tlaku už se ale systém nepodařilo najet z důvodu nedostatku energie v bateriích. Před polednem dne 14. března došlo v reaktorovně 3. bloku k explozi, která poničila mimo jiné také zásobárnu chladicí vody a hasičské vozy sloužící k čerpání chladicí vody, čímž výrazně ztížila snahu o záchranu 2. bloku, kde v té době systém chlazení AZ přestával pracovat. Dne 15. března kontejnment 2. bloku po několika neúspěšných pokusech o odvětrání vysoký tlak zřejmě nevydržel a při svém porušení uvolnil do okolí významné množství radioaktivních látek. O den později došlo k explozi i na 4. bloku, kam se vodík dostal společným vzduchotechnickým systémem z 3. bloku.

#### Ponaučení

K dispozici by měly být robustní přístroje schopné zobrazovat a zaznamenávat klíčové parametry a umožnit operátorům ovládat zařízení potřebná k chlazení AZ a odvětrávání kontejnmentu bez ohledu na stav zdrojů napájení. V případech, kdy jsou části technologického systému napájeny z více různých zdrojů napájení, nemusí všechny části systému selhat současně, což může znemožnit bezpečné selhání systému (fail-safe design).

Provozovatelé elektrárny podcenili možnost výskytu vlny tsunami o takové velikosti, jaká elektrárnu zasáhla. Je třeba dbát zvýšené opatrnosti při prohlašování iniciačních událostí za prakticky vyloučené. Pracovníci neměli připravené postupy, jak na takovou situaci reagovat, a jejich improvizace tak zdržovala potřebné reakce. Je třeba, aby předpisy SAMG zahrnovaly i mimo projektová rizika a postupy byly pravidelně cvičeny. Dalším problémem, který mohl, ale nemusel přispět k havárii 1. bloku, byl nedostatečný výcvik operátorů, kteří byli trénováni na simulátoru jiného, ač velmi podobného typu reaktoru. Personál by měl znát jaderné, termodynamické i systémové principy všech používaných zařízení.

### **1.10 Časté problémy, které přispěly k haváriím**

Kapitola je věnována vybraným častým problémům, které významně přispěly ke vzniku nebo zhoršení následků těžkých havárií, ať už nedostatkem informací o stavu jaderného zařízení, chybějícími systémy a postupy, nebo kvůli nedorozumění. Plynoucí ponaučení je vždy uvedeno do souvislosti s příkladem výskytu uvedeného problému. Při haváriích se tyto problémy překrývají a právě kombinace několika faktorů je příčinou vážných následků.

#### 1. Chybějící funkce systému kontroly a řízení (SKŘ)

- Na Three Mile Island chybějící informace o výšce hladiny v reaktorové nádobě významně přispěla k havárii, tato informace mohla pomoci operátorům pochopit zhoršující se situaci a ukončit událost ještě před poškozením AZ.
  - Operátoři musí mít u kapalinou chlazených reaktorů přístup k informacím o hladině v reaktorové nádobě.

- Při havárii v Chapelcross došlo k odstavení reaktoru manuálně až několik minut po začátku tavení paliva na základě zvýšené radiace uvolněných štěpných produktů. Podobně u reaktoru Fermi 1 chybějící systém automatického odstavení reaktoru umožnil ještě několik minut provozu s částečně roztaveným palivem až do manuálního odstavení.
  - SKŘ musí obsahovat funkce, které upozorní operátory na možnou degradaci paliva a odstaví reaktor dříve, než dojde k vážnému poškození.
- 2. Nedostupnost existujících funkcí SKŘ
  - Nedostupnost všech funkcí SKŘ na bloku 1 ve Fukushima z důvodu úplné ztráty elektrického napájení znemožnila po obnově některých funkcí odhalení chybného měření, které by jinak na základě historie dat z měření nebylo obtížné detekovat.
    - Musí existovat robustní přístroje umožňující měření kritických parametrů i v podmínkách těžké havárie.
  - Ve Fukushima přispěly potíže s použitím pneumaticky ovládaných ventilů k selhání pokusů o odvětrávání kontejnmentu.
    - Vzduchové systémy pneumaticky ovládaných ventilů, které jsou potřebné během těžkých havárií, musí být schopné ovládat ventily i dostatečně dlouhou dobu po ztrátě elektrického napájení.
  - Nefunkčnost obou systémů umožňujících detekci štěpných produktů, způsobená nepřípraveností přístrojů na podmínky prostředí při tavení paliva, zpozdila odhalení poškození AZ ve Windscale Pile.
    - Kdykoli hrozí závažné poškození paliva, musí být k dispozici funkční přístroje detekující uvolněné štěpné produkty.
- 3. Projektové nedostatky
  - Chronická nespolehlivost termočlánků na výstupu z palivového kanálu a vzniklá nedůvěra způsobily opožděnou reakci na degradaci paliva v Bohunické A1. V Kalifornském experimentálním sodíkovém reaktoru operátoři několikrát restartovali štěpnou reakci po automatickém odstavení, protože systém ochrany reaktoru v minulosti vykazoval opakované nežádoucí aktivace. Výsledkem byl provoz reaktoru s částečně roztaveným palivem po dobu dvou týdnů.
    - Zařízení důležitá z pohledu jaderné bezpečnosti musí být dostatečně spolehlivá, aby operátoři důvěřovali ochranám reaktoru a dalším signálům naznačujícím nutnost odstavení reaktoru.
  - V Černobyli systém sledující reaktivitu zobrazoval data s patnáctiminutovým zpožděním. Podobná situace byla v Lucens, kde proces detekce štěpných produktů probíhal postupně po jednotlivých segmentech AZ a trval 12 minut.
    - Doba odezvy, citlivost a rozsah měření musí odpovídat požadavkům bezpečnostních systémů.
- 4. Rozhraní mezi člověkem a systémem
  - Řídicí systém zavážecího stroje v Saint Laurent A1 blokoval zavezení nesprávné komponenty do AZ. Operátor však postrádal informace o důvodu blokace, proto se rozhodl převzít manuální ovládání a zavezl do AZ nesprávnou komponentu – omezovač průtoku namísto palivového souboru. Omezený průtok způsobil roztavení několika okolních palivových souborů.
    - Systém SKŘ musí operátorům poskytovat jasné a úplné informace včetně odůvodnění blokací.

- Problémy s uspořádáním a rozmístěním přístrojů na blokové dozorně se ukázaly při havárii na Three Mile Island. Například indikace hladiny v kontejnmentové jímce, která mohla operátorům napovědět, že pojistný ventil zůstal otevřený i přes signalizaci zavření, byla na zadní stěně řídicích panelů. Na základě této havárie došlo k významnému zlepšení designu blokových dozoren.
  - Měření indikující stav kritických bezpečnostních funkcí a radiačních bariér musí být na blokové dozorně zobrazena a uspořádána tak, aby jim obsluha snadno porozuměla.
- 5. Nedostatek informací k rekonstrukci a porozumění těžkých havárií
  - Ve Fukushima byly po ztrátě napájení systému SKŘ a následné obnově některých měření odečty hodnot zaznamenávány ručně a sporadicky.
    - Je nutné zaznamenávat data, která budou užitečná pro zpětné pochopení havárie. Měřicí přístroje i záznamová zařízení by měly být nezávislé na dostupnosti napájecích zdrojů elektrárny.
- 6. Modifikace a narušení činnosti jinak dobře pracujících systémů
  - V HTRE-3 byl k řízení výkonu reaktoru použit nový automatický řídicí systém, aniž by zde byl validován.
    - Proces uvádění nových systémů do provozu musí umožnit ověření funkčnosti systému dříve, než budou jeho funkce využity k zajištění jaderné bezpečnosti.
  - V HTRE-3 došlo před havárií k modifikaci měření neutronového toku přiblížením detektorů k AZ a snížením napájecího napětí, což při vyšších výkonech způsobilo takový pokles napětí na detektorech, že došlo k výraznému snížení jejich účinnosti. Následně tyto detektory indikovaly snižování výkonu reaktoru, i když jeho výkon se ve skutečnosti zvyšoval.
    - Může-li personál měnit umístění senzorů, měla by být vhodnost nového nastavení potvrzena analýzou.
  - V Saint Laurent A1 byla do softwaru závazecího stroje nahrána konfigurační data obsahující chybu. Tato chyba v programování spolu s rozhodnutím operátora převzít ruční ovládání zapříčinila havárii.
    - Modifikace softwaru včetně konfiguračních dat musí být před uvedením do provozu náležitě zkontrolována.

### 1.11 Generace jaderných reaktorů a zvyšování jejich bezpečnosti

Postupným vývojem se projekty jaderných elektráren snaží o dosahování vyšší účinnosti, ale zejména stále vyšší jaderné bezpečnosti. Důležité jsou prvky pasivní bezpečnosti a vícenásobné/zálohované bezpečnostní systémy. Evoluční vývoj je ukázán na generacích jaderných reaktorů.

Do I. generace se řadí reaktory projektované mezi lety 1950 a 1960. Příkladem může být demonstrační, sodíkem chlazený, rychlý reaktor Fermi 1. Patřila sem i naše první československá JE Jaslovské Bohunice A1 s těžkou vodou chlazeným reaktorem na přírodní uran. Reaktory I. generace nyní již nejsou v provozu. [26]

Reaktory II. generace tvoří největší část v současnosti provozovaných jaderných elektráren, jejich projektování a výstavba začaly v sedmdesátých letech 20. století. Do této generace patří těžkovodní reaktor CANDU nebo reaktory VVER provozované na EDU a ETE. Projekty reaktorů II. generace jsou typicky vybaveny třemi divizemi aktivních bezpečnostních

systémů, aby byla zajištěna jejich odolnost vůči jednoduché poruše, a původně uvažovaly tři úrovně ochrany do hloubky. Bezpečnostní systémy jsou navrženy ke zvládnutí maximální projektové havárie, schází specializované systémy pro zvládnutí rozšířených projektových podmínek. Uvažované prodlení reakce operátora na vznik havarijních podmínek je 30 minut. Projektová životnost JE s reaktory II. generace se pohybuje v rozmezí 30–40 let. [26] [27]

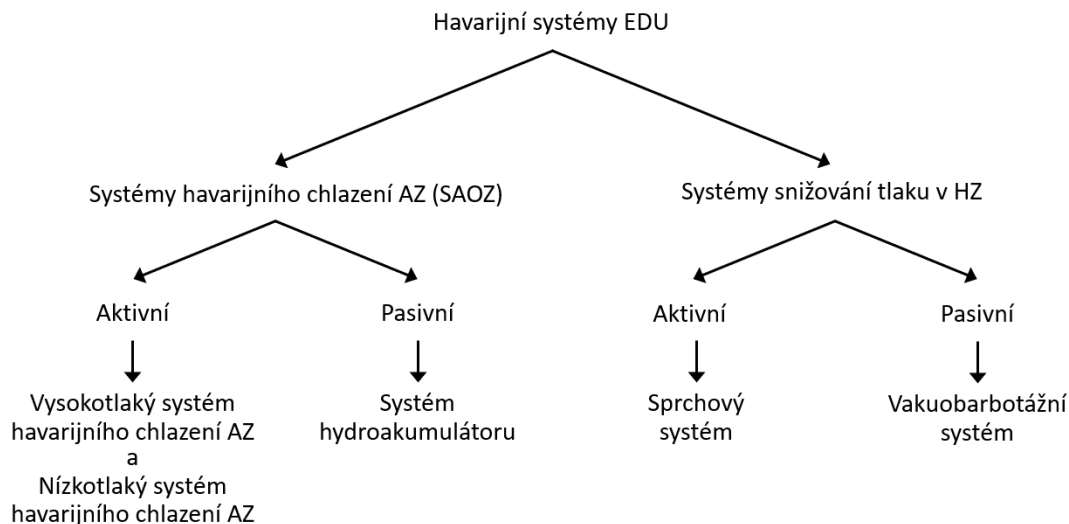
Do reaktorů III. generace patří v současnosti budované reaktory, které splňují současné bezpečnostní standardy. Na těchto projektech je znatelné zjednodušení procesu povolování a výstavby díky standardizaci. Velký důraz je kladen na zvyšování bezpečnosti, zejména zvyšování odolnosti vůči vícenásobným poruchám a externím vlivům, a na zvládnutí těžkých havárií. U některých projektů je znatelný nárůst v používání pasivních systémů, také reakce operátora jsou vyžadovány později. Projekty jsou často vybaveny tzv. lapačem koria určeným pro zvládnutí TH. Pro reaktory III. generace je charakteristická snaha o prodlužování palivové kampaně z jednoho roku až na dva roky, což umožňuje dosažení vyššího koeficientu ročního využití elektrárny. Z ekonomického hlediska je podstatná také vyšší účinnost výroby elektrické energie. Dále se prodlužuje projektová životnost, typicky na 60 let. Vylepšené reaktory III. generace, jejichž projekty se opírají o zkušenosti a doporučení ze zátěžových zkoušek jaderných elektráren po havárii v JE Fukushima, se označují jako III+ generace, do této generace se hlásí oba reaktory v současnosti nabízené k dostavbě Dukovan, tj. jihokorejský APR1000 a francouzský EPR1200. [26] [27]

Reaktory IV. generace jsou zejména doménou výzkumu a vývoje s projekty v koncepční fázi nebo s demonstračními jednotkami. Jedná se o moderní rychlé reaktory (u kterých nedochází k moderaci neutronů), ale i o reaktory pracující s tepelnými neutrony. Charakteristický je uzavřený palivový cyklus, který umožňuje mnohem lepší využití energie jaderného paliva a minimalizaci množství radioaktivního odpadu. Tyto reaktory mohou být chlazené plynem, tekutým kovem, roztavenými solemi nebo superkritickou vodou. Jejich nespornou výhodou je zejména možnost dosažení vyšších teplot primárního chladiva, toho lze využít k dosažení vyšší účinnosti výroby elektrické energie, ale také pro jiné technologie jako např. pro výrobu vodíku. [26]

## 2 Zvládání havárií na českých JE

### 2.1 Havarijní systémy EDU

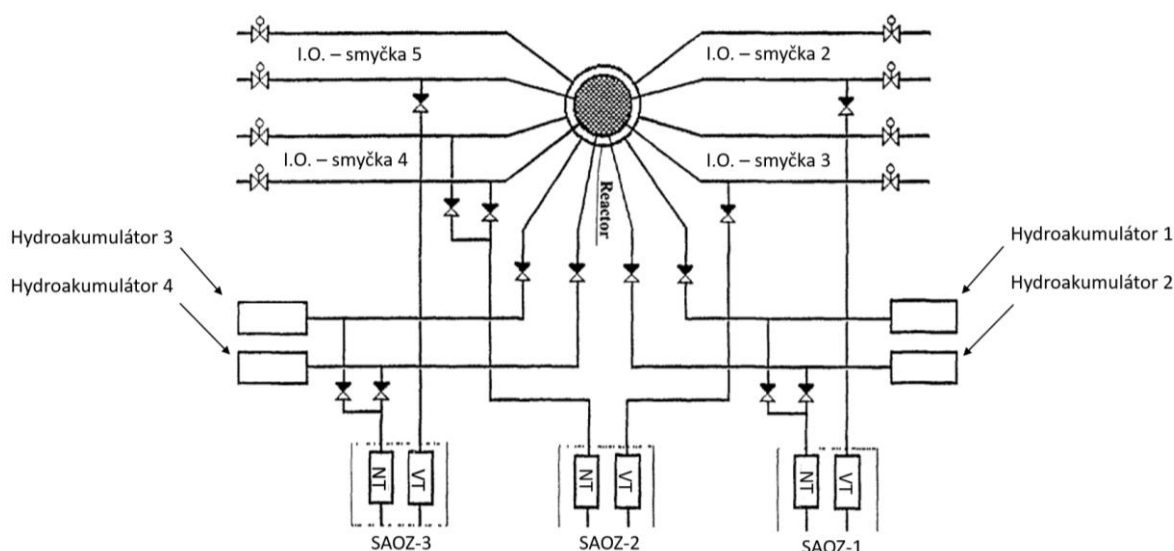
Úkolem havarijních systémů je zprostředkovat odvod zbytkového tepla z AZ, zajistit podkritičnost AZ při havarijních událostech (zejména pak spojených se ztrátou primárního chladiva [LOCA]), snížit tlak v hermetické zóně a omezit tak únik radioaktivních látek na minimum. Jedná se o systémy havarijního chlazení AZ (SAOZ) a systémy snižování tlaku v hermetické zóně (HZ), jejich strukturu znázorňuje Obr. 2-1. Dělí se na aktivní a pasivní systémy. Pasivní systémy vykonávají svoji funkci bez potřeby řízení a napájení pouze na základě fyzikálních zákonů. Aktivní systémy jsou závislé na dostupnosti elektrické energie, ale jsou schopny pracovat po delší dobu než systémy pasivní. Havarijní systémy patří mezi výkonné bezpečnostní systémy. Mezi další typy bezpečnostních systémů patří systémy ochranné – např. systém rychlého odstavení reaktoru, řídicí – např. automatika postupného spouštění, nebo systémy informační – např. pohavarijní monitorovací systém. Kapitola čerpá z informací uvedených v [16], [28], [29] a [30].



Obr. 2-1 – Struktura havarijních systémů EDU

#### 2.1.1 Aktivní systémy havarijního chlazení AZ

Aktivní část systému havarijního chlazení AZ je tvořena vysokotlakým a nízkotlakým systémem, které jsou řešené ve třech stejných na sobě nezávislých divizích pro každý systém (tj. 3 x 100 %), z nichž každá divize je sama o sobě schopna zabezpečit plnění požadovaných bezpečnostních funkcí. Každá divize systému sestává z vlastní nádrže havarijní zásoby roztoku  $H_3BO_3$ , vysokotlakého/nízkotlakého doplňovacího čerpadla, rychločinných armatur na výtlačku čerpadla a elektroarmatur na trasách recirkulace (rozběhová a zkušební trasa). Součástí SAOZ jsou také další podpůrné systémy jako vzduchotechnický systém chlazení místností SAOZ nebo vložený okruh SAOZ pro chlazení čerpadel. Čerpadla aktivních systémů se spouštějí automaticky od daných technologických ochranných a blokádních systémů.



Obr. 2-2 – Schéma napojení havarijních systémů chlazení AZ k reaktoru, upraveno z [28]

Nádrže **vysokotlakého (VT) systému havarijního chlazení AZ** o objemu zhruba  $100 \text{ m}^3$  obsahují roztok  $\text{H}_3\text{BO}_3$  o koncentraci cca  $40 \text{ g/kg}$ . Čerpadla vysokotlakého systému jsou odstředivá, dvanáctistupňová, poháněná elektromotorem. Tato čerpadla se prosadí i do plného protitlaku I.O. a dokáží tak v případě nekontrolovaného vnosu kladné reaktivity do AZ protlačit koncentrovaný roztok  $\text{H}_3\text{BO}_3$ , který vnáší zápornou reaktivitu. VT systém havarijního chlazení AZ dokáže zajistit průtok chladiva  $60\text{--}130 \text{ m}^3/\text{h}$  a slouží k pokrytí malých a středních úniků z I.O.

Nádrže **nízkotlakého (NT) systému havarijního chlazení AZ** obsahují roztok  $\text{H}_3\text{BO}_3$  o odstavné koncentraci  $\geq 14 \text{ g/kg}$ . Čerpadla nízkotlakého systému jsou odstředivá, jednostupňová, poháněná elektromotorem a prosadí se až při poklesu tlaku v I.O. pod hranici  $0,7 \text{ MPa}$ , ale jsou schopna poskytovat cca čtyřnásobný průtok oproti vysokotlakým čerpadlům. NT systém havarijního chlazení AZ slouží k pokrytí větších úniků chladiva z I.O. až do havárie s roztržením primární smyčky a oboustranným výtokem chladiva (LB-LOCA). Následně slouží k dlouhodobému odvodu zbytkového tepla z AZ.

Po vyčerpání obsahu nádrží se sání čerpadel všech aktivních havarijních systémů přepíná na sání z podlahy boxu PG přes vtokové objekty. Médium z podlahy je nasáváno přes filtrační plechy vtokových objektů do havarijních chladičů chlazených technickou vodou důležitou. Jedná se o trubkové svazkové výměníky s protiproudým uspořádáním o tepelném výkonu  $45 \text{ MW}$ , materiálem je nerezová ocel.

### 2.1.2 Aktivní systém snižování tlaku v HZ

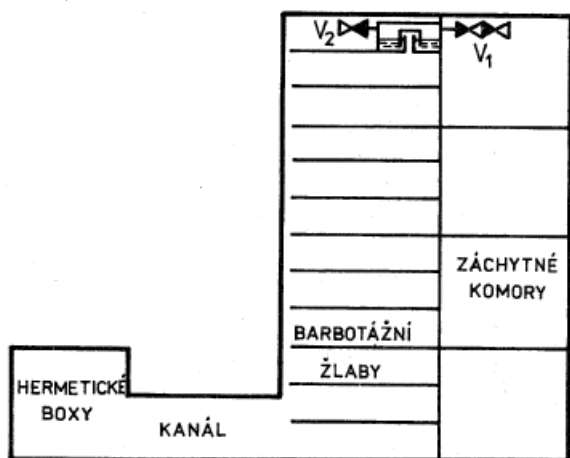
Sprchový systém je řešen, stejně jako aktivní systémy chlazení AZ, ve třech divizích, z nichž každá sestává ze sprchovacího čerpadla, ejektoru, rychločinných armatur na výtlaku čerpadla, elektroarmatur na trasách recirkulace a rozvodů se skrápěcími tryskami. Sprchovací čerpadla se spouštějí automaticky od signálu přetlaku v HZ, nasávají roztok ze stejných nádrží jako NT systém havarijního chlazení AZ a rozvádí ho do trysek pod stropem hermetické zóny. Ejektor slouží k přísávání chemického roztoku z nádrží reagentů za účelem vázání radionuklidů z atmosféry HZ.

### 2.1.3 Pasivní systém havarijního chlazení AZ

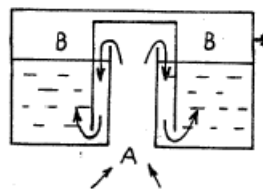
Pasivní systém chlazení AZ je řešen s redundancí 2 x 100 %, jeho hlavní zařízení jsou tlakové zásobníky – hydroakumulátory, uzavírací elektroarmatury a zpětné klapky po obou stranách těchto elektroarmatur. Každá dvojice hydroakumulátorů obsahujících roztok  $H_3BO_3$  o koncentraci  $\geq 14$  g/kg, jehož tlak je udržován dusíkovým polštářem, je potrubními trasami připojena pod i nad AZ. K automatickému zapůsobení systému a vylití obsahu hydroakumulátorů do TNR dojde při poklesu tlaku v I.O. pod cca 3,4 MPa.

### 2.1.4 Pasivní systém snižování tlaku v HZ

Pasivní vakuobarbotážní systém se skládá z dvanácti pater barbotážních žlabů obsahujících roztok  $H_3BO_3$  o koncentraci  $\geq 14$  g/kg a čtyř záchytných komor – plynojemů umístěných v barbotážní věži, která je na box PG napojena spojovacím koridorem. Umístění vakuobarbotážního systému v samostatné budově napojené na reaktorovnu spojovacím koridorem lze vidět na Obr. 2-3. Propojení z prostoru nad žlaby do spojovacího koridoru a do plynojemů jsou osazena zpětnými klapkami. Přetlak v HZ se sníží tím, že část paroplynné směsi z boxu PG projde do barbotážní věže, kde v jednotlivých žlabech probublává skrze vodní náplň a kondenzuje. Nezkondenzovatelné plyny se akumulují v záchytných komorách. Od určité hodnoty přetlaku v boxu PG dochází k zablokování zpětných klapek mezi plynovou komorou nad žlaby a spojovacím koridorem v uzavřené poloze, což následně způsobí vylévání vody ze žlabů a skrácení prostoru, které vede k dalšímu snižování tlaku v HZ.



Obr. 2-3 – Řez barbotážní věží [29]

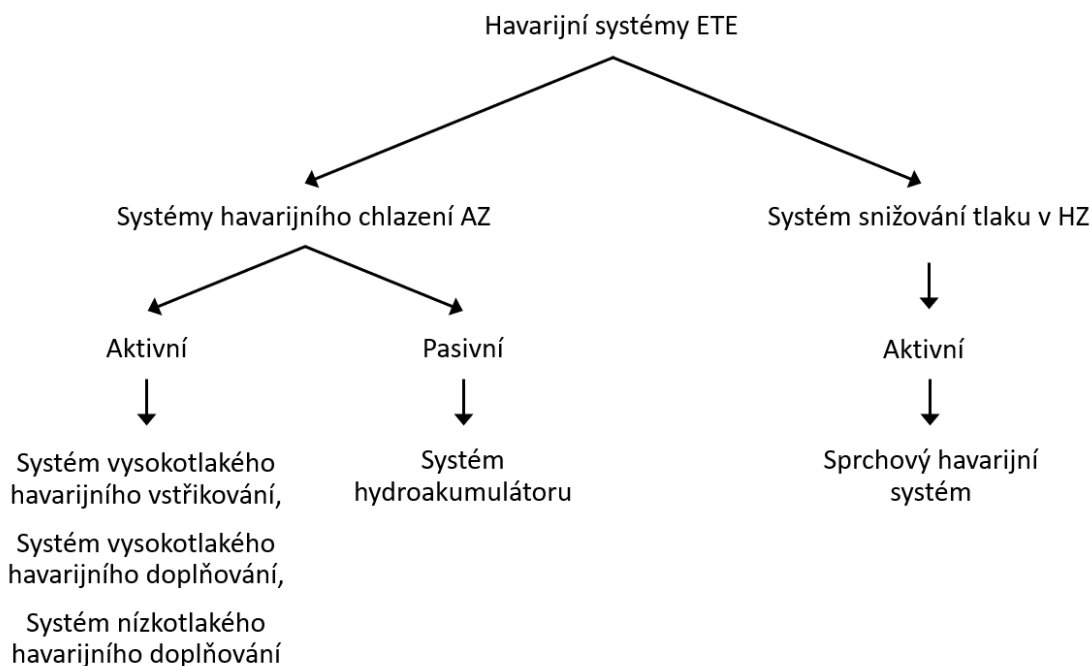


Obr.5.4 Detail barbotážní jednotky (vodního žlabu)

## 2.2 Havarijní systémy ETE

Podobně jako na EDU jsou i havarijní systémy na ETE rozděleny na systémy pro chlazení AZ a zajištění podkritičnosti AZ, které dokáží dodávat dostatečné množství chladiva i do poškozeného I.O., a systémy pro snižování tlaku v HZ, které brání úniku paroplynné směsi přes poslední fyzickou bariéru potlačením tlaku v kontejnmentu. Kapitola čerpá z informací uvedených v [29] a [30].





Obr. 2-4 – Struktura havarijních systémů ETE

### 2.2.1 Aktivní systémy havarijního chlazení AZ

Aktivní část havarijního chlazení AZ je tvořena třemi systémy, jedná se o systém vysokotlakého a nízkotlakého doplňování, a navíc oproti EDU systém vysokotlakého vstřikování. Aktivní systémy jsou řešeny ve třech divizích, z nichž každá divize, sestávající z vlastní nádrže roztoku  $\text{H}_3\text{BO}_3$ , čerpadla a potrubních tras s armaturami, dokáže sama zvládnout maximální projektovou havárii.

**Systém vysokotlakého havarijního vstřikování** je určen pro specifický typ havárie bez úniku chladiva z I.O. Taková událost může být spojena s únikem média z II.O. – např. při roztržení parovodu, které vede k neřízenému vychlazování I.O. za vysokého tlaku a vnosu kladné reaktivity. Čerpadla systému vstřikování se prosadí i do plného protitlaku I.O. (15,7 MPa) a zabezpečí tak podkritičnost AZ na základě vnosu záporné reaktivity doplňováním roztoku  $\text{H}_3\text{BO}_3$  o koncentraci  $\geq 40$  g/kg. Po vyčerpání nádrží systém vstřikování ukončuje svoji činnost.

**Systém vysokotlakého havarijního doplňování** je určen pro havarijní doplňování roztoku  $\text{H}_3\text{BO}_3$  při havárii spojené s únikem chladiva z I.O. Odstředivá osmistupňová čerpadla systému jsou schopna se prosadit při poklesu tlaku v I.O. pod 9,8 MPa a následně dodávat roztok  $\text{H}_3\text{BO}_3$  o koncentraci  $\geq 40$  g/kg. Po vyčerpání nádrží se sání čerpadel vysokotlakého i nízkotlakého systému doplňování automaticky přepíná na sání z havarijní jímky.

**Systém nízkotlakého havarijního doplňování** je určen nejen pro havarijní situace, ale i pro vychlazování I.O. při plánovaném odstavení bloku, kdy v provozních režimech za studeného stavu (pod 150 °C) a za odstávky slouží k odvodu zbytkového tepla z AZ. Při havárii se odstředivá jednostupňová čerpadla systému prosadí až při poklesu tlaku v I.O. pod 2,3 MPa, následně přívodem roztoku  $\text{H}_3\text{BO}_3$  o koncentraci  $\geq 14$  g/kg zajišťují dochlazení a dlouhodobý odvod tepla z AZ.

### 2.2.2 Aktivní systém snižování tlaku v HZ

Sprchový systém sestává ze tří divizí, jejichž čerpadla vytlačí chladicí médium do sprchových trysek umístěných pod kupolí kontejnmentu a zajišťují tak kondenzaci páry, vzniklé z unikajícího chladiva, na kapkách sprchové vody. Sprchová čerpadla nasávají roztok ze stejných nádrží jako systém nízkotlakého havarijního doplňování a po jejich vyčerpání z havarijní jímky. Ejektorem jsou do nasávaného média přisávány reagenty sloužící k vyvázání radioaktivních izotopů z atmosféry kontejnmentu.

### 2.2.3 Pasivní systém havarijního chlazení AZ

Pasivní systém havarijního chlazení AZ, tvořený čtyřmi hydroakumulátory, je určen k rychlému zaplavení AZ roztokem  $H_3BO_3$  o koncentraci  $\geq 14$  g/kg potrubními trasami zaústěnými pod i nad AZ. Tlak v hydroakumulátorech je udržovaný tlakovým dusíkem a k jejich vylití do TNR dochází při poklesu tlaku v I.O. pod cca 5,9 MPa.

## 2.3 Zvládání projektových událostí EDU a ETE

Blok přechází do základního havarijního stavu v důsledku postulované iniciační události (PIU). Následuje seznam charakteristických typů PIU uvedených v [22] a [31] doporučených pro hodnocení bezpečnosti vodou chlazených a moderovaných reaktorů. Ke každému typu je uveden konkrétní příklad takové události.

- Navýšení odvodu tepla z I.O. přes II.O. – roztržení parovodu.
- Snižování odvodu tepla z I.O. přes II.O. – výpadek turbíny.
- Snižování průtoku chladiva v I.O. – výpadek hlavního cirkulačního čerpadla.
- Anomálie reaktivity a distribuce výkonu – vystřelení regulačního orgánu z AZ.
- Navýšení množství chladiva v reaktoru – nežádoucí aktivace systémů havarijního chlazení AZ.
- Snižování množství chladiva v reaktoru – nehody se ztrátou chladiva (LOCA).
- Únik radioaktivních látek z podsystémů nebo komponent – pád obalového souboru s vyhořelým jaderným palivem s narušením jeho integrity.

Při deterministické analýze projektových událostí se bezpečnost prokazuje za konzervativních předpokladů, kdy jsou bezpečnostní funkce plněny pouze bezpečnostními systémy (úroveň DiD 3a) a vliv ostatních systémů je uvažován pouze zhoršuje-li situaci. Událost je hodnocena za přítomnosti nejzávažnější jednoduché poruchy bezpečnostního systému, selhání pasivních bezpečnostních systémů se neuvažuje, je-li prakticky vyloučeno a pokud právě jejich selhání není součástí zkoumané události. Dále se při odstavení reaktoru uvažuje zaseknutí jednoho regulačního orgánu v horní poloze (kde tento orgán neplní svoji funkci). Uvažuje se také ztráta elektrického napájení v nejméně příznivém čase, hodnotí se tedy konzervativně nejhorší možný průběh události.

## 2.4 Zvládání událostí DEC-A na EDU a ETE

Stavy DEC-A vznikají v důsledku vícenásobných iniciačních událostí a poruch ze společné příčiny. Na EDU a ETE se tyto události člení na lokální – jednoblokové a globální – víceblokové, při kterých je vzájemná pomoc bloků i pomoc z vnějšku omezená. Seznam charakteristických skupin PIU pro události DEC-A s uvedením příkladů takových událostí vychází z referenčního seznamu [32]:

- globální nebo lokální ztráta podpůrných funkcí – SBO, ztráta koncového jímače tepla;
- lokální událost se ztrátou odvodu zbytkového tepla z paliva – dlouhodobá ztráta chlazení bazénu skladování vyhořelého paliva;
- lokální událost se ztrátou ochranných SKŘ – očekávané přechodové procesy bez odstavení reaktoru ochranou;
- lokální událost s kombinací vícenásobné poruchy a poruchy ze společné příčiny – úplná dlouhodobá ztráta napájecí vody;
- lokální událost se ztrátou chladiwa v I.O. při současné ztrátě jednoho ze stupňů havarijního chlazení AZ – LOCA při současné ztrátě NT nebo VT SAOZ.

Deterministické analýzy událostí DEC-A je dle [32] možné provádět realistickým přístupem, ačkoli konzervativní přístup je preferovaný. To znamená, že může být uvažována i intervence jiných než bezpečnostních systémů, a to všech prostředků úrovně DiD 3b a nižší, které během posuzované události zůstanou dostupné. V analýzách událostí DEC-A není nutné aplikovat kritérium jednoduché poruchy ani ztrátu elektrického napájení.

## 2.5 Zvládání událostí DEC-B na EDU a ETE

Pro provádění deterministických analýz událostí DEC-B je preferován realistický přístup, protože použití příliš konzervativních předpokladů by mohlo bránit nalezení realizovatelných opatření ke zmírnění následků TH. Neuplatňuje se tedy kritérium jednoduché poruchy ani ztráta elektrického napájení, nejde-li o součást právě zkoumané události. Součástí těchto analýz je také prokázání praktického vyloučení takových scénářů, které by mohly způsobit velkou nebo časnou radiační havárii (tj. havárii s únikem větším než 1 % počátečního množství  $^{137}\text{Cs}$  nebo s únikem dříve než 10 hodin od vyhlášení radiační havárie). Mezi prakticky vyloučené události patří tavení paliva v otevřeném reaktoru, v obalovém souboru s vyhořelým palivem nebo v bazénu skladování vyhořelého paliva. [33]

Evropská rada dne 25. března 2011, v reakci na události ve Fukushima, rozhodla o provedení mimořádných bezpečnostních prověrek evropských jaderných elektráren, tzv. zátěžových testů, jejichž cílem bylo posouzení odolnosti elektráren vůči obdobným hrozbám, jakou byla přírodní katastrofa v Japonsku. Výsledky zátěžových testů potvrdily vysokou odolnost českých jaderných elektráren vůči extrémním vnějším vlivům, ale také existenci určitých bezpečnostních rezerv. Na jejich základě byl vypracován Pofukušimský národní akční plán (NACP) na posílení jaderné bezpečnosti jaderných zařízení v České republice [34]. Zde navržená technická a organizační opatření jsou provozovatelem obou JE postupně implementována – viz kap. 2.5.1 a 2.5.2. [3]

Zvládání těžkých havárií je zajištěno kombinací technických (instalace technických prostředků), personálních (havarijní cvičení), a administrativních opatření (dokumentace, zpracované havarijní postupy SAMG). Pro EDU a ETE jsou postulovány dva typové scénáře vzniku a rozvoje TH: [16]

- TH jako následek nezvládnuté LOCA – předpokládá vyšší rychlost rozvoje havárie, ale charakteristický je výskyt pouze na jednom bloku; jedná se o nízkotlaký scénář.

- TH jako následek nezvládnutého SBO<sup>3</sup> – předpokládá nižší rychlost rozvoje havárie, ale je zde vysoký potenciál postižení více bloků na lokalitě současně, což omezuje jejich vzájemnou výpomoc; jedná se o vysokotlaký scénář.

Projekt musí uvažovat výskyt TH na více blocích na lokalitě současně, a to i v kombinaci obou zmíněných scénářů. Po uvedení bloku do stabilizovaného a bezpečného stavu bude v každém případě následovat jeho trvalé odstavení a vyřazování z provozu (decommissioning). Zvládnání TH zabezpečuje 4. úroveň DiD, postupně jsou na obě JE doplňovány další systémy 4. úrovně DiD navržené tak, aby byly, pokud možno nezávislé na původních systémech nižších úrovní DiD. Plnění ZBF v podmínkách TH může být zajištěno různými technickými prostředky:

- standardními/základními projektovými prostředky, jsou-li funkceschopné,
- DAM prostředky,
- mobilními prostředky mimo lokalitu JE.

DAM označuje diverzní (DIV) a alternativní (ALT) prostředky, které slouží pro nasazení při plnění požadovaných funkcí zejména v DEC a zabezpečují plnění ZBF při selhání nebo nedostupnosti projektových prostředků. Diverzní prostředky představují dodatečně pevně instalovaná zařízení pro zajištění bezpečnostní funkce v případě její ztráty z důvodu poruchy ze společné příčiny, mohou být určeny pro stavy DBC i DEC. Alternativní prostředky mohou být pevně instalované i mobilní a jsou určeny pro DEC v situacích, kdy při zajišťování ZBF dojde ke ztrátě funkce bezpečnostního systému i funkce diverzního prostředku, a tvoří tak poslední úroveň zálohování prostředků.

Níže jsou uvedena opatření určená ke zvládnání TH, tedy prostředky úrovně DiD 4, které jsou postupně implementovány v rámci EDU a ETE. Lze konstatovat, že tato opatření naplňují doporučení IAEA k udržení integrity poslední fyzické bariéry, tj. hermetické obálky při TH, uvedená v kap. 1.6.

### 2.5.1 Dodatečná opatření ke zmírnění následků TH na EDU

Informace uvedené níže v této kapitole vychází z [5], [34], [16] a [35].

#### 1. Odtlakování I.O.

V případě vysokotlakého scénáře, tj. nezvládnutí SBO, musí při vstupu do TH dojít k odtlakování I.O. za účelem vyloučení možnosti vypuzení taveniny pod vysokým tlakem z TNR do prostoru HZ. Taková událost by vedla k přímému ohřevu ochranné obálky rozptýlením taveniny o vysoké teplotě v podobě aerosolu a tím k prudkému nárůstu tlaku, který nevydrží žádná hermetická obálka. Taková událost musí být prakticky vyloučena. Odtlakování dále umožní prosazení nízkotlakých zdrojů doplňování chladiva do I.O. a snížením tlakové difference sníží creepové namáhání TNR a trubek PG. V původním projektu byl tlak I.O. kontrolován dvěma pojistnými ventily. Později byl v rámci posilování 3. úrovně DiD implementován nový pojistný ventil uzpůsobený k proudění parovodní směsi, tak aby umožnil chlazení AZ metodou feed&bleed (viz možnosti odvodu tepla v kap. 1.2). Tato zařízení však nebyla navržena k úplnému odtlakování I.O. a mají pouze

<sup>3</sup> SBO (Station Blackout) označuje úplnou ztrátu zdrojů střídavého napájení v důsledku ztráty pracovního i rezervního napájení z vnějších zdrojů a nouzových diesel generátorů, kdy provozuschopné zůstává pouze stejnosměrné napájení z baterií

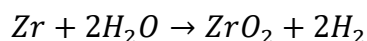
omezenou kapacitu. Proto je doplňován nový nezávislý systém tvořený dvěma sériově řazenými oddělovacími ventily, jejichž současné otevření zajistí trvalé odtlakování I.O.

## 2. Znovu zaplavení parogenerátorů (PG)

Účelem zaplavení sekundární strany PG je zabránit šíření štěpných produktů na sekundární stranu PG a jejich následnému úniku do životního prostředí. Zaplavení PG, stejně jako odtlakování I.O., snižuje riziko prasknutí trubek PG, při kterém by došlo k vytvoření bypassu ochranné obálky. Zaplavení PG dále napomáhá odvodu tepla z taveniny uvnitř TNR.

## 3. Likvidace vodíku v HZ

Při havárii je nutné zajistit rychlou oxidaci vodíku uvolněného reakcí zirkoniového pokrytí palivových proutků s vodou / vodní párou a zabránit tak možnosti výbuchu vodíku. Při vysokoteplotní oxidaci zirkonia se kromě vodíku uvolňuje také značné množství tepla, které podporuje průběh oxidačních reakcí v AZ a znesnadňuje její chlazení.



K oxidaci vodíku slouží pasivní autokatalytické rekombinátory, které ke své aktivaci nepotřebují elektrické napájení, přívod pomocných médií ani zásah obsluhy. Uvádí se do činnosti samovolně od určitého objemového podílu vodíku v atmosféře HZ (dle podmínek okolního prostředí jako teplota, tlak a množství kyslíku). Při oxidaci vodíku na katalyzátoru, kterým může být platina nebo palladium, se uvolňuje teplo, které zajišťuje přirozenou cirkulaci atmosféry HZ přes rekombinátory komínovým efektem. Systémy likvidace pohavarijního vodíku byly již v projektu EDU, ale s kapacitou dostatečnou pouze pro projektové havárie, odpovídající oxidaci maximálně 1 % přítomného Zr. Nejrizikovější je počáteční fáze ohřevu AZ, pro kterou je charakteristická rychlá oxidace obnaženého zirkoniového pokrytí. V rámci dodatečných opatření dochází tedy k navýšení kapacity systému likvidace vodíku o velkokapacitní autokatalytické rekombinátory.

## 4. Chlazení a stabilizace degradované AZ uvnitř TNR

Účelem tohoto opatření je udržet taveninu AZ uvnitř TNR a zajistit její chlazení strategií IVMR-EX. Strategie udržení taveniny uvnitř TNR byla pro bloky VVER 440 vybrána jako nejvhodnější napříč všemi střeoevropskými zeměmi, po vzoru finské JE Loviisa, která uvedená opatření implementovala již na počátku 21. století. [36] V rámci implementace systému lokalizace a stabilizace koria došlo na EDU k úpravě spodní části šachty reaktoru, která umožňuje její zaplavení a tím vnější chlazení TNR – použití strategie IVMR-EX. K zaplavení slouží médium z podlahy boxu PG (roztok  $\text{H}_3\text{BO}_3$ ) vstupující do šachty přes vzduchotechnické potrubí, kam vtéká ze spojovacího koridoru, v pozdějším stadiu havárie bude doplňování chladiva probíhat viz bod 6.

## 5. Zajištění dlouhodobého odvodu tepla z HZ

Opatření má za cíl snížení tlaku v HZ, čímž přispívá k omezení úniků radioaktivních látek zajištěním dlouhodobého odvodu tepla pomocí sprchování HZ. Technologický systém vykonávající požadavky tohoto opatření je blíže popsán v kap. 4.

## 6. Zajištění doplňování chladiva do HZ

Úkolem doplňování chladiva do HZ je kompenzace ztrát chladiva vlivem netěsností HZ a kondenzace chladiva v místnostech HZ bez možnosti jeho návratu do šachty reaktoru a na podlahu boxu PG. Doplňování je nutné v dlouhodobé fázi TH tak, aby bylo stále zajištěno dostatečné množství chladiva v HZ pro udržení strategie IVMR-EX a umožnění funkce systému dlouhodobého odvodu tepla. Vnitřní část systému sestává z pevně instalovaných potrubních tras uvnitř HZ, vnější část se bude skládat z diesel čerpadla, zásoby chladiva a navazujících potrubních tras a spojovacích hadic.

## 7. Snížení tlaku v záchytných plynojemech HZ

Účelem tohoto opatření je ochrana před vznikem nežádoucího podtlaku v HZ a ochrana před ztrátou její integrity přepouštěním vzdušiny ze záchytných plynojemů zpět do HZ. Dalším efektem přepouštění obsahu plynojemů je možnost využití zde nahromaděného kyslíku pro podporu činnosti rekombinátorů vodíku v dlouhodobé fázi zmírňování následků TH. Technickým prostředkem k zajištění požadavků jsou armatury spojující prostor HZ s plynojemy, tzv. rušiče vakua.

## 8. Znovu zaplavení AZ v TNR

Znovu zaplavení AZ spočívá v dodávce média do TNR za účelem vytvoření bariéry proti šíření štěpných produktů. Trvalé zaplavení TNR a stabilizace tohoto stavu znamená ukončení postupů SAMG.

## 9. Zajištění technických a lidských kapacit včetně podmínek prostředí

Úkolem zajištění kapacit je schopnost monitorování bezpečnostních parametrů a řízení dle postupů pro zvládání a zmírnění následků TH. Je nutné zajistit dostatečnou kapacitu zdrojů elektrického napájení i zdrojů vody a dalších pracovních médií, jako nafta a olej pro diesel generátory, a prostředky pro komunikaci informací a pomoc z vnější infrastruktury.

### 2.5.2 Dodatečná opatření ke zmírnění následků TH na ETE

Soubory technických prostředků pro zvládání TH na ETE mají podobnou koncepci jako na EDU, v některých bodech se však na základě odlišné konstrukce těchto elektráren různí – níže jsou popsány právě pouze odlišnosti. Zásadním rozdílem mezi oběma elektrárnami je řešení jejich hermetické obálky. Zatímco ETE disponuje plnotlakým kontejnmentem válcového tvaru s vrchlíkem, z předepjatého betonu, hermetickou obálku EDU tvoří vakuobarbotážní kontejnment, u kterého je součástí hermetické zóny barbotážní věž sloužící ke snižování tlaku. Samotná hermetická obálka EDU nedokáže snést tak vysoký tlak jako plnotlaký kontejnment. Informace uvedené v této kapitole čerpají zejména z [5], [16], [34] a [37].

1. Odtlakování I.O. – viz kap. 2.5.1.
2. Znovu zaplavení parogenerátorů (PG) – viz kap. 2.5.1.
3. Likvidace vodíku v HZ – viz kap. 2.5.1.
4. Chlazení a stabilizace degradované AZ uvnitř TNR

Pro bloky ETE byla jako nejvhodnější vybrána strategie IVMR-IN spočívající v zaplavení TNR chladivem ještě před přemístěním taveniny na její dno. K zaplavení bude využito dostupné množství roztoku  $H_3BO_3$  ze základních projektových prostředků – nádrží

a havarijní jímky. Alternativním prostředkem je doplňování chladiva do TNR za použití vnějšího mobilního diesel čerpadla s částečným využitím tras a zdrojů chladiva diverzního systému pro doplňování chladiva do I.O., bazénu skladování vyhořelého paliva a havarijní jímky, určeného pro zvládnutí SBO.

#### 5. Zajištění dlouhodobého odvodu tepla z HZ

Prostředky alternativního systému k doplňování chladiva do TNR mohou přivádět chladivo do stávajícího požárního systému, který zajišťuje sprchování HZ. Následně se chladivo shromažďuje v havarijní jímce, odkud je vedeno přes TQ výměník. Ten je chlazen vodou z bazénu rozstříku TVD, jejíž cirkulaci může v případě nefunkčnosti projektového čerpadla TVD zajistit mobilní diesel čerpadlo.

#### 6. Filtrovaný venting

Účelem tohoto opatření je zabránit selhání ochranné obálky přetlakem v dlouhodobé fázi TH při ztrátě funkce dlouhodobého odvodu tepla. Uplatnit ho lze také v případě selhání zvolené strategie a přechodu do EVCC, kdy po přemístění koria vně TNR dochází k reakci koria a betonu za uvolnění značného množství plynů, které se projeví nárůstem tlaku.

7. Znovu zaplavení AZ v TNR – viz kap. 2.5.1.

8. Zajištění technických a lidských kapacit včetně podmínek prostředí – viz kap. 2.5.1.

### 2.6 Provozní události na EDU a ETE

Statistiky provozních událostí na JE klasifikovaných na stupnici INES, proběhlých v posledních letech, zveřejňuje ve svých výročních zprávách SÚJB i provozovatel ČEZ. Od zahájení zkušebního provozu Temelína nedošlo na českých JE k žádným událostem klasifikovaným stupněm 2 nebo vyšším. Počty odchylek (událostí stupně 0) a anomálií (událostí stupně 1) v posledních 30 letech uvádí následující tabulka. [3]

Tab. 2-1 – Počet odchylek a anomálií za posledních 30 let provozu EDU a ETE [3]

Rok	EDU		ETE	
	INES 0	INES 1	INES 0	INES 1
2023	3	0	6	0
2022	2	0	4	0
2021	5	1	11	0
2020	7	1	9	2
2019	4	1	7	0
2018	6	0	6	1
2017	6	0	8	0
2016	7	0	14	0
2015	7	2	14	1
2014	7	0	9	2
2013	5	0	12	0
2012	8	1	9	3
2011	17	2	18	1
2010	8	2	16	0
2009	9	0	23	3

2008	13	1	19	1
2007	19	1	24	2
2006	13	1	28	4
2005	19	0	43	5
2004	12	0	41	3
2003	13	1	34	2
2002	12	2	26	2
2001	17	1	–	–
2000	21	1	–	–
1999	27	0	–	–
1998	33	3	–	–
1997	58	2	–	–
1996	72	4	–	–
1995	70	6	–	–
1994	–	5	–	–

Informace uvedené v tabulce pochází ze zpráv SÚJB uveřejněných na jeho webových stránkách [3]. Někdy dochází zpětně k překlasifikování události ze stupně 1 na stupeň 0 nebo naopak, uvedené počty událostí se tak mezi publikacemi regulátora z různých let mírně liší. Vzhledem k tomu, že SÚJB byl zřízen k 1. lednu 1993, neuvádí na svých stránkách data o významných provozních událostech z dřívějších let. V následujících dvou odstavcích jsou popsány nejzávažnější události z obou českých jaderných elektráren.

### 2.6.1 INES 2 na EDU

Dne 4. prosince 1990 došlo v rozvodně Slavětice vlivem chybné manipulace obsluhy rozvodny při údržbě ke zkratu, který způsobil ztrátu pracovního (400 kV) i rezervního (110 kV) napájení všech bloků EDU. V té době byly v provozu bloky 1, 2 a 4, blok 3 byl v plánované odstávce. V návaznosti na tuto událost došlo k odhalení některých nedostatků, které byly analyzovány a odstraněny. Bloky 2 a 4 v pořádku zregulovaly na vlastní spotřebu. Na odstaveném 3. bloku došlo k automatickému přechodu na diesel generátor, nastartovala však pouze jedna ze tří divizí, druhá divize byla zajištěna a generátor třetí divize se nenabudil. Blok 1 nezreguloval na vlastní spotřebu a zapůsobením ochrany došlo k odstavení reaktoru. Následoval úspěšný start všech tří diesel generátorů, objevily se však nesoulady v oblasti SKŘ. Tato událost byla klasifikována jako INES 2 a jedná se tak o jedinou událost hodnocenou stupněm 2, k níž došlo na českých jaderných elektrárnách. [35] [38]

### 2.6.2 INES 1 na ETE

Dne 7. února 2002 došlo zásahem bezpečnostního ochranného systému na 1. bloku ETE k rychlému odstavení reaktoru. K události došlo během etapy energetického spouštění bloku při plánované zkoušce ochrany generátoru, kdy byl nadbytečným působením ochrany budiče neočekávaně vypnut generátorový vypínač. Limitačním systémem byl následně snížen výkon reaktoru, ale problém se objevil v nesprávné regulaci turbonapájecích čerpadel, která způsobila snížený průtok vody do PG a tím i pokles hladiny v PG. Reaktor byl odstaven právě od signálu nízké hladiny v PG. Tato událost vedla k několikadennímu odstavení po dobu implementace nápravných opatření a na stupnici INES byla klasifikována stupněm jedna. [3] [39]



### 3 Vybrané pojmy z hydromechaniky

Podle zákona zachování energie pro médium proudící potrubní trasou platí, že energie proudu na začátku zkoumaného potrubního úseku je rovna součtu energie proudu na konci zkoumaného potrubního úseku a energie disipované v úseku mezi těmito body. Tuto energetickou rovnováhu stacionárního proudění vyjadřuje Bernoulliho rovnice, která popisuje energii proudu média součtem jeho tlakové, kinetické a potenciální energie.

$$\frac{p_1}{\rho_1} + \frac{v_1^2}{2} + g \cdot h_1 = \frac{p_2}{\rho_2} + \frac{v_2^2}{2} + g \cdot h_2 + \Delta e \left[ \frac{J}{kg} \right] \quad (3-1)$$

Kde  $p_1$  [Pa] je tlak na začátku zkoumaného potrubního úseku, tj. v bodě 1,  $p_2$  [Pa] tlak na jeho konci, tj. v bodě 2,  $v_1$  [m/s] je rychlost média v bodě 1,  $v_2$  [m/s] rychlost média v bodě 2,  $h_1$  [m/s] geodetická výška bodu 1,  $h_2$  [m/s] geodetická výška bodu 2,  $g$  [m/s<sup>2</sup>] gravitační zrychlení,  $\rho$  [kg/m<sup>3</sup>] hustota média a  $\Delta e$  [J/kg] měrná ztrátová energie, tj. disipovaná energie vztahovaná na jednotku hmotnosti média.

#### 3.1.1 Tlakové ztráty

Výsledkem hydraulického odporu potrubí jsou tlakové ztráty, které popisují množství disipované energie. Tvoří je délkové třecí ztráty  $\Delta p_{TZ}$  způsobené viskozitou proudícího média a místní ztráty  $\Delta p_{MZ}$ , které vznikají narušením proudu překážkou (clonou) nebo změnou konfigurace potrubí (koleno, T-kus). Celková tlaková ztráta  $\Delta p$  je rovna součtu všech délkových a místních ztrát na sledovaném potrubním úseku – je uplatňován princip superpozice. Celková tlaková ztráta vyjadřuje nevratnou transformaci mechanické energie na tepelnou a je přímo úměrná druhé mocnině rychlosti média. Vyjádřit ji lze vztahem:

$$\Delta p = \Delta p_{MZ} + \Delta p_{TZ} = \left( \sum \xi_i + \lambda \cdot \frac{L}{d_{in}} \right) \cdot \rho \cdot \frac{v^2}{2} \text{ [Pa]} \quad (3-2)$$

Tlakovou ztrátu lze vyjádřit ve formě měrné ztrátové energie  $\Delta e$ :

$$\Delta e = \frac{\Delta p}{\rho} = \left( \sum \xi_i + \lambda \cdot \frac{L}{d_{in}} \right) \cdot \frac{v^2}{2} \left[ \frac{J}{kg} \right] \quad (3-3)$$

A pro lepší představu lze vyjádřit také ztrátovou výšku  $\Delta H$ :

$$\Delta H = \frac{\Delta p}{\rho \cdot g} = \frac{\Delta E}{g} = \left( \sum \xi_i + \lambda \cdot \frac{L}{d_{in}} \right) \cdot \frac{v^2}{2g} \text{ [m]} \quad (3-4)$$

Kde  $\Delta p$  [Pa] je celková tlaková ztráta,  $\Delta p_{MZ}$  [Pa] místní tlakové ztráty,  $\Delta p_{TZ}$  [Pa] třecí tlakové ztráty,  $\Delta e$  [J/kg] měrná ztrátová energie,  $\Delta H$  [m] ztrátová výška,  $\sum \xi_i$  [-] označuje sumu koeficientů místních ztrát,  $\lambda$  [-] je koeficient tření,  $\rho$  [kg/m<sup>3</sup>] hustota proudícího média,  $v$  [m/s] rychlost proudícího média,  $L$  [m] délka potrubí a  $d_{in}$  [m] je hydraulický průměr potrubí, tj. pro kruhové potrubí vnitřní průměr.

#### 3.1.2 Třecí ztráty – určení koeficientu tření

Koeficient tření  $\lambda$  je ovlivněn dvěma faktory, kterými jsou Reynoldsovo číslo a relativní drsnost potrubí.

$$\lambda = f(Re, \epsilon) \text{ [-]} \quad (3-5)$$

$$Re = \frac{v \cdot d_{in}}{\nu} [-] \quad (3-6)$$

$$\epsilon = \frac{k}{d_{in}} [-] \quad (3-7)$$

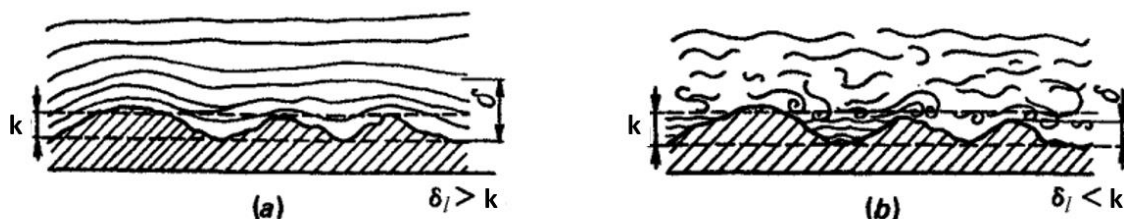
Kde  $\lambda [-]$  je koeficient tření,  $k [mm]$  drsnost potrubí,  $\epsilon [-]$  relativní drsnost potrubí,  $Re [-]$  Reynoldsovo číslo,  $v [m/s]$  rychlost proudícího média,  $d_{in} [m]$  hydraulický průměr potrubí a  $\nu [m^2/s]$  je kinematická viskozita.

**Reynoldsovo číslo** je bezrozměrné podobnostní číslo vyjadřující poměr setrvačných a třecích sil, používá se k rozlišení laminárního a turbulentního proudění. Pro různé typy proudění jsou stanoveny různé hodnoty kritického Reynoldsova čísla, které představují hranici mezi laminárním a turbulentním prouděním. Hranice mezi těmito režimy však není ostrá a oblast mezi nimi se označuje jako přechodové proudění. Pro proudění v potrubí kruhového průřezu je kritická hodnota, do jejíhož dosažení se jedná o proudění laminární,  $Re_{kr} = 2300$ . Při rostoucích hodnotách Reynoldsova čísla následuje nejdříve přechodová oblast a po překročení horního kritického Reynoldsova čísla  $Re_{kr,h} = 6000$  se jedná o proudění turbulentní. [40]

V jiné literatuře lze najít mírně odlišné hodnoty kritických Reynoldsových čísel vymezujících přechodovou oblast mezi laminárním a turbulentním prouděním, jako např.  $Re_{kr} = 2000$  a  $Re_{kr,h} = 4000$ . [41]

Při laminárním proudění, tj. pro  $Re < Re_{kr}$ , převažuje tření mezi jednotlivými vrstvami tekutiny a vliv drsnosti potrubí je zanedbatelný, hydraulický odpor je v tomto režimu proudění závislý pouze na hodnotě Reynoldsova čísla. Je to dáno tím, že pro laminární proudění je charakteristická větší tloušťka mezní vrstvy, která přesahuje výstupky povrchu, a tato drsnost tak nemá vliv na charakter proudění – viz Obr. 3-1 (a). Pro hodnoty Reynoldsova čísla do  $Re \approx 2000$  lze použít Hagen-Poiseuillův vztah pro výpočet koeficientu tření při laminárním proudění: [41]

$$\lambda = \frac{64}{Re} [-] \quad (3-8)$$



Obr. 3-1 – Proudění kolem nerovností: (a) tloušťka mezní vrstvy  $\delta$  větší než drsnost  $k$ , (b) drsnost  $k$  přesahující tloušťku mezní vrstvy  $\delta$  [41]

Při přechodu k turbulentnímu proudění se určení koeficientu tření stává složitějším a existuje množství polo-empirických vztahů pro jeho výpočet. Rozlišujeme hydraulicky hladké potrubí, hydraulicky drsné potrubí a přechodovou oblast mezi nimi. Komerčně dostupné kruhové trubky (s nestejnou drsností) jsou hydraulicky hladké, pokud je splněna podmínka daná rovnicí (3-9), a hydraulicky drsné, platí-li rovnice (3-10). [41]

$$\epsilon < \epsilon_{lim,1} \approx \frac{15}{Re} \quad (3-9)$$

$$\epsilon > \epsilon_{lim,2} \approx \frac{560}{Re} \quad (3-10)$$

Pro výpočet koeficientu tření  $\lambda$  v oblasti turbulentního proudění v hydraulicky hladkém potrubí lze pro  $4000 < Re < 10^5$  použít vztah dle Blasiusa: [41]

$$\lambda = \frac{0,3164}{Re^{0,25}} [-] \quad (3-11)$$

V přechodové oblasti turbulentního proudění může být koeficient tření  $\lambda$  všech komerčně dostupných kruhových trubek určen ze vztahu Colebrook-White, viz rovnice (3-12), jehož nevýhodou je implicitní vyjádření, nebo pro inženýrské výpočty přibližným vztahem dle Altshula, viz rovnice (3-13). [41]

$$\lambda = \frac{1}{\left(2 \cdot \log\left(\frac{2,51}{Re \cdot \sqrt{\lambda}} + \frac{\epsilon}{3,7}\right)\right)^2} [-] \quad (3-12)$$

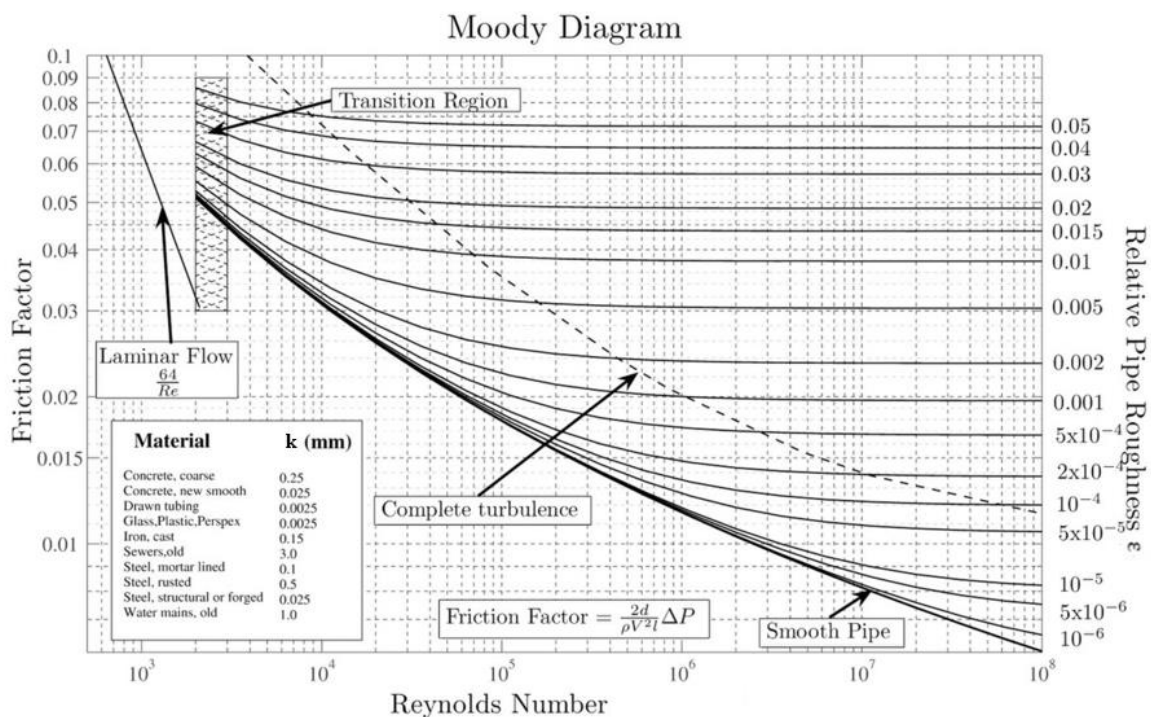
$$\lambda = 0,11 \cdot \left(\epsilon + \frac{68}{Re}\right)^{0,25} \quad (3-13)$$

V případě hydraulicky drsného potrubí, v plně vyvinutém turbulentním proudění, lze koeficient tření  $\lambda$ , závislý pouze na relativní drsnosti potrubí, určit z Nikuradseho vztahu: [41]

$$\lambda = \frac{1}{\left(2 \cdot \log\left(\frac{3,47}{\epsilon}\right)\right)^2} [-] \quad (3-14)$$

Lze najít také vztahy použitelné ve všech třech režimech turbulentního proudění, např. vztah dle Zigranga a Sylvestera uvedený v rovnici (3-15). Tento vztah je použitelný v rozsahu  $4000 < Re < 10^8$  a  $10^{-5} < \epsilon < 0,05$  a je v tomto rozmezí považován za velmi přesný, daní za jeho univerzálnost je složitější vyjádření. [42] [43]

$$\sqrt{\lambda} = \frac{1}{-2 \cdot \log\left(\frac{\epsilon}{3,7} - \frac{5,02}{Re} \cdot \log\left(\frac{\epsilon}{3,7} - \frac{5,02}{Re} \cdot \log\left(\frac{\epsilon}{3,7} + \frac{13}{Re}\right)\right)\right)} [-] \quad (3-15)$$



Obr. 3-2 – Moodyho diagram [44]

Darcy-Weisbachova závislost koeficientu tření na uvedených faktorech (Reynoldsové číslo a relativní drsnosti potrubí) je graficky znázorněna na **Moodyho diagramu** na Obr. 3-2. V levém horním rohu diagramu leží přímka popisující závislost koeficientu tření v laminárním režimu proudění pouze na hodnotě Reynoldsova čísla. Napravo od laminární oblasti je šrafováním vyznačena přechodová oblast a následuje oblast turbulentního proudění. Z pravé vertikální osy vychází křivky konstantní relativní drsnosti. Příklady drsnosti povrchu dle materiálu a stavu potrubí uvádí tabulka vlevo dole. Při známých hodnotách relativní drsnosti a Reynoldsova čísla se koeficient tření odečte na levé vertikální ose ve výšce dané průsečíkem křivky dané relativní drsnosti a vertikální přímkou odpovídající danému Reynoldsovu číslu. Spodní křivka je křivkou hydraulicky hladkého potrubí. Přerušovaná křivka vyděluje napravo od ní oblast hydraulicky drsného potrubí. Lze vidět, že v této oblasti jsou křivky téměř vodorovné, tj. hodnota koeficientu tření je téměř nezávislá na hodnotě Reynoldsova čísla.

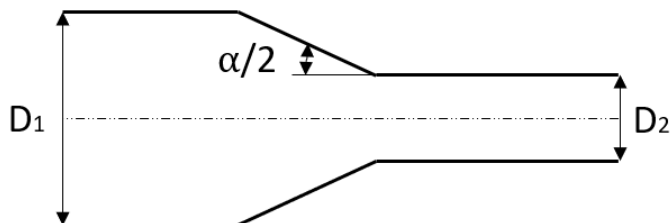
### 3.1.3 Místní ztráty

Místní ztráty vznikají v místech změny charakteru proudění, může jít o změnu směru nebo velikosti rychlosti. Na těchto místech často dochází k odtržení proudu od stěny a vzniku ztrátových vírů. Pro určení koeficientů místních ztrát se často využívají grafy a tabelované hodnoty z experimentálně zjištěných dat specifických pro příslušnou geometrii a dané podmínky, další možností je využití aproximačních vztahů. Ztrátové koeficienty se vztahují ke střední rychlosti proudu před potrubním prvkem.

### Redukce (konvergentní trysky)

Přechod z většího průtočného průřezu na menší je doprovázen nevratnými tlakovými ztrátami. Hlavní podíl na této místní ztrátě má odtrhávání proudu od stěny, ke kterému dochází

po překonání kuželové sbíhavé části při vstupu do přímé trubky při úhlech  $\alpha > 10^\circ$  a dostatečně velké změně průtočného průřezu. Hydraulický odpor se zvyšuje s rostoucím úhlem  $\alpha$  a poměrem průtočných průřezů a nejvyšší je při skokové změně průřezu. [41]



Obr. 3-3 – Koncentrická redukce s přímým kuželovým zkosením

Pro běžné koncentrické redukce potrubí kruhového průřezu s kuželovým zkosením za předpokladu  $Re \geq 10^5$  je koeficient hydraulického odporu redukce  $\xi_r$  závislý na úhlu zkosení  $\alpha$  a poměru vstupního a výstupního průřezu. Při malých hodnotách Reynoldsova čísla závisí hydraulický odpor také na hodnotě  $Re$ . Hodnotu  $\xi_r$  lze odečíst z příslušného grafu, využít tabelované hodnoty nebo pro  $Re \geq 10^5$  využít aproximační vztah: [41]

$$\xi_r = (-0,0125 \cdot n_0^4 + 0,0224 \cdot n_0^3 - 0,00723 \cdot n_0^2 + 0,00444 \cdot n_0 - 0,00745) \cdot (\alpha^3 - 2\pi\alpha^2 - 10\alpha) + \frac{\lambda}{8 \cdot \sin \frac{\alpha}{2}} (1 - n_0^2) [-] \quad (3-16)$$

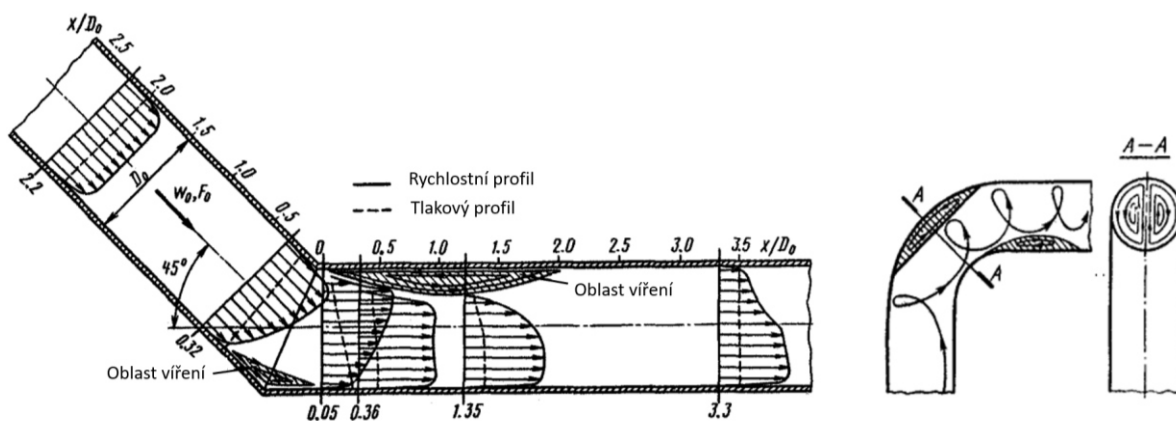
$$n_0 = \frac{S_2}{S_1} = \frac{D_2^2}{D_1^2} [-] \quad (3-17)$$

Kde  $\alpha$  [rad] je úhel zkosení redukce a  $n_0$  [-] poměr výstupního ku vstupnímu průřezu.

Pro úhly  $\alpha \in (10^\circ, 40^\circ)$  a pro  $Re \geq 10^5$  zůstává koeficient hydraulického odporu redukce s přímým kuželovým zkosením přibližně konstantní na hodnotě  $\xi_r \approx 0,05$ . Tento odpor může být snížen zaoblením ostrých hran. V případě hladce zakřivených stěn, stejně jako v případě úhlu  $\alpha < 10^\circ$ , nedochází k odtrhávání proudu od stěny a tlakové ztráty v redukcí se tak mohou snížit až na pouhé ztráty třením. [41]

### Kolena (změny směru proudění)

Ohýbání proudu v zakřiveném potrubí (v kolenech) způsobuje vznik odstředivých sil. Na vnější stěně zakřiveného potrubního úseku se tlak zvyšuje a na vnitřní stěně snižuje. Mění se i rozložení rychlosti po průřezu potrubí, na vnější stěně je rychlost proudu před ohybem nižší a na vnitřní stěně vyšší. Rychlostní a tlakový profil, viz Obr. 3-4 vlevo. Odstředivé síly způsobují také vznik sekundárního příčného proudění, které stáčí proudnice do tvaru šroubovice viz Obr. 3-4 vpravo. Důsledkem zmíněných jevů je odtržení proudění od vnější i vnitřní stěny. Největší podíl na tlakové ztrátě ohybu má odtržení proudu na vnitřní stěně potrubí. Největší odtržení proudění způsobuje ostrý vnitřní roh, je tedy lepší použít zaoblené rohy. Výpočet odporu konkrétního kolena závisí na více faktorech, které jsou přiblíženy níže, jedná se zejména o geometrii, drsnost a Reynoldsovo číslo.



Obr. 3-4 – Vznik vírů a změny rychlosti a tlaku při proudění ohybem, upraveno z [41]

Pro běžná potrubní kolena kruhového průřezu o úhlu ohybu  $90^\circ$  s relativním poloměrem zakřivení  $1 < \frac{R_s}{d_{in}} < 3$  je za předpokladu, že kolenu předchází dostatečně dlouhý přímý úsek potrubí  $L > 10 \cdot d_{in}$ , relativní drsnost potrubí  $\epsilon > 0$  a  $Re \geq 10^4$ , koeficient hydraulického odporu kolena  $\xi_k$  definován vztahem: [41]

$$\xi_k = k_\epsilon \cdot k_{Re} \cdot 0,21 \cdot \left(\frac{R_s}{d_{in}}\right)^{-\frac{1}{2}} + 1,575 \cdot \lambda \cdot \frac{R_s}{d_{in}} [-] \quad (3-18)$$

Kde  $\lambda [-]$  je koeficient tření a  $k_\epsilon$ ,  $k_{Re} [-]$  jsou opravné součinitele závislé na drsnosti potrubí, Reynoldsově čísle a poloměru zakřivení proudu. Za určitých předpokladů je lze zjednodušit, platí například: [41]

$$k_{Re} = 1 \quad \text{pro } Re \geq 3 \cdot 10^5 \quad (3-19)$$

$$k_\epsilon = 1 + \epsilon \cdot 10^3 \quad \text{pro } Re \geq 2 \cdot 10^5 \text{ a pro } \epsilon \leq 0,001 \quad (3-20)$$

$$k_\epsilon = 2 \quad \text{pro } Re \geq 2 \cdot 10^5 \text{ a pro } \epsilon > 0,001 \quad (3-21)$$

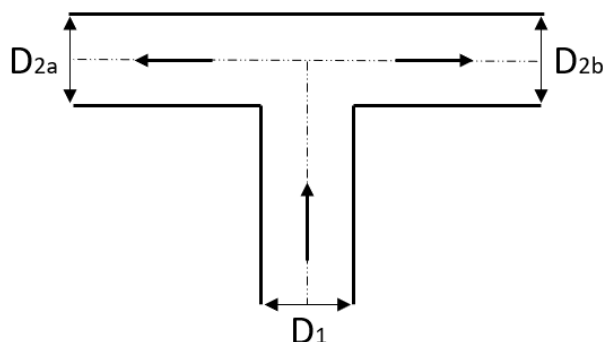
V případě relativního poloměru zakřivení kolena  $\frac{R}{d_{in}} = 1,5$  a při současném splnění podmínek (3-19) a (3-20) by rovnice pro výpočet hydraulického odporu kolena vypadala následovně:

$$\xi_k = (1 + \epsilon \cdot 10^3) \cdot 0,21 \cdot (1,5)^{-\frac{1}{2}} + 1,575 \cdot \lambda \cdot 1,5 [-] \quad (3-22)$$

Kde posledními neznámými už zůstávají jen relativní drsnost potrubí  $\epsilon$  a koeficient tření  $\lambda$ . Výpočty hydraulického odporu kolen pro různé kombinace předpokladů, jsou popsány v [41].

### T-kusy

T-kusy, potrubní tvarovky rozdělující hlavní proud do dvou menších proudů, jsou charakterizovány poměrem průtočných průřezů jednotlivých větví a úhlem větvení. (Tyto tvarovky samozřejmě umožňují nejen rozdělování, ale i slučování proudů, viz níže.) Hydraulický odpor T-kusů závisí pouze na zmíněném úhlu větvení a poměru průtoků/rychlostí v jednotlivých větvích. Tlakové ztráty rozdělující tvarovky sestávají z tlakové ztráty způsobené náhlou expanzí při rozdělení proudu a ztrát způsobených změnou směru proudu a jeho následnou kontrakcí. Tlakové ztráty slučující tvarovky sestávají ze ztrát turbulentním mísením proudů o rozdílných rychlostech a ztrát způsobených otočením proudu. [41]

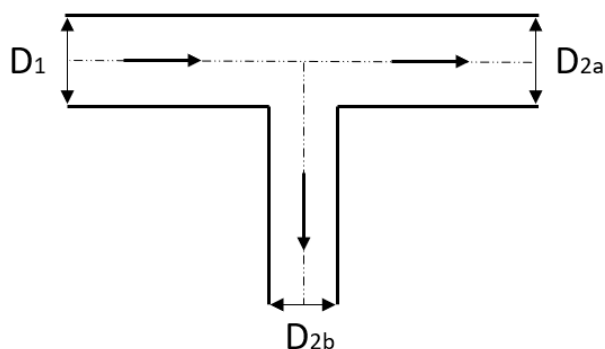


Obr. 3-5 – Symetrický T-kus rozdělující proud do dvou větví pod úhlem 90°

V případě symetrického T-kusu s ostrým rozdělením proudu do dvou větví stejného průřezu, tj. kde platí  $D_1 = D_{2a} = D_{2b}$ , a opačného směru pod úhlem 90°, viz Obr. 3-5, je koeficient hydraulického odporu  $\xi_{Tr}$  dán vztahem: [41]

$$\xi_{Tr} = 1 + 0,3 \cdot \left(\frac{v_2}{v_1}\right)^2 \quad [-] \quad (3-23)$$

Kde  $v_1$  [m/s] je rychlost vstupního proudu a  $v_2$  [m/s] rychlost proudu vystupujícího z T-kusu. Vzhledem k symetrii je stejný vzorec aplikovatelný na oba vystupující proudy.



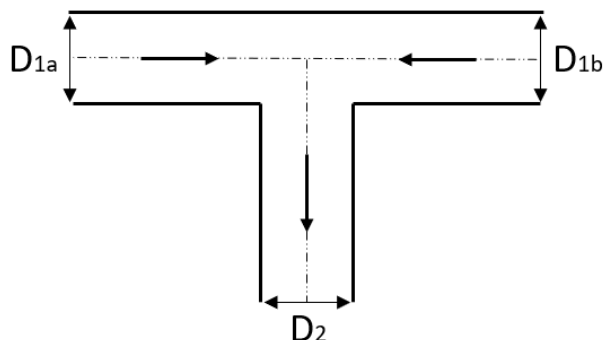
Obr. 3-6 – T-kus s odbočující větví pod úhlem 90°

V případě T-kusu s odbočkou pod úhlem 90°, viz Obr. 3-6, pro který platí  $D_1 = D_{2a}$ , tedy že pokračující přímá větev má stejný průřez jako společná vstupní větev, jsou koeficienty hydraulického odporu boční (2b na Obr. 3-6) větve  $\xi_{Tb}$  a přímé (2a na Obr. 3-6) větve  $\xi_{Ta}$  dány vztahy: [41]

$$\xi_{Tb} = 1 + \left(\frac{v_{2b}}{v_1}\right)^2 \quad [-] \quad (3-24)$$

$$\xi_{Ta} = \frac{\xi_{Tb}}{\left(\frac{v_{2b}}{v_1}\right)^2} \quad [-] \quad (3-25)$$

Kde  $v_1$  [m/s] je rychlost vstupního proudu a  $v_{2b}$  [m/s] rychlost proudu v odbočující větví.



Obr. 3-7 – Symetrický T-kus slučující dvě protisměrné větve do jednoho proudu

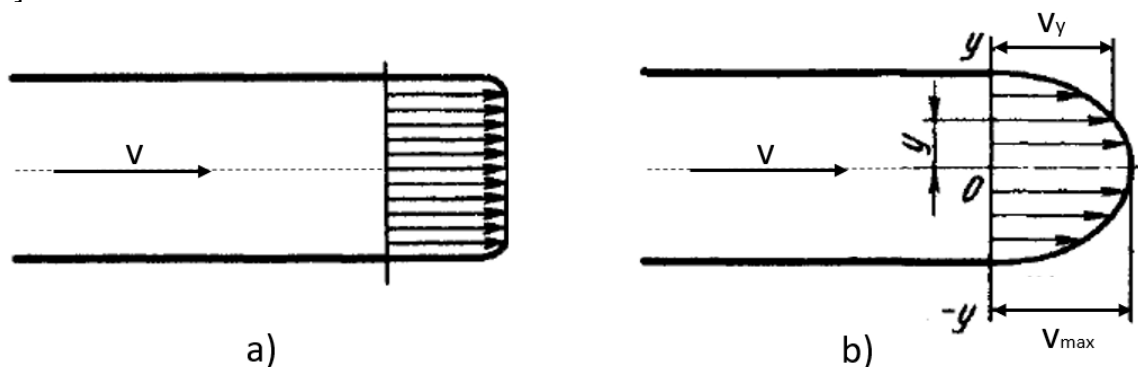
V případě symetrického T-kusu pro sloučení dvou potrubních větví opačného směru do jednoho proudu, viz Obr. 3-7, kde platí  $D_{1a} = D_{1b} = D_2$ , je koeficient hydraulického odporu  $\xi_{Ts}$  dán vztahem: [41]

$$\xi_{Ts} = 0,55 \cdot \left( 2 + 3 \cdot \left( \left( \frac{Q_1}{Q_2} \right)^2 - \left( \frac{Q_1}{Q_2} \right) \right) \right) [-] \quad (3-26)$$

Kde  $Q_1$  [ $m^3/s$ ] je objemový průtok jednou ze vstupujících potrubních větví a  $Q_2$  [ $m^3/s$ ] je průtok výstupním potrubím. Vzhledem k symetrii je stejný vzorec aplikovatelný na oba vstupující proudy. V případě, že obě vstupující potrubní větve disponují stejným průtokem média, nabývá i koeficient hydraulického odporu pro oba tyto proudy stejné hodnoty.

### Výtok z potrubí

Při výtoku tekutiny z potrubního systému dochází ke ztrátě kinetické energie vytékajícího proudu. Obecně se ztráty při výtoku skládají z vnitřních ztrát ve výstupní části a dynamického tlaku vytékajícího proudu. V případě volného výtoku proudu z přímého úseku trubky do velkého objemu se ztráty redukují pouze na ztrátu dynamického tlaku proudu. Velikost ztrát pak už závisí pouze na rychlostním profilu uvnitř potrubí. V případě parabolického rychlostního profilu je koeficient hydraulického odporu výtoku z potrubí  $\xi_v = 2$ , v případě rovnoměrného rozložení rychlosti po příčném průřezu potrubí je koeficient místního odporu výtoku  $\xi_v = 1$ . [41]

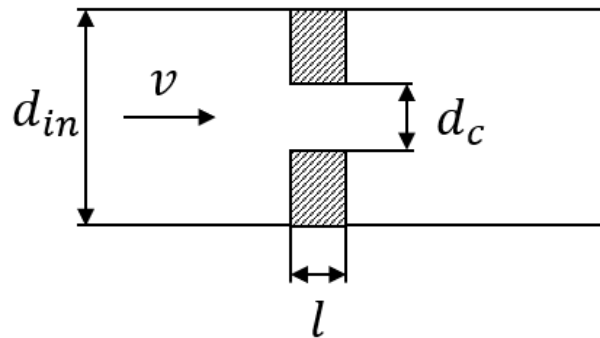


Obr. 3-8 – Rychlostní profil na výtoku z potrubí – a) rovnoměrný, b) parabolický, upraveno z [41]



### Clona

Při průchodu proudění clonou dochází nejdříve ke kontrakci proudu a následně k náhlé expanzi doprovázené vznikem vířů. Ještě před clonou se trajektorie částic začínají sbíhat směrem k ose otvoru clony a při průchodu clonou je tak průřez proudu menší než samotný otvor clony. Zmírnit kontrakci proudu, a tedy i snížit tlakovou ztrátu clony je možné třemi způsoby: zesílením clony, zkosením anebo zaoblením jejích hran. [41]



Obr. 3-9 – Proudění přes clonu v přímém potrubí

V případě proudění přes clonu o šířce  $l$  splňující podmínku  $l/d_c \geq 0,015$  a za předpokladu  $Re > 10^3$  je koeficient hydraulického odporu clony  $\xi_c$  dán vztahem: [41]

$$\xi_c = \left( 0,5 \cdot \left( 1 - \frac{d_c^2}{d_{in}^2} \right)^{0,75} + (2,4 - l) \cdot 10^{-\phi} \cdot \left( 1 - \frac{d_c^2}{d_{in}^2} \right)^{1,375} + \left( 1 - \frac{d_c^2}{d_{in}^2} \right)^2 + \lambda \cdot \frac{l}{d_c} \right) \cdot \left( \frac{d_{in}^2}{d_c^2} \right)^2 \quad [-] \quad (3-27)$$

$$\phi = \frac{0,25 + 0,535 \cdot \left( \frac{l}{d_c} \right)^8}{0,05 + \left( \frac{l}{d_c} \right)^7} \quad [-] \quad (3-28)$$

Kde  $d_{in}$  [m] je vnitřní průměr potrubí,  $d_c$  [m] je průměr otvoru clony,  $l$  [m] je šířka clonového kotouče,  $\phi$  [-] substituent a  $\lambda$  [-] je koeficient tření.

## 4 Systém dlouhodobého odvodu tepla (DOT) na VVER-440/V213

Systém dlouhodobého odvodu tepla je součástí projektu zodolnění bloků JE na zvládnání těžkých havárií. Jedná se o systém zasahující v případě havárie s tavením paliva, tj. systém úrovně DiD 4. Jeho funkce je vyžadována v případě selhání aktivních bezpečnostních systémů úrovně DiD 3, tj. vysokotlakého i nízkotlakého havarijního doplňování primárního okruhu a systému sprchování HZ, nebo systému technické vody důležité. Další systémy spolupracující na zvládnání těžké havárie jsou odtlakování primárního okruhu, lokalizace koria v tlakové nádobě reaktoru zaplavením šachty reaktoru a řízená likvidace vodíku v HZ pasivními rekombinátory. Při zapůsobení uvedených systémů v počáteční fázi TH dojde k zaplavení šachty reaktoru a vzniku bazénu koria na dně TNR. Zde generované teplo prostupuje stěnou TNR do chladivem zaplavené šachty reaktoru, kde dochází k varu a tvorbě páry. Pára uniká a postupně zvyšuje tlak a teplotu v HZ, dalším krokem je tedy zabezpečení dlouhodobého odvodu tepla z HZ, jehož účelem je zabránit přetlakování HZ a ohrožení její pevnosti a zabránit tak velkému a časnému úniku radioaktivních štěpných produktů. Tato kapitola čerpá zejména z [45] a [46].

Odvod tepla z HZ je při projektových nehodách zajištěn činností sprchového systému a systémů havarijního doplňování primárního okruhu. Čerpadla těchto tří bezpečnostních systémů, pracujících v recirkulačním režimu, nasávají chladivo z podlahy boxu PG a vedou ho přes tepelný výměník chlazený technickou vodou důležitou. Systémy doplňování zabezpečují návrat ochlazeného chladiva do primárního okruhu k chlazení AZ a sprchový systém zajišťuje kondenzaci páry a odvod tepla z atmosféry HZ.

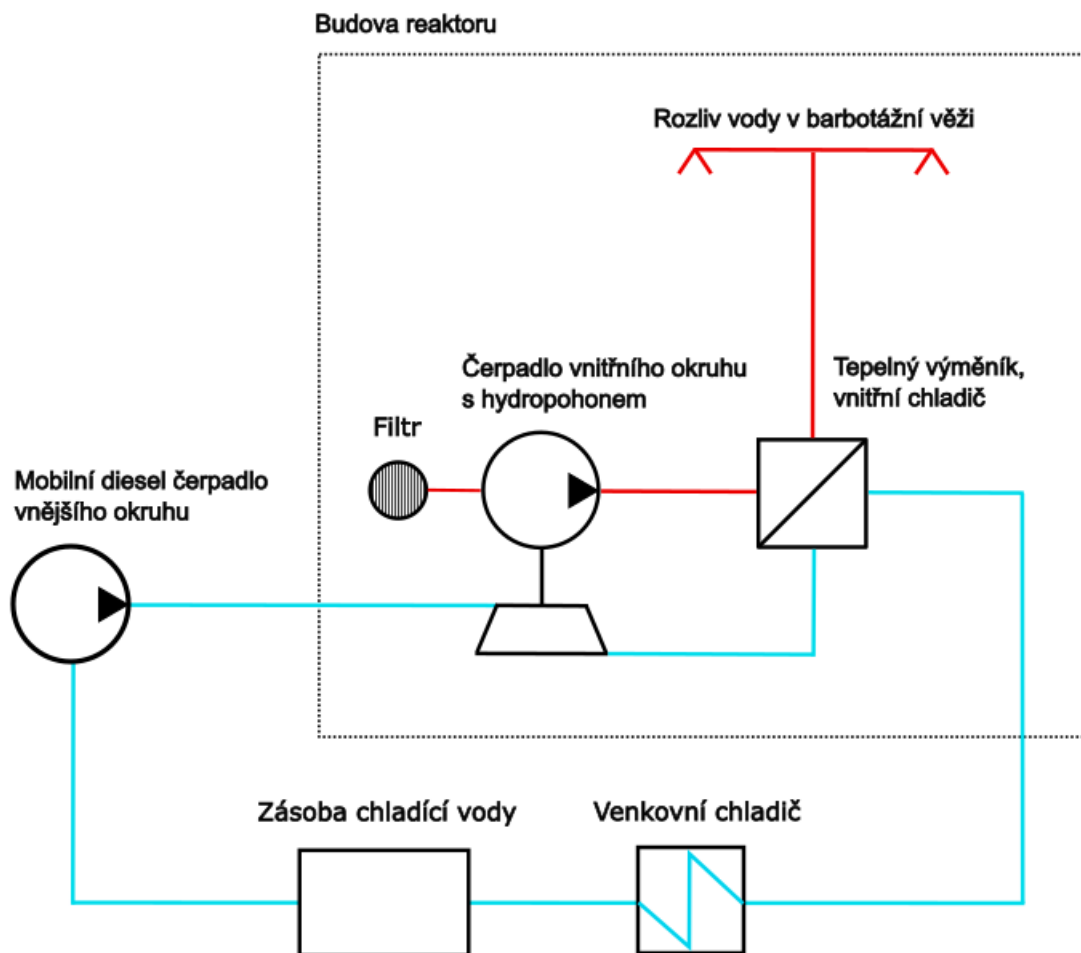
Využití sprchového systému HZ pro dlouhodobý odvod tepla je možné i v případě těžké havárie, ale vzhledem k tomu, že jde o systém 3. úrovně DiD, není zaručena jeho dostupnost v rozšířených projektových podmínkách. V případě nedostupnosti systému technické vody důležité selhávají kromě sprchového systému i další záložní systémy, které by mohly zajistit odvod tepla z HZ při nedostupnosti sprchového systému.

Řešením je tedy doplnění plnohodnotného systému 4. úrovně DiD nezávislého na uvedených systémech nižších úrovní DiD. Navržený systém DOT se skládá z vnitřního chlazeného a vnějšího chladicího okruhu. Ačkoli se v 4. úrovni DiD redundance přímo nevyžaduje, u nejdůležitějších zařízení/systémů se uplatňuje redundance 2 x 100 %.

Vnitřní okruh (na Obr. 4-1 červeně) je umístěn v HZ a zahrnuje turbočerpadlo s hydropohonem, tepelný výměník a navazující potrubní trasy. Turbočerpadlo, poháněné tlakovou vodou vnějšího okruhu, nasává vodu z jímky na podlaze boxu parogenerátorů a ta je vedena přes tepelný výměník do 11. patra vakuobarbotážní věže, odkud vytéká a zkrápí šachtu barbotážní věže. Celý vnitřní okruh pracuje bez potřeby elektrického napájení a nevyžaduje ani manipulaci s armaturami uvnitř HZ.

Vnější okruh (na Obr. 4-1 modře) sestává z venkovního mobilního diesel čerpadla, zásoby chladicí vody (vodního objemu), chladicí věže a navazujících hadic a potrubních tras. Voda nasávaná z vodního objemu je od čerpadla vedena hadicí ke stěně budovy, kde je připojena na potrubní trasu vedoucí přes hermetické průchodky do HZ. Zde voda slouží ke dvěma účelům: k pohonu turbočerpadla a k odvodu tepla z výměníku. Ohřátá voda se potrubní trasou vrací ke stěně budovy, odkud je hadicemi vedena přes venkovní chladič (chladičí věž) zpátky do vodního objemu. Voda přiváděná do HZ vnějším okruhem pouze pohání čerpadlo a odebírá teplo ve výměníku, nedochází však ke zvyšování množství vody v HZ (kromě spouštění systému, kdy část vody z vnějšího okruhu slouží k zástřiku čerpadla). Návrh vnějšího

okruhu systému není předmětem této diplomové práce a parametry vstupují do výpočtu vnitřního okruhu jako okrajové podmínky.



Obr. 4-1 – Informativní schéma systému DOT

#### 4.1 Analýza průběhu TH na VVER-440/V213

Pro stanovení požadavků na systém DOT byla převzata analýza průběhu těžké havárie na VVER 440/V213, jejíž výpočtový model byl zpracován v kódu ASTEC. Jedná se o evropský integrální kód pro simulaci těžkých havárií vodou chlazených reaktorů, vyvinutý francouzským Institutem pro ochranu před radiací a nukleární bezpečnost (IRSN). Kapitola se věnuje popisu analyzované události a z ní plynoucím požadavkům na systém DOT. Zde uvedené informace vychází z [45].

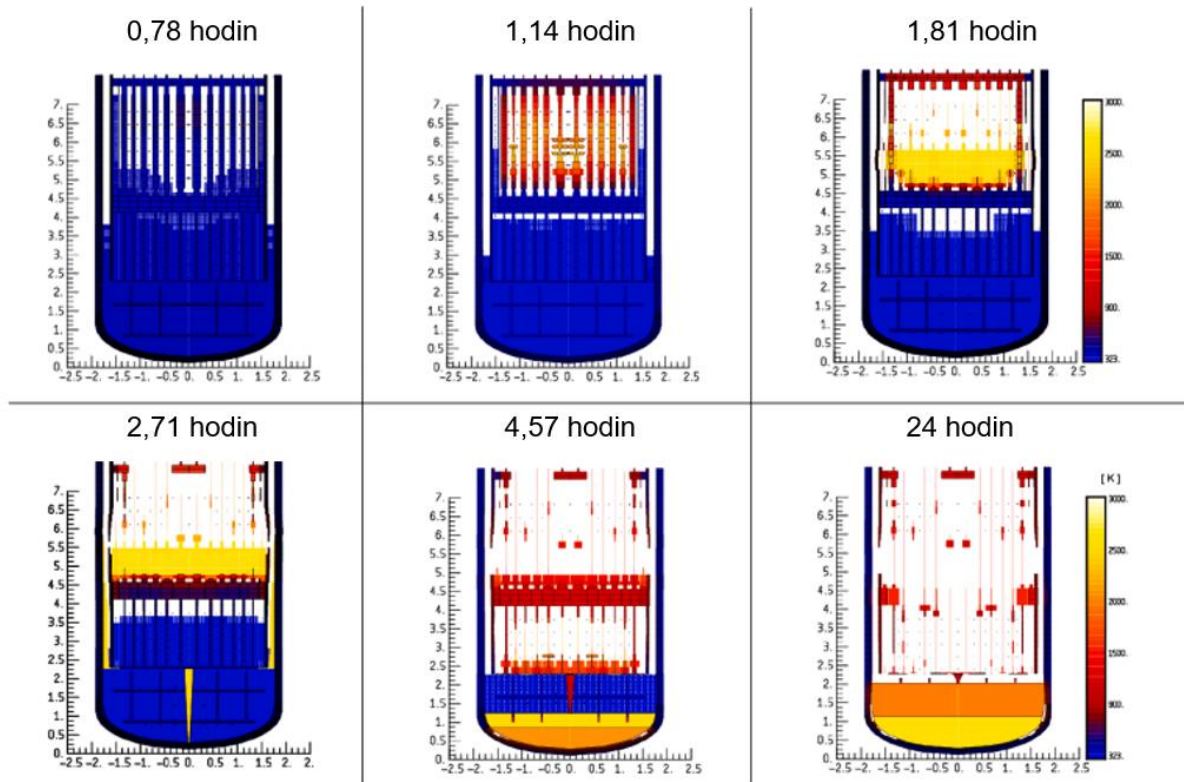
##### 4.1.1 Okrajové podmínky

Před postulovanou iniciační událostí byly uvažovány normální provozní podmínky v období konce palivové kampaně, kdy je zbytkový tepelný výkon reaktoru nejvyšší. Uvažované podmínky prostředí v HZ před vypuknutím události jsou teplota 50 °C, tlak 99,8 kPa a relativní vlhkost 70 %, uvažovaná okolní teplota pro stanovení tepelných ztrát budovy do okolí 30 °C. Netěsnost kontejnmentu byla uvažována konzervativně na hodnotě 2,5 % za den (konzervativně vzhledem k tlakování kontejnmentu, nikoli k únikům

radioaktivních látek do okolí). Identifikována byla událost, při níž dochází k nejrychlejšímu tlakování kontejnmentu, a to gilotinové roztržení horké větve I.O. s oboustranným výtokem chladiva. Simulace byla provedena za nedostupnosti havarijních systémů chlazení AZ (systémy 3. úrovně DiD). Dále byly uvažovány zásahy operátora dle postupů EOP a SAMG (viz kap. 1.6): odtlakování II.O., vylití barbotážních žlabů a otevření armatur pro zaplavení šachty reaktoru.

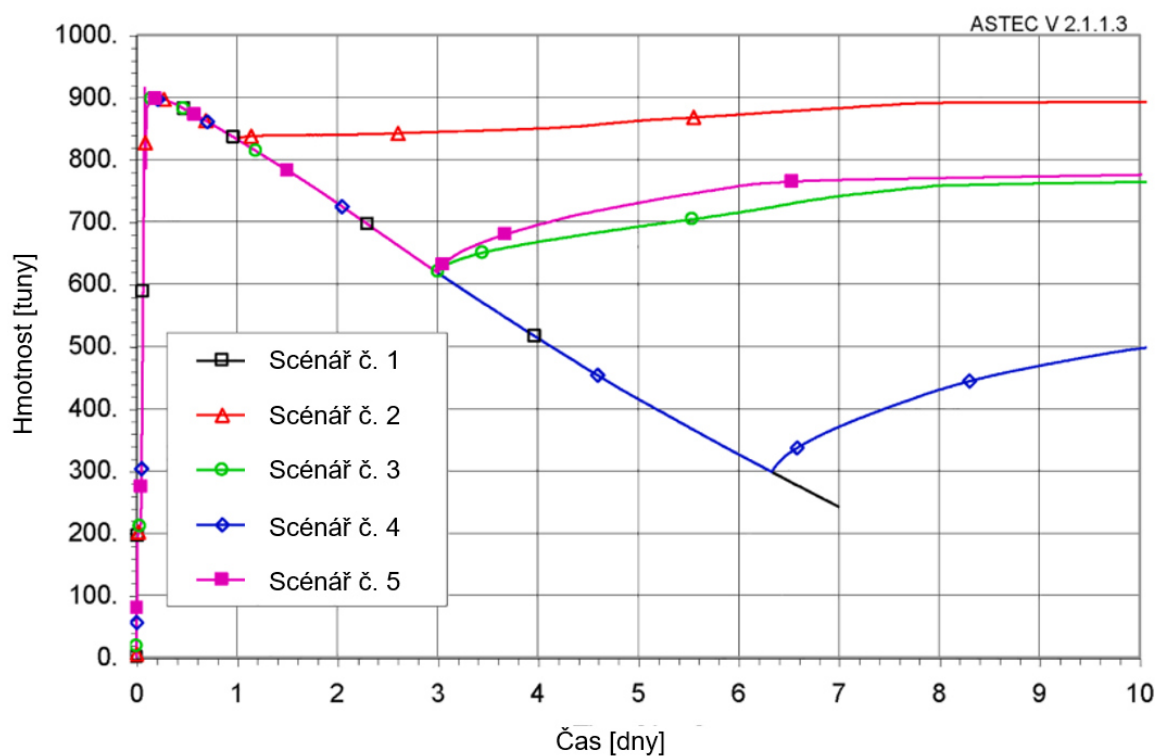
#### 4.1.2 Průběh havárie

Při uvedených okrajových podmínkách dochází k odhalení a tavení AZ velmi brzy po iniciační události, viz Obr. 4-2. V prvních hodinách dochází při oxidaci pokrytí paliva vodní párou k největší produkci vodíku rychlostí až 1,2 kg/s a intenzivnímu ohřívání AZ. Rychlost tvorby vodíku pak prudce klesá a celkem se ho v prvních 12 hodinách vytvoří téměř 440 kg, v dalších hodinách už jsou příbytky minimální a celkově během 7 dnů při udržení strategie IVMR-EX vzniká přibližně 475 kg vodíku. Převážná část vodíku je rekombinována za vzniku vodní páry, která se stává nejvýznamnější složkou atmosféry HZ. K tomu je však zapotřebí značné množství kyslíku, který je postupně spotřebováván (na 1 kg vodíku se spotřebuje 8 kg kyslíku), a tak část vodíku zůstává v atmosféře HZ nadále přítomná. Rekombinaci zbylého vodíku a vyrovnání deficitu nekondenzovatelných plynů v prostoru mimo zachytne plynojemy mohou umožnit tzv. rušiče vakua (viz bod 7 v kap. 2.5.1), jejich zapůsobení však uváděná analýza neuvažovala. Deficit nekondenzovatelných plynů je nebezpečný kvůli možnosti dosažení přílišného podtlaku v kontejnmentu při kondenzaci vodní páry. Dle [45] je maximální dovolený podtlak vakuobarbotážního kontejnmentu 20 kPa.



Obr. 4-2 – Simulace degradace AZ při TH (ASTEC), upraveno z [45]

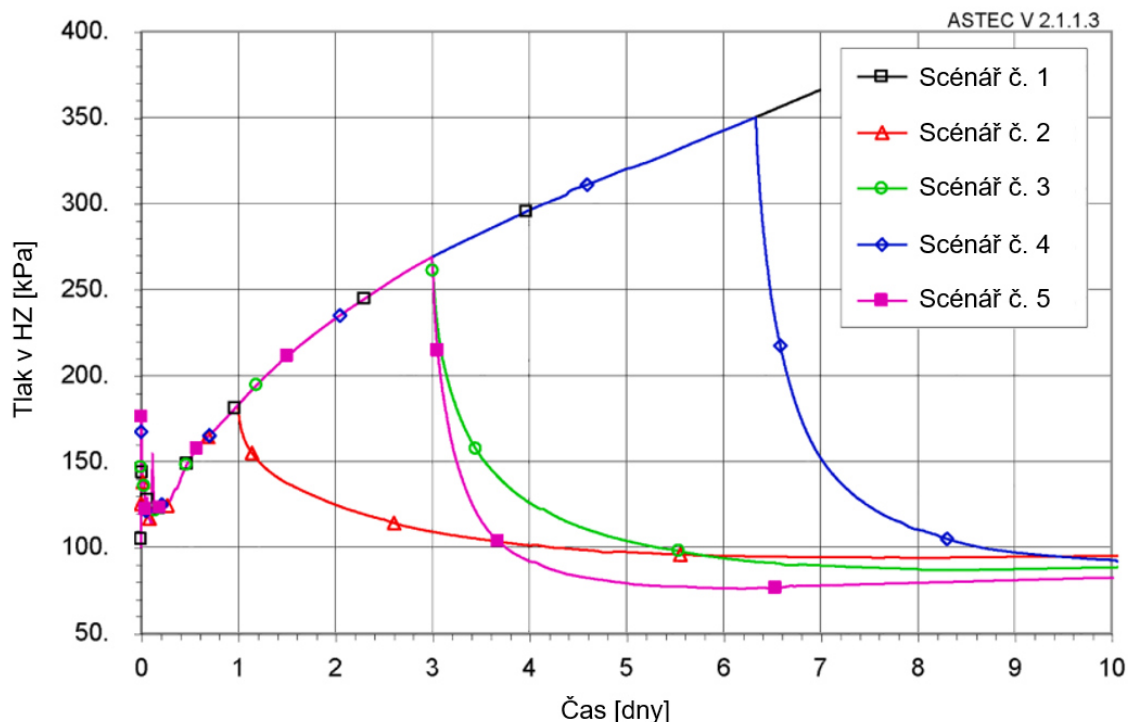
Před přemístěním koria do spodní části TNR je již šachta reaktoru zaplavena chladivem. Ve spodní části TNR se tak vytváří bazén koria chlazený přes stěnu TNR. K stabilnímu nátoku chladiva do šachty reaktoru je zapotřebí udržet dostatečnou hladinu vody na podlaze boxu PG. Postupným nahříváním kontejnmentu je však značná část chladiva obsažena v atmosféře HZ v podobě vodní páry. Z důvodu vysokého podílu vodní páry v atmosféře není pro zvládnutí těžké havárie strategií IVMR-EX vhodný filtrovaný venting, který by znamenal nevratnou ztrátu chladiva z atmosféry HZ. Časový průběh množství vody v záchytné jímce je znázorněn na Obr. 4-3. Scénář č. 1, na obrázku černě, odpovídá popisované havárii bez možnosti jakéhokoli odvodu tepla z HZ. Ostatní scénáře počítají s odvodem tepla z HZ a jsou popsány níže. Limitní hodnoty hladiny pro zabezpečení nátoku chladiva do šachty reaktoru je dosaženo již za 3 dny. Odtud vyplývá požadavek na spuštění systému DOT do 72 hodin od počátku TH. Situaci lze řešit také doplňováním vody do HZ.



Obr. 4-3 – Množství vody v záchytné jímce (ASTEC), upraveno z [45]

K ohřevu a tlakování HZ přispívá kromě bazénu koria na dně TNR a uniklého primárního chladiva také rozpadové teplo generované těkavými štěpnými produkty (těmi jsou zejména vzácné plyny xenon a krypton), které se uvolnily do atmosféry HZ, a teplo vznikající při rekombinaci vodíku v pasivních autokatalytických rekombinátorech. Teplo odváděné z koria přes stěnu TNR do chladiva v šachtě reaktoru má na celkovém množství tepla největší podíl a zde vznikající pára nejvýznamněji přispívá k tlakování HZ.

Časový průběh tlaku v HZ je znázorněn na Obr. 4-4. Návrhový tlak hermetické obálky je 250 kPa, skutečný tlak, při kterém by mohlo s 5% pravděpodobností dojít ke ztrátě její integrity, byl stanoven na 350 kPa. Na obrázku lze vidět, že bez odvodu tepla z HZ je limitního tlaku dosaženo po 6 dnech (projektového tlaku již po 2,5 dnech) od začátku TH.



Obr. 4-4 – Průběh tlaku v HZ (ASTEC), upraveno z [45]

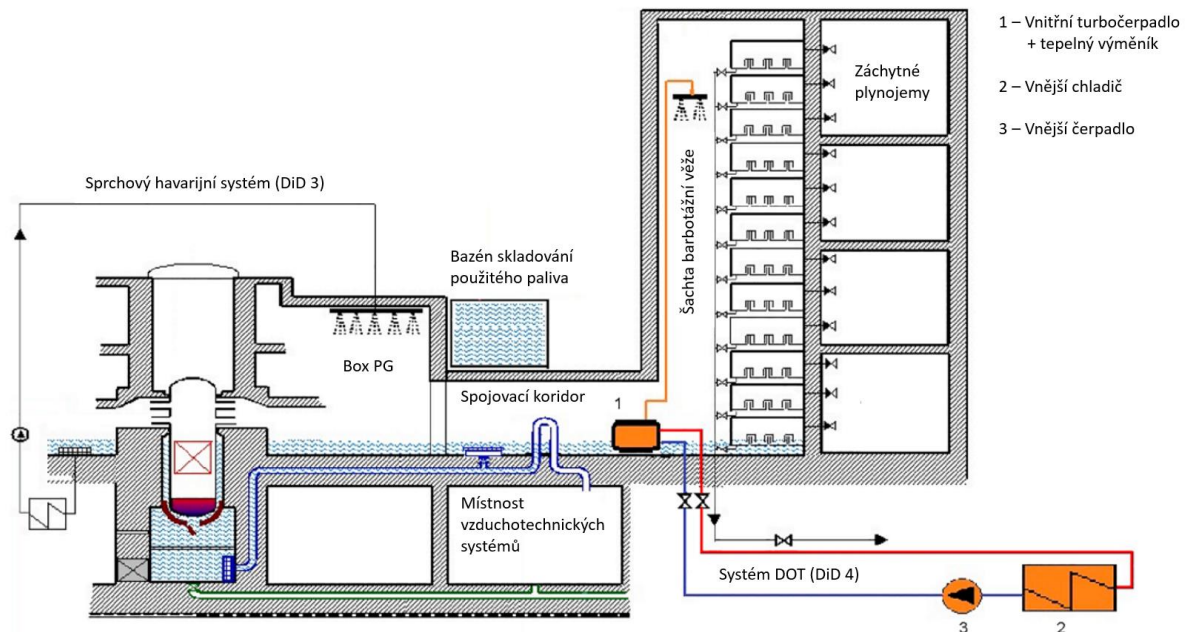
#### 4.1.3 Možnosti odvodu tepla z HZ

V rámci analýzy byly zkoumány možnosti, jak by bylo možné teplo z HZ odvést. Finská JE Loviisa se vydala cestou chlazení kontejnmentu z vnějšku a má instalovaný vnější sprchový systém. Toto řešení jí umožňuje ocelový kontejnment, u vakuobarbotážního kontejnmentu postaveného ze silných betonových stěn s nízkou tepelnou vodivostí však tento přístup není možné aplikovat. [36]

Dále se nabízí možnost obnovení činnosti existujících systémů, a to ventilačního systému nebo systémů SAOZ patřících do 3. úrovně DiD. Klíčové komponenty systémů SAOZ (čerpadla a tepelný výměník) jsou uloženy v kobkách vně kontejnmentu, a tak je reálné se k nim dostat za probíhající TH. Snaha o zprovoznění těchto systémů však může být narušena vysokou radioaktivitou. Využití ventilačního systému k odvodu tepla z kontejnmentu je v případě jeho provozuschopnosti možné, problémem však je kondenzace vodní páry na tepelných výměnících, která znamená nevratnou ztrátu vody z atmosféry HZ. Navíc jsou všechny tyto systémy závislé na dostupnosti systému technické vody důležité.

Poslední možností je instalace nového systému 4. úrovně DiD, který bude plně nezávislý na ostatních systémech, tím je navrhovaný systém DOT. Důležitým požadavkem je absence aktivních komponent uvnitř HZ, což vede k použití turbočerpadla poháněného tlakovou vodou v rámci systému.





Obr. 4-5 – Schéma systému DOT, upraveno z [45]

Právě se systémem DOT uvažují ostatní scénáře, pro které je zobrazen průběh tlaku v HZ na Obr. 4-4. Scénáře č. 2, 3 a 4 uvažují odvod tepla chladící vodou o vstupní teplotě 40 °C, liší se pouze dobou uvedení systému do činnosti. Scénář č. 2, resp. 3, uvažuje s uvedením systému DOT do činnosti 24, resp. 72 hodin od počátku TH. Pro scénář č. 4 je systém DOT uveden do provozu v okamžiku dosažení limitního tlaku v HZ. Poslední scénář č. 5 představuje odvod tepla chladící vodou o teplotě 10 °C. Tato varianta je nebezpečná z pohledu rychlého ochlazení atmosféry HZ a překročení přípustného podtlaku kontejnmentu. Při takto nízké teplotě chladící vody by tedy bylo nutné systém DOT uvádět do provozu periodicky s přestávkami, nebo řízeně přepouštět obsah zachytných plynojemů pomocí tzv. rušičů vakua.

## 4.2 Projektové předpoklady systému DOT

### 4.2.1 Účel systému

Úkolem systému na dlouhodobý odvod tepla je udržet integritu ochranné obálky zajištěním nepřekročení tlaku 350 kPa v HZ a zajistit dostatečné množství vody na podlaze boxu PG k udržení strategie IVMR-EX. Maximální tlak atmosféry HZ, ve kterém bude zařízení systému DOT pracovat, je tedy 350 kPa, tomu odpovídá teplota sytosti cca 139 °C, která představuje maximální teplotu, při které bude zařízení systému DOT provozováno. [45]

Systém plní základní bezpečnostní funkci – zamezení úniku radioaktivních látek a požadavky vyhlášky 329/2017 Sb. [4]:

§ 43 (3) e) Systém ochranné obálky jaderného zařízení s reaktorem o tepelném výkonu přesahujícím 50 MW musí obsahovat systémy zabezpečující zvládnutí těžkých havárií vzniklých v hermetické zóně.

§ 43 (4) b) 2. Projekt jaderného zařízení s reaktorem o tepelném výkonu přesahujícím 50 MW musí pro zajištění funkcí ochranné obálky po vzniku těžké havárie stanovit opatření proti překročení kritérií přijatelnosti (přípustné teploty a tlaku v HZ).

#### 4.2.2 Základní bezpečnostní klasifikace a navazující klasifikace

Vnitřní okruh systému DOT plní bezpečnostní funkci, proto musí být klasifikován jako vybrané zařízení (systém důležitý z pohledu jaderné bezpečnosti). Systém DOT musí být dále klasifikován jako diverzní prostředek, protože je určen pro provoz v rozšířených projektových podmínkách, při kterých nahrazuje plnění bezpečnostní funkce bezpečnostním systémem, v případě jeho ztráty v důsledku poruchy ze společné příčiny. [47]

Tab. 4-1 – Základní bezpečnostní klasifikace systému DOT [16]

Systémy dle vlivu na JB	Vykonávané funkce	Skupina ZBK
Systémy důležité z hlediska JB – vybraná zařízení	Bezpečnostní funkce	Bezpečnostní systémy
		Systémy související s bezpečností
		<b>Diverzní prostředky, které jsou vybraným zařízením, ale současně nejsou bezpečnostním systémem</b>
Systémy s vlivem na JB, které nejsou vybraným zařízením	Funkce s vlivem na JB, které nejsou bezpečnostními funkcemi	Systémy, jejichž porucha může negativně působit na vybraná zařízení
		Alternativní prostředky určené k omezení dopadů poruch vybraných zařízení při DEC
Systémy bez vlivu na JB	Provozní funkce	Významné z pohledu DiD
		Nedůležité z pohledu DiD

Vnitřní okruh systému DOT, zahrnující turbočerpadlo, tepelný výměník a navazující potrubní trasy instalované v HZ, musí být zařazen do 3. bezpečnostní třídy (BT3) dle kategorizace v příloze č. 1 vyhlášky [4] na základě:

- Bodu 1.3.5 – plnění bezpečnostní funkce pro omezení úniku radioaktivních látek z HZ při rozšířených projektových podmínkách a
- Bodu 1.3.15 – nahrazení plnění bezpečnostní funkce vybraných zařízení BT2 a BT3, v případě jejich selhání v důsledku poruchy ze společné příčiny.

Vybraná zařízení systému DOT musí splňovat technické požadavky na tlaková zařízení dané vyhláškou 358/2016 Sb. [48], tlakovým zařízením vyhláška rozumí zařízení pracující v přetlaku vyšším než 50 kPa.

Vyhláška [4] požaduje v §11 (4) a) pro stanovení seismické odolnosti vybraných zařízení uvažovat horizontální zrychlení o minimální hodnotě 0,1 g, odpovídající SL-2. Na celý vnitřní okruh systému DOT je požadováno aplikovat seismickou odolnost SL-2 + 50 % rezerva, tj. 0,15 g. Požadovaná seismická klasifikace turbočerpadla je 1a, výměníku tepla a navazujících potrubních tras 1b.

#### 4.2.3 Materiály

Pro zařízení systému DOT, klasifikovaná jako vybraná zařízení, musí být použité materiály v souladu s Normativně technickou dokumentací Asociace strojních inženýrů (NTD A.S.I.). Charakteristikami materiálů pro JE se zabývá Sekce II NTD A.S.I. Vnitřní část systému musí být vyrobena z nerezového materiálu s přípustným obsahem kobaltu do 0,2 % hmotnosti. Nátrubky a měřicí clony musí být vyrobeny ze stejného materiálu jako příslušná potrubní trasa.



Jedním ze základních materiálů používaných při výstavbě u zařízení a potrubí reaktorů VVER, která jsou ve styku s primárním médiem, je austenitická nerezová ocel 08Ch18N10T odpovídající sovětské normě GOST. Z této oceli je vyrobena například teplosměnná plocha parogenerátorů. Ekvivalentním materiálem podle u nás používaných norem je dle NTD A.S.I., Sekce II [49] ocel ČSN 17 247 / DIN 1.4541, jedná se o svařitelnou stabilizovanou austenitickou ocel odolnou mezikrystalové korozi.

#### **4.2.4 Odolnost vůči podmínkám prostředí**

Vnitřní část systému musí být odolná vůči okolním podmínkám panujícím v HZ za normálních i havarijních podmínek. Podmínky v průběhu těžké havárie v prostoru spojovacího koridoru, kde je umístěno vnitřní čerpadlo a výměník, jsou definovány atmosférou v podobě parovzdušné směsi o teplotě 139 °C a tlaku 350 kPa s možností zaplavení aktivním médiem o koncentraci  $H_3BO_3$  40 g/kg do výšky cca 1,5 m. [28] [45]

#### **4.2.5 Požadovaná aktivace systému**

Systém musí být možné uvést do činnosti do 72 hodin od vzniku TH, aby kondenzací páry v atmosféře HZ i při nemožnosti nouzového doplňování chladiva do HZ (viz bod 6 v kap. 2.5.1) zajistil dostatečnou hladinu chladiva v boxu PG pro spolehlivý nátok chladiva do šachty reaktoru a udržení strategie IVMR-EX. Předpokládaný tlak v HZ je v čase 72 hodin po vzniku TH na hodnotě 260 kPa. Poté musí být systém schopen odvádět tepelný tok 3 MW po dobu tří měsíců. Na základě konzultace je však doporučeno navrhnout odváděný tepelný výkon na úrovni aspoň 8 MW. V modelovaném obálkovém případě těžké havárie popisované v kap. 4.1 je v čase 72 hodin zbytkový (rozpadový) tepelný výkon necelých 7 MW. Tento výkon vlivem rozpadu štěpných produktů postupně klesá a v čase 156 hodin (tj. 6,5 dne) je již pouze 5 MW. [45]

## 5 Návrh vnitřního okruhu systému DOT

Návrh systému je proveden obecně pro JE s reaktorem VVER 440/V213, netýká se tedy konkrétně žádné existující elektrárny. Základní údaje pro návrh, jako např. dispozice, jsou převzaty z veřejně dostupných zdrojů, a to zejména ze skript [28], z dokumentů IAEA [29] a z článku [45]. Následně byla tato data konzultována s pracovníky JE a za účelem co nejrealističtějšího návrhu ověřena pochůzkou po JE VVER 440/V213. Ostatní parametry však již nejsou specifické pro danou JE a pro aplikaci na konkrétní lokalitu by tak bylo nutné návrh přizpůsobit.

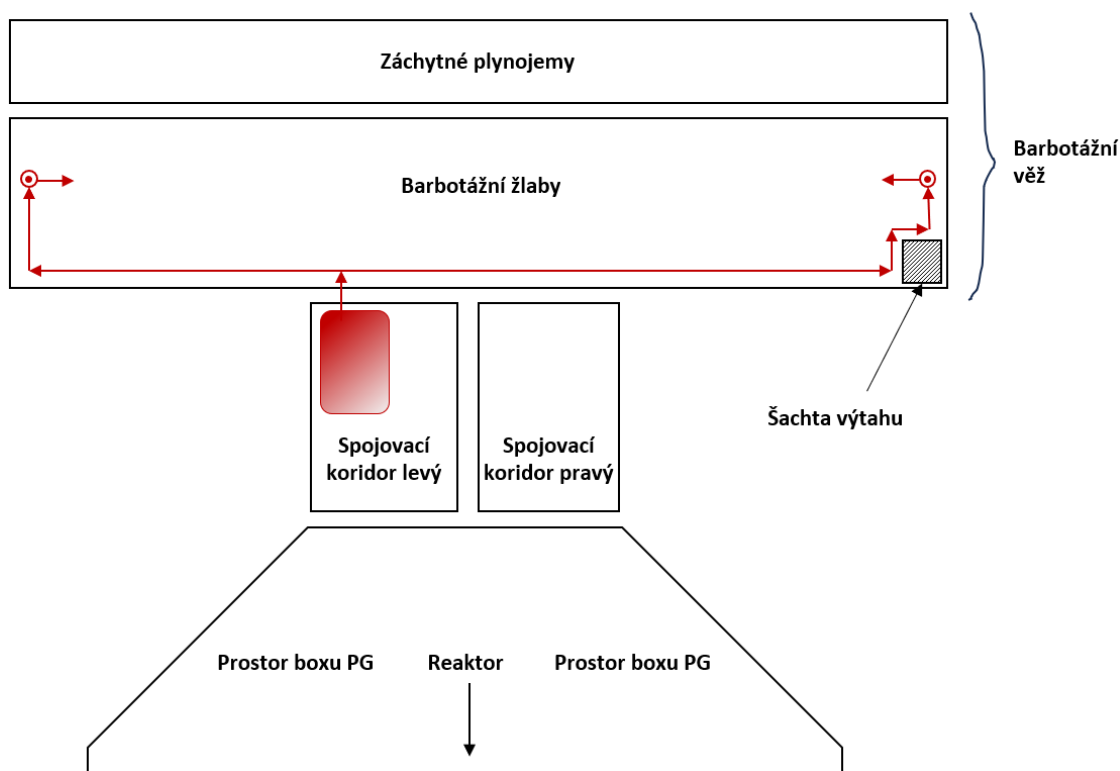
Ačkoli je implementace systému DOT uvažována ve dvou divizích, návrh se zabývá pouze jednou z nich – se zařízením umístěným v levém spojovacím koridoru, viz Obr. 5-1. Důvodem je značná podobnost mezi oběma divizemi.

### 5.1 Návrh výtlačné trasy

Pracovním médiem je roztok vody s  $\text{H}_3\text{BO}_3$  o teoretické koncentraci až 40 g/kg, konstrukce tedy musí být po chemické stránce tomuto médiu odolná. Předpokládaná koncentrace  $\text{H}_3\text{BO}_3$  je cca 14 g/kg a na tuto hodnotu je výpočet navržen. Teplota ochlazeného média na výstupu z tepelného výměníku se může měnit v závislosti na teplotě chladícího média i chlazeného média na sání čerpadla, která závisí na době uvedení systému DOT do provozu, a za provozu se bude měnit. Ukázkový výpočet v textu uvažuje teplotu 66 °C ve výtlačné trase, což odpovídá maximální teplotě chladící vody na vstupu do výměníku a případu spuštění systému až při limitní hodnotě tlaku a teploty v HZ. Při nasazení systému v podmínkách TH musí systém umožnit monitorování množství odváděného tepla, měření však bude umístěno na trase chladící vody (na vnějším okruhu), kde se bude měřit teplota na vstupu a výstupu z HZ a průtok. Na základě těchto měřených parametrů se určí množství odváděného tepla z HZ a na vnitřním okruhu systému DOT tak měření vyžadováno není.

#### 5.1.1 Dispozice

Pro ověření navržené dispozice potrubní trasy byla dne 19. února 2024 realizována pochůzka po HZ JE s reaktorem VVER 440/V213. Tato elektrárna byla zvolena pouze pro navržení vhodné dispozice potrubní trasy, ostatní uvedené parametry však nejsou specifické pro danou JE. Bylo zjištěno, že vhodným místem na podlaze spojovacího koridoru, kde by mohl být umístěn tepelný výměník a čerpadlo, je prostor o rozměrech cca 10,7 m x 4 m, červeně vyznačený na schématu na Obr. 5-1. Vedle vymezeného prostoru je umístěna šachta vzduchotechnického systému, dále sifon a nátokový objekt vzduchotechnického systému zabezpečující spolehlivý nátok chladiva do šachty reaktoru pro vnější chlazení TNR. Druhá stěna spojovacího koridoru je téměř po celé délce do vzdálenosti cca 1,5 m od stěny zastavěna impulzním potrubím.



Obr. 5-1 – Schéma dispozice potrubní trasy

Potrubní trasa systému DOT je navržena tak, aby se vyhýbala stávající technologii, obsahovala co nejmenší počet kolen za účelem minimalizace hydraulického odporu trasy a současně umožňovala teplotní dilataci potrubí. Od výměníku umístěného na kótě + 6 m bude potrubní trasa vedena nad podlahou ke zdi vakuobarbotážního kondenzátoru (VBK). Z důvodu stávající technologie není možné na tomto místě potrubí vést nahoru a rozvětvit potrubí až na kótě + 44 m. Potrubí bude tedy rozděleno T-kusem do dvou horizontálních větví vedoucích podél zdi k okrajům barbotážní věže již na kótě + 6 m. Levá větev při pohledu na Obr. 5-1 povede podél zdi až k rohu budovy barbotážní věže, kde se stočí podél boční stěny budovy. Pravá větev se musí vyhnout výtahové šachtě umístěné v rohu budovy.

Na obou stranách pak bude potrubí ve vhodném místě stoupat až do úrovně stropu 11. patra VBK takovým způsobem, aby se vyhýbalo již instalovaným potrubním trasám. Nelze se ovšem vyhnout pochozím lávkám, v těch bude nutné vytvořit otvory umožňující průchod potrubí. Na požadované výškové úrovni budou obě větve trasy zahnuty směrem ke středu VBK a zaústěny na strop 11. patra VBK. Zde bude po spádovaném stropě chladivo stékat do sběrné kapsy stropu barbotážního žlabu s perforovaným dnem pro zajištění sprchování.

Z potrubního úseku vedeného mezi výměníkem a T-kusem, rozdělujícím trasu do dvou větví, bude vedena odbočka vedoucí část ochlazeného média na pracovní zástřík čerpadla. Funkce zástříku je blíže popsána v kap. 5.2. K dodržení požadovaného průtoku je třeba do trasy zástříku instalovat redukční prvek, tím může být clona nebo regulační ventil. Vrtání clony bude stanoveno na základě hydraulického výpočtu.

Namísto použitých slučovacích a rozdělovacích T-kusů by samozřejmě bylo možné použít i k proudění lépe tvarované potrubní tvarovky, tzv. Y-kusy, vykazující nižší tlakovou ztrátu. Navrhovaný systém ovšem není určen k trvalému provozu, ale pouze k jednorázovému použití v délce několika měsíců v případě havarijní situace, a tak ekonomika jeho provozu není

příliš významná. Zde navržené T-kusy jsou běžně používanými tvarovkami v potrubních systémech a odpovídají českým technickým standardům.

Navržená axonometrie potrubní trasy systému DOT, vycházející z pochůzky proběhlé dne 19. února 2024, je uvedena na výkresech v příloze této diplomové práce.

### 5.1.2 Dimenze potrubí

Výtlačná trasa je pro potřeby výpočtu rozdělena do několika potrubních úseků:

- 1) úsek potrubí mezi čerpadlem a tepelným výměníkem,
- 2) úsek potrubí mezi výměníkem a odbočkou na zástřík čerpadla,
- 3) úsek potrubí mezi odbočkou na zástřík a rozdělením trasy k okrajům šachty,
- 4) levá větev – úsek potrubí od rozdělení trasy k výtoku do volného prostoru,
- 5) pravá větev – úsek potrubí od rozdělení trasy k výtoku do volného prostoru,
- 6) odbočka na pracovní zástřík sání čerpadla.

Dimenze potrubí je stanovena s cílem dosažení vhodné rychlosti proudění. Doporučené rozmezí rychlosti proudění vody v potrubí uvádí Tab. 6-2. Navržená střední rychlost proudění po celé délce hlavní potrubní trasy je  $v = 2 \text{ m/s}$ , v odbočce k zástříku čerpadla je navržená rychlost vyšší  $v = 3 \text{ m/s}$ , protože na trase zástříku nejsou tlakové ztráty omezujícím faktorem. Požadovaný vnitřní průměr potrubí je stanoven na základě rovnice kontinuity, výpočet viz rovnice (5-3). Potrubí je z důvodu vysokých požadavků na spolehlivost systému, a dle doporučení NTD A.S.I. navrženo jako bezešvé. V bezešvém provedení jsou navrženy i potrubní tvarovky.

$$v \cdot S \cdot \rho = \dot{m} \text{ [kg/s]} \quad (5-1)$$

$$S = \frac{\pi \cdot d_{in,v}^2}{4} \text{ [m}^2\text{]} \quad (5-2)$$

$$d_{in,v} = \sqrt{\frac{4 \cdot S}{\pi}} = \sqrt{\frac{4 \cdot \dot{m}}{\pi \cdot v \cdot \rho}} \text{ [m]} \quad (5-3)$$

Kde  $v \text{ [m/s]}$  je navržená rychlost proudícího média,  $d_{in,v} \text{ [m]}$  požadovaný vnitřní průměr potrubí,  $S \text{ [m}^2\text{]}$  je požadovaný průtočný průřez potrubí,  $\dot{m} \text{ [kg/s]}$  hmotnostní průtok média a  $\rho \text{ [kg/m}^3\text{]}$  je hustota proudícího média.

### Stanovení hustoty proudícího média

Roztok vody o koncentraci  $\text{H}_3\text{BO}_3$  14 g/kg znamená směs 14 g  $\text{H}_3\text{BO}_3$  a 1 kg vody, tvořící tak směs o hmotnosti 1,014 kg. Hmotnosti látek v jednotkovém množství směsi a jejich hustota při uvažované teplotě 66 °C:

$$m_{\text{H}_3\text{BO}_3} = 0,014 \text{ kg} \quad (5-4)$$

$$m_{\text{H}_2\text{O}} = 1 \text{ kg} \quad (5-5)$$

$$\rho_{\text{H}_3\text{BO}_3} = 1435 \text{ kg/m}^3 \quad (5-6)$$

$$\rho_{\text{H}_2\text{O}} = 980,8 \text{ kg/m}^3 \quad (5-7)$$

Objem kyseliny borité, vody, celkový objem a objemové zlomky obou látek při uvažování aditivnosti objemů:

$$V_{H_3BO_3} = \frac{m_{H_3BO_3}}{\rho_{H_3BO_3}} = 0,009756 \text{ dm}^3 \quad (5-8)$$

$$V_{H_2O} = \frac{m_{H_2O}}{\rho_{H_2O}} = 1,019607 \text{ dm}^3 \quad (5-9)$$

$$V = V_{H_3BO_3} + V_{H_2O} = 1,02936 \text{ dm}^3 \quad (5-10)$$

$$x_{H_3BO_3} = \frac{V_{H_3BO_3}}{V} = 0,009478 \text{ [-]} \quad (5-11)$$

$$x_{H_2O} = \frac{V_{H_2O}}{V} = 1 - x_{H_3BO_3} = 0,990522 \text{ [-]} \quad (5-12)$$

Hustota roztoku – pracovního média při 66 °C je pak dána vztahem:

$$\rho = x_{H_3BO_3} \cdot \rho_{H_3BO_3} + x_{H_2O} \cdot \rho_{H_2O} = 985,1 \text{ kg/m}^3 \quad (5-13)$$

Kde  $m_{H_3BO_3}$  [kg], resp.  $m_{H_2O}$  [kg] je hmotnost  $H_3BO_3$ , resp. vody v jednom dílu směsi,  $\rho_{H_3BO_3}$  [kg/m<sup>3</sup>], resp.  $\rho_{H_2O}$  [kg/m<sup>3</sup>] hustota  $H_3BO_3$ , resp. vody,  $V_{H_3BO_3}$  [m<sup>3</sup>], resp.  $V_{H_2O}$  [m<sup>3</sup>] objem  $H_3BO_3$ , resp. vody v jednom dílu směsi,  $x_{H_3BO_3}$  [-], resp.  $x_{H_2O}$  [-] objemový podíl  $H_3BO_3$ , resp. vody a  $\rho$  [kg/m<sup>3</sup>] je hustota směsi.

Tab. 5-1 – Požadované vnitřní průměry potrubních úseků na základě navržené rychlosti

	$\dot{m}$ [kg/s]	$T$ [°C]	$v$ [m/s]	$d_{in,v}$ [mm]
Potrubní úsek	Návrhový průtok	Uvažovaná teplota média	Navrhovaná rychlost	Výpočtový vnitřní průměr
1	38	139	2	160,2
2	38	66	2	156,7
3	33	66	2	146,0
4,5	16,5	66	2	103,3
6	5	66	3	46,4

Podle vypočítaného vnitřního průměru potrubí  $d_{in,v}$  je vybrán odpovídající standardizovaný rozměr  $d_{out}$  dle normy ČSN EN 10216-2+A1 Bezešvé ocelové trubky pro tlakové účely – Technické dodací podmínky [50].

### 5.1.3 Stanovení tloušťky stěny

Výpočet tloušťky stěny je proveden v souladu s ČSN EN 13 480-3 Kovová průmyslová potrubí – Konstrukce a výpočet [51] a NTD A.S.I., Sekce III – Hodnocení pevnosti zařízení a potrubí JE typu VVER [52].

Minimální výpočtová tloušťka stěny přímé trubky bez přídatků se určí ze vztahu:

$$t_{min} = \frac{p_c \cdot d_{out}}{2 \cdot f \cdot z + p_c} \text{ [mm]} \quad (5-14)$$

Kde  $p_c$  [MPa] je výpočtový tlak,  $d_{out}$  [mm] vnější průměr trubky,  $f$  [MPa] dovolené namáhání a  $z$  [-] součinitel hodnoty svarového spoje ( $z = 1$  pro bezešvou trubku).

## Výpočtový tlak

Výpočtovým tlakem se dle normy rozumí maximální tlak v zařízení, při kterém se připouští provoz za normálních provozních podmínek. Výpočtový tlak je větší nebo roven nejvyššímu pracovnímu přetlaku při uvažování možnosti vzniku hydraulických rázů a chyb v řízení. V navrhované výtlačné potrubní trase nejsou žádné uzavírací prvky, které by při svém zavření mohly způsobit hydraulický ráz v potrubí, výpočtový tlak je uvažován  $p_c = 1 \text{ MPa}$ .

## Dovolené namáhání

Zatímco norma ČSN EN 13 480-3 [51] uvažuje ve výpočtu dovoleného namáhání austenitické oceli smluvní mez kluzu  $R_{p1,0}$ , která odpovídá 1 % plastického prodloužení, NTD A.S.I., Sekce III [52] uvažuje ve výpočtu dovoleného namáhání smluvní mez kluzu  $R_{p0,2}$ , odpovídající 0,2 % plastického prodloužení materiálu. Nejnižší mez kluzu oceli 17 247 je  $R_{p1,0} = 195 \text{ MPa}$  a  $R_{p0,2} = 165 \text{ MPa}$  pro výpočtovou teplotu  $150 \text{ °C}$  dle normy ČSN 41 7247 Ocel 17247, mez pevnosti  $R_m = 450 \text{ MPa}$ . Potom dovolené namáhání  $f$  dle normy ČSN EN 13 480-3 [51]:

$$f = \min\left(\frac{R_m}{3}, \frac{R_{p1,0}}{1,2}\right) = 150 \text{ MPa} \quad (5-15)$$

A dle NTD A.S.I., Sekce III [52]:

$$f = \min\left(\frac{R_m}{2,6}, \frac{R_{p0,2}}{1,5}\right) = 110 \text{ MPa} \quad (5-16)$$

Kde  $R_m$  [MPa] je mez pevnosti oceli 17 247 a  $R_{p0,2}, R_{p1,0}$  [MPa] jsou smluvní meze kluzu oceli 17 247. Z pohledu konzervativního přístupu je uvažována nižší hodnota  $f = 110 \text{ MPa}$  a pro minimální výpočtovou tloušťku stěny tedy platí:

$$t_{min} = \frac{1 \cdot d_{out}}{2 \cdot 110 \cdot 1 + 1} [\text{mm}] \quad (5-17)$$

## Přídavek k tloušťce stěny

Celkový přídavek  $c$  k výpočtové tloušťce stěny je dán součtem přídavku na výrobní toleranci  $c_1$  a přídavku na korozi a erozi  $c_2$ . Přídavek  $c_1$  je roven záporné výrobní toleranci tloušťky stěny, která je dle ČSN EN 10216-2 [50]:

$$c_1 = \max(12,5 \% \text{ z výrobní tloušťky}; 0,4 \text{ mm}) \quad (5-18)$$

Velikost přídavku  $c_2$  vychází z doporučení NTD A.S.I., Sekce III [52], která pro oboustranné vystavení austenitické nerezové oceli prostředí vody, parovodní směsi nebo vodní páry uvádí  $c_2 = 0,2 \text{ mm}$ . (Při sledování koroze materiálu 08Ch18N10T působením kyseliny borité v roztoku o koncentraci 14 g/kg v provozních podmínkách primárního okruhu VVER 440 byl stanoven korozní úbytek na  $0,0011 \pm 0,0001 \text{ mm/rok}$ . [53])

$$c = c_1 + c_2 = 0,6 \text{ mm} \quad (5-19)$$

$$t \geq t_{min} + c \quad (5-20)$$

**Tloušťka stěny kolen**

Dle NTD A.S.I. [52] se výpočtová tloušťka stěny u kolen s relativním poloměrem ohybu  $\frac{R_S}{d_{out}} \geq 1$ , kde  $R_S$  se vztahuje k ose potrubí, při zanedbání vlivu ovality příčného průřezu, určí ze vztahu (5-21), resp. (5-22) pro vnější, resp. vnitřní vlákno:

$$t_{R1} = \frac{p_c \cdot d_{out}}{2 \cdot f \cdot z + p_c} \cdot \frac{\frac{4 \cdot R_S}{d_{out}} + 1}{\frac{4 \cdot R_S}{d_{out}} + 2} = t_{min} \cdot \frac{\frac{4 \cdot R_S}{d_{out}} + 1}{\frac{4 \cdot R_S}{d_{out}} + 2} \quad [mm] \quad (5-21)$$

$$t_{R2} = \frac{p_c \cdot d_{out}}{2 \cdot f \cdot z + p_c} \cdot \frac{\frac{4 \cdot R_S}{d_{out}} - 1}{\frac{4 \cdot R_S}{d_{out}} - 2} = t_{min} \cdot \frac{\frac{4 \cdot R_S}{d_{out}} - 1}{\frac{4 \cdot R_S}{d_{out}} - 2} \quad [mm] \quad (5-22)$$

Kde  $t_{R1}$  označuje tloušťku stěny na vnějším vlákně a  $t_{R2}$  tloušťku na vnitřním vlákně. Uvedené vztahy lze zjednodušit, protože první činitel je roven minimální výpočtové tloušťce stěny pro přímou trubku  $t_{min}$ , viz (5-17). Vynásobením druhého činitele ve vztahu jedničkou ve tvaru  $\frac{0,25}{0,25}$  získáme rovnici ve tvaru odpovídajícím normě [51].

$$t_{R1} = t_{min} \cdot \frac{\frac{R_S}{d_{out}} + 0,25}{\frac{R_S}{d_{out}} + 0,5} \quad [mm] \quad (5-23)$$

$$t_{R2} = t_{min} \cdot \frac{\frac{R_S}{d_{out}} - 0,25}{\frac{R_S}{d_{out}} - 0,5} \quad [mm] \quad (5-24)$$

**Jmenovitá tloušťka stěny a rychlost proudění**

Navržená jmenovitá tloušťka stěny potrubí musí být větší než součet minimální výpočtové tloušťky a všech přídavek. Pro daný rozměr potrubí je z normy ČSN EN 10216-2 vybrána nejbližší vyšší tloušťka stěny  $t$ . Následně je určena skutečná rychlost v takto navrženém potrubí (5-25). Vypočítané hodnoty pro všechny potrubní úseky uvádí Tab. 5-2.

$$v = \frac{\dot{m}}{\frac{\pi \cdot d_{in}^2}{4} \cdot \rho} \quad [m/s] \quad (5-25)$$

Tab. 5-2 – Dimenzování potrubních úseků na základě rychlosti proudění

	$d_{in,v}$ [mm]	$d_{out}$ [mm]	$t_{min}$ [mm]	$t_{min+c}$ [mm]	$t$ [mm]	$d_{in}$ [mm]	$v$ [m/s]
Potrubní úsek	Výpočtový vnitřní průměr	Standardizovaný vnější průměr	Minimální tloušťka	Tloušťka s přídatky	Standardizovaná tloušťka	Vnitřní průměr	Skutečná rychlost
1	160,2	168,3	0,7615	1,3615	4,5	159,3	2,02
2	156,7	168,3	0,7615	1,3615	4,5	159,3	1,94
3	146,0	168,3	0,7615	1,3615	4,5	159,3	1,68
4,5	103,3	114,3	0,5172	1,1172	3,6	107,1	1,86
6	46,4	48,3	0,2186	0,8186	2,6	43,1	3,48

Posouzení odolnosti potrubní trasy na seismicitu a řešení jejího uložení není v rozsahu této diplomové práce, lze však říct, že navržená jmenovitá tloušťka potrubí přesahuje požadovanou minimální tloušťku se značnou rezervou.

#### 5.1.4 Sprchování

Požítím děrovaného sprchovacího plechu barbotážního žlabu oproti použití rozprašovacích trysek (které používá např. bezpečnostní sprchový systém pro snižování tlaku v HZ) odpadá tlaková ztráta na zajištění rozprašování a také riziko zanesení rozprašovacích trysek. Sprchovací plechy mají otvory o průměru  $D_o = 7$  mm v pěti řadách s roztečí řad 20 mm a roztečí děr v řadě 26 mm. Výška po hranu sběrné kapsy je 0,3 m, při takové hladině bude vytékat chladivo do volného prostoru rychlostí 2,43 m/s viz rovnice (5-26). Interakcí s okolní atmosférou a konstrukcemi (perforované pochozí lávky) dojde k rozbití vytékajících proudů chladiva na jednotlivé kapky. Díky dlouhé dráze kapek bude výměna tepla s atmosférou účinná i při relativně velkých rozměrech kapek.

$$v_o = \sqrt{2gh} = \sqrt{2 \cdot 9,81 \cdot 0,3} = 2,43 \text{ m/s} \quad (5-26)$$

Aby bylo množství vytékajícího chladiva v rovnováze (5-27) s požadovaným průtokem výtlačné trasy  $\dot{m}_H$  při zajištění dostatečné výtlačkové rychlosti, je třeba oddělit pouze takovou část žlabu, ve které při dostatečné hladině tato rovnováha nastane. Průtočný průřez  $S_o$  vody vytékající 5 řadami otvorů v části žlabu o délce  $L_o$  popisuje rovnice (5-28). Na každé straně žlabu musí být pro sprchování vyhrazena část minimálně o délce  $\frac{L_o}{2}$ .

$$v_o \cdot S_o \cdot \rho = \dot{m}_H \text{ [kg/s]} \quad (5-27)$$

$$S_o = \frac{\pi \cdot D_o^2}{4} \cdot 5 \cdot \frac{L_o}{0,026} \text{ [m}^2\text{]} \quad (5-28)$$

$$L_o = \frac{0,0208 \cdot \dot{m}_H}{v_o \cdot \rho_H \cdot \pi \cdot D_o^2} = \frac{0,0208 \cdot 33}{2,43 \cdot 979,3 \cdot \pi \cdot 0,007^2} = 1,875 \text{ m} \quad (5-29)$$

Dosavadní konstrukce stropu VBK, jehož součástí je i sběrná kapsa s děrovaným plechem pro pasivní sprchování šachty, o celkové délce 34 m je osazena nosníky s roztečí 2 m. Tyto nosníky rozdělují strop VBK do 17 stejně dlouhých úseků. Umístěním přepážek doprostřed krajních úseků, tj. 1 m od krajů sprchovacího plechu, dojde v krajních úsecích k vytvoření dvou stejných částí – jedné pracovní a druhé rezervní, přičemž výtlačná potrubní trasa bude zaústěna



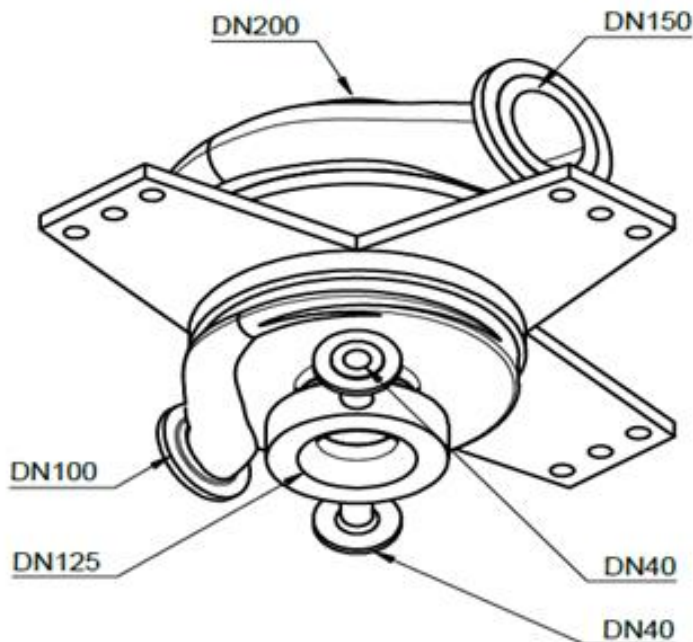
do krajní pracovní části. Při vyhrazení části sprchovacího plechu o délce 1 m na obou krajích se při požadovaném průtoku výtlačnou trasou ustanoví nad sprchovacím plechem hladina, při které bude chladivo vytékat rychlostí 2,28 m/s. V případě částečného/úplného ucpání děrovaného plechu, kdy by průtok výtlačnou trasou převyšoval výtok chladiva přes sprchovací plech, dojde k přelití chladiva přes přepážku do vyhrazené rezervní části.

$$v_o = \frac{0,0208 \cdot \dot{m}_H}{L_o \cdot \rho_H \cdot \pi \cdot D_o^2} = \frac{0,0208 \cdot 33}{2 \cdot 979,3 \cdot \pi \cdot 0,007^2} = 2,277 \text{ m/s} \quad (5-30)$$

Rozdělení výtlačné trasy do dvou větví zaústěných k okrajům sprchovacího žlabu umožňuje sprchování obou bočních částí šachty barbotážní věže a podporuje tak přirozenou cirkulaci atmosféry HZ. Zatímco v bočních částech bude proudit klesající studený proud atmosféry, středem šachty bude stoupat horký proud.

## 5.2 Čerpadlo vnitřního okruhu

Hlavní zařízení, čerpadlo a tepelný výměník, jsou umístěna ve spojovacím koridoru na kótě + 6 m. Výtok chlazeného média na děrovaný plech barbotážního žlabu je na kótě + 44 m. Čerpadlo musí zajistit dostatečný tlak chlazeného média na překonání výškového rozdílu a tlakových ztrát ve výměníku a v potrubí. Z důvodu eliminace aktivních prvků uvnitř HZ je navrženo turbočerpadlo poháněné chladicí vodou vnějšího okruhu. Díky tomu lze systém aktivovat pouze zvenčí a není nutné při TH vstupovat do HZ.



Obr. 5-2 – Turbočerpadlo SIGMA GROUP, a.s. – informativní obrázek [54]

### 5.2.1 Popis konstrukce čerpadla

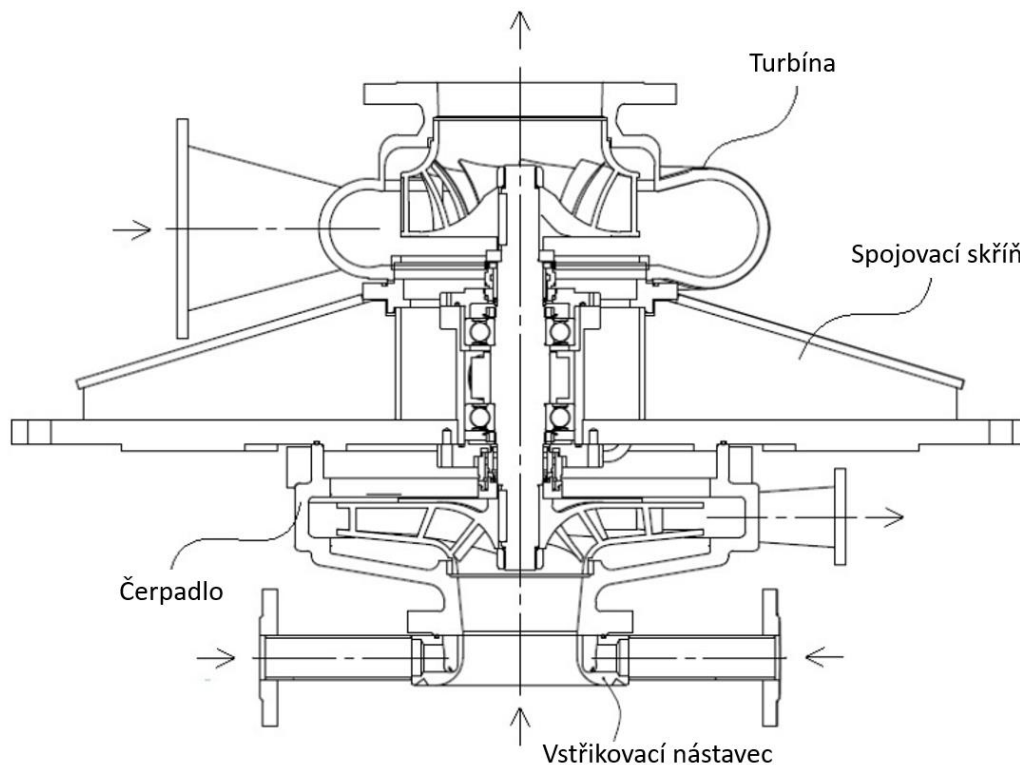
Turbočerpadlo navržené společností SIGMA GROUP, a.s. speciálně pro tuto aplikaci je pod patentovou ochranou. Informace zde uvedené vychází z patentu CZ34199 [55] a osobní komunikace se společností SIGMA GROUP, a.s. [54] Turbočerpadlo je složeno

z horní turbínové části, spodní čerpadlové části a spojovací skříně s ložiskovým pouzdem, přes kterou bude turbočerpadlo upevněno ke stavbě. Oběžná kola čerpadla a turbíny jsou na společné hřídeli, pracovní prostory turbíny a čerpadla odděluje mechanická ucpávka. Diagram turbočerpadla je z důvodu patentové ochrany zařízení uveden pouze v bezrozměrném zobrazení na Obr. 5-5. Z důvodu ochrany zde nejsou uvedeny ani diferenční tlaky na turbíně a čerpadle.

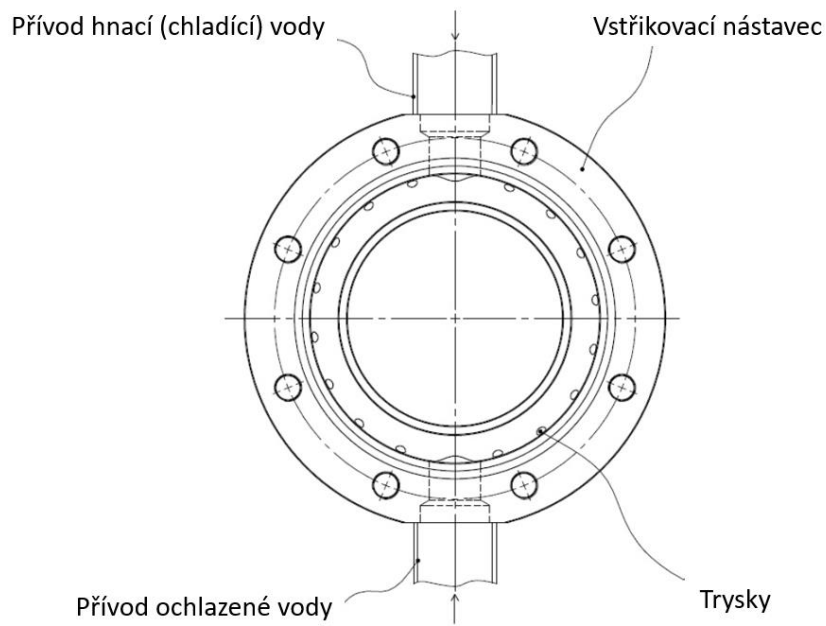
Turbínovou část tvoří jednostupňové spirální čerpadlo provozované v turbínovém režimu. Vstup hnací vody k turbíně je na Obr. 5-3 zleva přes přírubu DN150, výstup hnací vody vertikálně nahoru přes přírubu DN200.

Čerpadlovou část tvoří odstředivé jednostupňové spirální čerpadlo, zesponu na jeho sání je příruba DN125 se speciálním vstupním elementem pro nasávání média ze sací jímky, výstup čerpané (chlazené) vody na výtlačku čerpadla je na Obr. 5-3 směrem doprava přes přírubu DN100. Vstupní element (vstřikovací nástavec) na sání čerpadla má tvar prstence s obvodovou drážkou a po obvodu rozmístěnými tryskami pro zástřik sání, který umožňuje sání média i na mezi sytosti. Trysky jsou po obvodu rozmístěny radiálně po  $10^\circ$  a směrem do středu se rozšiřují. Vstřikovací nástavec na sání turbočerpadla je zobrazen na Obr. 5-4.

K připojení zástřiku na sání čerpadla slouží dvě protilehlá hrdla DN40, jedno hrdlo je určené pro startovací zástřik, druhé hrdlo pro pracovní zástřik. Pro náběh čerpadla je přiveden dočasný startovací zástřik odbočkou z hlavního potrubí hnací vody. Pracovní zástřik sání čerpadla, určený pro snížení teploty čerpaného média při dlouhodobém provozu, je zajištěn odbočkou z výtlačné trasy chlazeného média za výměníkem.



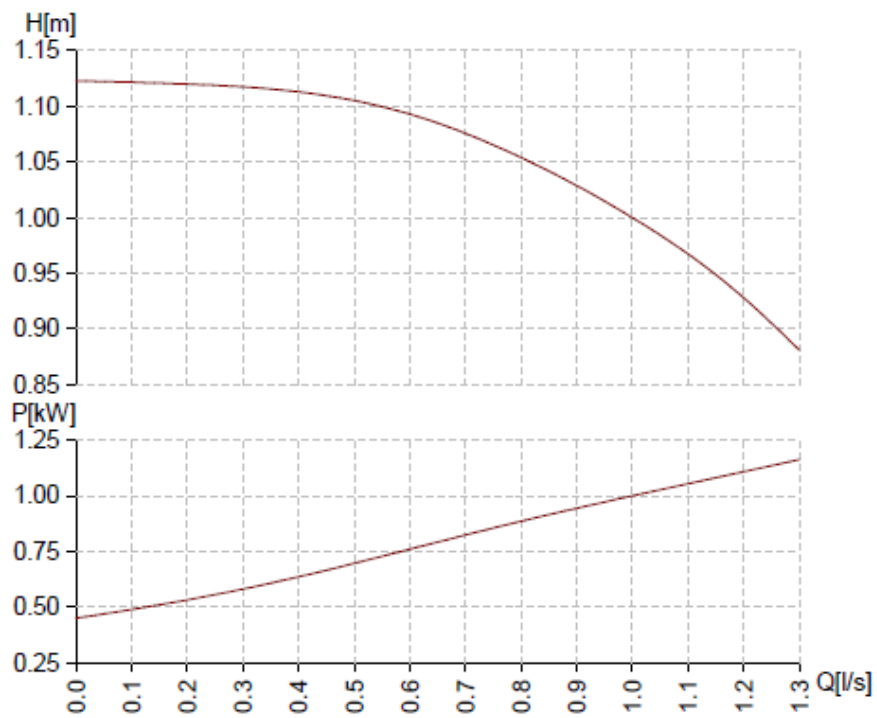
Obr. 5-3 – Řez turbočerpadla, upraveno z [55]



Obr. 5-4 – Vstřikovací nástavec na sání turbočerpadla, upraveno z [55]



VÝROBCE : SIGMA  
ZÁKAZNÍK :  
TYP :  
GARANTOVANÝ BOD :  
OTÁČKY ČERPADLA : 1625 1/min



DATUM: 7. 3.2024

Č. DIA:

Obr. 5-5 – Bezrozměrný diagram turbočerpadla [54]

Vzhledem k patentové ochraně čerpadla, která neumožňuje zveřejnění skutečné závislosti výtlačné výšky na průtoku čerpadla, není možné při hydraulickém výpočtu hledat výsledný pracovní bod tohoto čerpadla. Ve výpočtu trasy tedy není uvažován provoz popisovaného čerpadla, ale je předpokládáno dosažení právě požadovaného návrhového průtoku. Do hydraulického výpočtu trasy tedy vstupuje průtok média výtlačným hrdlem čerpadla jako neměnná okrajová podmínka.

### 5.2.2 Spouštění čerpadla při TH

Před spuštěním čerpadla dojde v důsledku havárie k vybití žlabů vakuobarbotážního systému potlačení tlaku v HZ, čímž dojde také k zaplavení čerpadla čerpaným médiem. Následně se bude turbínová část čerpadla postupně zavodňovat při sníženém průtoku hnací vody, současně se spouští i startovací zástřík sání čerpadla. Následně se průtok hnací vody bude plynule zvyšovat až do dosažení požadovaného pracovního bodu čerpadla. Při dostupnosti ochlazeného čerpaného média bude startovací zástřík nahrazen pracovním, přívod studené vody trasou startovacího zástříku bude ukončen zavřením ventilu ovládaného vně HZ.

### 5.3 Hydraulický výpočet trasy

V této kapitole je popsán výpočet termofyzikálních vlastností proudícího média a jsou zde provedeny názorné ukázky hydraulického výpočtu potrubní trasy.

#### 5.3.1 Termofyzikální vlastnosti média

Stanovení hustoty média je popsáno v kap. 5.1.2. Další vlastností, která vystupuje v hydraulickém výpočtu trasy je kinematická viskozita média. Viskozita vodného roztoku kyseliny borité je určena z výpočtového vztahu uvedeného v [56]:

$$v(T, c) = v_{\text{H}_2\text{O}}(T) + A \cdot (c_{\text{H}_3\text{BO}_3})^B \text{ [m}^2/\text{s}] \quad (5-31)$$

$$A = 1,86 \cdot 10^{-7} + 1,08 \cdot 10^{-5} \cdot e^{-0,119 \cdot T} \quad (5-32)$$

$$B = 1,224 - 2,83 \cdot 10^{-2} \cdot T + 2,19 \cdot 10^{-4} \cdot T^2 \quad (5-33)$$

Kde  $T$  [ $^{\circ}\text{C}$ ] je teplota roztoku,  $c$  [ $\text{kg}_{\text{H}_3\text{BO}_3}/\text{kg}_{\text{H}_2\text{O}}$ ] jeho koncentrace,  $v_{\text{H}_2\text{O}}(T)$  [ $\text{m}^2/\text{s}$ ] kinematická viskozita vody o požadované teplotě,  $v(T, c)$  kinematická viskozita roztoku a  $A, B$  jsou zjednodušující substituenty. Pro uvažovanou koncentraci  $\text{H}_3\text{BO}_3$   $c = 14$  g/kg a teplotu  $T = 66$   $^{\circ}\text{C}$  je viskozita média  $4,327 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s}$ .

$$A = 1,86 \cdot 10^{-7} + 1,08 \cdot 10^{-5} \cdot e^{-0,119 \cdot 66} = 1,902 \cdot 10^{-7} \quad (5-34)$$

$$B = 1,224 - 2,83 \cdot 10^{-2} \cdot 66 + 2,19 \cdot 10^{-4} \cdot 66^2 = 0,3102 \quad (5-35)$$

$$v = 4,358 \cdot 10^{-7} + 1,902 \cdot 10^{-7} \cdot (0,014)^{0,3102} = 4,864 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2/\text{s} \quad (5-36)$$

$$\frac{v}{v_{\text{H}_2\text{O}}} = \frac{4,864 \cdot 10^{-7}}{4,358 \cdot 10^{-7}} = 1,116 \quad (5-37)$$

Z porovnání viskozit roztoku a vody v rovnici (5-37) lze vidět, že přítomnost  $\text{H}_3\text{BO}_3$  zvyšuje kinematickou viskozitu média, přičemž viskozita roztoku je vyšší o cca 12 % oproti vodě. V případě maximální teoretické koncentrace  $\text{H}_3\text{BO}_3$  v potrubním systému  $c = 40$  g/kg se za uvažované teploty liší kinematická viskozita média a vody o 16,5 %. Kinematická viskozita média ve výpočtu je tedy určována na základě vztahu (5-31).

### 5.3.2 Stanovení koeficientu tření

Níže je uvedena názorná ukázka výpočtu koeficientu tření pro potrubní úsek č. 4. Drsnost je uvažována  $k = 0,2$  mm na základě doporučení uvedených v [41] pro bežešvé ocelové potrubí při proudění vody a syté vodní páry. Nejdříve je určeno Reynoldsovo číslo a relativní drsnost potrubí, následně je určen koeficient tření ze vztahu dle Zigranga a Sylvestera.

$$Re_4 = \frac{v \cdot d_{in}}{\nu} = \frac{1,87 \cdot 0,1071}{4,864 \cdot 10^{-7}} = 410\,498 \quad (5-38)$$

$$\epsilon_4 = \frac{k}{d_{in}} = \frac{0,2}{107,1} = 1,8674 \cdot 10^{-3} \quad (5-39)$$

$$\lambda_4 = \frac{1}{\left(-2 \cdot \log\left(\frac{1,8674 \cdot 10^{-3}}{3,7} - \frac{5,02}{410\,498} \cdot \log\left(\frac{1,8674 \cdot 10^{-3}}{3,7} - \frac{5,02}{410\,498} \cdot \log\left(\frac{1,8674 \cdot 10^{-3}}{3,7} + \frac{13}{410\,498}\right)\right)\right)\right)^2} \quad (5-40)$$

$$= 0,02347$$

### 5.3.3 Stanovení koeficientů místních odporů

V této kapitole je proveden názorný výpočet koeficientů místních odporů v jednotlivých potrubních tvarovkách.

#### Redukce

Pro určení místních ztrát v redukcích je třeba znát poměr průřezů před a za redukcí a úhel zkosení. V případě redukcí, které zužují průřez obou potrubních větví (úseků č. 4 a 5) hned za rozdělovacím T-kusem, je poměr průtočných průřezů  $n_0$  a úhel  $\alpha$ :

$$n_0 = \frac{d_{in,3}^2}{d_{in,4}^2} = \frac{159,3^2}{107,1^2} = 2,212 \quad (5-41)$$

$$\alpha = 38^\circ = 0,663 \text{ rad} \quad (5-42)$$

Protože je splněna podmínka  $Re_3 > 10^5$ , koeficient hydraulického odporu redukce je roven:

$$\xi_r = (-0,0125 \cdot 2,212^4 + 0,0224 \cdot 2,212^3 - 0,00723 \cdot 2,212^2 + 0,00444 \cdot 2,212 - 0,00745) \cdot (0,663^3 - 2\pi \cdot 0,663^2 - 10 \cdot 0,663) + \frac{0,02342}{8 \cdot \sin \frac{0,663}{2}} (1 - 2,212^2) \quad (5-43)$$

$$= 0,05607$$

#### Koleno

Pro určení místních ztrát v kolenech je třeba znát jejich poloměr ohybu. Navržená kolena na úseku č. 4 jsou typu 3 a dle normy ČSN EN 10253-4 mají poloměr ohybu  $R_s = 152$  mm. Protože jsou splněny podmínky  $Re_4 > 3 \cdot 10^5$  a  $\epsilon_4 > 10^{-3}$ , pomocné koeficienty nabývají hodnot:

$$k_{Re} = 1, k_\epsilon = 2 \quad (5-44)$$

Výpočet koeficientu hydraulického odporu kolena  $\xi_k$ :

$$\begin{aligned}\xi_k &= k_\epsilon \cdot k_{Re} \cdot 0,21 \cdot \left(\frac{R_s}{d_{in}}\right)^{-\frac{1}{2}} + 1,575 \cdot \lambda \cdot \frac{R_s}{d_{in}} \\ &= 2 \cdot 1 \cdot 0,21 \cdot \left(\frac{152}{107,1}\right)^{-\frac{1}{2}} + 1,575 \cdot 0,02342 \cdot \frac{152}{107,1} \\ &= 0,4049\end{aligned}\tag{5-45}$$

### T-kus

Pro výpočet hydraulického odporu T-kusu, rozdělujícího hlavní potrubní trasu do dvou větví (úseků č. 4 a 5), je třeba znát poměr rychlostí na vstupu a výstupu. Za předpokladu rovnoměrného rozdělení průtoku do obou potrubních větví, bude na výstupu z jednoznačného T-kusu rychlost v každé větvi poloviční oproti rychlosti na vstupu. Koeficient hydraulického odporu takového T-kusu bude roven:

$$\xi_{Ts} = 1 + 0,3 \cdot (0,5)^2 = 1,075\tag{5-46}$$

### Clona

Na základě požadované tlakové ztráty na cloně na trase zástřiku se určí požadovaný koeficient místního odporu clony a následně průměr otvoru clony. Šířka clonového kotouče je uvažována 5 mm (dle doporučení výrobce). Protože je splněna podmínka  $l/d_c > 0,015$ , k určení koeficientu místního odporu lze použít vztah (3-27). Z důvodu implicitního vyjádření velikosti otvoru clony ve výpočtu není provedeno dosazení, ale jsou uvedeny pouze výsledky z výpočtového softwaru EES. Na trase zástřiku však není známa tlaková ztráta v tryskách vstřikovacího nástavce čerpadla, clona tedy ve výpočtu tuto tlakovou ztrátu nahrazuje. Ve skutečnosti by tak otvor clony byl větší a požadovaný hydraulický odpor clony nižší.

$$d_c = 16,2 \text{ mm}\tag{5-47}$$

## 5.4 Výsledky hydraulického výpočtu

Potrubní úseky uvažované v kap. 5.1 a dále v ukázkovém výpočtu koeficientů hydraulického odporu byly navrženy pro výměník jako jeden modul, přičemž jejich dimenze byla stanovena pouze s ohledem na vhodnou rychlost proudění. Na základě návrhu a tepelného výpočtu výměníku v kap. 6 a 7 je však vhodné rozdělení výměníku do čtyř modulů ve dvou paralelních větvích, s čímž musí být kompatibilní i navržená potrubní trasa. Paralelní potrubní větve vedoucí k paralelně zapojeným výměníkům jsou navrženy geometricky shodně (symetricky) tak, aby byl zajištěn rovnoměrný průtok oběma dvojicemi výměníků. Výtlačná trasa čerpadla pro výměník rozdělený do čtyř modulů byla tedy pro potřeby výpočtu rozdělena do těchto potrubních úseků:

- 1) úsek potrubí mezi čerpadlem a rozdělením trasy k paralelně zapojeným výměníkům (1TQ71U01<sup>4</sup>),

---

<sup>4</sup> Uvedenými KKS kódy jsou označeny jednotlivé potrubní úseky na axonometrických výkresech, které jsou v příloze této diplomové práce.

- 2) paralelní větve – úseky potrubí od rozdělení trasy k prvnímu ze dvou sériově zapojených modulů výměníku<sup>5</sup> (1TQ71U02-L,P),
- 3) paralelní větve – úseky potrubí od druhého ze sériově zapojených modulů výměníku ke spojení obou paralelních větví<sup>5</sup> (1TQ71U03-L,P),
- 4) úsek potrubí mezi spojením proudů za výměníkem a odbočkou na zástřík čerpadla (1TQ71U04),
- 5) úsek potrubí mezi odbočkou na zástřík a rozdělením trasy k okrajům šachty (1TQ71U05),
- 6) levá větev – úsek potrubí od rozdělení trasy k výtoku do volného prostoru (1TQ71U06),
- 7) pravá větev – úsek potrubí od rozdělení trasy k výtoku do volného prostoru (1TQ71U07),
- 8) odbočka na pracovní zástřík sání čerpadla (1TQ71U08).

S ohledem na velikost výtlačného hrdla čerpadla DN 100 (viz kap. 5.2), relativně krátkou délkou tohoto úseku a eliminaci nadbytečných potrubních tvarovek je dimenze prvního úseku za cenu vyšší rychlosti přizpůsobena hrdlu čerpadla. Analogicky je s ohledem na jejich krátkou délkou přizpůsobena i dimenze čtvrtého a pátého úseku tak, aby bylo možné použít pro sloučení/rozdělení proudů na začátku/konci zmíněných úseků standardizované jednoznačné T-kusy a eliminovat jinak nutné tvarovky: difuzory a redukce. Díky těmto úpravám dojde také ke zjednodušení, že se v celé trase budou používat pouze dvě různé velikosti potrubí namísto předpokládaných tří velikostí.

Tab. 5-3 – Parametry potrubních úseků

	KKS	$\dot{m}$ [kg/s]	$l$ [m]	$n_k$ [ks]	$d_{out}$ [mm]	$t$ [mm]	$d_{in}$ [mm]	$v$ [m/s]
Potrubní úsek	Označení	Návrhový průtok	Délka úseku	Počet kolen	Vnější průměr	Tloušťka stěny	Vnitřní průměr	Skutečná rychlost
1	1TQ71U01	38	8,487	4	114,3	3,6	107,1	4,47
2	1TQ71U02	19	0,857	1	114,3	3,6	107,1	2,18
3	1TQ71U03	19	1,657	2	114,3	3,6	107,1	2,14
4	1TQ71U04	38	1,614	0	114,3	3,6	107,1	4,28
5	1TQ71U05	33	3,210	0	114,3	3,6	107,1	3,72
6	1TQ71U06	16,5	55,755	6	114,3	3,6	107,1	1,86
7	1TQ71U07	16,5	72,202	7	114,3	3,6	107,1	1,86
8	1TQ71U08	5	13,880	5	48,3	2,6	43,1	3,48

<sup>5</sup> Paralelní větve potrubí, vedoucí každá přes dva sériově zapojené moduly výměníku, jsou navrženy geometricky naprosto shodně a díky tomu jsou i ve výpočtu uvažovány stejně z pohledu hydraulického odporu.

### 5.4.1 Navržené potrubní komponenty

V této kapitole je souhrnně uvedeno množství materiálu (trubek a potrubních tvarovek) pro navržený vnitřní okruh systému DOT. Kusovník je součástí každého listu axonometrického výkresu v příloze.

#### Přímé trubky

141 m – trubka – EN 10216-5 – 114,3 x 3,6 – 1.4541

14 m – trubka – EN 10216-5 – 48,3 x 2,6 – 1.4541

Značení navržených bezešvých trubek pro potrubní trasu odpovídá normě ČSN EN 10216-5 [57]. Předpis dodacího stavu, tj. dokončení za studena nebo dokončení za tepla a povrchová úprava, ani předpis zkušební kategorie není řešen v rámci této diplomové práce.

#### Kolena 90°

20 kolen – s – EN 10253-4 – typ B – tvar 3D – 90° – 114,3 x 3,6 – 1.4541

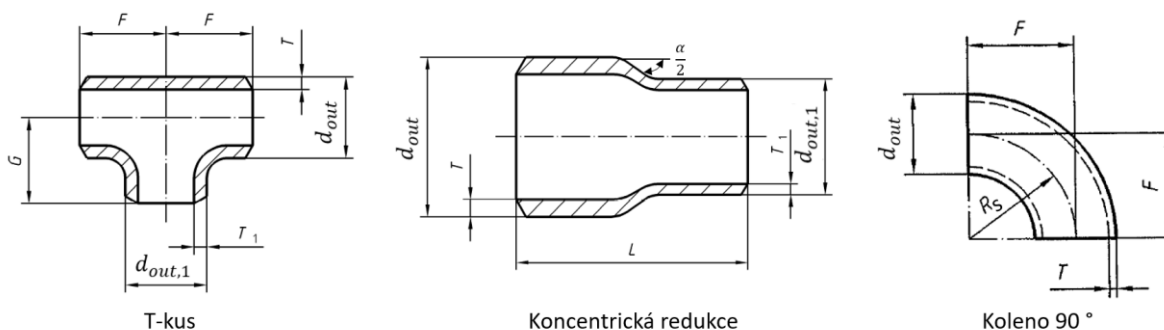
5 kolen – s – EN 10253-4 – typ B – tvar 3D – 90° – 48,3 x 2,6 – 1.4541

#### T-kusy

3 T-kusy se stejnými hrdly – s – EN 10253-4 – typ B – 114,3 x 3,6 – 1.4541

1 T-kus s nestejnými hrdly – s – EN 10253-4 – typ B – 114,3 x 3,6 – 48,3 x 2,6 – 1.4541

Značení potrubních tvarovek odpovídá normě ČSN 10 253-4 [58]. Nejdříve je uveden počet kusů a název požadované tvarovky, následuje písmeno rozlišující bezešvou (s) a svařovanou (w) tvarovku, poté odkaz na zmiňovanou normu, typ tvarovky, její rozměry, tj. vnější průměr a tloušťka stěny, nakonec je uveden materiál. Navržený materiál lze označit dle různých norem – DIN 1.4541, též ČSN 17 247. U všech tvarovek je navržen typ B s rovnoměrně vzrůstající tloušťkou stěny, protože tento typ tvarovek si zachovává plnou tlakovou odolnost (stejnou jako odpovídající trubka). V Tab. 5-4 jsou uvedeny stavební rozměry navržených tvarovek, zobrazené na Obr. 5-6, stanovené normou ČSN EN 10253-4. [58]



Obr. 5-6 – Stavební rozměry potrubních tvarovek, upraveno z [58]



Tab. 5-4 – Stavební rozměry použitých potrubních tvarovek dle normy ČSN EN 10253-4 [58]

Kolena 90°			
$d_{out}$ [mm]	$R_s$ [mm]	$F$ [mm]	$\frac{R_s}{d_{in}}$ [-]
114,3	152	152	1,42
48,3	57	57	1,32
T-kusy			
$d_{out}$ [mm]	$d_{out,1}$ [mm]	$F$ [mm]	$G$ [mm]
114,3	114,3	105	105
114,3	48,3	105	86

#### 5.4.2 Tlakové ztráty

V Tab. 5-5 jsou uvedeny tlakové ztráty jednotlivých potrubních úseků vypočítané pro návrhový průtok. Tlaková ztráta každého úseku zahrnuje vždy ztrátu v potrubní tvarovce, (např. T-kusu) na vstupu do daného úseku, nezahrnuje však rozdíl geodetických výšek začátku a konce úseku, ten je přičítán až k celé trase. Mezi druhým a třetím úsekem proudí médium přes výměník, přičemž ztráty v hrdlech jsou již zahrnuty ve ztrátách výměníku.

Tab. 5-5 – Tlakové ztráty potrubních úseků při návrhovém průtoku

	$\dot{m}$ [kg/s]	$\Delta p$ [kPa]	$\Delta H$ [m]
Potrubní úsek	Návrhový průtok	Tlaková ztráta	Ztrátová výška
1	38	34,7	3,71
2	19	12,2	1,30
Výměník	19	23,3	2,45
3	19	2,8	0,29
4	38	10,1	1,05
5	33	30,5	3,16
6	16,5	35,2	3,64
7	16,5	41,3	4,28
8	5	441,7	45,73

V Tab. 5-6 jsou již uvedeny celkové tlakové ztráty potrubních tras, kterými může médium z výtlaku čerpadla proudit. Geodetická výška, kterou musí čerpané médium překonat při průtoku hlavní trasou, je 37,3 m, zatímco v případě trasy zástríku čerpadla je výsledné převýšení nulové. Tento rozdíl geodetických výšek značně zvyšuje hydraulický odpor hlavní trasy oproti trase zástríku, a tak by při těchto podmínkách v trase zástríku byl mnohem větší průtok média než požadovaný (návrhový). Proto je navrženo umístění omezující clony do trasy zástríku. V trase zástríku však není započítána ztráta rozstříkem v tryskách vstřikovacího nástavce čerpadla, protože tato hodnota nebyla výrobcem poskytnuta ke zveřejnění. Tuto hodnotu by bylo třeba znát pro výpočet parametrů omezující clony. Ve výpočtu je tedy navržena clona, jejíž hydraulický odpor představuje jak ztráty na cloně samotné, tak i ztráty v tryskách vstřikovacího nástavce.

Tab. 5-6 – Tlakové ztráty potrubních tras při návrhovém průtoku jednotlivými trasami

	$\dot{m}$ [kg/s]	$\Delta p$ [kPa]	$\Delta H$ [m]
Potrubní trasa	Návrhový průtok	Tlaková ztráta	Ztrátová výška
Hlavní trasa – výtok vlevo	16,5	509,0	52,90
Hlavní trasa – výtok vpravo	16,5	515,1	53,54
Trasa zástřiku <sup>6</sup>	5	524,7	54,53

V navrženém potrubním systému dojde při průtoku na vstupu 38 kg/s k rozdělení průtoku dle hydraulického odporu jednotlivých tras následovně:

Tab. 5-7 – Skutečné průtoky potrubními trasami při celkovém průtoku 38 kg/s

	$\dot{m}$ [kg/s]	$\Delta p$ [kPa]	$\Delta H$ [m]
Potrubní trasa	Skutečný průtok	Tlaková ztráta	Ztrátová výška
Hlavní trasa – výtok vlevo z 1TQ71U06	17,365	512,5	53,26
Hlavní trasa – výtok vpravo z 1TQ71U07	15,706	512,5	53,26
Trasa zástřiku – výtok z 1TQ71U08	4,929	512,5	53,26

Potrubní trasa byla navržena tak, aby při průtoku 38 kg/s na vstupu do potrubní trasy byl zajištěn požadovaný výtok 33 kg/s hlavní trasou na sprchovací plech barbotážního kondenzátoru pro skrápění prostoru. Průtok hlavní trasou je v této konfiguraci 33,07 kg/s a průtok odbočkou zástřiku čerpadla je 4,93 kg/s. Vzhledem k různě dlouhým úsekům trasy vedoucím ke krajům barbotážní věže, kde je pravá větev 1TQ71U07 o 14,5 m delší než levá větev 1TQ71U06, dochází k nerovnoměrnému rozdělení průtoku mezi tyto větve, kdy levou potrubní větví proudí o 10 % větší množství média než pravou větví. Za účelem rozdělení průtoku přesně na dvě poloviny by bylo možné instalovat do úseku 1TQ71U06 omezující clonu, která by zajistila vyrovnaní tlakových ztrát v obou větvích. Na základě konzultace s pracovníky JE však není instalace této clony nutná, protože uvedená nerovnoměrnost rozdělení průtoku neohrožuje funkci systému.

<sup>6</sup> Hodnota ztrát na trase zástřiku platí pro umístění omezující clony s vrtáním dle rovnice (5-47) do této trasy, přičemž ztráty na cloně ve výpočtu představují i ztráty v tryskách vstřikovacího nástavce čerpadla.

## 6 Koncepční návrh výměníku tepla

Tepelný výměník bude dispozičně umístěn ve spojovacím koridoru na kótě + 6,0 m v blízkosti turbočerpadla a platí pro něj projektová východiska uvedená v kap. 4.2, tedy výměník musí být odolný vůči úplnému vnějšímu zaplavení, teplotě a tlaku okolí v podmínkách TH, radiační zátěži a musí být zhotoven v seismickém provedení. Za účelem zamezení mísení pracovních médií vlivem netěsnosti je u výměníku doporučena eliminace rozebíratelných spojů. Připojení navazujících potrubních tras však musí být provedeno rozebíratelnými spoji. Provoz výměníku nesmí být ohrožen výskytem částic do velikosti 5 mm v pracovním médiu.

Se zaplněním výměníku vodou je uvažováno pouze v podmínkách TH. Během normálního provozu JE bude výměník po celou dobu nezaplňný, z tohoto důvodu není požadavek na jeho rozebíratelnost a možnost čištění.

Koncepční návrh se opírá o doporučení uvedená v literatuře, a to zejména v [59], [60], [61], [62] a [63].

### 6.1 Pracovní látky

**Chlazeným médiem** čerpaným z podlahy boxu parogenerátorů je radioaktivní voda s příměsí  $H_3BO_3$  (kyseliny borité). Jedná se o roztok slabé kyseliny, který působí korozivně, to je třeba zohlednit při výběru materiálu. Funkčnost výměníku nesmí být ohrožena výskytem částic do velikosti 5 mm v chlazeném médiu, větší částice budou odloučeny filtrem na sání čerpadla. Nečistoty mohou pocházet z útržků izolace, nejedná se o příliš abrazivní částice.

**Chladícím médiem** je surová voda přivedená z bazénu koncového jímače tepla nebo z jiného vodního objemu, dle dostupnosti vodního zdroje v daném případě. Surová voda není chemicky ošetřena a mohou se v ní nacházet vodní řasy. Na trase vnějšího okruhu bude proto umístěn filtr pro jejich odloučení, nelze však zajistit úplné vyčištění vody od řas.

Není přípustný únik chlazeného média do oběhu chladicího média. Mísení médií uvnitř výměníku je zabráněno omezením počtu rozebíratelných spojů.

### 6.2 Návrhové parametry

Tab. 6-1 – Zadané parametry výměníku

Popis veličiny	Označení	Hodnota	Jednotka
Minimální tepelný výkon – při parametrech	$\dot{Q}$	8	[MW]
- teplota chlazeného média na sání čerpadla	$t_{H1}$	120	[°C]
- průtok chlazeného média	$\dot{m}_H$	38	[kg/s]
- teplota chladicího média na vstupu	$t_{C1}$	40	[°C]
Maximální teplota chlazeného média na sání čerpadla	$t_{H,in,max}$	139	[°C]
Minimální teplota chladicího média na vstupu	$t_{C,in,min}$	5	[°C]
Maximální teplota chladicího média na vstupu	$t_{C,in,max}$	40	[°C]
Maximální teplota chladicího média na výstupu <sup>7</sup>	$t_{C,out,max}$	60	[°C]
Průtok chladicího média	$\dot{m}_C$	135	[kg/s]

<sup>7</sup> Teplota chladicího média na výstupu z výměníku se může mírně lišit, maximální teplota 60 °C platí pro vstup chladicí vody do koncového jímače tepla (KJT).

### 6.3 Typ výměníku

Provozní tlaky a teploty pracovních médií nejsou omezujícími parametry pro volbu typu výměníku. Výhodou deskových výměníků je vysoká kompaktnost díky intenzivnějšímu přestupu tepla, s čímž souvisí nižší zástavbové rozměry a hmotnost. Nevýhodou je vyšší tlaková ztráta, menší tlaková odolnost a v případě těsněných výměníků také odolnost použitých těsnění a nutnost jejich kompatibility s oběma médii. Výhodou trubkových výměníků je naopak robustnější a odolnější konstrukce, která je podstatná zejména z pohledu pevnosti a seismické odolnosti výměníku.

Maximální teplota ve výměníku a tlak umožňují použití trubkového i deskového výměníku. Požadavek na eliminaci rozebíratelných spojů vylučuje těsněné deskové výměníky, ale umožňuje použití nerozebíratelných (svařovaných) deskových výměníků. Důležitým omezením je nebezpečí zanášení způsobené možností výskytu částic v obou médiích, v chlazeném médiu jde o částice, jako jsou útržky izolace do velikosti 5 mm, v chladícím médiu jde o vodní řasy. Typické vzdálenosti mezi teplosměnnými deskami deskových výměníků jsou mnohem nižší než zmíněná velikost částic, proto by bylo nutné použít speciální deskový výměník se širokými mezerami, to však znamená také nižší intenzitu přestupu tepla. Dalším faktorem ovlivňujícím volbu výměníku je značný rozdíl hmotnostních toků obou médií, průtok chladící vody je cca čtyřnásobný oproti průtoku vody chlazené. Zejména z důvodu zanášení, pevnosti a odolnosti výměníku je navržen výměník trubkový se svazkem trubek v plášti.

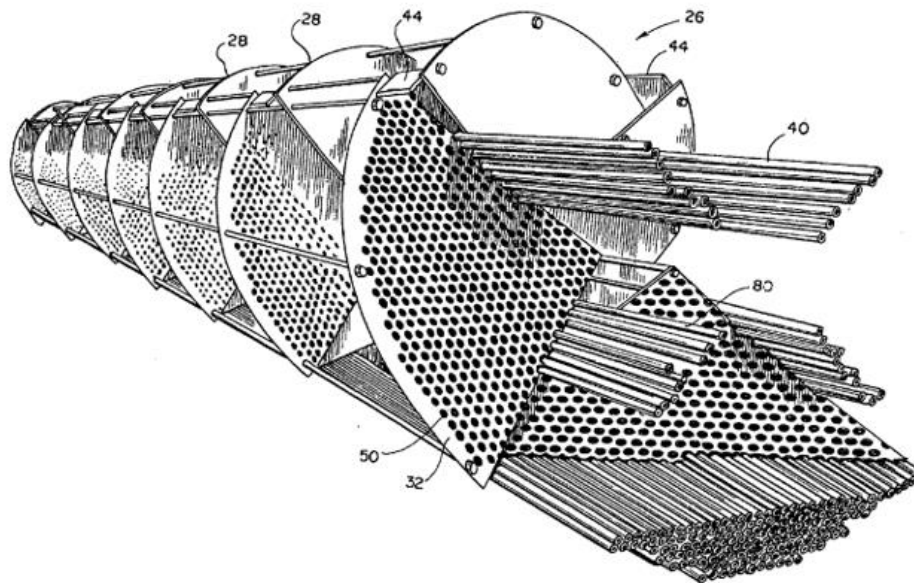
Důležitým faktorem pro implementaci systému DOT do provozované JE je také realizovatelnost samotné výstavby. Zařízení systému bude umístěno v hermetické zóně a je nutné zajistit jeho transportovatelnost do HZ bez nutnosti stavebních zásahů do provozované JE. Z tohoto důvodu by měl mít výměník co nejmenší rozměry, přípustné je také jeho rozdělení do několika modulů. Maximální transportní rozměry jsou dány vstupem do hermetické zóny JE. Rozměry hermetických dveří odpovídající JE VVER 440/V213 jsou 1600 x 900 mm. [64]

#### 6.3.1 Svazek trubek v plášti

Dle provedení svazku trubek rozlišujeme tři základní typy výměníků, a to výměníky s pevnými trubkovicemi, s plovoucí hlavou a s U-trubkami. Základním rozdílem mezi jednotlivými typy je umožnění tepelných dilatací mezi svazkem a pláštěm. Použití výměníku s pevnými trubkovicemi je doporučeno pouze v případě rozdílu střední teploty pláště a stěny trubek menšího než 20 °C, nejde tedy o vhodný typ pro aplikaci v systému DOT. Výměníky s plovoucí hlavou jsou určeny pro libovolné rozdíly mezi střední teplotou pláště a stěny trubek, není však vhodné je používat v případě, kdy musí být zajištěna dokonalá těsnost pracovních prostorů médií. Jako nejvhodnější je navržen svazek U-trubek, který nejen snáší libovolně velké rozdíly mezi střední teplotou pláště a stěny trubek, navíc však zajišťuje dokonalou těsnost. [59]

Uspořádání trubek ve svazku může být trojúhelníkové (pod úhlem 30° nebo 60° ke směru proudění) nebo čtvercové (pod úhlem 45° nebo 90° ke směru proudění) viz Obr. 6-1. Čtvercové uspořádání přináší nižší tlakovou ztrátu, ale také nižší přestup tepla, jeho hlavní výhodou je možnost mechanického čištění mezitrubkového prostoru. Nejnižšího přestupu tepla dosahuje uspořádání pod úhlem 90°, lze jej však s výhodou použít pro ochranu dalších řad trubek před abrazí. Uvedené výhody čtvercového uspořádání nenachází uplatnění u systému DOT, proto je navrženo uspořádání trojúhelníkové, které je výhodnější z pohledu přestupu tepla a využití prostoru.





Obr. 6-3 – Výměník s kvadrantovými šroubovicovými přepážkami během výroby [65]

#### 6.4 Materiál výměníku a jeho vlastnosti

Pro výměník je stejně jako pro potrubí navržena austenitická nerezová ocel ČSN 17 247, která je v NTD A.S.I., Sekce II [49] schválená jako ekvivalent k materiálu 08Ch18N10T dle sovětské normy GOST a odpovídá tak požadavkům na materiál uvedeným v kap. 4.2.3. Navržená ocel odolává slabým roztokům anorganických kyselin, je odolná vůči mezikrystalové korozi a má zaručenou svařitelnost.

Pro tepelný výpočet výměníku je důležitý součinitel tepelné vodivosti použitého materiálu, který výrazně ovlivňuje prostup tepla stěnou. Hodnota součinitele tepelné vodivosti oceli se snižuje s rostoucím množstvím příměsí. Použití nerezové oceli při konstrukci výměníku znamená oproti použití uhlíkové oceli nárůst potřebné teplosměnné plochy (o cca 20 % dle [67]). Výslednou cenu výměníku tak zvyšuje nejen vyšší cena materiálu, ale i větší potřebná teplosměnná plocha. Hodnota součinitele tepelné vodivosti  $\lambda$  oceli ČSN 17 247 je dle NTD A.S.I., Sekce II [49] při teplotě 20 °C:

$$\lambda = 15 \text{ W/mK} \quad (6-1)$$

Velikost tepelných dilatací materiálu popisuje součinitel teplotní roztažnosti  $\alpha_t$ , jeho hodnota je dle [49] při teplotě 100 °C:

$$\alpha_t = 1,6 \cdot 10^{-5} \text{ K}^{-1} \quad (6-2)$$

Poslední vlastností materiálu ovlivňující tepelný výpočet výměníku je měrná tepelná kapacita materiálu  $c_p$ , její hodnota je dle [49] při teplotě 20 °C:

$$c_p = 500 \text{ J/kgK} \quad (6-3)$$

Závislost uvedených fyzikálních vlastností na teplotě je při uvažovaném rozsahu teplot 5–139 °C zanedbatelná, proto jsou při výpočtu uvedené hodnoty považovány za konstantní.

Např. materiálový list oceli ČSN 17 247 uvádí jedinou číselnou hodnotu u všech výše uvedených vlastností pro použití v celém rozsahu teplot až do 800 °C.

## 6.5 Umístění médií

Při rozhodování o umístění médií se vychází z praktických doporučení, přičemž zpravidla není možné vyhovět všem. Je třeba uvažovat tlak a agresivitu médií, teplotní diferenci a zejména případnou změnu skupenství, ale také znečištění médií a tím pádem náchylnost k zanášení. Médium s vyšším tlakem je kvůli tlakové odolnosti vhodné umístit do trubek. Do trubkového prostoru dále patří médium agresivnější a rizikovější z pohledu zanášení, a to nejen kvůli snazšímu čištění, ale i kvůli charakteru proudění, protože v mezitrubkovém prostoru mohou být nebezpečím mrtvé kouty, kde je proudění pomalejší a zanášení intenzivnější. Z pohledu druhu zanášení bývá biologické zanášení rizikovější než částicové, viz Obr. 6-4. Do trubkového prostoru bývá také umísťována chladicí voda. Do mezitrubkového prostoru je vhodné umístit médium s vyšší teplotní diferencí nebo se změnou fáze a s ní spojenou výraznou změnou objemu. Z uvedených důvodů je do mezitrubkového prostoru navrženo chlazené médium vykazující větší teplotní diferenci a do trubkového prostoru chladicí médium.

## 6.6 Uspořádání proudů ve výměníku tepla

Na výměník jsou kladeny dva protichůdné požadavky, z jedné strany na minimální přenesený tepelný výkon 8 MW, z druhé strany na maximální výstupní teplotu chladicího média, která udává maximální dovolený tepelný výkon. Uspořádání proudů ve výměníku jako protiproudé znamená úsporu potřebné teplosměnné plochy výměníku, a tedy i nákladů. Na druhou stranu ale při naddimenzování teplosměnné plochy výměníku přináší protiproudé uspořádání vyšší riziko překročení maximální výstupní teploty chladicí vody. Při souproudém uspořádání je výstupní teplota chladicího média omezena výstupní teplotou chlazeného média. V tomto bodě by došlo k vyrovnání výstupních teplot obou médií, čímž by bylo zajištěno jen minimální možné překročení výstupní teploty. Tepelný výkon odváděný chladicí vodou však nepochází pouze z tepla předávaného ve výměníku, protože chladicí voda bude z HZ odebírat teplo i přes stěnu přívodního a odvodního potrubí, které bude obklopeno atmosférou HZ o teplotě vyšší, než je teplota chladicího média.

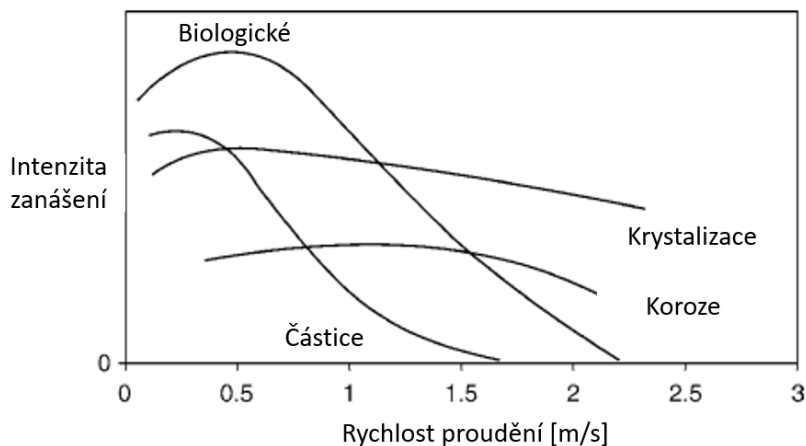
V případě výměníku se svazkem U-trubek se pro dva chody v trubkách a jeden chod v plášti jedná o proudění kombinované, nelze tedy hovořit o čistě protiproudém ani souproudém uspořádání. Tuto skutečnost zohledňuje korekční faktor  $F$ , viz kap. 7.2. Z důvodů uvedených výše a také s ohledem na omezený prostor a obtížný transport nových zařízení do stávající technologie provozované elektrárny je za účelem snížení velikosti potřebné teplosměnné plochy v protiproudém uspořádání navrženo zapojení jednotlivých modulů výměníku.

## 6.7 Rychlost proudění

Rychlost média se volí v takových hodnotách, aby bylo docíleno optimálního poměru mezi přestupem tepla a velikostí tlakových ztrát. S rostoucí rychlostí roste součinitel přestupu tepla, ale i možnost abraze, velikost tlakové ztráty a vibrace, naopak klesá riziko zanášení – viz Obr. 6-4. Není-li dáno jinak, jako maximální tlaková ztráta se uvažuje 50 kPa. [67] Doporučené rychlosti proudění se u různých autorů mírně liší, doporučené hodnoty uvádí následující tabulka.

Tab. 6-2 – Doporučené rychlosti proudění

Voda v trubkách $\left[\frac{m}{s}\right]$	Voda v mezi trubkovém prostoru $\left[\frac{m}{s}\right]$	Reference
0,9–2,4	0,6–1,5	[60]
0,3–2,0	0,2–0,8	[67]
1,5–2,5	$v_{opt} \approx 0,8$	[61]



Obr. 6-4 – Závislost intenzity zanášení na rychlosti proudění, upraveno z [61]

Pro proudění v trubkovém prostoru je s ohledem na zanášení a přípustné tlakové ztráty navržena rychlost:

$$v_{TP} \cong 1,8 \text{ m/s} \quad (6-4)$$

Rychlost proudění v mezitrubkovém prostoru vyplývá z návrhu geometrie trubkového svazku.

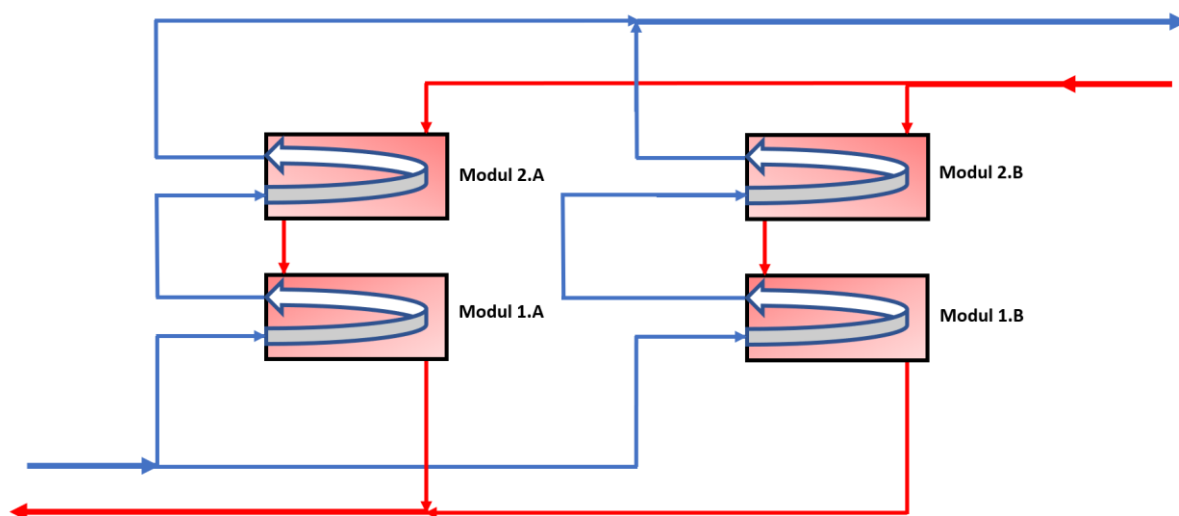
## 6.8 Popis navrženého výměníku

Nejdříve byl výměník pro přenos požadovaného tepelného výkonu uvažován jako jeden modul. Tento výměník však při tepelném výpočtu dosahoval příliš velkých rozměrů, které by spolu s vysokou hmotností velmi znesnadňovaly jeho transport do hermetické zóny. Konfigurace výměníku, přesněji dva chody v trubkách a jeden chod v plášti, navíc neumožňuje čistě protiproudé uspořádání. Rozdělením výměníku do sériově uspořádaných proutiproudě zapojených částí přibližuje konfiguraci k čistě protiproudému uspořádání a zmenšuje tak potřebnou teplosměnnou plochu a snižuje tlakovou ztrátu médií.

Z těchto důvodů je navrženo rozdělení výměníku do více modulů. Požadovaný průměr pláště výměníku v případě jednoho modulu byl výpočtem stanoven na hranici rozměrů hermetického vstupu do HZ, bude tedy vhodné ho snížit. Přípustná tlaková ztráta neumožňuje takové zvýšení rychlosti proudění médií, které by umožnilo dostatečně zmenšit průměr výměníku. Za účelem snížení průměru výměníku je tedy navrženo jeho rozdělení do dvou paralelních modulů. Proud obou médií se před vstupem do výměníku rozdělí T-kusem na dvě poloviny. Po této úpravě však zůstává stále problematická velká délka výměníku, se kterou by se muselo při transportu proplétat stávající technologií. Proto je navrženo každý z paralelně zapojených výměníků rozdělit na dva moduly zapojené v sérii s protiproudým uspořádáním těchto modulů. Toto sériové rozdělení s protiproudým zapojením umožní také lepší využití



tepelného spádu. Je tedy navrženo rozdělení výměníku do celkem čtyř stejných modulů zapojených viz Obr. 6-5. Další text je věnován popisu modulu.



Obr. 6-5 – Schéma zapojení čtyř modulů výměníku

Dle standardu TEMA [62], který se věnuje návrhu a výrobě trubkových výměníků, je výměník pro systém DOT navržen jako typ BEU, tj. přední hlava s integrálním víkem a dvěma hrdly zajišťujícími přívod a odvod trubkového média oddělenými přepážkou, jeden chod mezitrubkového média v plášti a svazek U-trubek. Výhodou tohoto typu výměníku je, že umožňuje rozdílné tepelné dilatace mezi pláštěm a trubkovým svazkem, stejně tak mezi jednotlivými trubkami, a dobře tak snáší i teplotní šoky. Nevýhodou je nemožnost mechanického čištění U-trubek, v zamýšlené aplikaci však vzhledem k charakteru provozu výměníku možnost čištění není požadována. Další nevýhodou, způsobenou dvěma chody média v trubkách v případě svazku U-trubek a jedním chodem v plášti, je nemožnost dosáhnout čistě protiproudého uspořádání, což snižuje výslednou efektivnost výměníku. Tuto nevýhodu částečně zmírňuje rozdělení výměníku do sériově řazených modulů zapojených v protiproudém uspořádání. V případě čtyř modulů v sérii se dle [60] již efektivnost výměníku velmi přibližuje čistému protiproudu. Dalším faktorem, který je třeba zohlednit, je ztenčení tloušťky stěny trubek v ohybu, a tedy zvýšená tloušťka stěny trubek po celé délce svazku – viz níže.

Do trubkového svazku je navržena trubka o největším průměru 21,3 mm dle normy ČSN EN 10 216-2+A1 [50] ze série a. Stanovení minimální tloušťky stěny a přídavek je provedeno stejně jako u návrhu potrubí v kap. 5.1.3., přičemž dostatečná tloušťka stěny pro U-trubky je zajištěna navýšením minimální tloušťky stěny splněním rovnice (6-5) dle standardu TEMA [62], navržena je pak nejbližší vyšší standardizovaná tloušťka.

$$t_{min,U} = t_{min} \cdot \left(1 + \frac{d_{out}}{C \cdot R_s}\right) [mm] \quad (6-5)$$

$$d_{out} = 21,3 \text{ mm} \quad (6-6)$$

Kde  $t_{min}$  [mm] je minimální tloušťka stěny pro přímou trubku,  $t_{min,U}$  [mm] minimální tloušťka stěny pro U-trubku,  $d_{out}$  [mm] vnější průměr trubky,  $R_s$  [mm] střední poloměr ohybu trubky a  $C$  [-] je konstanta příslušná materiálu trubky, která pro nerezovou austenitickou ocel nabývá hodnoty:

$$C = 4 [-] \quad (6-7)$$

Požadovaný „koeficient zesílení“ tloušťky stěny je potom určen pro nejmenší poloměr ohybu odpovídající první řadě trubek ve středu trubkového svazku. Poloměr ohybu této řady je navržen tak, aby bylo splněno doporučení na minimální poloměr ohybu U-trubek, viz Tab. 6-3.

Tab. 6-3 – Minimální poloměr ohybu U-trubek dle průměru a tloušťky stěny trubky [61]

$d_{out}/t$ [mm]	1,6	2	2,6
20	34	26	23
25	51	37	35

$$R_{s,min} = 2 \cdot d_{out} = 42,6 \text{ mm} \quad (6-8)$$

$$t_{min,U} = t_{min} \cdot \left(1 + \frac{d_{out}}{4 \cdot 2 \cdot d_{out}}\right) = \frac{9}{8} t_{min} \text{ [mm]} \quad (6-9)$$

$$t = 2 \text{ mm} \quad (6-10)$$

$$d_{in} = d_{out} - 2 \cdot t = 17,3 \text{ mm} \quad (6-11)$$

Kde  $R_{s,min}$  [mm] je poloměr ohybu první řady trubek trubkového svazku,  $t$  [mm] je jmenovitá tloušťka stěny a  $d_{in}$  [mm] vnitřní průměr trubky. Průtočný průřez jedné trubky:

$$S_{tr} = \frac{\pi \cdot d_{in}^2}{4} = 235,1 \text{ mm}^2 \quad (6-12)$$

Dále se určí požadovaný počet trubek ve výměníku z rovnice:

$$\dot{m}_{tp} = v_{tp} \cdot S_{tr} \cdot N_{tr} \cdot \rho_{tp} \text{ [kg/s]} \quad (6-13)$$

Kde  $v_{TP}$  [m/s] je rychlost proudu média v trubkách,  $N_{tr}$  [-] je požadovaný počet trubek a  $\rho_{TP}$  [kg/m<sup>3</sup>] je hustota média v trubkách určená pro jeho střední teplotu. Dosazením do rovnice (6-13) je určen počet trubek ve výměníku potřebný pro dosažení uvedené rychlosti média v trubkách. Pro vystřídání uspořádání trubek pod úhlem 30° tak, jak je znázorněno na Obr. 6-1, se přibližná velikost trubkového svazku určí ze vztahů (6-14) a (6-15).

$$D_{ctl} = \sqrt{\frac{s_2 \cdot N_t}{0,78}} \text{ [m]} \quad (6-14)$$

$$D_{otl} = D_{ctl} + d_{out} \text{ [m]} \quad (6-15)$$

$$s_2 = 0,866 s_1 \text{ [m]} \quad (6-16)$$

Kde  $D_{otl}$  [m] je průměr kružnice opsané trubkovému svazku,  $D_{ctl}$  [m] průměr kružnice procházející středy krajních trubek svazku,  $s_1$  [m] je příčná rozteč trubek a  $s_2$  [m] je podélná rozteč trubek, viz Obr. 6-6. Doporučená rozteč trubek svazku vychází z [60]:

$$s_1 = 1,25 \div 1,5 \cdot d_{out} [m] \quad (6-17)$$

Dodržení minimální požadované rozteče je důležité pro zajištění pevnosti trubkovnice. Dle normy ČSN 69 0010-4.13 [68] má být dodržen minimální poměr rozteče trubek k jejich vnějšímu průměru 1,2. Krátká rozteč vede k větší turbulenci proudu a k dosažení vyššího součinitele přestupu tepla v mezitrubkovém prostoru, na druhé straně zde zvyšuje tlakovou ztrátu. Ve svazku je navržena příčná rozteč trubek  $s_1 = 28 \text{ mm} \approx 1,31 \cdot d_{out}$ , což odpovídá uvedeným doporučením.

Dále musí být zajištěna dostatečná mezera mezi trubkovým svazkem a vnitřní stěnou pláště výměníku viz rovnice (6-19) [60]. Následně je výběrem z normy ČSN EN 10 216-2+A1 [50] navržena nejbližší standardizovaná velikost pláště výměníku v provedení bezešvé trubky a na základě toho je počet trubek svazku přizpůsoben tak, aby byl prostor výměníku co nejlépe využitý.

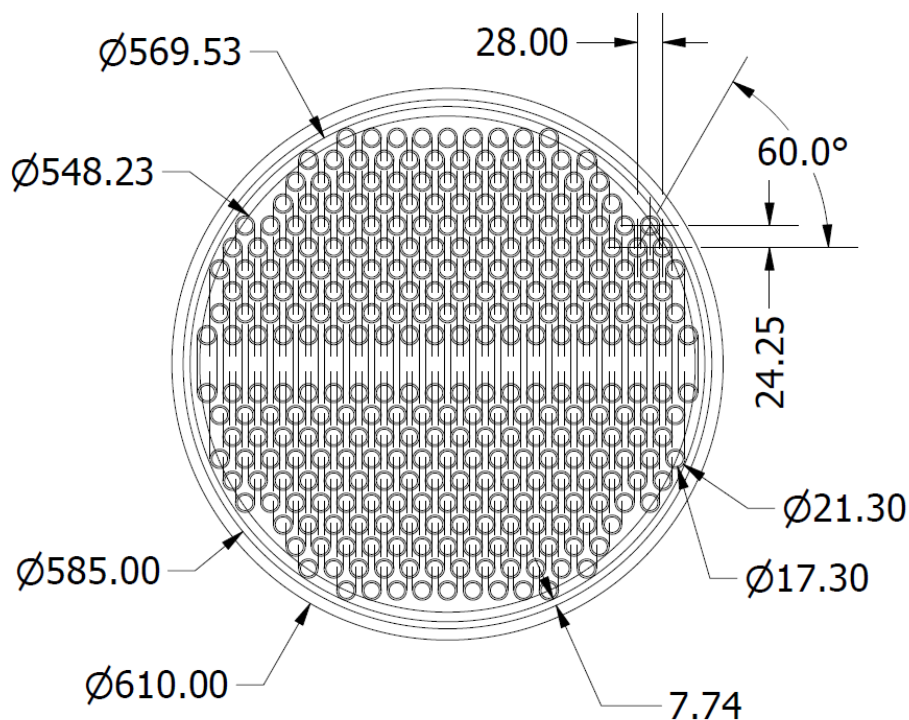
$$D_{in} = D_{otl} + c [m] \quad (6-18)$$

$$c_{min} = 0,012 + 0,005 \cdot D_{in} [m] \quad (6-19)$$

Kde  $D_{in}[m]$  je vnitřní průměr pláště výměníku,  $c_{min} [m]$  minimální požadovaná mezera mezi svazkem trubek a stěnou pláště a  $c [m]$  je skutečná mezera mezi svazkem trubek a stěnou pláště.

Tab. 6-4 – Geometrické charakteristiky trubkového svazku

$D_{ctl} [mm]$	$D_{otl} [mm]$	$D_{in} [mm]$	$c_{min} [mm]$	$c [mm]$	$s_1 [mm]$	$s_2 [mm]$
548,2	569,5	585	14,9	15,5	28,0	24,25



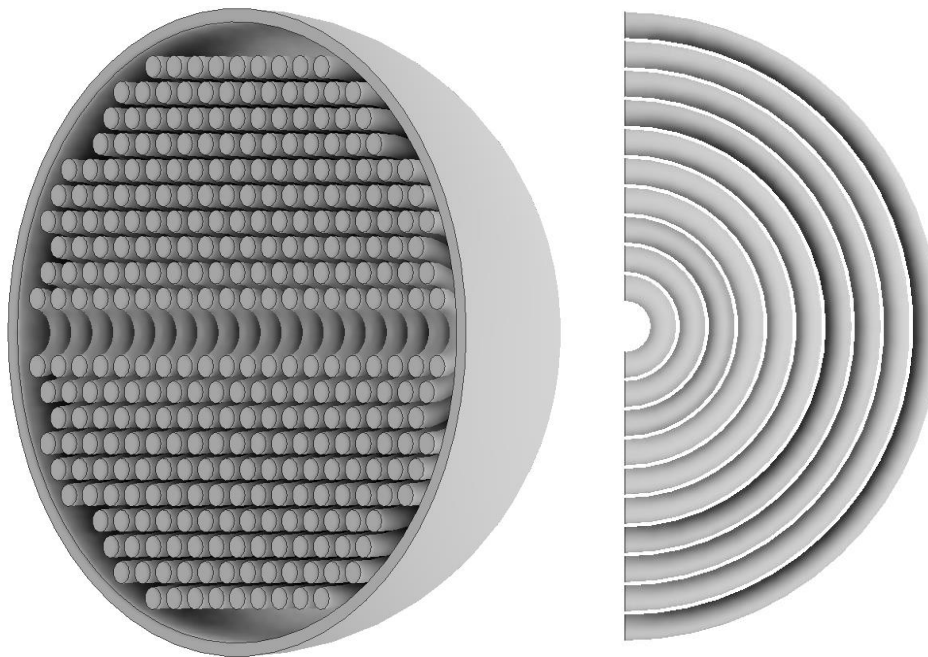
Obr. 6-6 – Geometrické charakteristiky trubkového svazku

Do pláště o vnějším průměru 610 mm je navrženo umístění 10 řad U-trubek o rozměrech 21,3 x 2 mm s příčnou roztečí 28 mm, uspořádání lze vidět na Obr. 6-7. Celkový počet U-trubek je v tomto uspořádání 159, tj. celkem 318 rovných částí trubek v prostoru výměníku. Specifikace jednotlivých řad trubek (délka, poloměr ohybu, hmotnost) je uvedena v Tab. 7-2.

Trubky budou u přední hlavy výměníku uchyceny do trubkovnice o tloušťce  $t_t$ . Nejrozšířenějším způsobem je zaválcování trubek do trubkovnice, v případech, kdy nesmí dojít ke kontaminaci mezi médii, je doporučeno přivaření (také lze provést v kombinaci). [60] Tloušťka trubkovnice (bez korozního přírůstku  $c_2$ ) by neměla být nižší než vnější průměr trubek svazku  $d_{out}$ . [62] Navržena je tedy trubkovnice o tloušťce 22 mm. Tím je splněn i požadavek normy [68], která uvádí minimální tloušťku trubkovnice pro zaválcování trubek 15 mm.

$$t_t \geq d_{out} + c_2 = 21,3 + 0,2 = 21,5 \text{ mm} \quad (6-20)$$

$$t_t = 22 \text{ mm} \quad (6-21)$$



Obr. 6-7 – Zakončení svazku U-trubek

Přepážky jsou tvořeny čtvrtelipsovými kvadranty uspořádanými do šroubovice se stoupáním  $H_s$  [mm] a úhlem stoupání  $\varphi$  [°]. Umístění krajních přepážek ohraničujících opřepážkovanou délku trubek je navrženo naproti hrdlům mezitrubkového prostoru. Tato hrdla jsou uvažována ve vzdálenosti 150 mm od trubkovnice a z druhé strany 150 mm od svaru pláště a dna nádoby (též lze říct od počátku ohybu U-trubek). Doporučená vůle mezi přepážkou a vnitřním průměrem pláště je 4 mm na průměru dle [61] pro plášť o vnitřním průměru v rozmezí 450 mm až 1000 mm.

$$\varphi = 11,2^\circ \quad (6-22)$$

$$H_s = \pi \cdot D_{in} \cdot \text{tg } \varphi = 0,364 \text{ m} \quad (6-23)$$

Tloušťka přepážek  $t_p$  [mm] je navržena na základě doporučení uvedených v [61] pro příčné přepážky, kde je pro vnitřní průměr pláště v rozmezí 400 mm až 700 mm a nepodepřenou délku trubek od 301 mm do 450 mm doporučena tloušťka přepážky:

$$t_p = 5 \text{ mm} \quad (6-24)$$

Nepodepřená délka rovných částí trubek ve svazku odpovídá stoupání šroubovice. Navržená tloušťka odpovídá standardizovaným jmenovitým tloušťkám nerezových plechů dle ČSN EN 10 259 [69]. Pro U-trubky musí být zajištěno, aby součet průměru ohybu každé U-trubky a obou jejích nepodepřených rovných částí nepřevyšoval 1524 mm. [62] Tento požadavek je splněn, protože pro nejdelší nepodepřenou část trubky  $l_{n,max}$  u ohybu svazku platí:

$$l_{n,max} < 2 \cdot R_{s,max} + 2 \cdot l_p + 2 \cdot \frac{3}{4} \cdot H_s \text{ [mm]} \quad (6-25)$$

$$l_{n,max} < 2 \cdot 260,8 + 2 \cdot 150 + \frac{3}{2} \cdot 364 = 1368 \text{ mm} \quad (6-26)$$

Kde  $l_{n,max}$  [mm] je délka nejdelší nepodepřené části U-trubky,  $R_{s,max}$  [mm] je poloměr ohybu poslední (vnější) řady U-trubek,  $H_s$  [mm] je stoupání šroubovice a  $l_p$  [mm] značí vzdálenost první přepážky od trubkovnice / od počátku ohybu U-trubek.

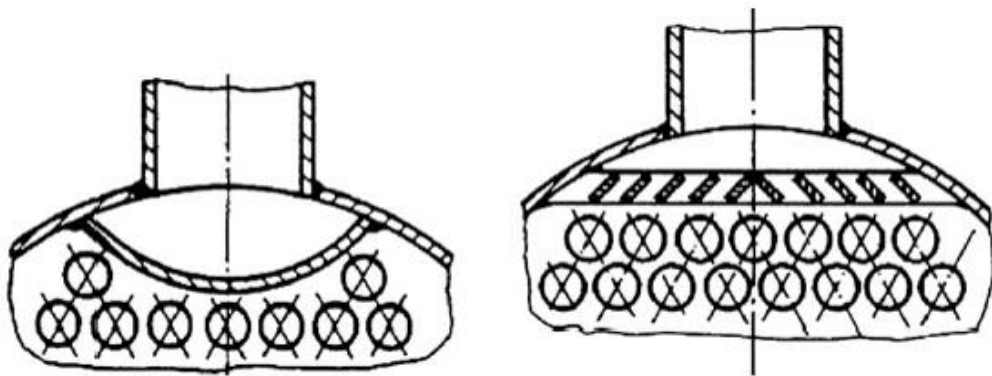
Pro ochranu trubkového svazku u vstupního hrdla do mezitrubkového prostoru před případnou erozí a kavitací je pro neabrazivní tekutiny vyžadováno umístění ochranného plechu nebo žaluzií, pokud platí: [61]

$$\rho_{mp} \cdot v_{mp,h}^2 \geq 2300 \text{ [kg/ms}^2\text{]} \quad (6-27)$$

Kde  $\rho_{mp}$  [kg/m<sup>3</sup>] je hustota média na vstupu do mezitrubkového prostoru a  $v_{mp,h}$  [m/s] je jeho rychlost ve vstupním hrdle. Přívodní a odvodní hrdla výměníku jsou dimenzována v souladu s navazujícími potrubními trasami. Hrdla trubkového prostoru jsou DN 200 a hrdla mezitrubkového prostoru DN 100. Tomu odpovídá na vstupu média do mezitrubkového prostoru prvního modulu:

$$\rho_{mp} \cdot v_{mp,h}^2 = 4662 \text{ kg/ms}^2 \quad (6-28)$$

Tato hodnota výrazně převyšuje mez uvedenou v (6-27), přičemž na vstupu do druhého modulu se hodnota jen mírně liší. Je tedy navrženo umístění ochranného aparátu do vstupní části mezitrubkového prostoru. Ochranný aparát by bylo vhodné konstruovat tak, aby při vstupu média do mezitrubkového prostoru u ohybu trubkového svazku zajistil co nejlepší distribuci média, např. nasměrováním toku do prostoru ohybu trubek, aby v této části výměníku nevznikal mrtvý kout.



Obr. 6-8 – Ochrana trubkového svazku – vlevo děrovaný plech / vpravo žaluzie [61]

Ve výpočtu není uvažováno zanášení, protože provoz výměníku je plánován pouze jednorázově a při spuštění systému v případě potřeby tak bude výměník v nezaneseném stavu. Během několikaměsíčního provozu systému k zanášení výměníku docházet může, ale současně bude docházet také ke snižování zbytkového tepelného výkonu uvolňovaného do prostoru HZ, který je nutné systémem na dlouhodobý odvod tepla odvádět. Zároveň je výměník navržen s ohledem na eliminaci zanášení. Rychlost média v trubkovém prostoru  $v_{TP} \approx 1,8 \text{ m/s}$  zajišťuje dle doporučení [61] (viz také Obr. 6-4) minimalizaci biologického zanášení. Ačkoli rychlost média v mezitrubkovém prostoru  $v_{MP} \approx 0,5 \text{ m/s}$  nedosahuje oblasti minimálního částicového zanášení, přepážkový systém je řešen tak, aby eliminoval výskyt mrtvých koutů v mezitrubkovém prostoru a přispěl tak k co nejnižšímu trendu zanášení – použitím šroubovicového přepážkového systému.

## 7 Tepelný výpočet výměníku

Tato kapitola se věnuje tepelnému výpočtu výměníku pro dlouhodobý odvod tepla z hermetické obálky. Tepelný výměník je navržen jako trubkový se svazkem U-trubek v plášti. Nejprve je provedena tepelná bilance výměníku a pokračují výpočty pro stanovení potřebné teplosměnné plochy metodou LMTD (Log Mean Temperature Difference, tj. střední logaritmický teplotní spád). Veškeré výpočty byly prováděny v softwaru EES (Engineering Equation Solver), jedná se o program, který dokáže numericky řešit tisíce nelineárních rovnic, a také obsahuje databázi vlastností látek. V textu kapitoly jsou popsány rovnice použité při tepelném výpočtu, v nichž je dodrženo značení, že index ‚H‘ označuje chlazené médium a index ‚C‘ médium chladící, index ‚in‘ označuje parametry médií na vstupu do výměníku a ‚out‘ parametry na výstupu z výměníku (stejně indexy jsou použity také pro označení vnitřního a vnějšího průměru trubek a pláště) a dále index ‚tp‘ označuje trubkový prostor a ‚mp‘ prostor mezitrubkový. Postup výpočtu vychází zejména ze skript [59], [63] a z další literatury [60] a [61].

### 7.1 Energetická bilance výměníku

Zadané parametry chladící vody (viz Tab. 6-1) jednoznačně určují maximální tepelný výkon, který je možno při daném průtoku a teplotách odvést. Tento tepelný tok se určí z kalorimetrické rovnice / rovnice tepelné bilance (7-1) za využití entalpie. Maximální dovolený tepelný tok ve výměníku je za předpokladu maximální teploty chladící vody na vstupu do výměníku:

$$\dot{Q}_{max} = \dot{m}_c \cdot (h_{c,out} - h_{c,in}) = 11\,118 \text{ kW} \quad (7-1)$$

Kde  $\dot{m}_c$  [kg/s] je hmotnostní tok chladící vody,  $h_{c,out} = f(t_{c,out})$  [kJ/kg] je entalpie chladící vody na výstupu z výměníku a  $h_{c,in} = f(t_{c,in})$  [kJ/kg] je entalpie chladící vody na vstupu do výměníku.

Požadovaný tepelný výkon při parametrech uvedených v Tab. 6-1 je 8 MW. Nejdříve bylo uvažováno naddimenzování výměníku o 10 %, to s sebou však přináší požadavek na ochlazení horkého média pod výstupní teplotu chladícího média a s tím spojený značný nárůst potřebné teplosměnné plochy. Z tohoto důvodu a také s ohledem na celkovou koncepci, kdy už samotný požadavek na 8 MW je stanovený za konzervativních předpokladů, tedy návrh počítá s požadovaným výkonem výměníku 8 MW v návrhovém stavu. Výstupní teplota chladící vody je při tomto výkonu bezpečně pod limitní hranicí 60 °C.

Je důležité zmínit, že zadaná vstupní teplota chlazeného média 120 °C je teplota média na sání čerpadla, kam je přiveden zástřík, nikoli teplota na vstupu do výměníku. Na vstupu do výměníku již bude teplota chlazeného média díky zmíněnému zástříku nižší. Tato teplota je určena pro přívod pracovního zástříku z rovnice (7-4) a pro přívod startovacího zástříku z rovnice (7-5). Vstupní a výstupní teplota chlazeného média se dle použitého zástříku mírně liší. Vzhledem k tomu, že startovací zástřík slouží pouze omezenou dobu k nastartování čerpadla a dále už bude v provozu pouze pracovní zástřík, je návrh výměníku na požadovaný tepelný výkon proveden s uvažováním pracovního zástříku.

$$\dot{Q} = 8 \text{ MW} \quad (7-2)$$

$$t_{C,out} = 54,3 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (7-3)$$

$$h_{H,in,pz} = w_H \cdot h_{H,in} + w_Z \cdot h_{H,out} \text{ [kJ/kg]} \quad (7-4)$$

$$h_{H,in,sz} = w_H \cdot h_{H,in} + w_Z \cdot h_{C,in} \text{ [kJ/kg]} \quad (7-5)$$

$$t_{H,in,pz} = 112,4 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (7-6)$$

$$t_{H,in,sz} = 109,6 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (7-7)$$

$$t_{H,out,pz} = 61,8 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (7-8)$$

$$t_{H,out,sz} = 59,0 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (7-9)$$

Kde  $h_{H,in,pz} = f(t_{H,in,pz})$  [kJ/kg] je entalpie chlazeného média na vstupu do výměníku za provozu pracovního zástřiku a  $h_{H,in,sz} = f(t_{H,in,sz})$  [kJ/kg] jeho entalpie za provozu startovacího zástřiku,  $t_{H,in,pz}$  [°C] je teplota chlazeného média na vstupu do výměníku za provozu pracovního zástřiku a  $t_{H,in,sz}$  [°C] jeho teplota za provozu startovacího zástřiku,  $h_{H,in} = f(t_{H,in})$  [kJ/kg] je entalpie chlazeného média na sání čerpadla,  $h_{H,out} = f(t_{H,out})$  [kJ/kg] entalpie chlazeného média na výstupu z výměníku a tedy i v zástřiku čerpadla,  $w_H$  [-] je hmotnostní podíl nasávané neochlazené vody a  $w_Z$  [-] hmotnostní podíl zástřiku vzhledem k celkovému hmotnostnímu toku výměníkem.

## 7.2 Rovnice prostupu tepla

Pro každý tepelný výměník platí základní rovnice prostupu tepla:

$$\dot{Q} = k \cdot S \cdot F \cdot \Delta t_{ln} \text{ [W]} \quad (7-10)$$

Kde  $k$  [W/m<sup>2</sup>K] je součinitel prostupu tepla,  $S$  [m<sup>2</sup>] teplosměnná plocha,  $F$  [-] korekční faktor daný uspořádáním proudů ve výměníku, a  $\Delta t_{ln}$  [°C] je střední logaritmický teplotní spád, který je definován:

$$\Delta t_{ln} = \frac{\Delta t_1 - \Delta t_2}{\ln \frac{\Delta t_1}{\Delta t_2}} \text{ [} ^\circ\text{C]} \quad (7-11)$$

Kde  $\Delta t_1$  [°C],  $\Delta t_2$  [°C] jsou teplotní difference mezi médii na obou stranách výměníku, v případě protiproudého uspořádání definované:

$$\Delta t_1 = t_{H,in} - t_{C,out} \text{ [} ^\circ\text{C]} \quad (7-12)$$

$$\Delta t_2 = t_{H,out} - t_{C,in} \text{ [} ^\circ\text{C]} \quad (7-13)$$

Korekční faktor  $F$  v rovnici prostupu tepla (7-10) zohledňuje odchýlení od čistého protiproudu dané složitějším uspořádáním proudů ve výměníku. V případě čistě protiproudého uspořádání (např. u výměníku typu trubka v trubce) je tedy  $F = 1$ . Tato hodnota platí také v případě, že jedno z médií nemění svoji teplotu (když dochází ke kondenzaci/odpařování). V případě plášťového výměníku s jedním chodem v plášti i v trubkách je přibližná hodnota  $F = 0,7$  a v případě více chodů v plášti i v trubkách je přibližně  $F = 0,9$ . [60] Přesnější hodnotu korekčního faktoru  $F$  lze odečíst z grafů nebo určit z aproximačních vztahů, při výpočtu výměníku je využito vztahu: [61]



$$F = \frac{1}{(1 + a \cdot R_H^{d \cdot b} \cdot NTU_H^b)^c} [-] \quad (7-14)$$

Kde  $R_H [-]$  vyjadřuje poměr tepelných kapacit proudů  $W_H, W_C [W/K]$  ve výměníku nebo též poměr teplotních diferencí médií viz rovnice (7-16), (7-17) a (7-18),  $NTU_H [-]$  je počet přenosových jednotek ( $NTU = \text{Number of Transfer Units}$ ) viz rovnice (7-19) a  $a, b, c, d$  jsou empirické koeficienty odpovídající příslušnému uspořádání proudů ve výměníku, které pro jeden tah v plášti a dva tahy v trubkách nabývají hodnot: [61]

$$a = 0,317; \quad b = 2,09; \quad c = 0,543; \quad d = 0,5 \quad (7-15)$$

$$R_H = \frac{W_H}{W_C} = \frac{t_{C,out} - t_{C,in}}{t_{H,in} - t_{H,out}} [-] \quad (7-16)$$

$$W_H = \frac{\dot{m}_H \cdot (h_{H,in} - h_{H,out})}{t_{H,in} - t_{H,out}} = \frac{\dot{Q}}{t_{H,in} - t_{H,out}} [W/K] \quad (7-17)$$

$$W_C = \frac{\dot{m}_C \cdot (h_{C,out} - h_{C,in})}{t_{C,out} - t_{C,in}} = \frac{\dot{Q}}{t_{C,out} - t_{C,in}} [W/K] \quad (7-18)$$

$$NTU_H = \frac{k \cdot S}{W_H} [-] \quad (7-19)$$

Ke stanovení součinitele prostupu tepla je nutné určit nejdříve součinitele přestupu tepla v trubkovém a mezitrubkovém prostoru, které se následně dosadí do rovnice (7-20). Uvedený součinitel prostupu tepla je vztažen k referenční teplosměnné ploše, kterou je zde plocha ze strany mezitrubkového prostoru.

$$k = \frac{1}{\frac{d_{out}}{d_{in}} \cdot \left( \frac{1}{\alpha_{tp}} + R_{z,tp} \right) + \frac{d_{out}}{2\lambda_{ocel}} \cdot \ln \left( \frac{d_{out}}{d_{in}} \right) + \frac{1}{\alpha_{mp}} + R_{z,mp}} [W/m^2K] \quad (7-20)$$

Kde  $\alpha_{tp}, \alpha_{mp} [W/m^2K]$  jsou součinitele přestupu tepla,  $\lambda_{ocel} [W/mK]$  je součinitel tepelné vodivosti materiálu výměníku,  $d_{out}, d_{in} [m]$  označují vnější a vnitřní průměr trubek svazku a  $R_{z,tp}, R_{z,mp} [m^2K/W]$  jsou odpory způsobené zanášením teplosměnné plochy výměníku.

### 7.3 Termofyzikální vlastnosti médií

Hodnoty základních termofyzikálních vlastností médií vystupujících v tepelném výpočtu výměníku jsou pro jejich střední teplotu souhrnně uvedeny v Tab. 7-3. Vlastnosti médií uvažované v níže uvedených rovnicích jsou vždy vztaženy k jejich střední teplotě, pokud není řečeno jinak. Vlastnosti chladicího média jsou určeny pro vodu z databáze výpočtového softwaru EES. Vlastnosti chlazeného média, kterým je roztok  $H_3BO_3$ , jsou určeny na základě empirických výpočtových vztahů uvedených v literatuře. Výpočet hustoty a kinematické viskozity chlazeného média byl popsán již při návrhu potrubní trasy, viz kap. 5.3.1. Postup výpočtu dalších vlastností je uveden v této kapitole.

**Střední teploty médií** jsou dány aritmetickým průměrem vstupních a výstupních teplot:

$$t_{H,st} = \frac{t_{H,in} + t_{H,out}}{2} \text{ [}^\circ\text{C]} \quad (7-21)$$

$$t_{C,st} = \frac{t_{C,in} + t_{C,out}}{2} \text{ [}^\circ\text{C]} \quad (7-22)$$

**Měrná tepelná kapacita** chlazeného média je určena z výpočtového vztahu: [70]

$$c_p = 0,351 \cdot (3651 + 1,116 \cdot T_{H,st} - 7,788 \cdot p_H) + 0,649 \cdot c_{p_{H_2O}} \text{ [J/kgK]} \quad (7-23)$$

Kde  $p_H$  [MPa] je tlak a  $T_{H,st}$  [K] střední teplota chlazeného média a  $c_{p_{H_2O}}$  [J/kgK] je měrná tepelná kapacita vody při dané teplotě.

**Tepelná vodivost** chlazeného média je pro danou teplotu díky příměsi  $H_3BO_3$  větší než tepelná vodivost vody. Hmotnostní podíl  $H_3BO_3$  v chlazeném médiu je pro koncentraci 14 g/kg:  $w_{H_3BO_3} = 1,38 \%$ . Navýšení tepelné vodivosti média oproti tepelné vodivosti vody je vypočteno lineární interpolací z experimentálně určených hodnot (pro hmotnostní podíly 1 % a 3 %  $H_3BO_3$ ) uvedených v článku [71].

$$\lambda = \left( 0,19 \cdot \frac{0,686}{0,651} + 0,81 \cdot \frac{0,682}{0,651} \right) \cdot \lambda_{H_2O} = 1,0488 \cdot \lambda_{H_2O} \left[ \frac{W}{mK} \right] \quad (7-24)$$

Kde  $\lambda$  [W/mK] je tepelná vodivost 1,38% roztoku (média) a  $\lambda_{H_2O}$  [W/mK] je tepelná vodivost vody. Uvedená hodnota navýšení tepelné vodivosti o 4,88 % oproti čisté vodě odpovídá teplotě roztoku 50 °C a platí, že s rostoucí teplotou roste i poměrné zvýšení tepelné vodivosti vlivem příměsi  $H_3BO_3$ . Konzervativně lze tedy uvedené poměrné zvýšení tepelné vodivosti o 4,88 % uvažovat i pro vyšší teploty média.

**Prandtlovo číslo** je určeno z definičního vztahu na základě znalosti vstupních vlastností média:

$$Pr = \frac{v}{a} = \frac{v \cdot \rho \cdot c_p}{\lambda} \text{ [-]} \quad (7-25)$$

Kde  $v$  [ $m^2/s$ ] je kinematická viskozita,  $a$  [ $m^2/s$ ] je teplotní vodivost,  $\rho$  [ $kg/m^3$ ] je hustota,  $c_p$  [J/kgK] měrná tepelná kapacita a  $\lambda$  [W/mK] tepelná vodivost chlazeného média.

#### 7.4 Výpočet součinitele přestupu tepla v trubkovém prostoru $\alpha_{tp}$

Pro výpočet hodnoty součinitele přestupu tepla uvnitř trubek se stanoví nejdříve Reynoldsovo číslo.

$$Re_{tp} = \frac{v_{tp} \cdot d_{in}}{\nu_{tp}} \text{ [-]} \quad (7-26)$$

Kde  $v_{tp}$  [m/s] je rychlost média v trubkách výměníku,  $d_{in}$  [m] vnitřní průměr trubek svazku a  $\nu_{tp}$  [ $m^2/s$ ] kinematická viskozita média v trubkách.

Dále se z vhodné kriteriální rovnice určí Nusseltovo číslo a z rovnice (7-28) se vyjádří součinitel přestupu tepla  $\alpha_{tp}$ . Přechodové a turbulentní proudění v kruhové trubce popisuje

Gnielinského vztah (7-27), jehož platnost je dána podmínkami (7-34) až (7-37). V případě laminárního proudění by bylo nutné aplikovat jiný výpočtový vztah, např. Hausenův.

$$Nu_{tp} = \frac{x_5 \cdot (Re_{tp} - 1000) \cdot Pr_{tp}}{1 + 12,7 \cdot \sqrt{x_5} (Pr_{tp}^{2/3} - 1)} \cdot (1 + y_1^{2/3}) \cdot y_2 [-] \quad (7-27)$$

$$Nu_{tp} = \frac{\alpha_{tp} \cdot d_{in}}{\lambda_{tp}} [-] \quad (7-28)$$

Kde  $Re_{tp} [-]$  je Reynoldsovo číslo,  $Pr_{tp} [-]$  Prandtlovo číslo trubkového média,  $\lambda_{tp} [W/mK]$  je součinitel tepelné vodivosti média,  $x_5$  je substituent a  $y_1, y_2 [-]$  jsou korekční faktory.

Korekční faktor  $y_1$  zohledňuje odlišný charakter proudění při nátoku média do trubky a faktor  $y_2$  vyjadřuje změnu vlastností média v mezní vrstvě, přičemž vztah pro jeho výpočet (7-31) je platný pouze pro kapaliny (u plynů se exponent mění v závislosti na druhu plynu a směru tepelného toku).

$$x_5 = \frac{1}{8} (1,82 \ln Re_{tp} - 1,64)^{-2} [-] \quad (7-29)$$

$$y_1 = \frac{d_{in}}{l_t} [-] \quad (7-30)$$

$$y_2 = \left( \frac{Pr_{tp}}{Pr_{tp,s}} \right)^{0,11} [-] \quad (7-31)$$

Kde  $l_t [m]$  je délka trubek svazku a  $Pr_{tp,s} [-]$  Prandtlovo číslo pro střední teplotu stěny trubky. Tato teplota  $t_{tp,s}$  se určí z rovnice pro přestup tepla mezi stěnou trubky a médiem, tu lze v případě ohřevu média v trubkovém prostoru zapsat ve tvaru (7-32). V tomto vztahu však vystupuje i hledaný součinitel přestupu tepla, jedná se tedy o iterační výpočet.

$$\dot{Q} = \alpha_{tp} \cdot S_{tp} \cdot (t_{tp,s} - t_{tp,st}) [W] \quad (7-32)$$

$$t_{tp,s} = t_{tp,st} + \frac{\dot{Q}}{\alpha_{tp} \cdot S_{tp}} [^\circ C] \quad (7-33)$$

Kde  $t_{tp,s} [^\circ C]$  je střední teplota stěny trubky,  $t_{tp,st} [^\circ C]$  je střední teplota trubkového média,  $S_{tp} [m^2]$  je teplosměnná plocha ze strany trubkového média a  $\dot{Q} [W]$  tepelný výkon výměníku.

Podmínky platnosti Gnielinského vztahu, tj. rovnice (7-27) jsou:

$$0,6 \leq Pr_{tp} \leq 2000 \quad (7-34)$$

$$2320 \leq Re_{tp} \leq 10^6 \quad (7-35)$$

$$0,1 \leq \frac{Pr_{tp}}{Pr_{tp,s}} \leq 10 \quad (7-36)$$

$$0 \leq y_1 \leq 1 \quad (7-37)$$

## 7.5 Výpočet součinitele přestupu tepla v mezitrubkovém prostoru $\alpha_{mp}$

Při výpočtu součinitele přestupu tepla v mezitrubkovém prostoru je postupováno analogicky, nejdříve se určí Reynoldsovo číslo. V tomto případě je charakteristickým rozměrem délka proudnice, kterou tvoří polovina obvodu trubky.

$$Re_{mp} = \frac{v_{mp} \cdot \frac{\pi \cdot d_{out}}{2}}{\nu_{mp}} [-] \quad (7-38)$$

Kde  $v_{mp}$  [m/s] je rychlost média v mezitrubkovém prostoru,  $d_{out}$  [m] vnější průměr trubek svazku a  $\nu_{mp}$  [m<sup>2</sup>/s] kinematická viskozita média.

Rychlost média je uvažována:

$$v_{mp} = \frac{\dot{m}_{mp}}{S_{mp,N} \cdot \rho_{mp} \cdot \cos \varphi \cdot \psi} [m/s] \quad (7-39)$$

Kde  $\dot{m}_{mp}$  [kg/s] je průtok média,  $\rho_{mp}$  [kg/m<sup>3</sup>] jeho hustota,  $\varphi$  [°] je úhel stoupání šroubovice,  $S_{mp,N}$  [m<sup>2</sup>] označuje plochu volného nezaplňeného průřezu na jednom stoupání šroubovice a  $\psi$  [-] mezerovitost svazku trubek. Mezerovitost svazku závisí na uspořádání a rozteči trubek, pro navržené uspořádání pod úhlem 30° je dána vztahem (7-40). Plocha volného nezaplňeného průřezu definovaná rovnicí (7-41) závisí na parametrech šroubovice přepážkového systému.

$$\psi = 1 - \frac{\pi \cdot d_{out}}{4 s_1} [-] \quad (7-40)$$

$$S_{mp,N} = \left( H_s - \frac{t_p}{\cos \varphi} \right) \frac{D_{in}}{2} [m^2] \quad (7-41)$$

$$H_s = \pi \cdot D_{in} \cdot \operatorname{tg} \varphi [m] \quad (7-42)$$

Kde  $s_1$  [m] je příčná rozteč trubek ve svazku,  $H_s$  [m] je stoupání šroubovice,  $t_p$  [m] tloušťka přepážky a  $D_{in}$  [m] vnitřní průměr pláště výměníku.

Součinitel přestupu tepla  $\alpha_{mp}$  se vyjádří z rovnice (7-44), kde pro Nusseltovo číslo v mezitrubkovém prostoru je charakteristickým rozměrem stejně jako pro Reynoldsovo číslo délka proudnice. Pro šroubovicový přepážkový systém s jedním chodem v plášti platí za podmínek (7-58) až (7-60) následující kritériální rovnice:

$$Nu_{mp} = 0,62 \left( 0,3 + \sqrt{Nu_{lam}^2 + Nu_{tur}^2} \right) \cdot y_2 \cdot y_3 \cdot y_4 \cdot y_7 \cdot y_8 \cdot y_9 \cdot y_{10} [-] \quad (7-43)$$

$$Nu_{mp} = \frac{\alpha_{mp} \cdot \frac{\pi \cdot d_{out}}{2}}{\lambda_{mp}} [-] \quad (7-44)$$

Kde  $\lambda_{mp}$  [W/mK] je součinitel tepelné vodivosti média,  $Nu_{lam}$  a  $Nu_{tur}$  [-] jsou Nusseltova čísla pro laminární, resp. turbulentní proudění definovaná níže, přičemž výsledné Nusseltovo číslo je jejich kombinací, a  $y_i$  [-] jsou korekční faktory.

$$(7-45)$$

$$\begin{aligned} \text{Nu}_{\text{lam}} &= 0,664 \cdot \sqrt{\text{Re}_{mp}} \cdot \sqrt[3]{\text{Pr}_{mp}} \quad [-] \\ \text{Nu}_{\text{tur}} &= \frac{0,037 \cdot \text{Re}_{mp}^{0,7} \cdot \text{Pr}_{mp}}{1 + 2,443 \cdot \text{Re}_{mp}^{-0,1} \cdot (\text{Pr}_{mp}^{2/3} - 1)} \quad [-] \end{aligned} \quad (7-46)$$

Kde  $\text{Re}_{mp}$  je Reynoldsovo číslo a  $\text{Pr}_{mp}$  Prandtlovo číslo média v mezitrubkovém prostoru.

Jednotlivé korekční faktory jsou definovány níže. Faktor  $y_2$  vyjadřuje, podobně jako u trubkového prostoru, změnu vlastností média v mezní vrstvě, přičemž pro kapaliny a směr tepelného toku z mezitrubkového do trubkového prostoru má tvar (7-47). Korekční faktor  $y_3$  převádí součinitel přestupu tepla z jedné řady trubek na celý svazek a pro uspořádání trubek pod úhlem  $30^\circ$  je tvaru (7-48). Faktor  $y_4$  vstupuje do výpočtu pouze v případě laminárního proudění, kdy  $\text{Re}_{mp} \leq 100$ , v opačném případě nemá vliv, a je tedy roven jedné. Korekční faktor  $y_7$  vyjadřuje nepříznivý vliv obtokových proudů mezi pláštěm výměníku a trubkovým svazkem, je tedy vždy menší nebo roven jedné. Za předpokladu  $\text{Re}_{mp} \geq 100$  je faktor  $y_7$  vyjádřen rovnicí (7-50), hodnoty jedna nabývá v případě, že mezera mezi svazkem a pláštěm není větší než mezera mezi trubkami svazku navzájem. Za stejného předpokladu  $\text{Re}_{mp} \geq 100$  je v rovnici (7-55) definován také faktor  $y_8$ , který popisuje vliv neopřepážkovaného prostoru u hrdel pláště výměníku. Korekční faktor  $y_9$  zohledňuje vliv změny nátokového úhlu (změny sklonu přepážek) a faktor  $y_{10}$  zohledňuje anomální narůstání součinitele přestupu tepla, přičemž rovnice (7-57) je platná pro  $\text{Re}_{mp} \geq 5000$ . Pro  $\text{Re}_{mp} \leq 100$  nabývá faktor  $y_{10}$  hodnoty jedna, a v případě Reynoldsova čísla v rozmezí uvedených hodnot se tento korekční faktor získá lineární interpolací mezi hodnotou jedna platnou pro  $\text{Re}_{mp} = 100$  a uvedeným vztahem (7-57) pro případ  $\text{Re}_{mp} = 5000$ .

$$y_2 = \left( \frac{\text{Pr}_{mp}}{\text{Pr}_{mp,s}} \right)^{0,11} \quad [-] \quad (7-47)$$

$$y_3 = 1 + \frac{2 d_{out}}{3 s_2} \quad [-] \quad (7-48)$$

$$y_4 = 1 \quad [-] \quad (7-49)$$

$$y_7 = \exp \left( -1,35 \frac{S_{ss}}{S_{mp,Z}} \left( 1 - \sqrt[3]{\frac{2 n_{pt}^3 \cdot s_1}{\pi \cdot D_{in}}} \right) \right) \quad [-] \quad (7-50)$$

$$S_{ss} = \frac{1}{2} (D_{in} - D_{otl} - s_{tt}) \cdot \left( H_s - \frac{t_p}{\cos \varphi} \right) \quad [m^2] \quad (7-51)$$

$$S_{mp,Z} = \frac{1}{2} (s_{ts} + \sum s_{tt}) \cdot \left( H_s - \frac{t_p}{\cos \varphi} \right) \quad [m^2] \quad (7-52)$$

$$s_{tt} = s_1 - d_{out} \quad [m] \quad (7-53)$$

$$\sum s_{tt} = \frac{D_{ctl}}{s_1} \cdot s_{tt} \quad [m] \quad (7-54)$$

$$y_8 = \frac{\frac{l_{to}}{H_s} + 2 \left( \frac{l_{tc} - l_{to}}{2 H_s} \right)^{0,4}}{\frac{l_{tc}}{H_s}} [-] \quad (7-55)$$

$$y_9 = 0,974 + 0,004415 \varphi - 0,0001786 \varphi^2 [-] \quad (7-56)$$

$$y_{10} = 1 + 0,6726 \cdot \exp(-0,01443 \cdot (\varphi - 42,59)^2) [-] \quad (7-57)$$

Kde  $s_1 [m]$  je příčná rozteč a  $s_2 [m]$  je podélná rozteč trubek,  $S_{ss} [m^2]$  označuje průtočný průřez obtokového proudu mezi svazkem a pláštěm mezi dvěma přepážkami,  $S_{mp,z} [m^2]$  je zaplněný průřez mezi dvěma přepážkami,  $s_{tt} [m]$  označuje mezeru mezi trubkami ve svazku,  $\sum s_{tt} [m]$  pak součet mezer mezi trubkami v jedné řadě svazku,  $t_p [m]$  je tloušťka přepážky,  $n_{pt} [-]$  počet párů těsnících lišt (jsou uvažovány dva páry),  $l_{to} [m]$  je opřepážkovaná délka trubek a  $l_{tc} [m]$  je činná délka trubek svazku.

Podmínky platnosti rovnice (7-43):

$$0,6 \leq Pr_{mp} \leq 1000 \quad (7-58)$$

$$10 \leq Re_{mp} \leq 10^6 \quad (7-59)$$

$$5^\circ \leq \varphi \leq 45^\circ \quad (7-60)$$

## 7.6 Výpočet tlakových ztrát v trubkovém prostoru $\Delta p_{tp}$

Tlakové ztráty v trubkovém prostoru sestávají ze ztrát třecích neboli délkových a ze ztrát místních, mezi které patří ztráty ve vstupním a výstupním hrdle, ztráty na vstupu a výstupu z trubkového svazku a ztráty ohybem proudu. Ztráty v hrdlech se někdy zahrnují do ztrát potrubí, nikoli výměníku, protože závisí na průměru přívodního a odvodního potrubí.

$$\Delta p_{tp} = \Delta p_{tp,t} + \Delta p_{tp,m} [\text{Pa}] \quad (7-61)$$

$$\Delta p_{tp,m} = \Delta p_{tp,h} + \Delta p_{tp,v} + \Delta p_{tp,o} [\text{Pa}] \quad (7-62)$$

Kde  $\Delta p_{tp,t} [\text{Pa}]$  označuje tlakové ztráty třením,  $\Delta p_{tp,m} [\text{Pa}]$  místní tlakové ztráty,  $\Delta p_{tp,h} [\text{Pa}]$  místní ztráty v hrdlech,  $\Delta p_{tp,v} [\text{Pa}]$  místní ztráty na vstupu a výstupu z trubkového svazku a  $\Delta p_{tp,o} [\text{Pa}]$  místní ztráty způsobené otáčením proudu. Všechny členy jsou kvadraticky závislé na rychlosti proudění. Třecí ztráty jsou určeny ze vztahu

$$\Delta p_{tp,t} = \lambda_{tp} \cdot \frac{l_t}{d_{in}} \cdot \frac{\rho_{tp} \cdot v_{tp}^2}{2} \cdot n_{ch,tp} \cdot z_2 [\text{Pa}] \quad (7-63)$$

Kde  $\lambda_{tp} [-]$  je koeficient tření v trubkovém svazku,  $l_t [m]$  délka trubek,  $d_{in} [m]$  vnitřní průměr trubek,  $\rho_{tp} [kg/m^3]$  je hustota a  $v_{tp} [m/s]$  rychlost média v trubkách,  $n_{ch,tp} [-]$  je počet chodů v trubkovém prostoru a  $z_2 [-]$  je korekční faktor.

Koeficient tření je pro turbulentní proudění, tj. pro  $Re_{tp} \geq 2320$ , definován vztahem (7-64), v případě laminárního proudění by platil vztah (3-8). Korekční faktor  $z_2$  zohledňuje změnu dynamické viskozity média v mezní vrstvě, přičemž vztah pro jeho výpočet (7-67) je

platný pro turbulentní proudění kapalného média a tepelný tok směrem do trubkového prostoru (různým podmínkám odpovídají různé hodnoty exponentu).

$$\lambda_{tp} = 8 \cdot \left( \left( \frac{8}{Re_{tp}} \right)^{12} + \frac{1}{(x_9 + x_{10})^{3/2}} \right)^{1/12} \quad (7-64)$$

$$x_9 = \left( 2,457 \ln \left( \frac{1}{\left( \frac{7}{Re_{tp}} \right)^{0,9} + 0,27 \epsilon_{tp}} \right) \right)^{16} [-] \quad (7-65)$$

$$x_{10} = \left( \frac{37\,530}{Re_{tp}} \right)^{16} [-] \quad (7-66)$$

$$z_2 = \left( \frac{\eta_{tp,s}}{\eta_{tp}} \right)^{0,14} [-] \quad (7-67)$$

Kde  $Re_{tp}$  [-] je Reynoldsovo číslo,  $x_9, x_{10}$  [-] jsou substituenty,  $\epsilon_{tp}$  [-] označuje relativní drsnost trubek definovanou vztahem (3-7),  $\eta_{tp}$  [kg/ms] dynamickou viskozitu trubkového média pro jeho střední teplotu a  $\eta_{tp,s}$  [kg/ms] dynamickou viskozitu pro teplotu média u stěny.

Místní tlakové ztráty trubkového prostoru se pro svazek U-trubek určí ze vztahu:

$$\Delta p_{tp,m} = \xi_h \cdot \frac{\rho_{tp} \cdot v_h^2}{2} + (\xi_v + \xi_o) \cdot (n_{ch,tp} - 1) \cdot \frac{\rho_{tp} \cdot v_{tp}^2}{2} [Pa] \quad (7-68)$$

Kde  $\xi_h$  [-] je koeficient místních ztrát v hrdlech,  $\xi_v$  [-] na vstupu a výstupu z trubek a  $\xi_o$  [-] pro otočení proudu,  $v_h$  [m/s] je rychlost v hrdlech výměníku. Hodnoty uvedených koeficientů místních ztrát jsou v souladu s výpočtovým postupem převzaty z [59] a za předpokladu turbulentního proudění v hrdlech výměníku nabývají hodnot:

$$\xi_h = 1,4 \quad (7-69)$$

$$\xi_v = 0,7 \quad (7-70)$$

$$\xi_o = 0,4 \quad (7-71)$$

## 7.7 Výpočet tlakových ztrát v mezitrubkovém prostoru $\Delta p_{mp}$

Tlakové ztráty v mezitrubkovém prostoru jsou opět tvořeny ztrátami třecími a místními. V případě šroubovicových přepážkových systémů sestávají místní ztráty pouze ze ztrát ve vstupním a výstupním hrdle. Třecí ztráty se rozdělují na ztráty v opřepážkované a v neopřepážkované části mezitrubkového prostoru.

$$\Delta p_{mp} = \Delta p_{mp,t} + \Delta p_{mp,m} [Pa] \quad (7-72)$$

$$\Delta p_{mp,m} = \Delta p_{mp,h} [Pa] \quad (7-73)$$

$$\Delta p_{mp,t} = \Delta p_{mp,to} + \Delta p_{mp,tn} \text{ [Pa]} \quad (7-74)$$

Kde  $\Delta p_{mp,t}$  [Pa] představuje tlakové ztráty třením,  $\Delta p_{mp,m}$  [Pa] místní tlakové ztráty,  $\Delta p_{mp,h}$  [Pa] místní ztráty v hrdlech mezitrubkového prostoru,  $\Delta p_{mp,to}$  [Pa] třecí ztráty v opřepážkovaném prostoru a  $\Delta p_{mp,tn}$  [Pa] třecí ztráty v neopřepážkovaném prostoru.

Výpočet třecích ztrát vychází ze vztahů:

$$\Delta p_{mp,to} = 2 \cdot \lambda_{mp} \cdot n_{r1} \cdot \rho_{mp} \cdot v_{mp}^2 \cdot z_2 \cdot z_3 \cdot z_6 \cdot z_7 \cdot \frac{l_{to}}{H_s} \text{ [Pa]} \quad (7-75)$$

$$\Delta p_{mp,tn} = 2 \cdot \lambda_{mp} \cdot n_{r1} \cdot \rho_{mp} \cdot v_{mp}^2 \cdot z_2 \cdot z_3 \cdot z_5 \cdot z_6 \cdot z_7 \text{ [Pa]} \quad (7-76)$$

Kde  $\lambda_{mp}$  [-] je ztrátový koeficient příčného obtékání trubek,  $H_s$  [m] stoupání šroubovice,  $n_{r1}$  [-] je počet řad trubek, které se nachází na střední proudnici při jednom stoupání šroubovice, viz rovnice (7-77),  $\rho_{mp}$  [kg/m<sup>3</sup>] je hustota a  $v_{mp}$  [m/s] rychlost média v mezitrubkovém prostoru,  $l_{to}$  [m] označuje opřepážkovanou délku trubek svazku a  $z_i$  [-] jsou korekční faktory.

$$n_{r1} = \frac{\pi \cdot D_{otl}}{1,366 s_1} \text{ [-]} \quad (7-77)$$

Rychlost média definovaná v rovnici (7-78) je v tomto případě uvažována v místě nejužšího průtočného průřezu zaplněného prostoru v jednom stoupání šroubovice, tento průtočný průřez je definován pro uspořádání trubek pod úhlem 30°.

$$v_{mp} = \frac{\dot{m}_{mp}}{S_{mp,z} \cdot \rho_{mp} \cdot \cos \varphi} \text{ [m/s]} \quad (7-78)$$

$$S_{mp,z} = \left( \frac{D_{in} - D_{otl}}{2} + \frac{D_{ctl}}{4 s_1} \cdot \left( 1 + \frac{1}{0,866} \right) \cdot s_{tt} \right) \cdot \left( H_s - \frac{t_p}{\cos \varphi} \right) \text{ [m}^2\text{]} \quad (7-79)$$

Kde  $\dot{m}_{mp}$  [kg/s] je průtok média,  $\varphi$  [°] úhel stoupání šroubovice,  $S_{mp,z}$  [m<sup>2</sup>] označuje průřez zaplněného prostoru na jednom stoupání šroubovice v ose výměníku,  $D_{in}$  [m] vnitřní průměr pláště,  $D_{ctl}$  [m] průměr kružnice procházející středy krajních trubek svazku,  $d_{out}$  [m] vnější průměr trubky,  $s_1$  [m] příčnou rozteč trubek,  $s_{tt}$  [m] mezeru mezi trubkami ve svazku a  $t_p$  [m] tloušťku přepážky.

Hodnota ztrátového koeficientu příčného obtékání trubek se určí z rovnice (7-80), přičemž koeficienty  $a_1, a_2, c_1, c_2$  [-] závisí na uspořádání trubek svazku a hodnotě Reynoldsova čísla, hodnoty koeficientů pro uspořádání trubek pod úhlem 30° uvádí Tab. 7-1.

$$\lambda_{mp} = c_1 \cdot \left( \frac{1,33}{\frac{s_1}{d_{out}}} \right)^{\frac{c_2}{1+0,14 Re_{mp}^{a_2}}} \cdot Re_{mp}^{a_1} \text{ [-]} \quad (7-80)$$

Kde  $s_1$  [m] je příčná rozteč trubek a  $Re_{mp}$  [-] Reynoldsovo číslo v mezitrubkovém prostoru.



Tab. 7-1 – Koeficienty pro určení  $\lambda_{mp}$  pro úhel uspořádání trubek  $30^\circ$  [59]

$Re_{mp}$	$a_1$	$a_2$	$c_1$	$c_2$
<10	-1,000	0,50	48,00	7,00
$10^1$ až $10^2$	-0,973		45,10	
$10^2$ až $10^3$	-0,476		0,570	
$10^3$ až $10^4$	-0,152		0,486	
$10^4$ až $10^5$	-0,123		0,372	

Korekční faktory  $z_i$  z rovnic (7-75) a (7-76) jsou definovány níže. Faktor  $z_2$  zohledňující změnu dynamické viskozity média v mezní vrstvě má pro kapalinu v mezitrubkovém prostoru tvar (7-81). Korekční faktor  $z_3$  vyjadřující vliv obtokových proudů v mezeře mezi pláštěm a trubkovým svazkem je pro turbulentní proudění tvaru (7-82). Faktor  $z_5$  zohledňuje poměry v neopřepázkovaném prostoru a za předpokladu turbulentního proudění je tvaru (7-83). Korekční faktor  $z_6$  vyjadřuje vliv změny sklonu přepážek. Faktor  $z_7$  zohledňuje anomální nárůst tlakových ztrát, rovnice (7-85) platí pro  $Re_{mp} \geq 5000$  a  $\varphi > 22^\circ$ , pro  $Re_{mp} \leq 100$  nebo pro  $\varphi \leq 22^\circ$  je tento korekční faktor roven jedné a v případě Reynoldsova čísla v rozmezí uvedených hodnot ho lze získat lineární interpolací.

$$z_2 = \left( \frac{\eta_{mp,s}}{\eta_{mp}} \right)^{0,14} [-] \quad (7-81)$$

$$z_3 = \exp \left( -3,7 \frac{S_{ss}}{S_{mp,z}} \left( 1 - \sqrt[3]{\frac{2 n_{pt}^3 \cdot s_1}{\pi \cdot D_{in}}} \right) \right) [-] \quad (7-82)$$

$$z_5 = \left( \frac{2H_s}{l_{tc} + H_s - l_{to}} \right)^{1,8} [-] \quad (7-83)$$

$$z_6 = 1,242 \cdot 0,291 \cdot \exp \left( -0,478 \left( \frac{\pi \cdot (90 - \varphi)}{180} \right)^{-1,733} \right) [-] \quad (7-84)$$

$$z_7 = -5,589 + 0,3848 \varphi - 0,004044 \varphi^2 [-] \quad (7-85)$$

Kde  $\eta_{mp}$  [kg/ms] je dynamická viskozita média v mezitrubkovém prostoru a  $\eta_{mp,s}$  [kg/ms] dynamická viskozita vztažená k teplotě média u stěny,  $S_{ss}$  [m<sup>2</sup>] a  $S_{mp,z}$  [m<sup>2</sup>] jsou průtočné průřezy definované v rovnicích (7-51) a (7-52),  $n_{pt}$  [-] je počet párů těsnících lišt a  $l_{tc}$  [m] je činná délka trubek.

Pro ztráty v hrdlech mezitrubkového prostoru platí stejný postup jako u ztrát v hrdlech trubkového prostoru, jejich hodnota se určí ze vztahu:

$$\Delta p_{mp,h} = \xi_h \cdot \frac{\rho_{mp} \cdot v_h^2}{2} [Pa] \quad (7-86)$$

Kde  $v_h$  [m/s] je rychlost v hrdlech mezitrubkového prostoru a  $\xi_h$  [-] koeficient místních ztrát v hrdlech, pro který za předpokladu turbulentního proudění v hrdlech platí rovnice (7-69).

## 7.8 Výsledky

V této kapitole jsou uvedeny výsledky tepelného výpočtu. Nejdříve jsou uvedeny parametry výměníku při návrhovém stavu, následně je diskutováno chování výměníku při dalších stavech, které mohou nastat:

- Dosažení maximální vstupní teploty chlazené vody, kdy hrozí překročení maximální dovolené výstupní teploty chladicí vody.
- Dosažení minimální teploty chladicí vody, které může vést k příliš rychlému vychlazení HZ.

Na základě tepelného výpočtu byla určena potřebná teplosměnná plocha, tj. stanovena potřebná délka výměníku:

$$S_1 = 52,58 \text{ m}^2 \quad (7-87)$$

$$S = 210,32 \text{ m}^2 \quad (7-88)$$

$$l_t = 2300 \text{ mm} \quad (7-89)$$

$$l_{tc} = 2471 \text{ mm} \quad (7-90)$$

Kde  $S_1 [m^2]$  je teplosměnná plocha 1 modulu,  $S [m^2]$  celková teplosměnná plocha všech čtyř modulů výměníku,  $l_t [mm]$  délka rovných částí trubek (vzdálenost mezi trubkovnicí a počátkem ohybu trubek) a  $l_{tc} [mm]$  je činná délka trubek.

Specifikaci jednotlivých řad trubek uvádí Tab. 7-2. Hmotnost trubek je určena na základě informací z normy ČSN EN 10 220 [72], která pro bezešvou trubku o rozměrech 21,3 x 2 mm uvádí hmotnost 0,952 kg/m. Celková délka trubek ve svazku jednoho modulu je cca 800 m a hmotnost trubkového svazku je 762 kg.

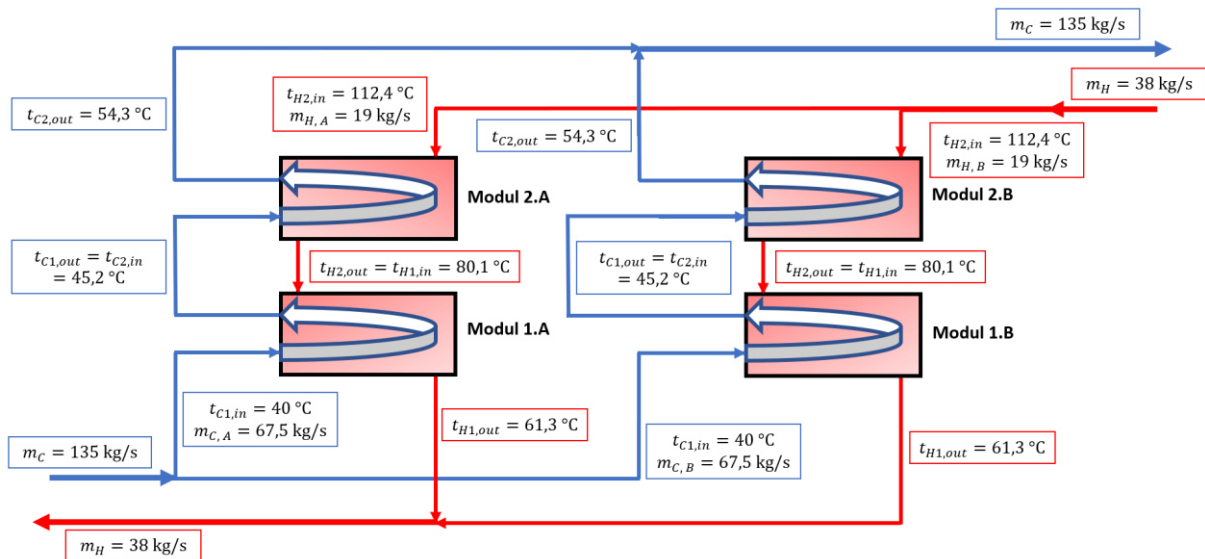
Tab. 7-2 – Rozměry a hmotnosti trubek svazku

Řada	Počet trubek	Poloměr ohybu $R_S$ [mm]	Délka jedné trubky [mm]	Délka celé řady [m]	Hmotnost jedné trubky [kg]	Hmotnost celé řady [kg]
1	20	42,6	4733,8	94,677	4,5	90,1
2	19	66,8	4810,0	91,390	4,6	87,0
3	18	91,1	4886,2	87,951	4,7	83,7
4	19	115,3	4962,4	94,285	4,7	89,8
5	18	139,6	5038,6	90,694	4,8	86,3
6	17	163,8	5114,7	86,950	4,9	82,8
7	14	188,1	5190,9	72,673	4,9	69,2
8	13	212,3	5267,1	68,472	5,0	65,2
9	12	236,6	5343,3	64,119	5,1	61,0
10	9	260,8	5419,4	48,775	5,2	46,4
<b>Celkem</b>	<b>159</b>	–	–	<b>799,987</b>	–	<b>761,6</b>

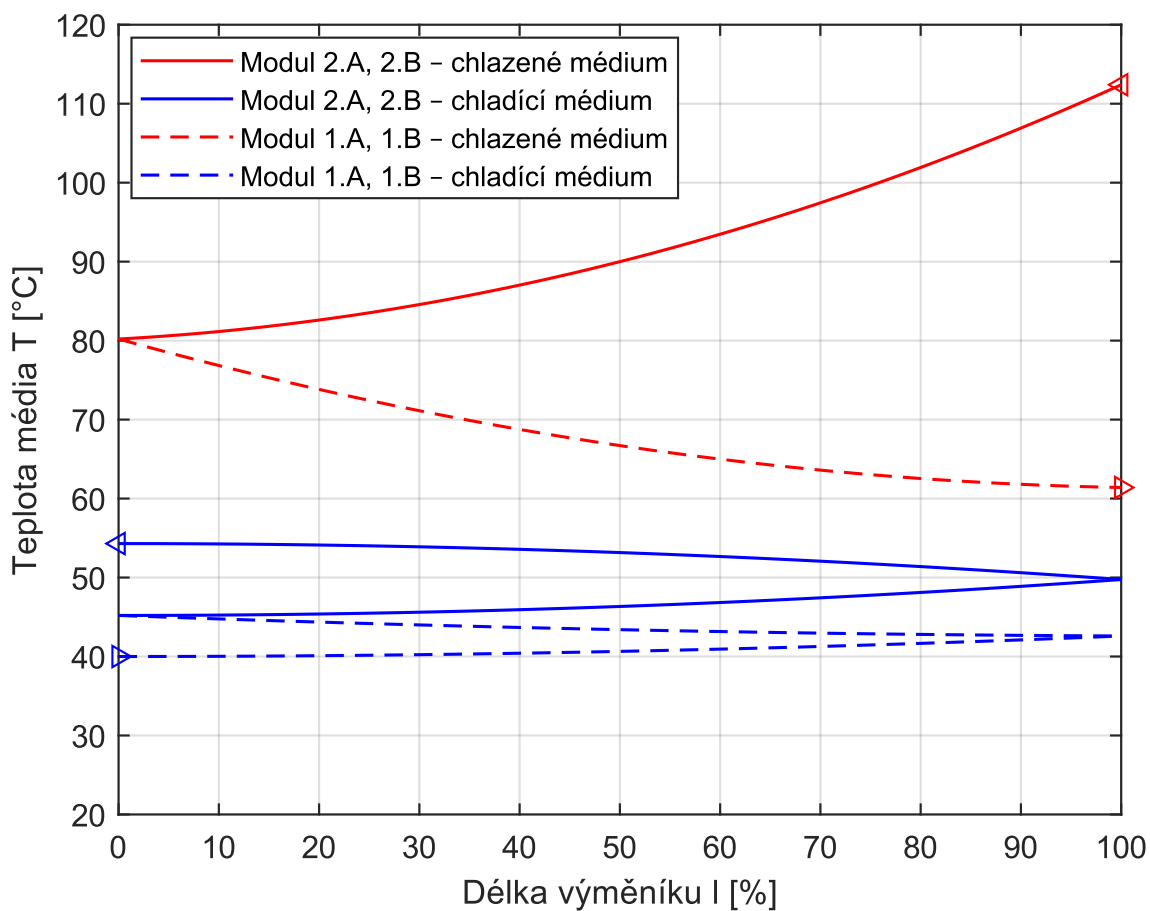
Tab. 7-3 – Parametry médií a výměníku při návrhovém stavu

Veličina	Značení	Jednotka	Moduly 1.A, 1.B		Moduly 2.A, 2.B	
			TP	MP	TP	MP
Vstupní teplota	$t_{in}$	[°C]	40	80,1	45,2	112,3
Výstupní teplota	$t_{out}$	[°C]	45,2	61,3	54,3	80,1
Střední teplota	$t_{st}$	[°C]	42,6	70,7	49,8	96,2
Průtok	$\dot{m}$	[kg/s]	67,5	19	67,5	19
Rychlost	$v$	[m/s]	1,82	0,49	1,83	0,50
Hustota	$\rho$	[kg/m <sup>3</sup> ]	991,5	982,0	988,5	965,8
Tepelná vodivost	$\lambda$	[W/mK]	0,632	0,693	0,641	0,709
Měrná tepelná kapacita	$c_p$	[kJ/kgK]	4,178	4,132	4,180	4,156
Prandtlovo číslo	$Pr$	[-]	4,11	2,68	3,58	1,14
Dynamická viskozita	$\eta$	[Pa s]	6,221 · 10 <sup>-4</sup>	4,499 · 10 <sup>-4</sup>	5,489 · 10 <sup>-4</sup>	3,137 · 10 <sup>-4</sup>
Kinematická viskozita	$\nu$	[m <sup>2</sup> /s]	6,274 · 10 <sup>-7</sup>	4,581 · 10 <sup>-7</sup>	5,553 · 10 <sup>-7</sup>	3,248 · 10 <sup>-7</sup>
Součinitel přestupu tepla	$\alpha$	[W/m <sup>2</sup> K]	2187	4086	2269	4534
Tlaková ztráta	$\Delta p$	[kPa]	22,46	11,68	22,17	11,57
Teplosměnná plocha	$S$	[m <sup>2</sup> ]	52,58		52,58	
Součinitel prostupu tepla	$k$	[W/m <sup>2</sup> K]	1047		1098	
Logaritmický teplotní spád	$\Delta t_{ln}$	[°C]	26,9		44,4	
Tepelný výkon	$\dot{Q}$	[kW]	1481		2563	
			2 · 4044 = 8088			

Při návrhových parametrech, tedy při teplotě chladicí vody na vstupu do výměníku 40 °C a teplotě chlazeného média na sání čerpadla 120 °C, což odpovídá teplotě chlazeného média 112,4 °C na vstupu do výměníku, má každá z paralelních větví výměníku tepelný výkon 4044 kW. Celkový tepelný výkon soustavy čtyř výměníků tedy je 8088 kW. Celková tlaková ztráta chlazeného média ve výměníku je 23,3 kPa a tlaková ztráta chladícího média je 44,6 kPa, obě média tedy splňují požadavek na maximální tlakovou ztrátu 50 kPa.

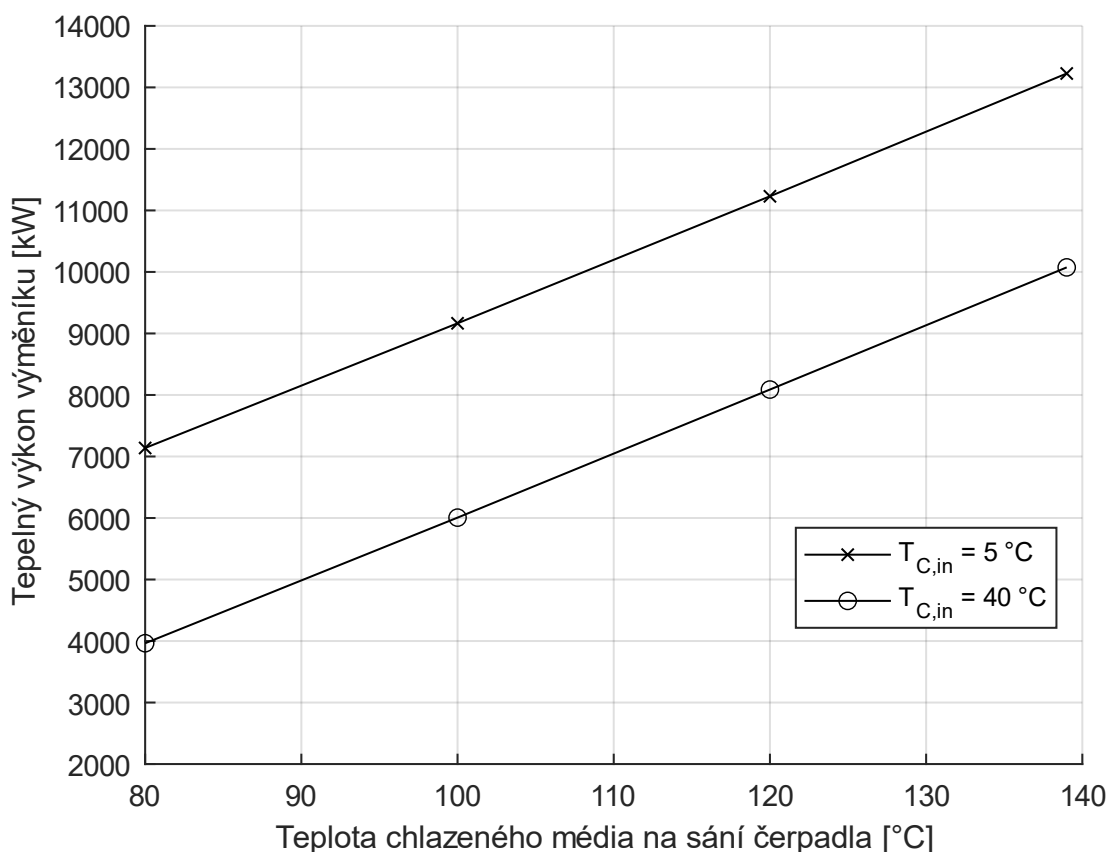


Obr. 7-1 – Diagram teplot a průtoků pro návrhový stav výměníku



Obr. 7-2 – Průběh teplot ve výměníku pro návrhový stav

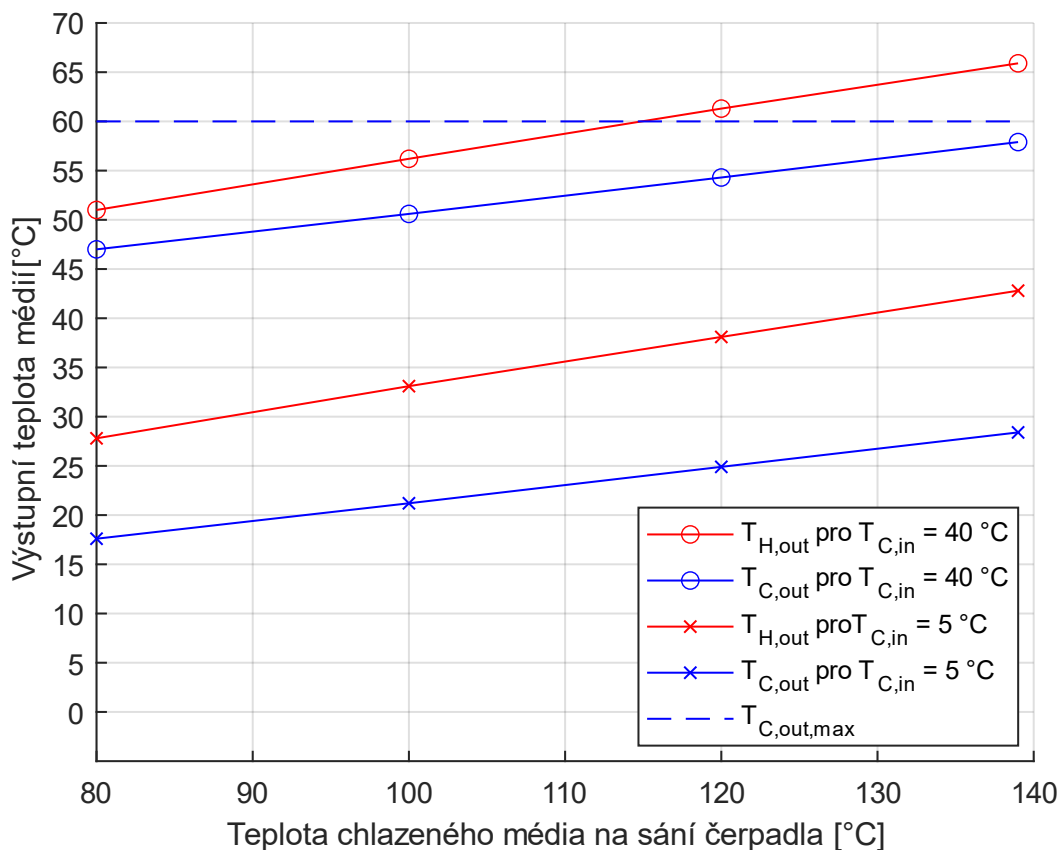
Následně bylo chování navrženého výměníku počítáno při nenávrhových stavech. Na Obr. 7-3 je vykreslena závislost přeneseného tepelného výkonu na vstupních teplotách médií. Křivky popisují závislost tepelného výkonu na teplotě chlazeného média na sání čerpadla (nikoli na jeho teplotě na vstupu do výměníku) pro dva krajní případy a ohraničují tak prostor provozních stavů výměníku. Horní křivka odpovídá minimální teplotě chladícího média na vstupu do výměníku a spodní křivka odpovídá maximální teplotě chladícího média na vstupu.



Obr. 7-3 – Tepelný výkon výměníku dle vstupních teplot médií

Na Obr. 7-4 je vykreslena závislost výstupních teplot obou médií na jejich vstupních teplotách. Vodorovná osa představuje stejně jako u předchozího grafu teplotu chlazeného média na sání čerpadla a na svislé ose jsou zde vyneseny výstupní teploty obou médií. Křivky přísluší dvěma krajním případům teploty chladícího média, tj. minimální a maximální, přičemž modré křivky popisují výstupní teplotu chladícího média a červené křivky popisují výstupní teplotu chlazeného média.

K počítaným provozním stavům jsou charakteristické parametry (jako vstupní a výstupní teploty z jednotlivých modulů výměníku, teplotní spád a výkon) vypsány v tabulkách níže, viz Tab. 7-4 až Tab. 7-10.



Obr. 7-4 – Výstupní teploty médií dle vstupních teplot médií

Na grafech na Obr. 7-3 a Obr. 7-4 lze vidět, že při maximálních vstupních teplotách obou médií, tedy ve stavu s největším rizikem překročení dovolené výstupní teploty chladícího média je předávaný tepelný výkon ve výměníku mírně přes 10 MW, výstupní teplota chladící vody je přitom 57,9 °C, viz Tab. 7-4. Maximální tepelný výkon, který je schopna za těchto podmínek chladící voda odebrat před dosažením své maximální dovolené výstupní teploty 60 °C je mírně přes 11 MW, viz rovnice (7-1). Je zde tedy ještě výkonová rezerva o velikosti cca 1 MW, která bezpečně pokrývá možné další ohřátí chladící vody v přívodním a odvodním potrubí uvnitř hermetické zóny.

Dalším rizikovým stavem je stav s největším teplotním spádem na výměníku, a tedy i největším předávaným tepelným výkonem, který odpovídá 13,2 MW, viz Obr. 7-3 a Tab. 7-7. Tento stav by totiž mohl vést k příliš rychlému vychlazování HZ a způsobit tak díky deficitu nekondenzovatelných plynů, vytlačených do záchytných plynojemů, dosažení nepřijatelného podtlaku. Limitní podtlak v HZ je dle [45] roven 20 kPa, tj. minimální přípustný absolutní tlak je 80 kPa. Zabránit příliš rychlému vychlazování HZ lze za těchto podmínek periodickým spouštěním systému na dlouhodobý odvod tepla. Regulace snížením průtoku chladící vody není vhodná kvůli požadavkům turbočerpadla. Periodické spouštění a odstavování, probíhající pouze manipulacemi vně HZ, se jeví jako vhodnější varianta. V rámci této diplomové práce nebyla výpočtově hodnocena odezva a trend vychlazování hermetické zóny, není tedy diskutována ani délka časového okna, po kterou systém má/nemá být v provozu.

Tab. 7-4 – Parametry výměníku při  $T_{C,in} = 40\text{ °C}$  a  $T_{H,sání} = 139\text{ °C}$

Veličina	Značení	Jednotka	Moduly 1.A, 1.B		Moduly 2.A, 2.B	
			TP	MP	TP	MP
Vstupní teplota	$t_{in}$	[°C]	40	89,1	46,5	129,4
Výstupní teplota	$t_{out}$	[°C]	46,5	65,9	57,9	89,1
Tlaková ztráta	$\Delta p$	[kPa]	22,34	10,70	22,01	10,63
Součinitel prostupu tepla	$k$	[W/m <sup>2</sup> K]	1060		1119	
Logaritmický teplotní spád	$\Delta t_{ln}$	[°C]	32,8		54,51	
Tepelný výkon	$\dot{Q}$	[kW]	1830		3208	
			$2 \cdot 5038 = 10\,076$			

Tab. 7-5 – Parametry výměníku při  $T_{C,in} = 40\text{ °C}$  a  $T_{H,sání} = 100\text{ °C}$

Veličina	Značení	Jednotka	Moduly 1.A, 1.B		Moduly 2.A, 2.B	
			TP	MP	TP	MP
Vstupní teplota	$t_{in}$	[°C]	40	70,4	43,9	94,3
Výstupní teplota	$t_{out}$	[°C]	43,9	56,2	50,6	70,4
Tlaková ztráta	$\Delta p$	[kPa]	22,61	10,74	22,36	10,66
Součinitel prostupu tepla	$k$	[W/m <sup>2</sup> K]	1032		1072	
Logaritmický teplotní spád	$\Delta t_{ln}$	[°C]	20,5		33,6	
Tepelný výkon	$\dot{Q}$	[kW]	1112		1892	
			$2 \cdot 3004 = 6008$			

Tab. 7-6 – Parametry výměníku při  $T_{C,in} = 40\text{ °C}$  a  $T_{H,sání} = 80\text{ °C}$

Veličina	Značení	Jednotka	Moduly 1.A, 1.B		Moduly 2.A, 2.B	
			TP	MP	TP	MP
Vstupní teplota	$t_{in}$	[°C]	40	60,5	42,6	76,2
Výstupní teplota	$t_{out}$	[°C]	42,6	51,0	47,0	60,5
Tlaková ztráta	$\Delta p$	[kPa]	22,76	10,76	22,57	10,71
Součinitel prostupu tepla	$k$	[W/m <sup>2</sup> K]	1016		1044	
Logaritmický teplotní spád	$\Delta t_{ln}$	[°C]	13,9		22,6	
Tepelný výkon	$\dot{Q}$	[kW]	743		1239	
			$2 \cdot 1982 = 3964$			

Tab. 7-7 – Parametry výměníku při  $T_{C,in} = 5\text{ °C}$  a  $T_{H,sání} = 139\text{ °C}$

Veličina	Značení	Jednotka	Moduly 1.A, 1.B		Moduly 2.A, 2.B	
			TP	MP	TP	MP
Vstupní teplota	$t_{in}$	[°C]	5	72,9	13,4	126,4
Výstupní teplota	$t_{out}$	[°C]	13,4	42,8	28,4	72,9
Tlaková ztráta	$\Delta p$	[kPa]	21,82	10,90	21,21	10,75
Součinitel prostupu tepla	$k$	[W/m <sup>2</sup> K]	1069		958	
Logaritmičtý teplotní spád	$\Delta t_{ln}$	[°C]	47,0		75,5	
Tepelný výkon	$\dot{Q}$	[kW]	2369		4244	
			$2 \cdot 6613 = 13\ 226$			

Tab. 7-8 – Parametry výměníku při  $T_{C,in} = 5\text{ °C}$  a  $T_{H,sání} = 120\text{ °C}$

Veličina	Značení	Jednotka	Moduly 1.A, 1.B		Moduly 2.A, 2.B	
			TP	MP	TP	MP
Vstupní teplota	$t_{in}$	[°C]	5	64,0	12,2	109,3
Výstupní teplota	$t_{out}$	[°C]	12,2	38,1	24,9	64,0
Tlaková ztráta	$\Delta p$	[kPa]	21,99	10,94	21,40	10,77
Součinitel prostupu tepla	$k$	[W/m <sup>2</sup> K]	942		1041	
Logaritmičtý teplotní spád	$\Delta t_{ln}$	[°C]	41,1		65,4	
Tepelný výkon	$\dot{Q}$	[kW]	2035		3581	
			$2 \cdot 5616 = 11\ 232$			

Tab. 7-9 – Parametry výměníku při  $T_{C,in} = 5\text{ °C}$  a  $T_{H,sání} = 100\text{ °C}$

Veličina	Značení	Jednotka	Moduly 1.A, 1.B		Moduly 2.A, 2.B	
			TP	MP	TP	MP
Vstupní teplota	$t_{in}$	[°C]	5	54,5	10,9	91,2
Výstupní teplota	$t_{out}$	[°C]	10,9	33,1	21,2	54,5
Tlaková ztráta	$\Delta p$	[kPa]	22,20	10,99	21,64	10,82
Součinitel prostupu tepla	$k$	[W/m <sup>2</sup> K]	923		1009	
Logaritmičtý teplotní spád	$\Delta t_{ln}$	[°C]	34,7		54,7	
Tepelný výkon	$\dot{Q}$	[kW]	1683		2900	
			$2 \cdot 4583 = 9166$			



Tab. 7-10 – Parametry výměníku při  $T_{C,in} = 5\text{ °C}$  a  $T_{H,sání} = 80\text{ °C}$

Veličina	Značení	Jednotka	Moduly 1.A, 1.B		Moduly 2.A, 2.B	
			TP	MP	TP	MP
Vstupní teplota	$t_{in}$	[°C]	5	44,7	9,7	73,2
Výstupní teplota	$t_{out}$	[°C]	9,7	27,8	17,6	44,7
Tlaková ztráta	$\Delta p$	[kPa]	22,43	11,06	21,92	10,88
Součinitel prostupu tepla	$k$	[W/m <sup>2</sup> K]	903		975	
Logaritmický teplotní spád	$\Delta t_{ln}$	[°C]	28,0		43,7	
Tepelný výkon	$\dot{Q}$	[kW]	1330		2239	
			$2 \cdot 3569 = 7138$			

## 8 Závěr

Předcházet havarijním stavům jaderných elektráren se jejich provozovatelé snaží souborem administrativních, technických a personálních opatření. Provozovatelé jaderných elektráren dbají na odpovědnou přípravu havarijních provozních předpisů a zpracování havarijních plánů, instalují záložní zařízení a systémy, pravidelně školí své pracovníky a podporují vysokou kulturu bezpečnosti. Zásadním bodem pro zvládnutí těžké havárie jaderného reaktoru je udržet/obnovit chlazení aktivní zóny reaktoru. Navrhovaný systém DOT zajišťuje ochlazováním hermetické zóny JE kondenzací páry v atmosféře HZ, čímž udržuje dostatečnou hladinu vody na podlaze, umožňující její nátok do šachty reaktoru a chlazení tlakové nádoby reaktoru zevnějšku (IVMR-EX). Ochlazováním atmosféry HZ systém DOT také snižuje její tlak, čímž omezuje úniky radioaktivních látek do okolí a chrání hermetickou obálku před ztrátou integrity v důsledku přetlakování.

Tepelný výměník systému DOT, pracující při havárii v rámci rozšířených projektových podmínek v parovodním prostředí roztoku kyseliny borité (uvnitř výměníku jsou obě média pouze v kapalném stavu, ale zevnějšku je výměník obklopen parami chlazeného média), je s ohledem na spolehlivost navržen jako trubkový se svazkem U-trubek pro umožnění tepelných dilatací a šroubovicovým přepážkovým systémem pro eliminaci zanášení mezitrubkového prostoru. Protože by pro odvedení požadovaného tepelného výkonu 8 MW výměník dosahoval příliš velkých rozměrů a hmotnosti znesnadňujících jeho transport do hermetické zóny provozované jaderné elektrárny, je navrženo rozdělení výměníku do čtyř stejných modulů v sériově-paralelním zapojení (2s2p). Vnější průměr pláště navrženého modulu výměníku je tak 610 mm a jeho celková délka téměř 3 m. Při návrhových podmínkách, tedy teplotě chlazeného média na sání čerpadla 120 °C a teplotě chladicí vody na vstupu do výměníku 40 °C, za provozu pracovního zástríku čerpadla, činí tepelný výkon výměníku 8 088 kW. Navržený výměník byl dále výpočetně zhodnocen na nenávrhové stavy, které mohou při provozu systému DOT nastat, aby bylo zajištěno, že i při nich si zachovává rozumné rezervy. Prověřením různých kombinací vstupních teplot obou médií bylo ověřeno, že výměník dokáže i v nenávrhových stavech odvádět požadovaný tepelný výkon a v žádném z uvažovaných stavů nedojde k překročení maximální dovolené výstupní teploty chladicí vody 60 °C. (Tento faktor by byl problematický při vyšším naddimenzování výměníku.)

Materiálem výměníku je na základě doporučení NTD A.S.I. navržena nerezová austenitická ocel ČSN 17 247 (ekvivalentní s DIN 1.4541) odolná mezikrystalové korozi. Ze stejného materiálu je navržena i přiléhající potrubní trasa vnitřního okruhu systému DOT. V souladu s NTD A.S.I. (dokumentací závaznou pro JE) jsou navrženy i tloušťky stěn potrubní trasy a teplosměnných trubek výměníku.

Čerpadlo systému poháněné vnější tlakovou vodou (turbočerpadlo) je pro tuto aplikaci speciálně navrženo společností SIGMA GROUP, a.s. Vzhledem k tomu, že výrobcem nebyla poskytnuta skutečná charakteristika tohoto čerpadla, nebylo možné najít ani výsledný pracovní bod navrženého hydraulického systému, a tak byl zadán návrhový průtok média ve výpočtu uvažován jako pevná okrajová podmínka.

Potrubní trasa systému je navržena ze standardizovaných bezešvých trubek a potrubních tvarovek s ohledem na stávající technologii a minimalizaci tlakových ztrát a její dispozice byla ověřena pochůzkou po hermetické zóně JE VVER 440/V213. Axonometrie potrubní trasy je zobrazena na výkresech v příloze této diplomové práce.

## SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ

- [1] ENERGETICKÝ REGULAČNÍ ÚŘAD [ERÚ]. *Roční zpráva o provozu elektrizační soustavy České republiky 2022*. Online, PDF. 2023. Dostupné z: <https://eru.gov.cz/sites/default/files/obsah/prilohy/eruelektro2022.pdf>. [cit.2024-05-01].
- [2] ČESKO. Zákon č. 263/2016 Sb. ze dne 14. července 2016, *atomový zákon*. Online, PDF. In: Státní úřad pro jadernou bezpečnost [SÚJB]. Dostupné z: [https://www.sujb.cz/fileadmin/sujb/docs/legislativa/263\\_2016\\_AZ\\_20220201\\_01.pdf](https://www.sujb.cz/fileadmin/sujb/docs/legislativa/263_2016_AZ_20220201_01.pdf). [cit.2023-09-23].
- [3] STÁTNÍ ÚŘAD PRO JADERNOU BEZPEČNOST [SÚJB]. *Státní úřad pro jadernou bezpečnost*. Online. Dostupné z: <https://www.sujb.cz/>. [cit.2024-02-04].
- [4] ČESKO. Vyhláška č. 329/2017 Sb., ze dne 26. září 2017, *o požadavcích na projekt jaderného zařízení*. Online, PDF. In: Sběrka zákonů České republiky. 2017, částka 112, s. 3490-3537. Dostupné z: <https://aplikace.mvcr.cz/sbirka-zakonu/ViewFile.aspx?type=z&id=62336>. [cit. 2023-09-23].
- [5] STÁTNÍ ÚŘAD PRO JADERNOU BEZPEČNOST [SÚJB]. *Národní zpráva „Zátěžové zkoušky“ JE Dukovany a JE Temelín Česká republika. Hodnocení bezpečnosti a bezpečnostních rezerv ve světle havárie JE Fukushima*. Online, PDF. Revize 1, březen 2012. Dostupné z: <https://www.sujb.cz/fileadmin/sujb/docs/aktualne/NarZprCZ.pdf>. [cit.2023-11-26].
- [6] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY [IAEA]. *Statute*. Online. © 1998–2023. Dostupné z: <https://www.iaea.org/about/overview/statute>. [cit. 2024-02-04].
- [7] WESTERN EUROPEAN NUCLEAR REGULATORS ASSOCIATION [WENRA]. *About us*. Online. © WENRA. Dostupné z: <https://www.wenra.eu/about>. [cit. 2024-02-04].
- [8] ORGANISATION FOR ECONOMIC CO-OPERATION AND DEVELOPMENT [OECD]. *About us*. Online. NEA, Nuclear Energy Agency. © 2024. Dostupné z: [https://www.oecd-nea.org/jcms/tro\\_5705/about-us](https://www.oecd-nea.org/jcms/tro_5705/about-us). [cit. 2024-02-04].
- [9] ŠÍPEK, Jaromír a NEKUŽA, Miloš. *Jaderná bezpečnost: Bezpečnostní návod BN-JB-1.5, Ochrana do hloubky (Rev. 0.0)*. Online, PDF. Praha: Státní úřad pro jadernou bezpečnost, 2021. Dostupné z: [https://sujb.gov.cz/fileadmin/sujb/docs/dokumenty/publikace/BN-JB-1.5\\_Rev.0.0\\_Ochrana\\_do\\_hloubky.pdf](https://sujb.gov.cz/fileadmin/sujb/docs/dokumenty/publikace/BN-JB-1.5_Rev.0.0_Ochrana_do_hloubky.pdf). [cit.2023-12-02].
- [10] ÚJV ŘEŽ, a.s. *Evolution of the Design Extension Conditions (DEC) concept and its implementation at Czech NPPs*. Interní dokumentace.
- [11] EUROPEAN UTILITY REQUIREMENTS [EUR]. *EUR Document Full text*. Online. EUR Harmonised requirements for new Nuclear Power Plants. Dostupné z: <https://europeanutilityrequirements.eu/fr/eur-document-full-text>. [omezení přístupu]. [cit. 2024-01-15].

- [12] WESTERN EUROPEAN NUCLEAR REGULATORS' ASSOCIATION REACTOR HARMONISATION WORKING GROUP [WENRA RHWG]. *WENRA Reactor Safety Reference Levels*. Online, PDF. In: Western European Nuclear Regulators Association. 2008. Dostupné z: [https://www.wenra.eu/sites/default/files/publications/list\\_of\\_reference\\_levels\\_january\\_2008.pdf](https://www.wenra.eu/sites/default/files/publications/list_of_reference_levels_january_2008.pdf). [cit.2024-01-06].
- [13] WESTERN EUROPEAN NUCLEAR REGULATORS' ASSOCIATION, REACTOR HARMONISATION WORKING GROUP [WENRA RHWG]. *WENRA Safety Reference Levels for Existing Reactors*. Online, PDF. In: Western European Nuclear Regulators Association. 2014. Dostupné z: [https://www.wenra.eu/sites/default/files/publications/wenra\\_safety\\_reference\\_level\\_for\\_existing\\_reactors\\_september\\_2014.pdf](https://www.wenra.eu/sites/default/files/publications/wenra_safety_reference_level_for_existing_reactors_september_2014.pdf). [cit.2024-01-06].
- [14] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY [IAEA]. *Safety of Nuclear Power Plants: Design*. Online, PDF. IAEA Safety standards series No. SSR-2/1 (Rev. 1). Vienna: International Atomic Energy Agency, 2016. ISBN 978-92-0-109315-8. Dostupné z: <https://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/Pub1715web-46541668.pdf>. [cit.2024-02-26].
- [15] WESTERN EUROPEAN NUCLEAR REGULATORS' ASSOCIATION, REACTOR HARMONISATION WORKING GROUP [WENRA RHWG]. *Safety of new NPP designs*. Online, PDF. WENRA Report - Study by RHWG, 2013. Dostupné z: [https://www.wenra.eu/sites/default/files/publications/rhwg\\_safety\\_of\\_new\\_npp\\_designs.pdf](https://www.wenra.eu/sites/default/files/publications/rhwg_safety_of_new_npp_designs.pdf). [cit.2023-11-12].
- [16] ČEZ, a.s. *Design basis documentation*. Interní dokumentace.
- [17] ČESKO. Vyhláška č. 132/2008 Sb., ze dne 4. dubna 2007, o systému jakosti při provádění a zajišťování činností souvisejících s využíváním jaderné energie a radiačních činností a o zabezpečování jakosti vybraných zařízení s ohledem na jejich zařazení do bezpečnostních tříd. Online, PDF. In: Sbíрка zákonů České republiky. 2007, částka 43, s. 1755-1764. Dostupné z: <https://aplikace.mvcr.cz/sbirka-zakonu/ViewFile.aspx?type=c&id=5268>. [cit. 2023-12-12].
- [18] STÁTNÍ ÚŘAD PRO JADERNOU BEZPEČNOST [SÚJB]. *Mimořádná národní zpráva České republiky pro účely Úmluvy o jaderné bezpečnosti*. Online, PDF. Únor 2012. Dostupné z: [https://www.sujb.cz/fileadmin/sujb/docs/zpravy/narodni\\_zpravy/CR\\_NZ\\_2012.pdf](https://www.sujb.cz/fileadmin/sujb/docs/zpravy/narodni_zpravy/CR_NZ_2012.pdf). [cit.2024-02-26].
- [19] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY [IAEA]. *Accident Management Programmes for Nuclear Power Plants*. Online, PDF. IAEA SAFETY STANDARDS SERIES No. SSG-54. Vienna: International Atomic Energy Agency, 2019. ISBN 978-92-0-108318-0. Dostupné z: [https://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/P1834\\_web.pdf](https://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/P1834_web.pdf). [cit.2023-09-23].
- [20] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY [IAEA]. *In-vessel Melt Retention and Ex-vessel Corium Cooling*. Online, PDF. IAEA-TECDOC-1906. Vienna: International Atomic Energy Agency, 2020. ISBN 978-92-0-106320-5. Dostupné

- z: [https://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/TE-1906\\_web.pdf](https://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/TE-1906_web.pdf). [cit.2024-01-25].
- [21] ČEZ, a.s. *Metodika provádění bezpečnostních rozborů JE s VVER*. Interní dokumentace.
- [22] MARKOVÁ, Tereza. *Jaderná bezpečnost: Bezpečnostní návod BN-JB-2.10, Deterministické bezpečnostní analýzy událostí abnormálního provozu a základních projektových nehod (Rev. 0.0)*. Online, PDF. Praha: Státní úřad pro jadernou bezpečnost, 2020. Dostupné z: [https://www.sujb.cz/fileadmin/sujb/docs/dokumenty/publikace/BN-JB-2-10\\_final.pdf](https://www.sujb.cz/fileadmin/sujb/docs/dokumenty/publikace/BN-JB-2-10_final.pdf). [cit.2024-02-04].
- [23] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY [IAEA]. *Ines the International Nuclear and Radiological Event Scale User's manual*. Online, PDF. Vienna: International Atomic Energy Agency, 2013. Dostupné z: <https://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/INES2013web.pdf>. [cit.2024-01-16].
- [24] JOHNSON, G. *Severe Nuclear Accidents: Lessons Learned for Instrumentation, Control and Human Factors*. Technical report No. 3002005385. Online, PDF. EPRI, Palo Alto: CA, 2015. Dostupné z: <https://www.epri.com/research/products/3002005385>. [cit.2024-01-16].
- [25] ÚJV ŘEŽ, a.s. *Významné havárie v jaderných zařízeních*. Interní dokumentace.
- [26] SKUPINA ČEZ. *Základní typy jaderných reaktorů*. Online. © 2024. Dostupné z: <https://www.cez.cz/cs/o-cez/vyrobní-zdroje/jaderna-energetika/je-ve-svete/zakladni-typy-jadernych-reaktoru>. [cit.2024-02-26].
- [27] ÚJV ŘEŽ, a.s. *Key design features of modern pressurized water reactors and importance of their adaptation for local country conditions*. Interní dokumentace.
- [28] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY [IAEA]. *Design basis and design features of WWER-440 model 213 nuclear power plants, Reference plant: Bohunice V2 (Slovakia)*. Online, PDF. *IAEA-TECDOC-742*. Vienna: International Atomic Energy Agency, 1994. ISSN 1011-4289. Dostupné z: [https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/\\_Public/25/047/25047648.pdf](https://inis.iaea.org/collection/NCLCollectionStore/_Public/25/047/25047648.pdf). [cit.2024-02-26].
- [29] HEJZLAR, Radko. *Stroje a zařízení jaderných elektráren*. 2. Díl. 4. vydání. Praha: České vysoké učení technické [ČVUT], 2005. ISBN 80-01-03190-X.
- [30] ČEZ, a.s. *Sborník přednášek pro Letní univerzitu 2022*. JE Dukovany, 2022.
- [31] UNITED STATES NUCLEAR REGULATORY COMMISSION [U.S. NRC]. *Introduction – Transient and Accident analyses*. Online, PDF. In: NUREG-0800 Standard Review Plan for the Review of Safety Analysis Reports for Nuclear Power Plants, LWR Edition, Section 15.0. Rev. 3, 2007. Dostupné z: <https://www.nrc.gov/reading-rm/doc-collections/nuregs/staff/sr0800/index.html>. [cit.2024-02-04].

- [32] MARKOVÁ, Tereza. *Jaderná bezpečnost: Bezpečnostní návod BN-JB-2.2, Deterministické analýzy rozšířených projektových podmínek bez vážného poškození paliva DEC A (Rev. 0.0)*. Online, PDF. Praha: Státní úřad pro jadernou bezpečnost, 2019. Dostupné z: [https://www.sujb.cz/fileadmin/sujb/docs/dokumenty/publikace/BN-JB-2.2\\_final.pdf](https://www.sujb.cz/fileadmin/sujb/docs/dokumenty/publikace/BN-JB-2.2_final.pdf). [cit. 2023-12-02].
- [33] MARKOVÁ, Tereza. *Jaderná bezpečnost: Bezpečnostní návod BN-JB-2.3, Deterministické bezpečnostní analýzy postulovaných iniciačních událostí a scénářů DEC B (Rev. 0.0)*. Online, PDF. Praha: Státní úřad pro jadernou bezpečnost, 2021. Dostupné z: [https://www.sujb.cz/fileadmin/sujb/docs/dokumenty/publikace/BN-JB-2.3\\_Rev\\_0.0\\_Deterministicke\\_bezpecnostni\\_analyzy\\_postulovanych\\_iniciacnich\\_udalosti\\_a\\_scenaru\\_DEC\\_B.pdf](https://www.sujb.cz/fileadmin/sujb/docs/dokumenty/publikace/BN-JB-2.3_Rev_0.0_Deterministicke_bezpecnostni_analyzy_postulovanych_iniciacnich_udalosti_a_scenaru_DEC_B.pdf). [cit. 2023-12-02].
- [34] STÁTNÍ ÚŘAD PRO JADERNOU BEZPEČNOST [SÚJB]. *Po fukušimský Národní akční plán (NAcP) na posílení jaderné bezpečnosti jaderných zařízení v České republice*. Online, PDF. Revize 5, 14.02.2022. Dostupné z: [https://sujb.gov.cz/fileadmin/sujb/docs/jaderna-bezpecnost/Cesky\\_NAcP\\_Rev5\\_final\\_002.pdf](https://sujb.gov.cz/fileadmin/sujb/docs/jaderna-bezpecnost/Cesky_NAcP_Rev5_final_002.pdf). [cit.2023-12-03].
- [35] ČEZ, a.s. *Zátěžové testy JE – ČEZ, a.s., Ocenění bezpečnosti a bezpečnostních rezerv JE Dukovany (z pohledu skutečností havárie na JE Fukushima)*. Online, PDF. Evidenční číslo: ČEZ\_EDU\_001r00. 2011. Dostupné z: [cez.cz/edee/content/file/energie-a-zivotni-prostredi/dukovany/zaverecna-zprava-zt-edu.pdf](http://cez.cz/edee/content/file/energie-a-zivotni-prostredi/dukovany/zaverecna-zprava-zt-edu.pdf). [cit.2024-02-25].
- [36] SILTANEN, Satu; ROUTAMO, Tomi; TUOMISTO, Harri a LUNDSTRÖM, Petra. *Severe Accident Management at the Loviisa NPP – Application of Integrated ROAAM and PSA Level 2*. Online, PDF. 2007. Dostupné z: [https://www.oecd-nea.org/nsd/reports/2007/nea6053/Session-IV-Applications-to-Uncertainty-Assessment-in-Level-2-PSA/Paper-19\\_Siltanen-et-al.pdf](https://www.oecd-nea.org/nsd/reports/2007/nea6053/Session-IV-Applications-to-Uncertainty-Assessment-in-Level-2-PSA/Paper-19_Siltanen-et-al.pdf). [cit.2024-03-08].
- [37] ČEZ, a.s. *Zátěžové testy JE – ČEZ, a.s., Ocenění bezpečnosti a bezpečnostních rezerv JE Temelín (z pohledu skutečností havárie na JE Fukushima)*. Online, PDF. Evidenční číslo: ČEZ\_ETE\_001r00. 2011. Dostupné z: <https://www.cez.cz/edee/content/file/energie-a-zivotni-prostredi/temelin/zaverecna-zprava-zt-ete.pdf>. [cit.2024-03-09].
- [38] LAKA DOCUMENTATION AND RESEARCH CENTRE ON NUCLEAR ENERGY. *Loss of electrical off-site power affected the four units load rejection and diesel generator failed*. Online. 1991. Dostupné z: <https://www.laka.org/docu/ines/event/98>. [cit.2024-02-26].
- [39] NEBESÁŘ, Milan. *Informace k průběhu energetického spouštění 132*. Online. In: Skupina ČEZ. 11. únor 2002. Dostupné z: <https://www.cez.cz/cs/pro-media/aktuality-z-jadernych-elektren/informace-k-prubehu-energetickeho-spousteni-132-56354>. [cit.2024-03-08].
- [40] ŠKORPÍK, Jiří. *Vznik tlakové ztráty při proudění tekutiny a její výpočet. Transformační technologie*. 3. vydání. Online. © 2023. ISSN 1804-8293. Dostupné



- z: <https://fluid-dynamics.education/vznik-tlakove-ztraty-pri-proudeni-tekutiny-a-jeji-vypocet.html#rovnice-pro-vypocet-tlakove-ztraty-v-potrubi>. [cit.2024-02-18].
- [41] IDELCHIK, I. E; GINEVSKIJ, Aron Semenovič; KOLESNIKOV, A. V; MALYAVSKAYA, Greta R a SHVEYEVA, Natalia K. *Handbook of hydraulic resistance*. 4th edition. New York: Begell House, 2007. ISBN 978-1-56700-251-5.
- [42] ZEGHADNIA, Lotfi; ROBERT, Jean Loup a ACHOUR, Bachir. Explicit solutions for turbulent flow friction factor: A review, assessment and approaches classification: A review, assessment and approaches classification. *Ain Shams Engineering Journal*. Online, PDF. 2019, vol. 10, iss. 1, s. 243-252. ISSN 2090-4495. Dostupné z: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2090447919300176?via%3Dihub>. [cit.2023-10-10].
- [43] ZIGRANG, D. J. a SYLVESTER, N. D. Explicit approximations to the solution of Colebrook's friction factor equation. *AIChE Journal*. Online, PDF. 1982, vol. 28, no. 3, s. 514-515. ISSN 1547-5905. Dostupné z: <https://doi.org/https://doi.org/10.1002/aic.690280323>. [omezení přístupu]. [cit.2023-10-10].
- [44] BECK, S. a COLLINS, R. *Moody diagram*. Online, JPG. In: Wikipedia commons. 24. července 2008. Dostupné z: [https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Moody\\_diagram.jpg?uselang=cs](https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Moody_diagram.jpg?uselang=cs). [cit.2024-02-18].
- [45] MATEJOVIC, Peter; BARNAK, Miroslav; BACHRATY, Milan; VRANKA, Lubomir a TUMA, Zdenek. VVER-440/V213 long-term containment pressurization during severe accident. *Nuclear Engineering and Design*. Online, PDF. 2021, vol. 377, no. 111145. ISSN 0029-5493. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2021.111145>. [omezení přístupu]. [cit. 2023-08-28].
- [46] CENTRUM HYDRAULICKÉHO VÝZKUMU (CZ). *Long-term heat removal system from a containment*. ŠOUKAL, Jiří; TŮMA, Zdeněk; VEČEŘA, Josef a KRÁTKÝ, Tomáš (vynálezci). Přihl.: 02.09.2020. Uděl.: 18.03.2021. WO2021047697. Dostupné z: [https://patentscope.wipo.int/search/en/detail.jsf?docId=WO2021047697&\\_fid=SK362062831](https://patentscope.wipo.int/search/en/detail.jsf?docId=WO2021047697&_fid=SK362062831). [cit. 2024-03-16].
- [47] ČEZ, a.s. *Záměr projektu – Dlouhodobý odvod tepla z boxu PG*. Interní dokumentace.
- [48] ČESKO. Vyhláška č. 358/2016, ze dne 17. října 2016, o požadavcích na zajišťování kvality a technické bezpečnosti a posouzení a prověřování shody vybraných zařízení. Online. In: Sbírka zákonů České republiky. 2016, částka 143, s. 5554-5612. Dostupné z: <https://aplikace.mvcr.cz/sbirka-zakonu/ViewFile.aspx?type=c&id=38111>. [cit. 2023-12-18].
- [49] ASOCIACE STROJNÍCH INŽENÝRŮ [A.S.I.]. *NTD A.S.I., Sekce II – Charakteristiky materiálů pro zařízení a potrubí jaderných elektráren typu VVER*. Brno, 2023.
- [50] ÚŘAD PRO TECHNICKOU NORMALIZACI, METROLOGII A ZKUŠEBNICTVÍ [ÚNMZ]. ČSN EN 10 216-2+A1, *Bezešvé ocelové trubky pro tlakové účely – Technické dodací podmínky – Část 2: Trubky z nelegovaných a legovaných ocelí se*

- stanovenými vlastnostmi při zvýšených teplotách. Online, PDF. 2020. Dostupné z: ČAS, <https://csnonlinefirmy.agentura-cas.cz/Detail.aspx?k=509967>. [omezení přístupu]. [cit.2023-11-18].
- [51] ÚŘAD PRO TECHNICKOU NORMALIZACI, METROLOGII A ZKUŠEBNICTVÍ [ÚNMZ]. ČSN EN 13 480-3, *Kovová průmyslová potrubí – Část 3: Konstrukce a výpočet*. Online, PDF. 2018. Dostupné z: ČAS, <https://csnonlinefirmy.agentura-cas.cz/Detail.aspx?k=505671>. [omezení přístupu]. [cit.2023-10-05].
- [52] ASOCIACE STROJNÍCH INŽENÝRŮ [A.S.I.]. *NTD A.S.I., Sekce III – Hodnocení pevnosti zařízení a potrubí jaderných elektráren typu VVER*. Brno, 2023.
- [53] KOBZOVÁ, A.; KÁRNÍK, D.; SKOUMALOVÁ, Z. a MARCINSKÝ, P. Koroze konstrukčních materiálů působením kyseliny borité. *Koroze a ochrana materiálu*. Online, PDF. Asociace korozních inženýrů, 2015, roč. 59, č. 4, s. 107-113. ISSN 1804-1213. Dostupné z: <https://intapi.sciendo.com/pdf/10.1515/kom-2015-0022>. [cit.2024-02-12].
- [54] ROUBALÍKOVÁ, Lada. 6.3.2024 14:25. Re: Zveřejnění informací o turbočerpadle SIGMA. Email. Osobní komunikace.
- [55] CENTRUM HYDRAULICKÉHO VÝZKUMU (CZ). *Turbopump and system of long-term heat removal from the hermetic zone containing this turbopump*. KOMÁREK, Martin; VYROUBAL, Michal; ŠOUKAL, Jiří a ZAVADIL, Lukáš (vynálezci). Příhl.: 12.06.2020. Uděl.: 07.07.2021. CZ 34199. Dostupné z: <https://patentscope.wipo.int/search/en/detail.jsf?docId=CZ304744048>. [cit.2024-03-09].
- [56] MOROZOV, A. V.; PITYK, A. V.; SAHIPGAREEV, A. R. a SHLEPKIN, A. S. Experimental study of the thermophysical properties of boric acid solutions at the parameters typical of the WWER emergency mode. *Journal of Physics: Conference Series*. Online, PDF. 2018, vol. 1128, no. 012103. Dostupné z: <https://iopscience.iop.org/article/10.1088/1742-6596/1128/1/012103/pdf><https://iopscience.iop.org/article/10.1088/1742-6596/1128/1/012103/pdf>. [cit.2023-11-26].
- [57] ÚŘAD PRO TECHNICKOU NORMALIZACI, METROLOGII A ZKUŠEBNICTVÍ [ÚNMZ]. ČSN EN 10 216-5, *Bezešvé ocelové trubky pro tlakové účely – Technické dodací podmínky – Část 5: Trubky z korozivzdorné oceli*. Online, PDF. 2021. Dostupné z: ČAS, <https://csnonlinefirmy.agentura-cas.cz/Detail.aspx?k=513532>. [omezení přístupu]. [cit.2023-11-18].
- [58] ČESKÝ NORMALIZAČNÍ INSTITUT [ČNI]. ČSN EN 10 253-4, *Potrubní tvarovky pro přivaření tupým svarem – Část 4: Austenitické a austeniticko-feritické (duplex) oceli k tváření se stanovením požadavků pro kontrolu*. Online, PDF. 2008. Dostupné z: ČAS, <https://csnonlinefirmy.agentura-cas.cz/Detail.aspx?k=81978>. [omezení přístupu]. [cit.2024-02-25].
- [59] STEHLÍK, Petr; KOHOUTEK, Josef a NĚMČANSKÝ, Jan. *Tepelné pochody – Výpočet výměníku*. První vydání. Brno: VUT v Brně, 1991. ISBN 80-214-0363-2.



- [60] THULUKKANAM, Kuppan. *Heat Exchanger Design Handbook*. Online, PDF. 2nd Edition. Baton Rouge: CRC Press, 2013. ISBN 9780429105647. Dostupné z: <https://www.taylorfrancis.com/books/mono/10.1201/b14877/heat-exchanger-design-handbook-kuppan-thulukkanam>. [omezení přístupu]. [cit.2023-11-07].
- [61] VDI E. V., ed. *VDI Heat Atlas*. Online, PDF. 2nd Edition. Heidelberg: Springer Berlin, 2010. ISBN 978-3-540-77877-6. Dostupné z: <https://doi.org/10.1007/978-3-540-77877-6>. [omezení přístupu]. [cit.2024-03-17].
- [62] TUBULAR EXCHANGER MANUFACTURERS ASSOCIATION [TEMA]. *Standards of the Tubular Exchanger Manufacturers Association*. Online, PDF. 10th Edition. B.m.: TEMA, Inc., 2019. Dostupné z: <https://shop.tema.org>. [omezení přístupu]. [cit.2023-10-01].
- [63] BALÁŠ, Marek. *Kotle a výměníky tepla*. Vydání čtvrté. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2022. ISBN 978-80-214-6093-5.
- [64] KRÁLÍK, Juraj. *Risk Analysis of the Failure of Hermetic Steel Doors in NPP During Technology Accident*. In: International Conference of Numerical Analysis and Applied Mathematics. Online, PDF. B.m.: AIP Publishing, 2019. Dostupné z: <https://doi.org/10.1063/1.5114104>. [omezení přístupu]. [cit.2024-03-28].
- [65] ABB LUMMUS GLOBAL INC. (US). *Heat Exchanger*. BASHIR, I. Master; KRISHNAN, S. Chunangad; VENKATESWARAN, Pushpanathan (vynálezci). Přihl.: 20.08.2003. Uděl.: 7.12.2004. US 6827138B1. Dostupné z: [patentimages.storage.googleapis.com/8d/38/1b/22b849352c6d8c/US6827138.pdf](http://patentimages.storage.googleapis.com/8d/38/1b/22b849352c6d8c/US6827138.pdf). [cit.2024-03-24].
- [66] JIBB, R. J.; BRIGNONE, M.; TAHA, S.; PODREBARAC, G.; LARANCE, J.; JUNGE, P. *Helixchanger® Heat Exchanger – Field experience and ongoing development*. Online, PDF. 2019. ISBN 978-0-9984188-1-0. Dostupné z: [https://www.researchgate.net/publication/343332886\\_HELIXCHANGERR\\_HEAT\\_EXCHANGER\\_-\\_FIELD\\_EXPERIENCE\\_AND\\_ONGOING\\_DEVELOPMENT](https://www.researchgate.net/publication/343332886_HELIXCHANGERR_HEAT_EXCHANGER_-_FIELD_EXPERIENCE_AND_ONGOING_DEVELOPMENT). [cit. 2024-03-24].
- [67] DRÁPELA, Jakub. 2023-10-05. [Rozhovor o doporučeních a požadavcích na výměníky na JE]. Osobní komunikace.
- [68] ČESKÝ NORMALIZAČNÍ INSTITUT [ČNI]. ČSN EN 69 0010-4.13, *Tlakové nádoby stabilní. Technická pravidla. Výpočet pevnosti. Trubkové výměníky tepla*. Online, PDF. 1990. Dostupné z: ČAS, <https://csnonlinefirmy.agentura-cas.cz/Detail.aspx?k=30555>. [omezení přístupu]. [cit.2024-03-02].
- [69] ČESKÝ NORMALIZAČNÍ INSTITUT [ČNI]. ČSN EN 10 259, *Široké pásy a plechy z korozivzdorných ocelí válcované za studena – Mezní úchytky rozměrů a tolerance tvaru*. Online, PDF. 2000. Dostupné z: ČAS, <https://csnonlinefirmy.agentura-cas.cz/Detail.aspx?k=52354>. [omezení přístupu]. [cit.2024-01-12].
- [70] HE, Maogang; SU, Chao; LIU, Xiangyang a QI, Xuetao. Isobaric Heat Capacity of Boric Acid Solution. *Journal of Chemical & Engineering Data*. Online, PDF. 2014, vol. 59, s. 4200–4204. ISSN 0021-9568. Dostupné

z: <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:101570877>. [omezení přístupu]. [cit.2024-03-01].

- [71] ÇAKMAK, Nese Keklikcioglu. Experimental study of thermal conductivity of boric acid-water solutions. *Heat transfer research*. Online, PDF. 2019, vol. 50, no. 17, s. 1675–1684. ISSN 2162-6561. Dostupné z: [https://www.researchgate.net/publication/336650132\\_experimental\\_study\\_of\\_thermal\\_conductivity\\_of\\_boric\\_acid-water\\_solutions](https://www.researchgate.net/publication/336650132_experimental_study_of_thermal_conductivity_of_boric_acid-water_solutions). [omezení přístupu]. [cit.2024-02-14].
- [72] ČESKÝ NORMALIZAČNÍ INSTITUT [ČNI]. ČSN EN 10 220, *Bezešvé a svařované ocelové trubky – Rozměry a hmotnosti na jednotku délky*. Online, PDF. 2005. Dostupné z: ČAS, <https://csnonlinefirmy.agentura-cas.cz/Detail.aspx?k=69049>. [omezení přístupu]. [cit.2024-01-10].

## SEZNAM ZKRATEK

ALT: alternativní prostředky .....	36
AZ: aktivní zóna .....	16
BT: bezpečnostní třída .....	18
C: studené/chladicí médium .....	87
DAM: diverzní a alternativní prostředky .....	36
DBA: základní projektová nehoda (Design Basis Accident) .....	15
DEC: rozšířené projektové podmínky .....	12
DEC-A: rozšířené projektové podmínky bez degradace paliva .....	15
DEC-B: rozšířené projektové podmínky s degradací paliva .....	15
DiD: ochrana do hloubky (Defence in Depth) .....	15
DIV: diverzní prostředky .....	36
DOT: dlouhodobý odvod tepla z hermetické zóny JE .....	12
EDU: elektrárna Dukovany .....	13
EES: Engineering Equation Solver .....	87
EOP: nouzové/havarijní provozní postupy (Emergency Operating Procedures) .....	18
ETE: elektrárna Temelín .....	13
EVCC: chlazení koria vně reaktorové nádoby (Ex-Vessel Corium Cooling) .....	20
H: horké/chlazené médium .....	87
HZ: hermetická zóna .....	30
IN: vnitřní/vstupní .....	87
INES: stupnice pro klasifikaci jaderných událostí (International Nuclear and Radiological Event Scale) .....	21
IVMR: zadržení taveniny v reaktorové nádobě (In-Vessel Melt Retention) .....	19
IVMR-EX: zadržení taveniny v reaktorové nádobě s chlazením z vnějšku TNR .....	19
IVMR-IN: zadržení taveniny v reaktorové nádobě s chlazením zevnitř TNR .....	19
JB: jaderná bezpečnost .....	17
JE: zaderná elektrárna .....	12
KJT: koncový jímač tepla (např. chladicí věž) .....	75
KKS: Kraftwerk-Kennzeichensystem, též systém jednotného značení (SJZ) .....	71
LOCA: havárie se ztrátou chladiva (Loss Of Coolant Accident) .....	30
MP: mezitrubkový prostor .....	87
NT: nízkotlaký .....	31
OUT: vnější/výstupní .....	87
SAMG: postupy pro zvládnání těžkých havárií (Severe Accident Management Guidelines) ...	19
SAOZ: systémy havarijního chlazení AZ .....	30
SL-1: projektové zemětřesení (PZ) .....	18
SL-2: maximální výpočtové zemětřesení (MVZ) .....	18
TH: těžká havárie .....	19
TNR: tlaková nádoba reaktoru .....	19
TP: trubkový prostor .....	87
TVD: technická voda důležitá .....	13
VT: vysokotlaký .....	31
VVER: vodo-vodní energetický reaktor .....	12
ZBF: základní bezpečnostní funkce .....	13

## SEZNAM OBRÁZKŮ

Obr. 1-1 – Schéma stavů jaderného zařízení .....	17
Obr. 1-2 – Schéma stupnice INES .....	21
Obr. 2-1 – Struktura havarijních systémů EDU .....	30
Obr. 2-2 – Schéma napojení havarijních systémů chlazení AZ k reaktoru, upraveno z [28] .....	31
Obr. 2-3 – Řez barbotážní věží [29] .....	32
Obr. 2-4 – Struktura havarijních systémů ETE .....	33
Obr. 3-1 – Proudění kolem nerovností: (a) tloušťka mezní vrstvy $\delta$ větší než drsnost $k$ , (b) drsnost $k$ přesahující tloušťku mezní vrstvy $\delta$ [41] .....	42
Obr. 3-2 – Moodyho diagram [44] .....	44
Obr. 3-3 – Koncentrická redukce s přímým kuželovým zkosením .....	45
Obr. 3-4 – Vznik vírů a změny rychlosti a tlaku při proudění ohybem, upraveno z [41] .....	46
Obr. 3-5 – Symetrický T-kus rozdělující proud do dvou větví pod úhlem $90^\circ$ .....	47
Obr. 3-6 – T-kus s odbočující větví pod úhlem $90^\circ$ .....	47
Obr. 3-7 – Symetrický T-kus slučující dvě protisměrné větve do jednoho proudu.....	48
Obr. 3-8 – Rychlostní profil na výtoku z potrubí – a) rovnoměrný, b) parabolický, .....	48
Obr. 3-9 – Proudění přes clonu v přímém potrubí.....	49
Obr. 4-1 – Informativní schéma systému DOT .....	51
Obr. 4-2 – Simulace degradace AZ při TH (ASTEC), upraveno z [45].....	52
Obr. 4-3 – Množství vody v záchytné jímce (ASTEC), upraveno z [45].....	53
Obr. 4-4 – Průběh tlaku v HZ (ASTEC), upraveno z [45] .....	54
Obr. 4-5 – Schéma systému DOT, upraveno z [45] .....	55
Obr. 5-1 – Schéma dispozice potrubní trasy.....	59
Obr. 5-2 – Turbočerpadlo SIGMA GROUP, a.s. – informativní obrázek [54].....	65
Obr. 5-3 – Řez turbočerpadla, upraveno z [55] .....	66
Obr. 5-4 – Vstříkovač na sání turbočerpadla, upraveno z [55].....	67
Obr. 5-5 – Bezrozměrný diagram turbočerpadla [54] .....	67
Obr. 5-6 – Stavební rozměry potrubních tvarovek, upraveno z [58].....	72
Obr. 6-1 – Uspořádání trubek ve svazku .....	77
Obr. 6-2 – Schéma mezitrubkového prostoru se šroubovicovými přepážkami [59].....	77
Obr. 6-3 – Výměník s kvadrantovými šroubovicovými přepážkami během výroby [65] .....	78
Obr. 6-4 – Závislost intenzity zanášení na rychlosti proudění, upraveno z [61].....	80
Obr. 6-5 – Schéma zapojení čtyř modulů výměníku .....	81
Obr. 6-6 – Geometrické charakteristiky trubkového svazku .....	83
Obr. 6-7 – Zakončení svazku U-trubek .....	84
Obr. 6-8 – Ochrana trubkového svazku – vlevo děrovaný plech / vpravo žaluzie [61] .	86
Obr. 7-1 – Diagram teplot a průtoků pro návrhový stav výměníku .....	100
Obr. 7-2 – Průběh teplot ve výměníku pro návrhový stav.....	100
Obr. 7-3 – Tepelný výkon výměníku dle vstupních teplot médií.....	101
Obr. 7-4 – Výstupní teploty médií dle vstupních teplot médií .....	102

## SEZNAM TABULEK

Tab. 1-1 – Úrovně ochrany do hloubky dle WENRA [15].....	16
Tab. 1-2 – Základní bezpečnostní klasifikace (ZBK) [16] .....	17
Tab. 1-3 – Stupně událostí dle jednotlivých hodnocených oblastí [23].....	22
Tab. 1-4 – Těžké havárie jaderných zařízení seřazené chronologicky [24] [25].....	23
Tab. 2-1 – Počet odchylek a anomálií za posledních 30 let provozu EDU a ETE [3]....	39
Tab. 4-1 – Základní bezpečnostní klasifikace systému DOT [16].....	56
Tab. 5-1 – Požadované vnitřní průměry potrubních úseků na základě navržené rychlosti .....	61
Tab. 5-2 – Dimenzování potrubních úseků na základě rychlosti proudění.....	64
Tab. 5-3 – Parametry potrubních úseků .....	71
Tab. 5-4 – Stavební rozměry použitých potrubních tvarovek dle normy ČSN EN 10253- 4 [58] .....	73
Tab. 5-5 – Tlakové ztráty potrubních úseků při návrhovém průtoku .....	73
Tab. 5-6 – Tlakové ztráty potrubních tras při návrhovém průtoku jednotlivými trasami .....	74
Tab. 5-7 – Skutečné průtoky potrubními trasami při celkovém průtoku 38 kg/s .....	74
Tab. 6-1 – Zadané parametry výměníku .....	75
Tab. 6-2 – Doporučené rychlosti proudění .....	80
Tab. 6-3 – Minimální poloměr ohybu U-trubek dle průměru a tloušťky stěny trubky [61] .....	82
Tab. 6-4 – Geometrické charakteristiky trubkového svazku .....	83
Tab. 7-1 – Koeficienty pro určení $\lambda mp$ pro úhel uspořádání trubek $30^\circ$ [59].....	97
Tab. 7-2 – Rozměry a hmotnosti trubek svazku .....	98
Tab. 7-3 – Parametry médií a výměníku při návrhovém stavu.....	99
Tab. 7-4 – Parametry výměníku při $TC, in = 40^\circ C$ a $TH, sání = 139^\circ C$ .....	103
Tab. 7-5 – Parametry výměníku při $TC, in = 40^\circ C$ a $TH, sání = 100^\circ C$ .....	103
Tab. 7-6 – Parametry výměníku při $TC, in = 40^\circ C$ a $TH, sání = 80^\circ C$ .....	103
Tab. 7-7 – Parametry výměníku při $TC, in = 5^\circ C$ a $TH, sání = 139^\circ C$ .....	104
Tab. 7-8 – Parametry výměníku při $TC, in = 5^\circ C$ a $TH, sání = 120^\circ C$ .....	104
Tab. 7-9 – Parametry výměníku při $TC, in = 5^\circ C$ a $TH, sání = 100^\circ C$ .....	104
Tab. 7-10 – Parametry výměníku při $TC, in = 5^\circ C$ a $TH, sání = 80^\circ C$ .....	105

## **SEZNAM PŘÍLOH**

- 1 Axonometrické výkresy potrubní trasy systému DOT (4 listy)