

Универзитет у Београду
Машински факултет

Милош А. Лазаревић

**ТЕРМОХИДРАУЛИКА ХОРИЗОНТАЛНОГ
ГЕНЕРАТОРА ПАРЕ ЗА ВРЕЛОВОДНЕ
НУКЛЕАРНЕ РЕАКТОРЕ МАЊЕ СНАГЕ**

докторска дисертација

Београд, 2026.

University of Belgrade
Faculty of Mechanical Engineering

Miloš A. Lazarević

**THERMAL-HYDRAULICS OF A HORIZONTAL
STEAM GENERATOR FOR LOW-POWER
PRESSURIZED WATER NUCLEAR
REACTORS**

Doctoral Dissertation

Belgrade, 2026.

Ментор: др Владимир Стевановић, редовни професор
Универзитет у Београду - Машински факултет

Чланови комисије: др Сања Миливојевић, редовни професор
Универзитет у Београду - Машински факултет

др Владимир Стевановић, редовни професор
Универзитет у Београду - Машински факултет

др Дарко Раденковић, ванредни професор
Универзитет у Београду - Машински факултет

др Милан Петровић, научни сарадник
Универзитет у Београду - Машински факултет

др Милица Илић, виши научни сарадник
Институт за нуклеарне науке „Винча“, Београд

Датум одбране:

Термохираулика хоризонталног генератора паре за вреловодне нуклеарне реакторе мање снаге

Сажетак

Предмет истраживања ове докторске дисертације јесте анализа утицаја геометријског скалирања на термохирауличке карактеристике хоризонталног генератора паре у нуклеарним енергетским системима. У раду су анализиране термохирауличке карактеристике генератора паре имплементираног у нуклеарној електрани типа ВВЕР-1000 и његовог геометријски скалираног модела са димензијама умањеним за 50%. За разлику од већине досадашњих истраживања, која су анализу скалирања углавном заснивала на концепту сличности, у дисертацији је примењен нумерички приступ заснован на сопствено развијеном рачунарском коду који користи тродимензионални модел два флуида и одговарајуће конститутивне корелације за опис међуфазних транспортних процеса. У оквиру процеса скалирања развијени су аналитички изрази који дају зависност између димензија генератора паре, које обухватају величину топлотноразмењивачке површине, димензије цевних снопова и пречник цеви и који обезбеђују сличност термохирауличких процеса на великом генератору паре и генератору паре умањених димензија, што је потврђено спроведеним нумеричким симулацијама. Утврђено је да се приближно исти опсези промене запреминског удела паре и брзине двофазног струјања могу остварити и код система пуне величине и код скалираног модела, уколико је запремински топлотни флуks у скалираном моделу двоструко већи. Показано је да се ово може постићи смањењем пречника цеви у цевном снопу и повећањем протока реакторског хладиоца на примарној страни уз непромењене вредности температура примарног флуида на улазу и излазу из цевног снопа као и радног притиска генератора. Добијени резултати доприносе бољем разумевању ефеката скалирања генератора паре и представљају основу за развој нуклеарних реактора мање снаге.

Кључне речи: генератор паре, двофазно струјање, термохираулика, нумеричка симулација, скалирање, нуклеарно машинство

Научна област: Машинство

Ужа научна област: Термоенергетика

УДК број:

Thermal-Hydraulics of a Horizontal Steam Generator for Low-Power Pressurized Water Nuclear Reactors

Abstract

The subject of this doctoral dissertation is the analysis of the influence of geometric scaling on the thermal-hydraulic characteristics of a horizontal steam generator in nuclear power systems. The thermal-hydraulic characteristics of a steam generator implemented in a WWER-1000 nuclear power plant and its geometrically scaled model with dimensions reduced by 50% were analyzed. Unlike most previous studies, which primarily relied on the similitude concept for scaling analysis, this dissertation applies a numerical approach based on an in-house developed computational code employing a three-dimensional two-fluid model and corresponding constitutive correlations for the description of interfacial transport processes. As part of the scaling analysis, analytical expressions were derived to establish the relationship between the steam generator dimensions, including the heat transfer surface area, tube bundle geometry, and tube diameter, thereby ensuring thermal-hydraulic similarity between the full-scale steam generator and its scaled counterpart. The validity of the proposed scaling methodology was confirmed through numerical simulations. It was found that nearly identical ranges of variation in void fraction and two-phase flow velocity can be achieved in both the full-scale system and the scaled model, provided that the volumetric heat flux in the scaled model is twice that of the full-scale system. It was shown that this can be achieved by reducing the tube diameter within the tube bundle and increasing the primary-side coolant flow rate while maintaining unchanged primary coolant inlet and outlet temperatures and steam generator operating pressure. The obtained results contribute to a better understanding of steam generator scaling effects and provide a basis for the development of lower-power nuclear reactors.

Key words: Steam Generator, Two-Phase Flow, Thermal-Hydraulics, CFD, Scaling, Nuclear Engineering

Scientific area: Mechanical Engineering

Specific scientific area: Thermal Power Engineering

UDC number:

Господ је видео моје и спасење моје

кога да се бојим ?

Господ је крепост живота мог

кога да се страшим ?

Псалми 27:1

Садржај

1. Увод.....	1
1.1. Мотивација и значај истраживања	1
1.2. Допринос истраживања	5
1.3. Структура тезе	7
2. Генератори паре у нуклеарним енергетским постројењима	9
2.1. Вертикални генератори паре	10
2.2. Хоризонтални генератори паре	12
2.2.1. Хоризонтални генератор паре ПГВ-440.....	13
2.2.2. Хоризонтални генератор паре ПГВ-1000.....	15
2.2.3. Хоризонтални генератори паре ПГВ-1000МКЕ и ПГВ-1000МКО.....	17
2.2.4. Хоризонтални генератор паре ПГВ-1500.....	19
2.3. Генератори паре у енергетским системима са нуклеарним реакторима мање снаге..	20
3. Преглед досадашњих истраживања	24
3.1. Експериментална истраживања термохидраулике хоризонталних генератора паре..	24
3.1.1. Инсталација Сверуског термотехничког института.....	24
3.1.2. Инсталација Опитно-конструкторског бироа „Хидропрес“ (ОКБ Гидропресс)..	27
3.1.3. Експеримент Електрогорског научноистраживачког центра за безбедност нуклеарних електрана.....	30
3.2. Нумеричке симулације термохидраулике хоризонталних генератора паре.....	32
3.3. Сличност термохидрауличких феномена у компонентама нуклеарних енергетских постројења	44
4. Тродимензионално моделирање термохидрауличких процеса у хоризонталном генератору паре	51
4.1. Једначине одржања за секундарни флуид	51
4.2. Конститутивне корелације	55
4.2.1. Геометријске корелације.....	55
4.2.2. Сила трења између течне и парне фазе.....	56
4.2.3. Сила трења између двофазне мешавине и цевног снопа	57
4.2.4. Брзине испаравања и кондензације	59
4.3. Моделирање преноса топлоте са примарног на секундарни флуид.....	59
4.4. Нумеричко решавање диференцијалних једначина	62
4.4.1. Дискретизација једначина	62

4.4.2. Примена SIMPLE методе	68
4.5. Моделирање геометрије пуноразмерног и умањеног хоризонталног генератора паре.....	70
4.5.1. Утицај скалирања геометрије на топлотну снагу генератора паре	72
4.5.2. Утицај пречника цеви на вредност запреминског топлотног флуksа	75
4.5.3. Радни параметри пуноразмерног ХГП и умањеног модела.....	79
5. Резултати нумеричких симулација	81
5.1. Валидација модела	81
5.2. Термохидраулика умањеног модела хоризонталног генератора паре у зависности од вредности запреминског топлотног флуksа.....	86
6. Закључак	95
7. Литература	100

Списак слика

Слика 2.1: Упрошћена шема примарног циркулационог круга нуклеарне електране са вреловодним нуклеарним реактором [33]	9
Слика 2.3: Попречни (горе) и подужни (доле) пресек генератора паре ПГВ-440 [38]	14
Слика 2.4: Хоризонтални генератор паре ПГВ-1000 [40]	16
Слика 2.5: Нуклеарни реактор <i>ИРИС</i> [46]	21
Слика 3.1: Поређење експерименталних података и прорачунатих вредности запреминског удела гасне фазе (лево) и брзине воде (десно): (а) Модел 1, (б) Модел 2 [48]	26
Слика 3.2: (а) Предвиђање расподеле запреминског удела паре применом <i>Трак</i> модела, (б) предвиђање расподеле запреминског удела паре применом модела Симовића и др. [49]	28
Слика 3.3: Експериментална инсталација Сверуског термотехничког института [52]	29
Слика 3.4: Експериментална инсталација модела ПГВ-1500 Опитно-конструкторског бироа „Хидропрес“ [36]	30
Слика 3.5: Експериментална инсталација ПГВ-1500 (Електрогорски научноистраживачки центар за безбедност нуклеарних електрана) [36]	31
Слика 3.6: Брзине двофазне мешавине и расподела запреминског удела паре у три различита попречна пресека ХГП [53]	34
Слика 3.6: Зависност масе воде на секундарној страни генератора паре од топлотне снаге [54]	37
Слика 3.8: Векторско поље масеног флуksа течне фазе на карактеристичном попречном пресеку $z = 4,5 \text{ m}$ при различитим нивоима снаге P/P_{nom} [54]	39
Слика 3.9: Векторско поље масеног флуksа парне фазе на карактеристичном попречном пресеку $z = 4,5 \text{ m}$ при различитим нивоима снаге P/P_{nom} [54]	40
Слика 3.10: Аксијална расподела запреминског удела паре у зони са подизним струјањем [54]	41
Слика 3.12: Расподела запреминског удела паре у више попречних пресека хоризонталног генератора паре ПГВ-1000 [55]	43
Слика 4.1: Приказ упрошћене геометрије и прорачунске мреже хоризонталног генератора паре; попречни пресек (лево) и уздужни пресек (десно)	71
Слика 4.2: Шематски приказ хоризонталног генератора пара са габаритним димензијама и положајем нивоа двофазне мешавине	73

Слика 4.3: Попречни (P_t) и подужни (P_l) корак размењивачких цеви	76
Слика 5.1: Приказ мерних места запреминских удела паре (φ) и брзина (w) [53].....	83
Слика 5.2: Предвиђене расподеле запреминског удела паре (горе), брзине течне фазе (средина) и брзине парне фазе (доле) пуноразмерног генератора паре снаге 750 MW, добијене применом финије прорачунске мреже	85
Слика 5.3: Запремински топлотни флуks на топлој (горе) и хладној (доле) страни пуноразмерног и скалираног ХГП у функцији физичке и бездимензијске дужине размењивачких цеви	88
Слика 5.4: Критична брзина паре у зависности од притиска при којој започиње одношење капљица са површине течног филма [73]	90
Слика 5.5: Расподела релативног притиска (P_a) у умањеном (горе и средина) и пуноразмерном (доле) ХГП.....	92
Слика 5.6: Расподела запреминског удела паре у умањеном и пуноразмерном ХГП	94
Слика 5.7: Брзине течне фазе у умањеном и пуноразмерном ХГП.....	94
Слика 5.8: Брзине парне фазе у умањеном и пуноразмерном ХГП	94

Списак табела

Табела 3.1: Поређење измерених вредности запреминског удела паре са предвиђањима кода <i>Стег-01</i> [53]	35
Табела 3.2: Поређење измерених вредности запреминског удела паре са предвиђањима нумеричких модела различитих аутора [55]	44
Табела 3.3: Односи скалирања и критеријуми геометријске и термохидрауличке сличности за умањени модел генератора паре [62]	48
Табела 4.1: Радни и геометријски параметри пуноразмерног и скалираног хоризонталног генератора паре	80
Табела 5.1: Поређење измерених вредности запреминског удела паре са резултатима прорачуна применом грубе и финије прорачунске мреже	84
Табела 5.2: Поређење измерених вредности брзине двофазне мешавине са резултатима прорачуна применом грубе и финије прорачунске мреже	86

Номенклатура

Латинична слова:

A – површина [m^2]

a – концентрација разделне површине [m^{-1}]

C_D – коефицијент отпора [-]

c_p – специфични топлотни капацитет при константном притиску [$\text{J}/(\text{kgK})$]

D, d – пречник [m]

Eu – Ојлеров број [-]

f – бездимензијски коефицијент [-]

G – масени флуks [$\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$]

F – сила по јединици запремине [N/m^3]

g – убрзање силе Земљине теже [m/s^2]

h – коефицијент прелаза топлоте [$\text{W}/(\text{m}^2\text{K})$]; енталпија [kJ/kg]

k – коефицијент пролаза топлоте [$\text{W}/(\text{m}^2\text{K})$]; турбулентна кинетичка енергија [J/kg]

L – дужина [m]

M – запремински извор масе [$\text{kg}/(\text{m}^3\text{s})$]

m – маса [kg]

n – број цеви [-]

P – корак цеви [m]

p – притисак [N/m^2]

Pr – Прантлов број [-]

q – специфични топлотни проток [W/m^3]

R – отпор провођењу топлоте [$\text{m}^2\text{K}/\text{W}$]

Re – Рејнолдсов број [-]

S – оквашена површина цеви [m^2]; изворни члан [-]

sc – фактор скалирања [-]

T – температура [$^{\circ}\text{C}$]

t – време [s]

u – пројекција брзине на x - осу [m/s]

V – запремина [m^3]

v – пројекција брзине на y - осу [m/s]

w – пројекција брзине на z - осу [m/s]

x, y, z – координате Декартовог правоуглог координатног система [m]

Грчка слова:

α – запремински удео [-]

Γ – брзина промене фазе [$\text{kg}/(\text{m}^3\text{s})$]

ζ – коефицијент локалног хидрауличког отпора [-]

λ – топлотна проводљивост [$\text{W}/(\text{mK})$]

φ – запремински удео паре у простору испуњеном двофазном мешавином [-]

ν – кинематска вискозност [m^2/s]

Π – коефицијент сличности [-]

ρ – густина [kg/m^3]

σ – површински напон [N/m^2]

τ – релаксационо време промене фазе [s]

ψ – порозност [-]

Индекси:

I – примарни флуид

II – секундарни флуид

A – површински

c – кондензација

e – испаравање

FW – напојна вода

HGP – хоризонтални генератор паре

iz – излаз

L – линијски, једнодимензиони

m – мешавина, модел

NDM – ниво двофазне мешавине

p – честица, прототип

prh – површина за размену топлоте

RT – размена топлоте

sk, sc – скалирање

ul – улаз

V – запремински

1 – течна фаза

2 – парна фаза

3 – цев

1. Увод

1.1. Мотивација и значај истраживања

Од открића нуклеарне фисије 1938. године до остваривања прве контролисане и одрживе ланчане реакције у реактору *Чикаго Пајл* (Chicago Pile) протекле су свега четири године. Тај догађај није представљао само технички успех, већ и фундаменталну прекретницу у разумевању и искоришћењу енергије садржане у атомском језгру. Први пут у историји човечанства постало је могуће контролисано ослобађати енергију која вишеструко превазилази специфичну енергију хемијских реакција, чиме је отворен простор за нову технолошку парадигму у производњи енергије. У том смислу, средина XX века означава почетак нуклеарне ере, у којој се научна достигнућа из домена фундаменталне физике директно трансформишу у велике енергетске системе.

Већ 1954. године у Обнинску (Русија) пуштена је у рад прва нуклеарна електрана снаге 5 MWe, чиме је започета практична примена енергије атома у мирнодопске сврхе. Од тада до данас, нуклеарна енергија развила се у један од кључних извора базне производње електричне енергије. Према подацима Међународне агенције за атомску енергију [1], у свету тренутно постоји више од 400 оперативних нуклеарних реактора који обезбеђују приближно 9% глобалне производње електричне енергије. Овај податак сведочи о дугорочној технолошкој зрелости нуклеарних система, али и о њиховој континуираној улози у глобалном енергетском миксу.

Пораст потрошње електричне енергије, заједно са све израженијим утицајем климатских и еколошких приоритета на дефинисање енергетских политика, одредио је правац трансформације енергетског сектора у данашњем веку. Раст светске популације, урбанизација, индустријски развој и дигитализација значајно су повећали потражњу за енергијом, што је наметнуло потребу за постепеним преласком са фосилних горива на технологије са ниском емисијом угљен-диоксида.

Укупна финална потрошња енергије у 2019. години износила је 418 EJ годишње [2]. Исте године, обновљиви извори енергије бележе снажан раст, али са релативно скромним уделом у глобалној производњи електричне енергије: соларна фотонапонска енергија произвела је 680 TWh годишње, а енергија ветра 1420 TWh годишње, што је заједно чинило око 8% светске производње [3,4]. Хидроенергија је учествовала са 4290 TWh годишње

(16%), док је нуклеарна енергија обезбедила 2970 TWh годишње, односно око 10% глобалне производње електричне енергије [4]. Укупно посматрано, технологије са ниском емисијом угљен-диоксида чиниле су 37% светске производње, док су фосилна горива задржала доминантну позицију са 63% (25 818 TWh годишње) [5,6].

До 2024. године настављен је интензиван раст обновљивих извора. Производња из соларних фотонапонских система достигла је 2130,64 TWh годишње, а из ветроелектрана 2497,64 TWh годишње, што заједно представља око 15% глобалне производње електричне енергије. Хидроенергија је обезбедила 4418,96 TWh годишње (14,32%), док је нуклеарна енергија произвела 2746,67 TWh годишње, што одговара уделу од 8,96%. Иако је апсолутна производња нуклеарне енергије остала релативно стабилна, њен релативни удео благо је опао услед бржег раста других технологија. Укупно, нискоугљенични извори достигли су 40,88% глобалне производње, док су фосилна горива и даље доминирала са 59,12% [7].

Оваква структура енергетског микса представља озбиљан изазов, имајући у виду да је енергетски сектор одговоран за приближно 75% глобалних емисија гасова са ефектом стаклене баште [8]. Просечна температура Земље већ је порасла за више од 1,1 °C у односу на преиндустријски период [9], а наставак постојећих трендова носи ризик преласка критичних климатских прагова. Управо стога, трансформација енергетских система ка нискоугљеничним изворима представља један од кључних предуслова за ублажавање климатских промена [10].

Једна од централних стратегија декарбонизације јесте електрификација сектора као што су индустрија и транспорт, уз услов да сама производња електричне енергије буде заснована на технологијама са ниском емисијом угљен-диоксида. Иако су у том правцу остварени значајни помаци, фосилна горива и даље учествују са више од 60% у глобалној производњи електричне енергије [11,12], што указује на потребу за убрзаном трансформацијом.

У том контексту, нуклеарна енергија заузима специфично место. С једне стране, она носи одређене еколошке и безбедносне ризике који захтевају висок степен технолошке контроле и институционалне одговорности. Акциденти на Острву Три миље, у Чернобиљу и Фукушими показали су да последице нуклеарних несрећа могу бити дуготрајне и трансграничне, утичући како на екосистеме тако и на јавну перцепцију нуклеарне енергије [13]. Ослобађање радионуклида као што су цезијум-137 и стронцијум-90 доводи до

контаминације земљишта и вода, са утицајем на више трофичких нивоа и биодиверзитет [14-17]. Ови догађаји наглашавају потребу за холистичким приступом управљању нуклеарним ризицима и интеграцијом еколошке перспективе у енергетско планирање.

С друге стране, према подацима Међувладиног панела о климатским променама (IPCC) и Светске атомске агенције (IAEA), нуклеарна енергија се одликује скоро нултим оперативним емисијама угљен-диоксида. Иако анализа животног циклуса идентификује индиректне емисије (вађење и прерада уранијума, изградња постројења, декомисија и управљање отпадом), оне остају знатно ниже у поређењу са фосилним технологијама. Процењује се да је у протеклих пет деценија нуклеарна енергија допринела избегавању скоро 70 Gt CO₂ [18]. Поред тога, она показује повољне перформансе у погледу коришћења земљишта и материјала по јединици произведене електричне енергије, у поређењу са појединим другим нискоугљеничним технологијама [19].

Посебан изазов представља управљање нуклеарним отпадом. Иако се обим овог отпада у јавности често перципира као значајан, он је у квантитативном смислу релативно мали у поређењу са отпадом и емисијама фосилних горива [20]. Годишње се глобално генерише приближно 12 000 тона истрошеног горива, при чему се репроцесирањем може поново искористити до 96% материјала. Ипак, дугорочна одрживост нуклеарне енергије зависи не само од технички безбедних решења (нпр. дубинска геолошка складишта), већ и од изградње поверења јавности у институционалне и регулаторне оквире.

Посматрана у целини, нуклеарна енергија има релативно мали еколошки отисак у поређењу са већином других извора енергије, посебно када се анализира њен пуни животно циклус. Стога се њена улога у будућем нискоугљеничном енергетском миксу мора заснивати на објективној и упоредној анализи која обухвата климатске, техничке, економске, геополитичке и друштвене аспекте одрживости.

Технолошки развој нуклеарне енергије одвијао се кроз више генерација реактора. Реактори генерације I, развијени педесетих и шездесетих година, били су директни деривати војних програма. Генерација II донела је побољшања у поузданости и активним системима безбедности, постављајући темеље савремене нуклеарне индустрије. Реактори генерације III и III+ уводе пасивне системе безбедности и продужени радни век, док генерација IV има за циљ да додатно унапреди одрживост, ефикасност искоришћења ресурса и инхерентну сигурност [21, 22].

Такође, модулари нуклеарни реактори мање снаге привукли су значајну међународну пажњу као стратешка опција за диверсификацију енергетског микса и децентрализацију производње електричне енергије, што је довело до њиховог развоја у бројним земљама. Према подацима Међународне агенције за атомску енергију [23], мали модулари реактори (ММР) дефинишу се као напредни нуклеарни реактори електричне снаге до 300 MW. Ови реактори одликују се следећим карактеристикама: прво, модуларност подразумева стандардизацију компоненти које се производе у фабричким условима и накнадно склапају на локацији постројења; друго, пасивна безбедност која означава способност реактора да се, у случају неочекиваног инцидента, аутоматски угаси и охлади без потребе за људском интервенцијом или спољним изворима напајања [24,25]; и треће, постројења са малим модуларним реакторима могу обезбедити резервно напајање током интермитентности обновљивих извора енергије [26].

У свету се тренутно постоји више од осамдесет пројеката малих модуларних реактора, који се налазе у различитим фазама развоја [27]. Иако је развојна активност изузетно интензивна, оперативна примена ових технологија још увек је ограничена, будући да су једине ММР јединице у погону само у Кини и Русији. Истовремено, велики број других пројеката налази се у фазама припреме за пуштање у рад, предлиценцирања или лиценцирања, док су неки већ окончали те кораке и ушли, или се очекује да уђу, у комерцијалну експлоатацију током ове деценије.

Управо разумевање термохидрауличног понашања нуклеарног реактора и компонената примарног циркулационог круга представља један од кључних предуслова у процесу лиценцирања нуклеарних постројења, јер се на основу таквих анализа доказује способност постројења да у нормалним, транзијентним и акцидентним режимима обезбеди хлађење активне зоне, одржи довољна количина расхладног средства, поуздано одведе преостала топлоту и спречи и губитак интегритета баријера према околини [28]. У том смислу, термохидраулика се не посматра само као средство за прорачун радних параметара, већ као суштински део безбедносне аргументације у лиценцној документацији, при чему се посебно наглашава да се детерминистичке безбедносне анализе морају заснивати на одговарајуће верификованим и валидираним рачунарским кодовима, уз јасно разматрање непоузданости модела и улазних података [29]. Значај ових питања посебно је изражен код генератора паре, јер он истовремено представља кључну компоненту за пренос топлоте

између примарног и секундарног циркулационог круга и једну од најважнијих структурних и функционалних баријера за очување поузданог и безбедног рада постројења. Због тога се у савременим истраживањима и регулаторној пракси поуздано термохидраулично моделирање генератора паре посматра као неопходна основа за доказивање безбедности, стабилности и оперативне поузданости нуклеарног система током целокупног радног века.

Са друге стране, нуклеарни реактори мање снаге нису настали као потпуно нова технолошка категорија, већ као одговор на ограничења историјског модела развоја нуклеарне енергетике, у коме је доминантна стратегија деценијама била повећање снаге појединачног блока ради остваривања економије обима [30]. Истовремено, велики део савремених малих модуларних реактора, посебно оних вреловодних, развијен је на темељима већ афирмисаних великих реакторских технологија, јер су основни принципи пројектовања и бројна компонентна решења преузети из конвенционалних постројења и прилагођени компактнијој, интегралној конфигурацији [31]. Историјски корени таквих компактных система могу се препознати и у развоју реактора за морнаричку примену, из које је затим еволуирао и рани цивилни програм, почев од прве америчке нуклеарне електране у Шипингпорту до каснијих генерација вреловодних нуклеарних реактора [32]. Дуготрајна примена нуклеарних реактора на подморницама, ледоломцима и другим пловилима додатно показује да реактори мање снаге нису новина у физичком смислу, већ пре у начину цивилне примене, модуларизације и индустријске стандардизације. Управо због тога, кључно питање у развоју ових система не своди се на просто геометријско умањење већ на доказивање да се при преласку са великих на компактније реакторске конфигурације очувају релевантни термохидраулички механизми, што скалирање чини једним од централних инструмената валидације, безбедносне анализе и поузданог пројектовања реактора мање снаге.

1.2. Допринос истраживања

Аналитички приступ заснован на теорији сличности има одређена ограничења при анализи скалирања уређаја и система са термохидрауличног становишта. Ова ограничења проистичу из чињенице да при умањењу модела најчешће није могуће истовремено задовољити све услове сличности, који обухватају геометријску сличност, очување термофизичких карактеристика флуида, као и сличност брзинског и температурског поља. Захтеви који произилазе из различитих бездимензионих критеријума често су међусобно неусклађени,

због чега се у пракси приоритет даје очувању доминантних физичких механизма, док се код осталих појава јављају неизбежна одступања услед скалирања. Потпунија и јаснија слика сложених физичких појава које се при томе јављају може се добити тек када се такав приступ допуни резултатима експерименталних мерења и/или нумеричких симулација. Досадашња истраживања скалирања, подржана нумеричким термохидрауличким прорачунима, углавном су спровођена применом стандардних сигурносних кодова заснованих на једнодимензионим моделима струјања. Према актуелним сазнањима, термохидраулично скалирање хоризонталног генератора паре до сада није било предмет истраживања применом нумеричких симулација са одговарајућим вишефазним моделима струјања, који омогућавају детаљан тродимензиони приказ поља струјања. Полазиште овог истраживања представља примена сопствено развијеног рачунарског кода за двофазно струјање, као подршке термохидрауличком скалирању са хоризонталног генератора паре пуне величине, примењеног у реакторском систему ВВЕР-1000, на умањени модел генератора паре са геометријским димензијама смањеним за 50%.

У овом раду анализирају се термохидрауличке карактеристике хоризонталног генератора паре пуне величине, који у нуклеарној електрани снаге 1000 MWe ради при 100% номиналне снаге, као и његовог умањеног модела са димензијама смањеним за 50%, при режимима рада који одговарају снагама од 12,5%, 16%, 19% и 25% у односу на пројектну снагу генератора паре ПГВ-1000 пуне величине. Нумеричке симулације засноване су на тродимензионим моделу два флуида, којим су обухваћене кључне појаве као што су међуфазни пренос масе, количине кретања и енергије, трење на зидовима и ефекти фазне промене у условима термичке неравнотеже.

Ради обезбеђивања поузданости нумеричких симулација, као референтни модел у овом истраживању усвојен је хоризонтални генератор паре пуне величине на блоку број 5 нуклеарне електране Нововороњеж. Експериментални подаци добијени на овом постројењу коришћени су за валидацију термохидрауличких модела, чиме је успостављена поуздана основа за даља истраживања ефеката скалирања и оптимизације перформанси нуклеарних реактора мање снаге.

1.3. Структура тезе

Докторска дисертација садржи шест поглавља, укључујући Увод и Закључак. У уводном поглављу приказани су мотивација и значај истраживања, са посебним освртом на улогу нуклеарне енергије у савременом енергетском миксу, развој малих модуларних реактора и значај термохидрауличног моделирања генератора паре у процесу пројектовања, валидације и безбедносне анализе нуклеарних енергетских постројења. Такође је дефинисан допринос истраживања, који се огледа у примени тродимензионалног двофазног модела за анализу термохидрауличног скалирања хоризонталног генератора паре ПГВ-1000 пуне величине на умањени модел.

У поглављу 2 дат је преглед генератора паре у нуклеарним енергетским постројењима. Најпре је описана њихова улога у системима са вреловодним нуклеарним реакторима, као и основни токови примарног и секундарног флуида. Затим су приказане конструктивне и термохидрауличке карактеристике вертикалних и хоризонталних генератора паре. Посебна пажња посвећена је развоју хоризонталних генератора паре типа ПГВ, почев од ПГВ-440, преко ПГВ-1000 и његових савремених модификација, до концепта ПГВ-1500. На крају поглавља размотрени су генератори паре у енергетским системима са нуклеарним реакторима мање снаге, са нагласком на компактне проточне и спирално-цевне конструкције.

У поглављу 3 дат је преглед досадашњих истраживања термохидраулике хоризонталних генератора паре. Приказана су најзначајнија експериментална истраживања, укључујући моделске инсталације развијене за анализу струјања, сепарације влаге, утицаја уроњених перфорираних плоча и расподеле двофазне мешавине. Поред тога, представљена су нумеричка истраживања заснована на тродимензионалним моделима два флуида, као и резултати који се односе на расподелу запреминског удела паре, брзина течне и парне фазе, масе воде на секундарној страни и карактеристичне циркулационе структуре у хоризонталном генератору паре. У овом поглављу размотрени су и основни принципи сличности термохидрауличких феномена у компонентама нуклеарних енергетских постројења.

У поглављу 4 приказан је тродимензионални модел хоризонталног генератора паре. Дате су једначине одржања масе, количине кретања и енергије за секундарни флуид, формулисане у оквиру модела два флуида. Представљене су конститутивне корелације

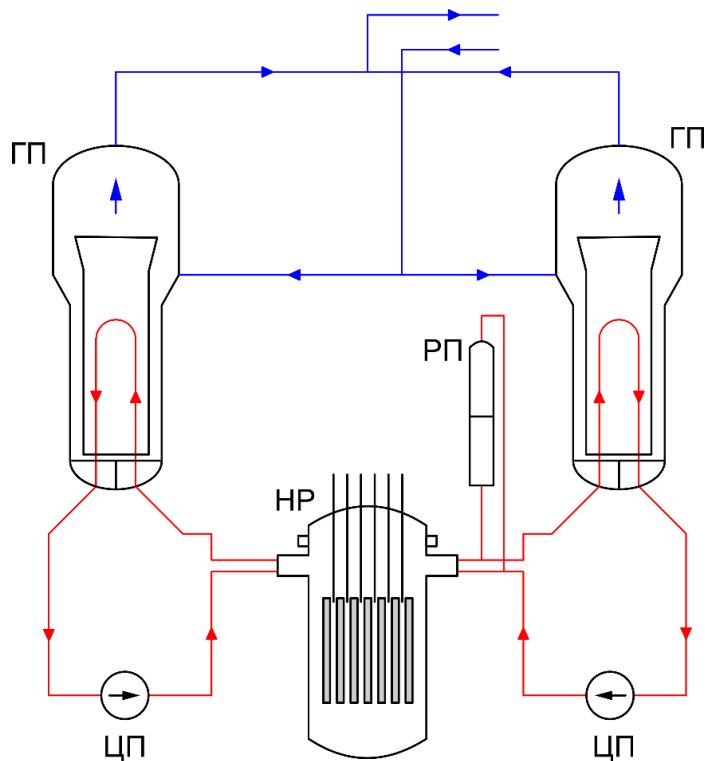
којима се описују геометрија струјног простора, међуфазно трење, трење двофазне мешавине о цевни сноп, као и процеси испаравања и кондензације. Посебно је приказано моделирање преноса топлоте са примарног на секундарни флуид кроз зид размењивачких цеви. У наставку поглавља описан је нумерички поступак решавања диференцијалних једначина, укључујући дискретизацију методом контролних запремина и примену *Симпл* (SIMPLE) методе. На крају је приказано моделирање геометрије пуноразмерног - великог генератора паре уграђеног у нуклеарној електрани ВВЕР-1000 и умањеног хоризонталног генератора паре, као и анализа утицаја скалирања геометрије, пречника цеви и запреминског топлотног флуksа на радне параметре модела.

У поглављу 5 приказани су резултати термохидрауличких симулација. Најпре је извршена валидација модела поређењем прорачунских резултата са доступним експерименталним подацима за хоризонтални генератор паре пуне величине. Након тога анализирана је термохидраулика умањеног модела генератора паре у зависности од вредности запреминског топлотног флуksа и различитих нивоа топлотне снаге. Приказане су расподеле релативног притиска, запреминског удела паре, брзина течне фазе и брзина парне фазе у пуноразмерном и умањеном генератору паре. Посебна пажња посвећена је утицају скалирања на положај нивоа двофазне мешавине, интензитет природне циркулације, расподелу парне фазе и услове при којима се може остварити термохидрауличка сличност између пуноразмерног генератора паре и његовог умањеног модела.

У поглављу 6 истакнути су најважнији закључци докторске дисертације. Сажети су резултати добијени применом тродимензионалног двофазног модела и указано је на њихов научни и инжењерски значај. Посебно је наглашена применљивост развијеног модела у анализи термохидрауличног скалирања хоризонталних генератора паре, као и његов потенцијал за подршку пројектовању и оптимизацији генератора паре у нуклеарним енергетским системима мање снаге. На крају су наведени могући правци даљих истраживања.

2. Генератори паре у нуклеарним енергетским постројењима

Генератори паре (ГП) представљају кључну компоненту у енергетским системима са вреловодним нуклеарним реакторима (Слика 2.1), служећи као термохидраулички мост између нуклеарног реактора (НР) и турбопостројења. Топлота генерисана фисијом у нуклеарном гориву предаје се примарном расхладном флуиду, који је код вреловодних реактора вода на високом притиску. Овако загрејан примарни флуид, напором циркулационих пумпи (ЦП), струји кроз цеви генератора паре, који функционише као рекуперативни измењивач топлоте. У генератору паре, примарни флуид предаје топлоту секундарном радном флуиду који испуњава запремину ГП. Секундарни флуид се загрева и испарава, генеришући водену пару која се даље усмерава ка турбопостројењу ради конверзије топлотне енергије у механички рад, а затим у електричну енергију.



Слика 2.1: Упрошћена шема примарног циркулационог круга нуклеарне електране са вреловодним нуклеарним реактором [33]

Кључна карактеристика система са вреловодним нуклеарним реакторима јесте физичка раздвојеност примарног и секундарног флуида. Примарни радни флуид, који је у непосредном контакту са нуклеарним горивом у језгру реактора, је радиоактиван, док секундарни флуид није. Ова раздвојеност елиминише контаминацију водене паре која циркулише кроз турбопостројење, чиме се обезбеђује безбедност и поузданост рада електране.

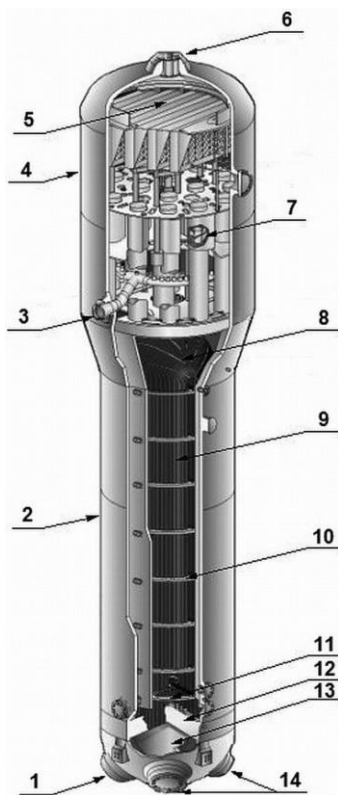
Притисак примарног расхладног флуида одржава се константним уз помоћ регулатора притиска (РП), што осигурава да он током целог свог тока остаје у течном агрегатном стању док секундарни радни флуид у запремини генератора паре пролази кроз фазну промену, формирајући двофазну мешавину воде и паре.

2.1. Вертикални генератори паре

Вертикални генератори паре представљају најраспрострањенији тип генератора паре који се примењује у вреловодним нуклеарним реакторима широм света. Овакав концепт развијен је током шездесетих и седамдесетих година XX века у оквиру америчких и западноевропских нуклеарних програма, а данас се користи у системима компанија из САД-а, Француске, Јапана и Јужне Кореје. Основни разлог њихове широке примене лежи у компактној конструкцији, великој површини за размену топлоте и поузданом остваривању природне циркулације секундарног флуида.

Типичан вертикални генератор паре састоји се од цилиндричног суда под притиском унутар кога је смештен сноп цеви савијених у облику слова „U” кроз које протиче примарни флуид (Слика 2.2). Доњи део генератора садржи улазну и излазну комору примарног флуида и цевну плочу која раздваја примарни и секундарни циркулациони круг. Са спољашње стране размењивачких цеви налази се секундарни флуид који прима топлоту и испарава. У горњем делу генератора смештени су сепаратори влаге и парни сушачи чији је задатак издвајање капљица воде из произведене паре пре њеног одвођења ка турбопостројењу. Простор уз омотач генератора чини спусни канал, кроз који се хладнији секундарни флуид враћа ка доњем делу генератора, док се у централном делу око цевног снопа налази подизни канал у којој долази до промене фазе секундарног флуида.

Примарни флуид, односно вода под високим притиском која долази из реакторске посуде, улази у генератор паре кроз улазну комору и струји кроз размењивачке цеви. Током протицања кроз цеви он предаје топлоту секундарном флуиду. Са друге стране, секундарна вода улази у генератор преко система за напајање, струји ка доњем делу генератора и затим се уздиже дуж цевног снопа. Услед интензивне размене топлоте долази до кључања, развоја двофазног струјања и природне циркулације секундарног флуида. У горњем делу генератора одвијају се процеси сепарације влаге и сушења паре, након чега се сувозасићена пара одводи ка турбини. Основни механизам рада генератора паре заснива се на конвективном преносу топлоте и фазној трансформацији течности у пару.



1 – улаз примарног флуида; 2 – доњи део кућишта; 3 – улаз напојне воде; 4 – горњи део кућишта; 5 – други степен сепарације влаге; 6 – излаз паре; 7 – први степен сепарације влаге (вихорни сепаратор са лопатицама); 8 – антивибрациони ослонци цеви; 9 – цевни снопови; 10 – дистанционе решетке; 11 – преградна плоча за расподелу протока; 12 – цевна плоча; 13 – разделна преграда; 14 – излаз примарног флуида

Слика 2.2: Вертикални генератор паре [34]

Вертикални генератори паре поседују бројне предности, због чега су постали стандард у већини западних електрана са вреловодним реакторима. Њихова конструкција омогућава ефикасну природну циркулацију, добру сепарацију влаге и висок квалитет произведене паре. Велика висина генератора погодује стабилности двофазног струјања, док компактна геометрија савијених цеви омогућава велику површину размене топлоте у релативно ограниченој запремини. Према анализи коју су спровели Трунов и др. [35], вертикални генератори паре показују добре термодинамичке карактеристике и високу ефикасност у погледу преноса топлоте. Међутим, аутори истичу да класична конструкција вертикалних генератора паре поседује и одређене концептуалне недостатке који се испољавају током дуготрајне експлоатације. Један од најзначајнијих проблема представља акумулација наслага изнад хоризонталне цевне плоче, што доводи до појаве корозивних оштећења цеви и захтева редовно механичко или хемијско чишћење. Поред тога, велике брзине струјања у области цевног снопа могу изазвати вибрације и механичка оштећења цеви, док присуство нечистоћа на секундарној страни представља додатни експлоатациони проблем.

2.2. Хоризонтални генератори паре

Насупрот вертикалном генератору паре, у Совјетском Савезу је за потребе ВВЕР технологије, развијан хоризонтални генератор паре који у научној и стручној литератури носи ознаку ПГВ¹. Као што сам назив имплицира, разлика се огледа у употреби хоризонталног цилиндричног кућишта и размењивачких цеви. Употреба хоризонталног дизајна је последица дугогодишњих анализа потребних индикатора перформанси, захтева за распоред опреме и искуства стеченог у производњи и раду опреме за потребе конвенционалне електроенергетске индустрије [36].

Историјски зачетак примене хоризонталних генератора паре у комерцијалне сврхе везује се за 1964. годину када је у рад пуштен блок 1 нуклеарне електране Нововороњеж електричне снаге 210 MW [37]. Недуго затим, пуштени су у рад и блокови 2 и 3, електричних снага 365 MW и 440 MW, респективно.

¹ Скраћеница ПГВ потиче од руског термина *парогенератор с водяным теплоносителем* што се преводи као „генератор паре са воденим носиоцем топлоте“.

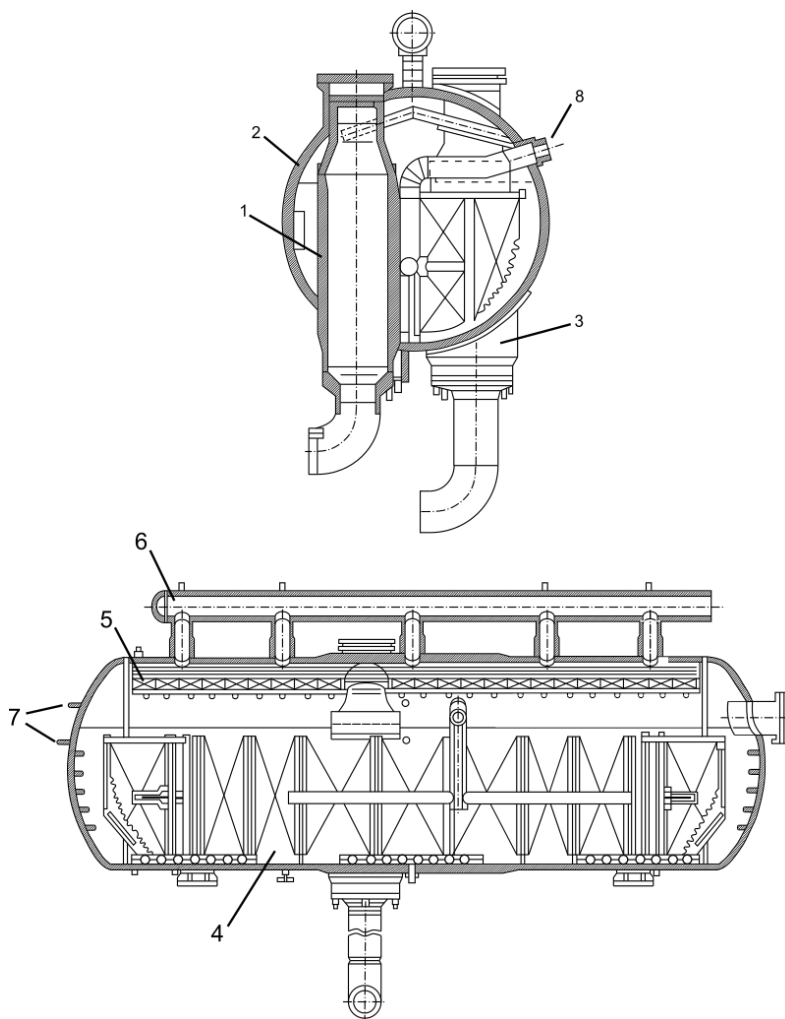
2.2.1. Хоризонтални генератор паре ПГВ-440

Први серијски хоризонтални генератор паре типа ПГВ-440 (Слика 2.3), примењен у нуклеарним електранама са реактором ВВЕР-440 почетком седамдесетих година XX века, поставио је основне конструктивне и термохидрауличке принципе каснијег развоја хоризонталних генератора паре за реакторске системе типа ВВЕР. Основу конструкције чини хоризонтално постављен цилиндрични суд израђен од угљеничног челика, унутар кога су смештени колектори примарног расхладног флуида, размењивачки цевни сноп и сепарациони уређаји за издвајање влаге из генерисане паре. На једном крају генератора паре налази се улазни, односно „топли“ колектор примарног флуида, у који из реактора доспева расхладни флуид највише температуре, док је на супротној страни смештен излазни, односно „хладни“ колектор, кроз који се охлађени примарни флуид враћа ка реактору. На тај начин се унутар генератора паре јасно формирају топла и хладна страна, што има значајан утицај на локалне услове преноса топлоте и расподелу двофазног струјања на секундарној страни.

Колектори су међусобно повезани системом хоризонтално постављених размењивачких цеви, које су на оба краја савијене у облику слова „U“. Оваква конфигурација омогућава компензацију термичких дилатација, смањење механичких напрезања и једноставнију конструкцију у поређењу са вертикалним генераторима паре [34]. Размењивачке цеви груписане су у централне и периферне цевне снопове. Централни цевни снопови смештени су у области највећих топлотних оптерећења и најинтензивнијег испаравања. Периферни снопови су у одређеној мери изложени попречном наструјавању у оквиру природне циркулације двофазног струјања са кључањем. Оваква просторна расподела цевних снопова доводи до изражене тродимензионе структуре струјања, са сложеним просторним променама брзина, парног удела и густине двофазне мешавине.

Напојна вода се уводи на секундарну страну генератора паре преко колектора који је по дужини смештен на приближно половини висине спусног канала између централних цевних снопова. Приликом контакта са размењивачким цевима, у којима струји примарни флуид више температуре, долази до загревања и испаравања секундарног флуида. Тако формирана двофазна мешавина воде и паре струји навише ка сепарационим уређајима смештеним у горњем делу суда. У генераторима паре типа ПГВ-440 примењени су ламелни сепаратори влаге, чија је улога издвајање капљица воде из парног тока и обезбеђивање адекватног

квалитета сувозасићене паре на излазу из генератора паре. Истовремено, услед интензивног испаравања у близини топлог колектора јавља се локално надимање нивоа двофазне мешавине, што представља једну од карактеристичних термохидрауличких појава код хоризонталних генератора паре [35].



1 – Улазни („топли“) колектор; 2 – Кућиште генератора паре; 3 – Излазни („хладни“) колектор; 4 – Цевни сноп; 5 – Сепаратор влаге; 6 – Излазни колектор паре; 7 – Прикључци за мерење нивоа двофазне мешавине; 8 – Довод напојне воде

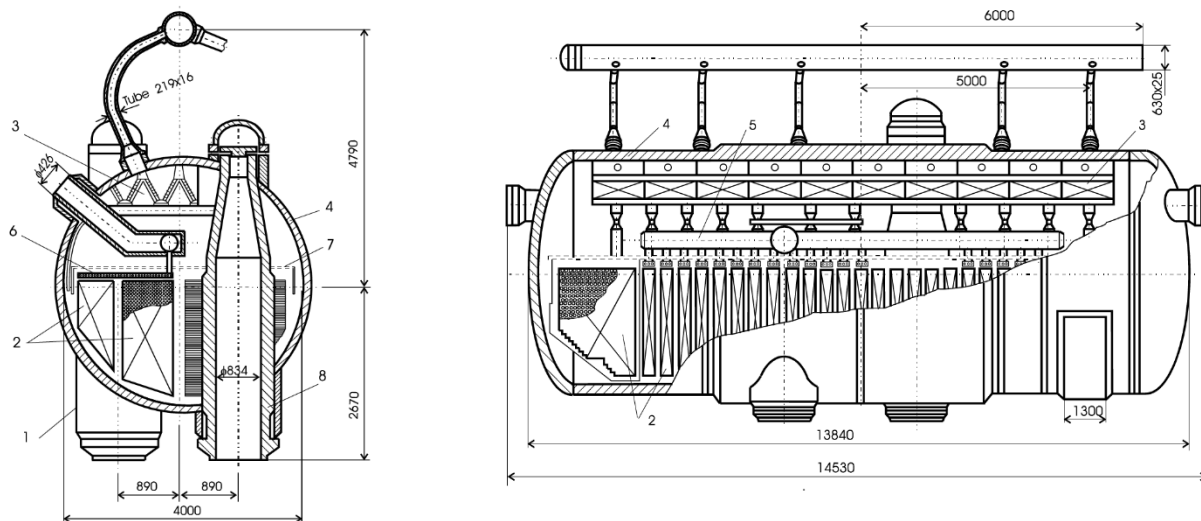
Слика 2.3: Попречни (горе) и подужни (доле) пресек генератора паре ПГВ-440 [38]

Током дуготрајне експлоатације генератора паре ПГВ-440 уочени су и одређени конструктивни и термохидраулички изазови, пре свега у области расподеле напојне воде, таложења нечистоћа и локалних корозионо-ерозионих оштећења. Због тога су касније развијане модификације система за довод напојне воде, уклањање концентрованих нечистоћа и испирање доњег дела суда испод цевног снопа, како би се смањило накупљање примеса и продужио радни век компоненти. Искуства стечена током развоја и експлоатације генератора паре типа ПГВ-440 представљала су основу за развој већих и снажнијих хоризонталних генератора паре примењених у реакторима ВВЕР-1000.

2.2.2. Хоризонтални генератор паре ПГВ-1000

Први енергетски блок са реактором ВВЕР-1000 (Слика 2.4) пуштен је у рад 1980. године у нуклеарној електрани Нововороњеж и садржи четири хоризонтална генератора паре типа ПГВ-1000. Концепцијски и конструктивно, ПГВ-1000 представља даљи развој генератора паре типа ПГВ-440, задржавајући основну хоризонталну конфигурацију суда, колектора и цевних снопова, али уз одређене измене условљене већом топлотном снагом и строжим захтевима у погледу компактности и транспортних ограничења. У односу на ПГВ-440, генератор паре ПГВ-1000 ради при значајно већем специфичном топлотном оптерећењу, што условљава интензивније двофазно струјање и сложеније термохидрауличке услове на секундарној страни.

Као и код ПГВ-440, основу конструкције чини хоризонтални цилиндрични суд унутар кога су смештени улазни („топли“) и излазни („хладни“) колектори примарног расхладног флуида, међусобно повезани системом хоризонталних размењивачких цеви савијених на оба краја у облику слова „U“. За разлику од генератора ПГВ-440, код којег су колектори били израђени од аустенитног челика, код ПГВ-1000 примењен је перлитни челик веће чврстоће, како би се обезбедила већа механичка отпорност услед већих радних оптерећења [39]. Размењивачки цевни сноп има гушћи и шаховски распоред цеви, што је омогућило повећање површине за размену топлоте у ограниченој запремини суда. Као и код ПГВ-440, цеви су биле груписане у четири цевна снопа раздвојена спусним каналима, који омогућавају природну циркулацију секундарног флуида и формирање карактеристичних циркулационих контура двофазне мешавине.



1-Улазни колектор; 2-Цевни снопови; 3-Сепаратор влаге; 4-Кућиште генератора паре; 5-Улазни колектор напојне воде; 6-Дистрибутивне цеви за довод напојне воде; 7-Уроњена перфорирана плоча; 8-Излазни колектор

Слика 2.4: Хоризонтални генератор паре ПГВ-1000 [40]

Секундарни флуид се у генератор паре уводи преко система разводних колектора напојне воде смештених испод уроњене перфориране плоче, на топлој страни. Напојна вода се кроз млазнице усмерава хоризонтално изнад цевног снопа, чиме се обезбеђује њена равномернија расподела по дужини генератора паре. Међутим, током експлоатације уочени су проблеми корозивно-ерозионог трошења дистрибутивних колектора израђених од угљеничног челика, због чега су касније замењени елементима од нерђајућег челика.

Посебну карактеристику генератора паре ПГВ-1000 представљао је систем сепарације влаге и стабилизације двофазног струјања. Због већег парног оптерећења у односу на ПГВ-440, уведена је уроњена перфорирана плоча, чија је улога била изједначавање парног оптерећења по попречном пресеку генератора паре, смањење флукуација нивоа двофазне мешавине и стабилизација рада сепаратора влаге. Код првих варијанти генератора ПГВ-1000, коришћени су ламелни сепаратори влаге постављени изнад потопљене перфориране плоче. Међутим, током експлоатације прототипских постројења уочена је појава локалног избацивања двофазне мешавине у области топле стране генератора паре, што је доводило до повећаног садржаја влаге у произведеној пари. Због тога су накнадно уведене конструктивне модификације, укључујући уградњу

дефлекторских плоча и измене геометрије зазора између суда и потопљене перфориране плоче. У новијим конструкционим варијантама ПГВ-1000 (често се у литератури среће ознака ПГВ-1000М) ламелни сепаратори замењени су перфорираним плочама, чиме је постигнута стабилнија сепарација влаге и побољшан квалитет паре.

Значајна разлика између основне варијанте ПГВ-1000 и касније модификоване верзије огледала се и у организацији водног режима секундарне стране. Током експлоатације установљено је да се у појединим зонама генератора паре јављају повишене концентрације растворених нечистоћа, што је доводило до интензивирања корозионих процеса у области колектора и размењивачких цеви. Због тога је код генератора ПГВ-1000М уведен принцип степенастог испаравања, чији је циљ био контролисано формирање области са највећом концентрацијом нечистоћа, такозваног „сланог компартмана“, у хладној зони генератора паре. Ово је постигнуто прерасподелом довода напојне воде дуж генератора паре, уградњом додатних дистрибутивних колектора на топлој страни, као и увођењем попречних преграда и система континуалног одмуљивања у доњем делу суда. На тај начин омогућено је ефикасније уклањање нечистоћа и смањење корозионог дејства воде на конструкционе елементе генератора паре.

Искуства стечена током развоја и експлоатације генератора паре ПГВ-1000 и ПГВ-1000М показала су да термохидрауличке појаве, као што су расподела двофазног струјања, надимање нивоа, локална сепарација влаге, концентрација нечистоћа и природна циркулација, имају пресудан утицај на поузданост и дуготрајност рада генератора паре. Управо су ова искуства представљала основу за даљи развој хоризонталних генератора паре и за савремена истраживања њиховог термохидрауличног скалирања и нумеричког моделирања.

2.2.3. Хоризонтални генератори паре ПГВ-1000МКЕ и ПГВ-1000МКО

Генератори паре типа ПГВ-1000МКП и ПГВ-1000МКО представљају најновију генерацију хоризонталних генератора паре развијених за реакторе ВВЕР-1200 и ВВЕР-ТОИ генерације III+, при чему су њихова конструктивна решења унапређена на основу дугогодишњих експлоатационих искустава са генераторима паре типа ПГВ-1000. Основни циљ развоја нове генерације био је повећање поузданости, олакшавање инспекције и одржавања, смањење таложења нечистоћа и унапређење безбедносних карактеристика постројења.

Најзначајнија конструктивна разлика у односу на генераторе ПГВ-1000 односи се на геометрију цевног снопа. Док је код старијих конструкција примењиван шаховски распоред цеви, код генератора ПГВ-1000МКП и ПГВ-1000МКО усвојен је коридорни. Овакво решење обезбеђује бољу приступачност цевном снопу током инспекције и чишћења, повећава слободан простор испод цевног снопа и олакшава уклањање нечистоћа из доњег дела суда генератора паре [41]. Истовремено, повећана је количина воде у генератору паре и побољшана циркулација секундарног флуида, чиме је смањен ризик од локалног нагомилавања корозивних нечистоћа и оштећења размењивачких цеви.

Код ове генерације генератора паре посебна пажња посвећена је организацији струјања напојне воде и одмуљивању. Највећи део напојне воде усмерава се ка спусним каналима, чиме се интензивира природна циркулација и смањује таложење нечистоћа у доњим зонама цевног снопа. Поред тога, повећани су капацитети система континуалног и периодичног одмуљивања, а уведени су и системи за испирање доњих редова размењивачких цеви током ремонтних активности. Оваква решења имају за циљ повећање радног века генератора паре и смањење ризика од корозионо-ерозионих оштећења.

Генератори паре ПГВ-1000МКП и ПГВ-1000МКО разликују се и по организацији одвођења произведене паре. Код генератора ПГВ-1000МКП задржана је конфигурација са десет парних излазних прикључака распоређених дуж горњег дела суда генератора паре, слично претходној генерацији ПГВ-1000. Са друге стране, код генератора ПГВ-1000МКО, развијеног за реакторски систем ВВЕР-ТОИ, примењен је концепт са једним главним излазним прикључком за пару. Иако овакво решење поједностављује конструкцију и распоред опреме унутар контајнмента, нумеричке и експерименталне анализе показале су да може довести до неравномерне расподеле брзина паре у парном простору изнад површине испаравања. Последица оваког струјања може бити локално повећано укључивање капљица воде у парни ток и повећан садржај влаге у произведеној пари. Због тога су предложене модификације система потопљених перфорираних плоча са променљивом перфорацијом ради стабилизације парног струјања и обезбеђивања захтеваног квалитета паре.

Развој генератора паре ПГВ-1000МКО тесно је повезан са развојем пројекта ВВЕР-ТОИ — типског, оптимизованог и информационо напредног пројекта нуклеарне електране генерације III+. Пројекат ВВЕР-ТОИ развијен је са циљем повећања економске

конкурентности и безбедности реактора типа ВВЕР на међународном тржишту, уз примену савремених дигиталних технологија пројектовања, повећану аутономност система безбедности и комбиновање активних и пасивних система за одвођење топлоте. У складу са тим, генератори паре нове генерације добили су и додатне прикључке за повезивање пасивних система одвођења топлоте у условима губитка напајања, као и прикључке за хемијско испирање и деконтаминацију током експлоатације.

2.2.4. Хоризонтални генератор паре ПГВ-1500

ПГВ-1500 представља еволутивни наставак развоја хоризонталних генератора паре, пројектован за потребе нуклеарног блока са реактором ВВЕР-1500 електричне снаге 1500 MW. За разлику од радикално нових конструктивних решења, овај генератор паре заснован је на континуитету инжењерских решења примењених код претходних генерација, пре свега ПГВ-440 и ПГВ-1000, уз увећање димензија и прилагођавање већој снази реакторског постројења. У том смислу, ПГВ-1500 концепцијски не одступа значајно од својих претходника: задржана је хоризонтална конфигурација суда, природна циркулација секундарног флуида, хоризонтални размењивачки цевни сноп и основна подела на топлу и хладну страну генератора паре.

Основна разлика у односу на ПГВ-1000 огледа се пре свега у већим димензијама и већој топлотној снази. Према упоредним техничким подацима [36], ПГВ-1500 има топлотну снагу од 1062,5 MW, производњу паре од 2067 t/h, дужину 16,4 m и унутрашњи пречник суда 4,7 m. У поређењу са ПГВ-1000, чија топлотна снага износи 750 MW, а унутрашњи пречник суда 4,0 m, ПГВ-1500 се може посматрати као увећана и оптимизована варијанта постојећег хоризонталног концепта, развијена ради задовољења захтева блока веће снаге, а не као суштински нов тип генератора паре.

Значајна разлика се огледа у конструкцији уроњене перфориране плоче која је код ПГВ-1500 оптимизована кроз примену променљиве перфорације, како би се додатно неутралисале неравномерности брзинског поља парне фазе [42]. Истовремено, у парном дому примењена је перфорирана плоча са променљивом перфорацијом, чија је улога да хомогенизује брзинско поље паре пре њеног одвођења ка парним прикључцима, чиме се смањује ризик од локалног одношења влаге и обезбеђује стабилнији рад сепарационог система при већој производњи паре [43].

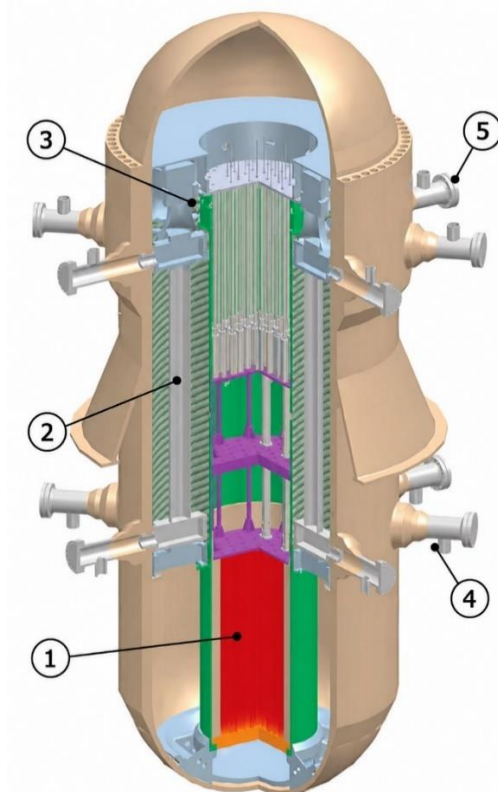
2.3. Генератори паре у енергетским системима са нуклеарним реакторима мање снаге

Код савремених енергетских система са нуклеарним реакторима мање снаге, а нарочито код малих модуларних реактора вреловодног типа, развој генератора паре условљен је захтевом за компактношћу целог нуклеарног паропроизводног система. За разлику од великих вреловодних реактора, код којих су генератори паре изведени као засебне компоненте примарног циркулационог круга, код интегралних реакторских концепата тежи се смештању главних компонената примарног система унутар реакторске посуде. У таквој конфигурацији генератор паре више није спољашњи велики измењивач топлоте, већ компактна компонента која се конструкционо уклапа у ограничен простор реакторске посуде. Управо због тога се код интегралних и модуларних вреловодних реактора као доминантно решење издвајају проточни генератори паре са спиралним цевима. Гу и др. [44] наводе да се генератори паре са спиралним цевима примењују посебно код реактора мале и средње снаге, као и код интегралних и модуларних вреловодних реактора као што су *ИРИС* (IRIS), *Њускејл* (NuScale), *Смарт* (SMART) и ACPR100.

Основна конструкциона карактеристика ових генератора јесте проточни режим рада. То значи да напојна вода на секундарној страни пролази кроз систем цеви само једном, при чему се дуж путање струјања постепено загрева, испарава и, у зависности од пројектног решења, прелази у стање суве или прегрејане паре. Код спирално-цевног проточног генератора паре примарни флуид најчешће струји са спољашње стране цеви, док напојна вода струји кроз спиралне цеви. На страни примарног флуида се јавља једнофазни ток, док секундарни флуид у цевима пролази кроз процес промене агрегатног стања. Оваква организација струјања омогућава добијање велике површине размене топлоте у малој запремини, што је један од главних разлога примене спирално-цевних генератора паре у реакторима мање снаге.

Као репрезентативан пример у литератури се често користи спирално-цевни проточни генератор паре реактора *ИРИС* (IRIS) (Слика 2.5). Јуан и др. [45] наводе да је *ИРИС* вреловодни реактор електричне снаге 335 MWe, при чему се напојна вода на секундарној страни креће кроз спиралне цеви генератора паре. За номиналне услове рада у истом раду су дати следећи пројектни параметри јединице генератора паре са спиралним

цевима: температура примарног флуида на улазу износи 601,55 K, а на излазу 565,15 K; притисак примарног флуида је 15,5 МПа, а масени проток 589 kg/s; температура секундарног флуида расте са 497 K на улазу до 590,15 K на излазу, при притиску од 5,8 МПа и масеном протоку паре од 62,5 kg/s. Геометријски, висина генератора паре износи 7,9 m, просечна дужина цевног снопа 32,0 m, угао спирале 14,29°, а једна јединица садржи 655 цеви распоређених у 20 хоризонталних редова.



1 – језгро реактора, 2 – генератор паре, 3 – циркулациона пумпа, 4 – прикључци напојне воде, 5 – прикључци паровода

Слика 2.5: Нуклеарни реактор *ИРИС* [46]

Иако геометрија са спиралним цевима омогућава компактност, она истовремено усложњава термохидраулично понашање генератора паре. Закривљеност цеви индукује струјање услед центрифугалних сила, па се расподела брзине, локални коефицијент прелаза топлоте, пад притиска и услови настанка кризе размене топлоте услед исушења течног филма разликују од одговарајућих појава у правим цевима. У [45] се истиче да су струјно поље и пренос

топлоте у проточном генератору паре са спиралним цевима сложенији него у генератору са правим цевима, управо због сложене геометрије и секундарног струјања индукованог центрифугалном силом. Због тога корелације за праве цеви не могу увек директно да се примене, већ је потребна њихова провера или модификација за услове струјања у спиралним цевима.

Значај овог проблема потврђују и експериментална истраживања на малим проточним генераторима паре са спиралним цевима. Жао и др. [47] су испитивали принудно кључање и пад притиска у малом хоризонталном проточном генератору паре са спиралним цевима изведеном од цеви унутрашњег пречника 9 mm, пречника спирале 292 mm и корака спирале 30 mm. Експериментална испитивања спроведена су у опсегу притисака од 0,5 до 3,5 МПа, масених флуксева од 236 до 943 kg/(m²s) и топлотних флуксева од 0 до 900 kW/m², при чему је на излазу из испитне секције степен сувоће влажне паре достигао вредности до 0,95. Резултати су показали да код малих спиралних цеви коефицијент прелаза топлоте при кључању зависи и од масеног и од топлотног флукса, што указује да су механизми преноса топлоте нуклеациом и конвекцијом истовремено значајни у области степена сувоће пре кризе размене топлоте од 0,1 до 0,9. Ово понашање разликује се од већих спиралних цеви, код којих при степену сувоће већем од приближно 0,1 доминира конвективни механизам преноса топлоте.

Из наведеног се може закључити да су генератори паре код реактора мање снаге, а нарочито код интегралних малих модуларних реактора, конструкционо и термохидраулички битно другачији од класичних вертикалних и хоризонталних генератора паре великих нуклеарних блокова. Њихова главна предност је компактност, која омогућава интеграцију у реакторску посуду и смањење дужине примарног циркулационог круга. Међутим, управо та интеграција представља и важно ограничење са аспекта експлоатације. Док су класични генератори паре засебне компоненте којима се током ремонта може релативно директно приступити ради инспекције, чишћења, испитивања или затварања оштећених цеви, код интегрисаних спирално-цевних генератора паре приступ је знатно сложенији. Због смештаја унутар реакторске посуде, активности одржавања и евентуалне санације цевног снопа постају технички захтевније, временски дуже и организационо неповољније. Стога се може оценити да је концепт интегрисаних спирално-цевних проточних генератора паре веома погодан са становишта компактности и интегралне безбедносне филозофије малих

модуларних реактора, али мање повољан са становишта приступачности, инспекције и одржавања током радног века постројења.

3. Преглед досадашњих истраживања

3.1. Експериментална истраживања термохидраулике хоризонталних генератора паре

Експериментална истраживања термохидрауличких процеса у хоризонталним генераторима паре започета су практично упоредо са увођењем првих реакторских система типа ВВЕР у погон. Њихов значај је посебно порастао са развојем генератора паре типа ПГВ-1000, када су већа топлотна оптерећења, компактнији распоред цевног снопа и израженија неравномерност парног оптерећења дуж генератора наметнули потребу за детаљнијим испитивањем струјне слике двофазне мешавине, циркулације пријемника топлоте на секундарној страни и процеса сепарације влаге. На основу доступне литературе може се закључити да експериментална база за хоризонталне генераторе паре настаје у два основна правца: кроз мерења на реалним генераторима паре у експлоатацији и кроз развој посебних моделских инсталација намењених проучавању локалних хидродинамичких механизма.

Подаци добијени на индустријским генераторима паре били су од изузетног значаја за разумевање понашања целокупног система, али су истовремено показали и ограничења стандардне мерне опреме у погледу просторне резолуције и могућности детаљног праћења расподеле параметара унутар појединих зона генератора. Управо је та околност подстакла развој специјализованих експерименталних инсталација у којима су поједини делови хоризонталног генератора паре — цевни сноп, спусни канали, уроњена перфорирана плоча и парни простор — репродуковани у мери довољној за мерење запреминског удела паре, падова притиска, нивоа воде и брзина фаза.

3.1.1. Инсталација Сверуског термотехничког института

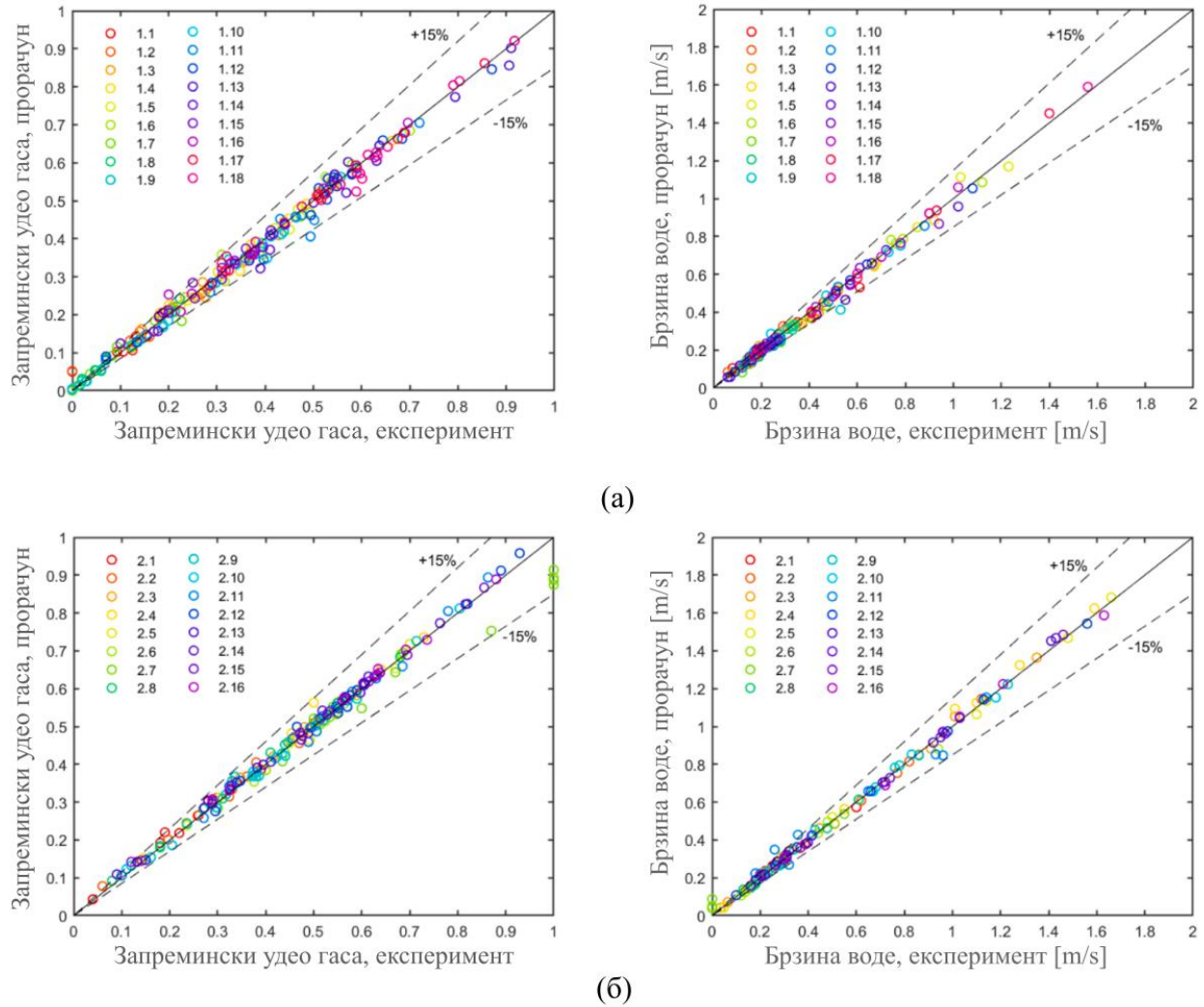
Једна од првих значајних експерименталних инсталација развијена је на Сверуском термотехничком институту (ВТИ) током друге половине деведесетих година прошлог века ради симулације струјног поља двофазне мешавине у генератору ПГВ-1000. Модел је изведен у транспарентном кућишту (Слика 3.3), са цевним снопом од 57 редова са по 10 цеви димензија $16 \times 1,4 \text{ mm}$ у сваком реду. У првој варијанти модела струјни простор је био круто ограничен плочама од плексигласа дуж целе висине цевног снопа, док су у другој варијанти те плоче одмакнуте од снопа, чиме су формиран слободни канали и остварени

реалистичнији услови циркулације. Перфорација уроњене плоче мењана је у широком опсегу, од 3 до 20%, а ваздух је увођен у више хоризонталних нивоа дуж висине снопа како би се симулирало формирање парне фазе. Запремински удео гасне фазе одређиван је γ -методом, а праћени су и падови притиска, ниво воде и брзина течне фазе у карактеристичним зонама [36].

Посебан значај ове инсталације огледа се у томе што су подаци добијени на овом моделу касније коришћени за валидацију *Steg* (STEG) рачунарског кода. У раду [47] је приказана валидација овог кода на основу 34 експеримента спроведена на две варијанте инсталације, које су репродуковале кључне геометријске карактеристике генератора паре ПГВ-1000. Основна конструктивна разлика између модела односила се на висину вертикалне преграде која носи уроњену перфорирану плочу: код модела 1 она је износила 1300 mm и досезала је до најнижег реда цеви у цевном снопу, док је код модела 2 била краћа, висине 750 mm, што одговара геометрији реалног генератора паре ПГВ-1000. Разлике су постојале и у перфорацији уроњене перфориране плоче, будући да су на моделу 1 испитиване плоче са степеном перфорације од 4,5% и 7,5%, док је на моделу 2, поред наведених, испитивана и плоча са степеном перфорације од 12%. Испитивања су обухватила широк опсег брзина ваздуха, од 0,07 до 2,0 m/s, што је омогућило проверу примењених корелација за међуфазно трење у карактеристичним зонама хоризонталног генератора паре, укључујући цевни сноп, слободне канале и област испод уроњене перфориране плоче.

Поређење прорачунских и експерименталних резултата показало је да *Steg* код задовољавајуће репродукује основне карактеристике просторног двофазног струјања у моделу. Око 90% експерименталних података за запремински удео гасне фазе и брзину воде предвиђено је са одступањем до 10% (Слика 3.1), што је упоредиво са наведеном мерном несигурношћу. Поред тога, код је у свим испитаним режимима правилно предвидео смер кретања воде у слободним каналима, што је од посебног значаја за опис природне циркулације на секундарној страни генератора паре. Добијени резултати су такође показали да уроњена перфорирана плоча, услед повећаног хидрауличког отпора, доводи до локалног пораста запреминског удела гаса у области испод плоче, при чему је и овај ефекат успешно репродукован нумеричким прорачуном. На тај начин су експериментални подаци са инсталације, упркос ограничењима која произилазе из употребе система вода–ваздух при

ниском притиску, потврђени као важна основа за проверу поузданости тродимензионалних модела двофазног струјања у хоризонталним генераторима паре.



Слика 3.1: Поређење експерименталних података и прорачунатих вредности запреминског удела гасне фазе (лево) и брзине воде (десно): (а) Модел 1, (б) Модел 2 [48]

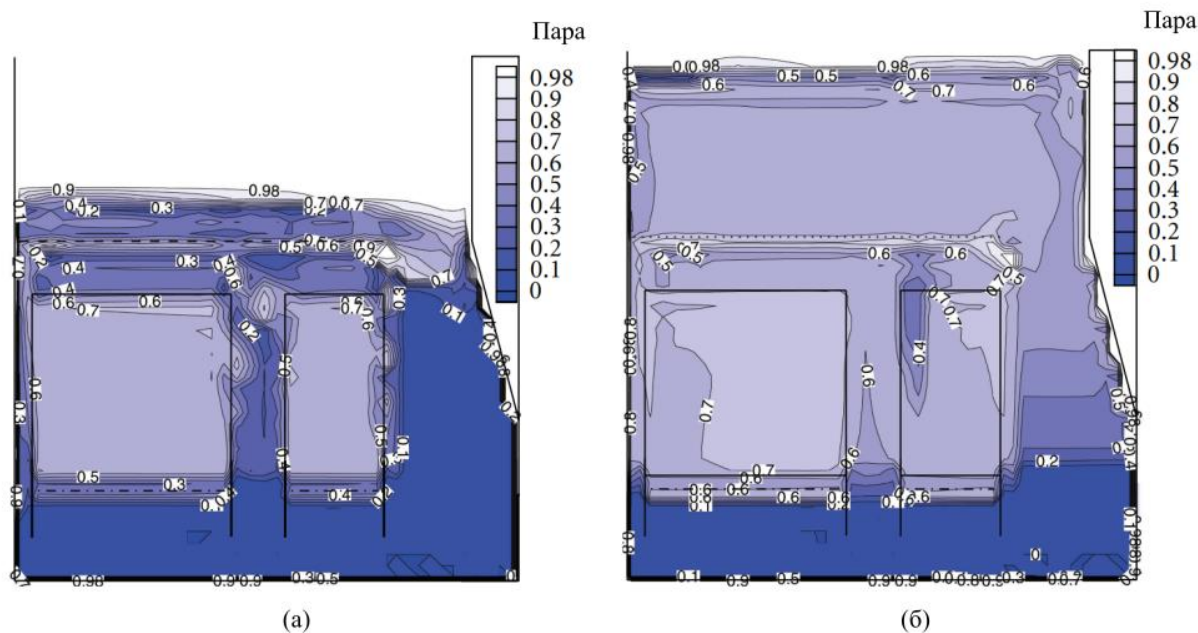
3.1.2. Инсталација Опитно-конструкторског бироа „Хидропрес“ (ОКБ Гидропресс)

Наредни важан корак представља моделска инсталација развијена у Опитно-конструкторском бироу „Хидропрес“ за истраживање термохидраулике генератора ПГВ-1500. Ова инсталација изведена је као сегмент уздужног пресека генератора ширине 241 mm (Слика 3.4), смештен у цилиндрични суд под притиском, и обухвата грејани и негрејани цевни сноп, урођену перфорирану плочу и излазну плочу за прихват паре. Цеви пречника 16 mm распоређене су у коридорном поретку, а благо прегрејана водена пара увођена је испод грејаног и негрејаног снопа кроз систем перфорираних цеви. Радни притисак модела одржаван је на 3,3 МПа, док је ниво воде изнад урођене плоче контролисан променом протока напојне воде [36, 49]. У оквиру испитивања мерени су падови притиска на цевном снопу и перфорираној плочи, запремински удео паре у коридорима и испод плоче, као и ниво воде на топлој и хладној страни. Посебан значај овог модела огледа се у томе што је омогућио испитивање више радних режима, укључујући режиме без размене топлоте и режиме са разменом топлоте у цевном снопу, чиме је проширен опсег експерименталних података релевантних за ПГВ-1500.

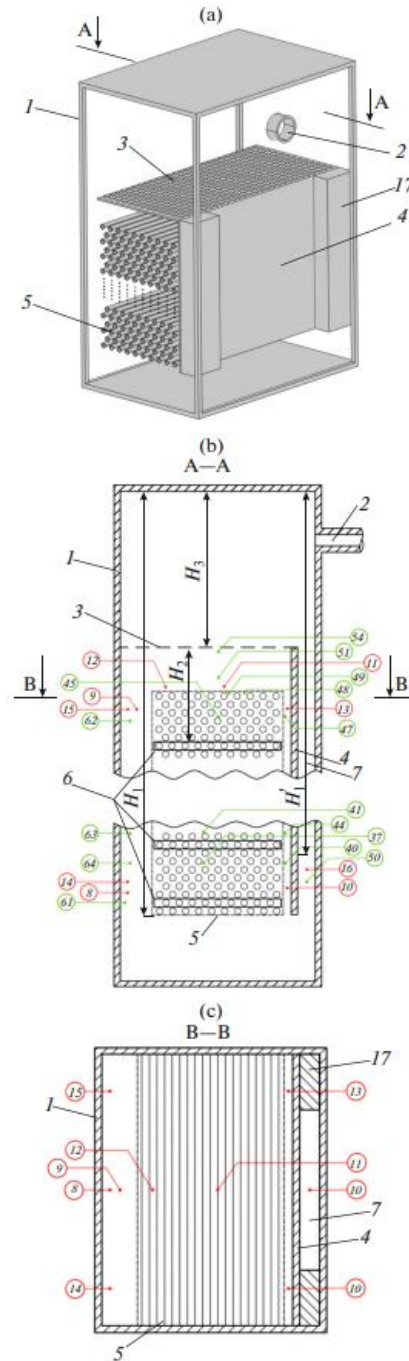
Експериментални подаци добијени на моделу ПГВ-1500, као и у случају претходно описане ВТИ инсталације, коришћени су за валидацију *Стег* рачунарског кода. Резултати приказани у раду [49] показали су да ова инсталација омогућава анализу сложене просторне расподеле парне фазе у условима повишеног притиска и геометрије ближе реалном генератору паре. У разматраном режиму, у коме је струјање у моделу изазвано довођењем паре испод цевних снопова, запремински удео паре у области између цевних снопова и урођене перфориране плоче кретао се у опсегу од 0,3 до 0,5. Истовремено су у спусним каналима забележене изражене просторне неравномерности. У горњем делу централног спусног канала запремински удео паре износио је приближно 0,3, док је у његовим нижим деловима био мањи од 0,1. У левом спусном каналу вредности од 0,25 до 0,3 измерене су у горњој и доњој зони, док је у средишњем делу овај параметар такође био мањи од 0,1. У области између вертикалне преграде урођене плоче и зида суда регистровано је струјање готово чисте течне фазе, са запреминским уделом паре мањим од 0,03, изузев у горњем делу те области, где је вредност расла до 0,36.

Нумеричка анализа истог експерименталног режима спроведена је *Стег* кодом кроз две рачунске варијанте. У првој симулацији међуфазно трење је описано применом *Трак*

(TRAC) корелација датих у [50], док су у другој примењене корелације које су предложили Симовић и др. у [51]. Поређење добијених резултата показало је да *Трак* корелације омогућавају реалистичнију репродукцију локалне расподеле запреминског удела паре у моделу. У том случају добијен је већи удео парне фазе у области цевних снопова, знатно мањи у спусним каналима, као и веома мали запремински удео паре у простору између вертикалне преграде уроњене плоче и зида суда (Слика 3.2 (а)), што је у бољој сагласности са експерименталним запажањима. Са друге стране, примена корелација Симовића и сарадника довела је до равномерније расподеле парне фазе у већем делу модела, чиме су умањене локалне разлике које су уочене у експерименту (Слика 3.2 (б)). Ово одступање се испољило и у процени висине двофазне мешавине изнад уроњене перфориране плоче: применом *Трак* корелација добијене су вредности од 0,11 m за леви и 0,10 m за десни сноп, што је блиско експерименталним вредностима од 0,13 m и 0,124 m, док су корелације Симовића и др. дале знатно више вредности, 0,27 m и 0,28 m. Ови резултати указују на то да избор корелација за међуфазно трење има кључну улогу у поузданом предвиђању природне циркулације и просторне расподеле парне фазе на секундарној страни хоризонталних генератора паре.

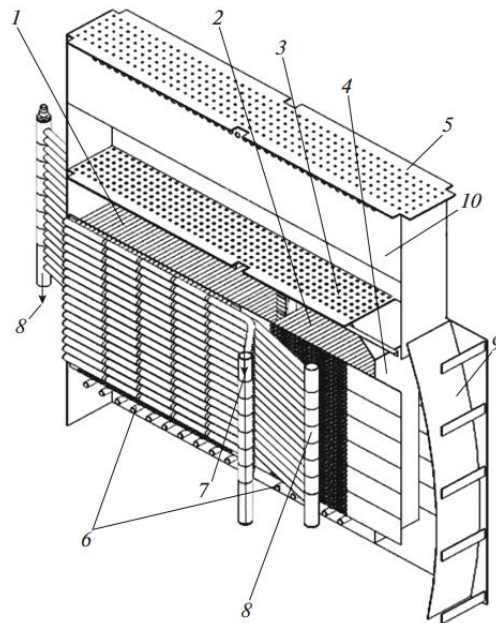


Слика 3.2: (а) Предвиђање расподеле запреминског удела паре применом *Трак* модела, (б) предвиђање расподеле запреминског удела паре применом модела Симовића и др. [49]



(1) Кућиште; (2) Излаз ваздуха; (3) Уроњена перфорирана плоча; (4) Носећа плоча; (5) Цевни сноп; (6) Довод ваздуха; (7) Силазни канал; (8–16) Положаји ротаметарских мерача протока (црвена боја); (17) Разделни елемент; (41–64) Положаји мерења запреминског удела парне фазе (зелена боја); Н1, Н1', Н2 и Н3 представљају места мерења нивоа двофазне мешавине

Слика 3.3: Експериментална инсталација Сверуског термотехничког института [52]

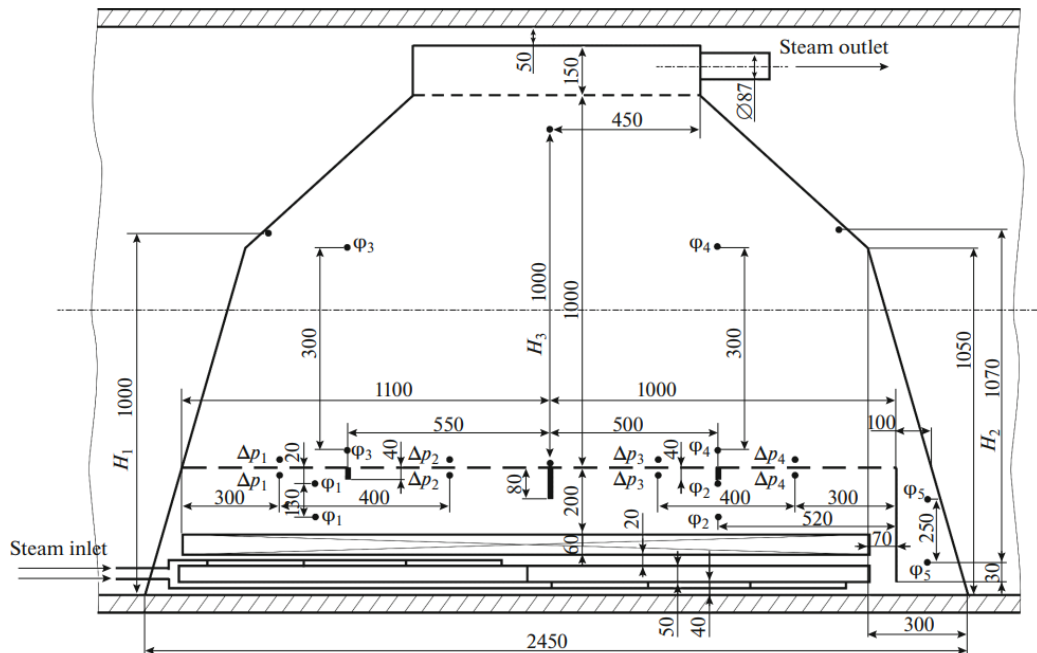


Слика 3.4: Експериментална инсталација модела ПГВ-1500 Опитно-конструкторског бироа „Хидропрес“ [36]

3.1.3. Експеримент Електрогорског научноистраживачког центра за безбедност нуклеарних електрана

За анализу утицаја уроњене перфориране плоче на изједначавање струјног поља паре у горњем делу генератора ПГВ-1500, у Електрогорском научноистраживачком центру за безбедност нуклеарних електрана је током периода 2012–2014. године развијена посебна експериментална инсталација. Реч је о попречном сегменту генератора (Слика 3.5) ширине 100 mm, смештеном у суд под притиском, који симулира област од горњих редова цевног снопа до парног простора и перфориране плоче за прихват паре. Пара се уводи кроз дистрибуциони колектор у доњем делу модела, изнад кога се налазе три реда цеви пречника 16 mm, а затим уроњена перфорирана плоча и плоча за прихват паре. Испитиване су две варијанте уроњене плоче: са униформном перфорацијом од 5,7% и са неуниформном перфорацијом, при чему је степен перфорације износио 8,3% на једној и 4,1% на другој страни. Геометрија отвора и дебљина лима одговарале су реалном генератору паре, што је омогућило поузданију процену утицаја променљиве перфорације на нивелисање парног оптерећења [36, 52].

Резултати добијени на овој инсталацији показали су да променљива перфорација уроњене плоче може допринети ефикаснијем изједначавању струје паре изнад површине испаравања и смањењу локалних неравномерности у парном простору. Ови налази су касније детаљније анализирани и кроз експериментално-нумеричке студије, у којима је показано да геометрија перфориране плоче има директан утицај на хидраулички отпор, расподелу брзина и стабилност термохидрауличких процеса у генератору паре. Посебно је важно то што су наведена истраживања обезбедила поуздану експерименталну основу за валидацију *Стег* кода и сродних алата намењених прорачуну двофазног струјања у хоризонталним генераторима паре [36, 52].



Слика 3.5: Експериментална инсталација ПГВ-1500 (Електрогорски научноистраживачки центар за безбедност нуклеарних електрана) [36]

Упоредна анализа доступних експерименталних постројења показује да ниједна инсталација не репродукује у потпуности реални генератор паре, али свака од њих поуздано обухвата поједине кључне аспекте његове термохидраулике. ВТИ модел омогућио је детаљно праћење струјне слике и запреминског удела гасне фазе у зони цевног снопа, али при ниском притиску. Модел ПГВ-1500 развијен у Опитно-конструкторском бироу „Хидропрес“ омогућио је репрезентативније испитивање хидродинамике у условима

повишеног притиска и са геометријом ближом реалном уређају. ПГВ тест инсталација Електрогорског научноистраживачког центра додатно је омогућила фокусирано проучавање утицаја уроњене перфориране плоче и њене неуниформне перфорације на нивелисање парног оптерећења. Посматране заједно, ове инсталације формирају довољно разноврсну експерименталну базу за развој и проверу нумеричких модела секундарне стране хоризонталних генератора паре.

На основу приказаних истраживања може се закључити да је експериментална анализа термохидраулике хоризонталних генератора паре била и остала кључан ослонац за разумевање локалних механизма двофазног струјања, за унапређење конструкционих решења, као и за валидацију савремених прорачунских кодова. Истовремено, ограничења постојећих инсталација указују на потребу за даљим развојем експерименталних метода, посебно у погледу бољег репродуковања реалних радних притисака у струјном простору, просторне тродимензионалности струјања и јаче повезаности мерења са нумеричким експериментима и системским термохидрауличким моделима.

3.2. Нумеричке симулације термохидраулике хоризонталних генератора паре

Средином деведесетих година XX века започео је развој специјализованих софтверских алата за нумеричку симулацију термохидраулике хоризонталних генератора паре, пре свега као подршка експерименталним истраживањима и интерпретацији мерених података. До тада расположиви системски кодови, као што су *Релан5* (RELAP5), *Катар* (CATHARE) и *Трак* (TRAC), били су погодни за интегралну симулацију термохидрауличких процеса у нуклеарним електранама помоћу једнодимензионалних модела и модела са усредњеним параметрима, али нису могли да опишу сложено тродимензионално струјање двофазног флуида у секундарном простору хоризонталног генератора паре. Због тога је, на захтев Опитно-конструкторског бироа „Хидропрес“, у оквиру Електрогорског научноистраживачког центра започет развој кода *Стег* (STEG), који је представљао први систематски покушај тродимензионалног моделирања двофазног флуида у хоризонталном генератору паре.

Мелихов и др. [53] су представили нестационарни тродимензионални термохидраулички модел секундарне стране хоризонталног генератора паре, имплементиран у код *Steg-01* (STEG-01), са циљем да се за генераторе паре ПГВ-1000 и ПГВ-440 реконструишу поља брзине и запреминског удела паре у номиналним режимима рада и да се резултати верификују поређењем са експерименталним мерењима.

Математички модел је заснован на раздвојеном третману примарне и секундарне стране. На примарној страни, расподела температуре реакторског хладиоца дуж координате ζ која прати конфигурацију цеви описана је једнодимензионалном једначином енергије

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T_I}{\partial t} + w \frac{\partial T_I}{\partial \zeta} \right) = -k(T_I - T_{II}) \frac{S}{V} \quad (1.1)$$

где је ρ — густина примарног флуида, c_p — специфични топлотни капацитет примарног флуида, T_I , T_{II} — температуре примарног и секундарног флуида, респективно, w — брзина примарног флуида, k — коефицијент пролаза топлоте, S — површина спољашњег омотача цеви унутар контролне запремине V .

Аутори за прелаз топлоте са примарног флуида на унутрашњу површину цеви користе Михејевљеву корелацију:

$$h_1 = 0,021 \left(\frac{\lambda}{d} \right) \text{Re}^{0,8} \text{Pr}^{0,43} \quad (1.2)$$

при чему је λ — топлотна проводљивост примарног флуида а d — унутрашњи пречник цеви. Прелаз топлоте са спољашње површине цеви на двофазну мешавину описан је емпиријском корелацијом:

$$h_2 = 4,32 (p^{0,14} + 1,28 \cdot 10^{-2} p^2) \dot{q}_A^{0,7} \quad (1.3)$$

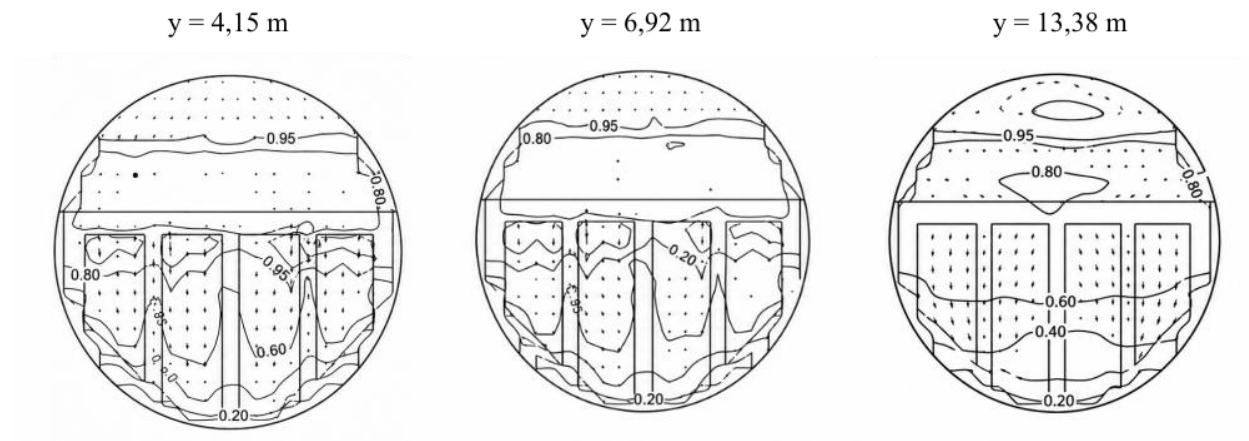
где је p — притисак двофазне мешавине у МПа, а $\dot{q}_A$ — површински топлотни флуks који се са цеви преда секундарном флуиду.

Цевни сноп је подељен на групе цеви различитих дужина, тако да се температура примарног флуида не посматра глобално, већ по групама цеви, што омогућава просторну расподелу топлотног флуksа на секундарној страни.

На секундарној страни примењен је тродимензионални модел два флуида за воду и пару, уз експлицитно увођење цеви као „треће фазе“ кроз запремински удео α_3 . Систем садржи једначине одржања количине кретања и енергије за обе фазе, једначину за одређивање средњег притиска на секундарној страни генератора паре, једначину промене запреминског удела паре као и биланс запреминских удела:

$$\alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3 = 1 \quad (1.4)$$

Важна карактеристика овог модела јесте да су аутори увели законе међуфазног трења $\vec{F}_{21}$ који зависе од режима струјања двофазне мешавине. На основу парног удела $\varphi = \alpha_2 / (\alpha_1 + \alpha_2)$ разликују се мехурасти режим ($\varphi \leq 0,3$), пенасти режим ($0,3 < \varphi < 0,7$) и капљични режим ($\varphi \geq 0,7$). Управо је избор модела међуфазног отпора контролише релативно кретање фаза, а самим тим и дистрибуцију запреминског удела паре. За хидраулички отпор струјању кроз цевни сноп употребљен је хомогени модел, при чему се једнофазни пад притиска коригује квалитетом смеше, а отпор се приписује само течном фазе. Фазна промена је описана релаксационим моделом при претпоставци локалне термодинамичке равнотеже, са карактеристичним временом релаксације реда τ .



Слика 3.6: Брзине двофазне мешавине и расподела запреминског удела паре у три различита попречна пресека ХГП [53]

Нумерички поступак је формулисан као временски раздвојена процедура за мале Махове бројеве двофазне мешавине. За сваки временски корак најпре се решавају једначине енергије и добијају енталпије обе фазе, затим се из једначине средњег притиска и релација стања одређују притисак двофазне мешавине и густине фаза, а потом се из једначина количине кретања и запреминских удела израчунавају брзине и запремински удели фаза. У решавању енергетске једначине примењен је фракциони поступак: на првом подкораку експлицитно се рачуна утицај конвекције, док се на другом, у имплицитној форми, уводе довод напојне воде, размена топлоте са цевима и промена средњег притиска. Аутори наглашавају да је ова комбинација важна зато што уклања ограничење временског корака које би наметали изворни чланови услед фазне промене. Иста логика примењена је и на једначине количине кретања, где се конвективни и изворни чланови третирају корак по корак, уз секвенцијално ажурирање поља притиска, густина, брзина и запреминских удела. Резултати за ПГВ-1000 показују изразито тродимензионалну циркулацију: између цеву парноводена смеша се претежно креће навише, док се испод цевног снопа, у централном делу ток креће од топлог ка хладном колектору, а у периферним областима ка бочним зидовима, након чега улази у доњу зону генератора паре. Ова структура приказана је у три репрезентативна попречна пресека дефинисана координатама $y = 4,15 \text{ m}$, $6,92 \text{ m}$ и $13,38 \text{ m}$ (Слика 3.6), при чему је координатни почетак смештен у осу улазног колектора.

Табела 3.1: Поређење измерених вредности запреминог удела паре са предвиђањима кода *Стег-01* [53]

Давач сигнала	Измерена вредност	Предвиђање кодом <i>Стег-01</i>
φ_1	0,30	0,55
φ_2	0,45	0,63
φ_3	0,45	0,54
φ_5	1,00	0,84
φ_6	0,70	0,77
φ_7	1,00	0,89
φ_8	0,55	0,55
φ_{10}	0,47	0,56
φ_{12}	0,52	0,51
φ_{13}	0,50	0,63
φ_{14}	0,55	0,54

Верификација модела на подацима са првог блока Нововороњешке нуклеарне електране дала је поређење рачунских и мерних резултата приказаних у Табели 3.1. Мерење запреминског удела паре вршено је на једанаест места (Слика 5.1). Просечно апсолутно одступање за овај скуп података износи 0,10, а средње релативно одступање око 20,8 %. Најбоље слагање добијено је на позицијама φ_8 , φ_{12} и φ_{14} , док је највеће одступање забележено за φ_1 .

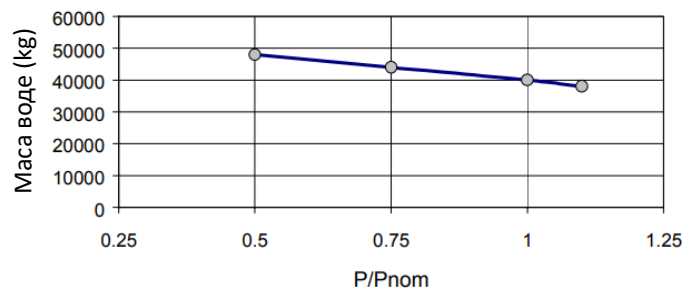
Стевановић и др [54] су анализирали термохидраулику хоризонталног генератора паре нуклеарне електране ВВЕР 1000 у стационарним режимима рада на 50%, 75%, 100% и 110% номиналног оптерећења, са циљем да се прикаже просторна структура двофазног струјања на секундарној страни и да се провери могућност примене тродимензионалног модела као подршке безбедносним и системским прорачунима. Анализа је спроведена применом кода 3D-ANA, заснованог на моделу два флуида, а резултати су упоређени са експерименталним подацима добијеним мерењем на петом блоку Нововороњешке нуклеарне електране. Поред тога, на основу добијене тродимензионалне структуре струјања, формиран је и једнодимензиони модел генератора паре у коду „Релап 5“, што омогућава директно поређење резултата добијених тродимензионалним и једнодимензионалним прорачуном.

Као и у [53], математички модел секундарног флуида је формулисан једначинама одржања масе, количине кретања и енергије за сваку фазу засебно. За примарну страну примењена је једнодимензиона једначина енергије дуж хоризонталних размењивачких цеви, тако да је локални пренос топлоте између примарног и секундарног флуида уведен у модел преко коефицијента пролаза топлоте k . Аутори су усвојили претпоставке да је пара засићена, да се енергетска једначина парне фазе не решава експлицитно, да је притисак исти у обе фазе у оквиру контролне запремине, те да се отпор струјању у цевном снопу моделира концептом порозне средине. Затварање система изведено је увођењем конститутивних корелација за силу међуфазног трења, отпор цевног снопа, пренос топлоте и фазну промену.

Нумерички модел је реализован применом методе контролних запремина, са потпуно имплицитном интеграцијом по времену и апроксимацијом конвективних чланова шемом узводних разлика. Поље притиска одређивано је *Симпл* (SIMPLE) процедуром прилагођеном двофазном струјању. Геометрија генератора паре дискретизована је мрежом $38 \times 35 \times 17$ контролних запремина по координатама x , y и z , респективно. У модел су

укључени улазни и излазни колектори, централни и периферни цевни снопови, цеви за убризгавање напојне воде, потопљена перфорирана плоча, сепаратор течне фазе и заштитна плоча која спречава пробијање млаза двофазне мешавине у простор парног дома.

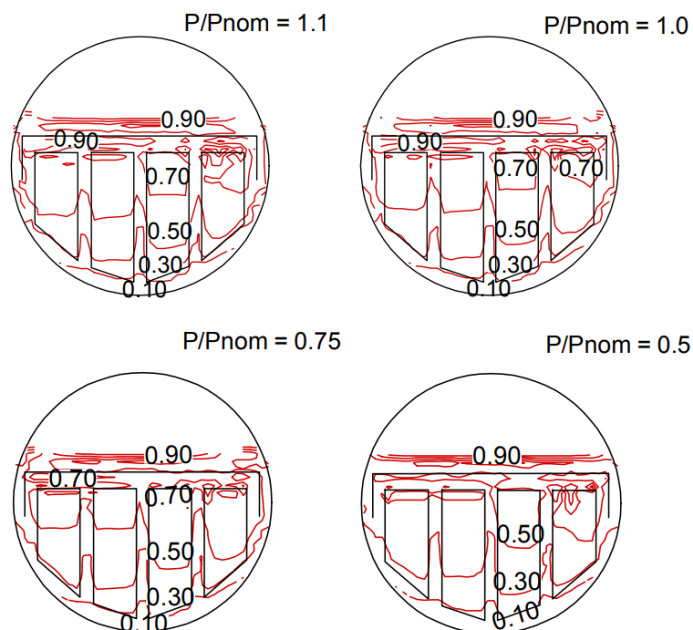
Прорачуни су спроведени за четири режима: $375 \text{ MW}_{\text{th}}$ (50%), $562,5 \text{ MW}_{\text{th}}$ (75%), $750 \text{ MW}_{\text{th}}$ (100%) и $825 \text{ MW}_{\text{th}}$ (110%). Одговарајући масени протоци напојне воде били су 204, 306, 408 и $448,8 \text{ kg/s}$, док је температура напојне воде у свим случајевима била 220°C , а притисак на секундарној страни $6,4 \text{ MPa}$. Масени проток расхладног средства примарне стране задржан је на 4224 kg/s за све режиме, док су температуре на улазу и излазу из генератора паре износиле $301/286^\circ\text{C}$ за 50%, $310/287^\circ\text{C}$ за 75%, $319/289^\circ\text{C}$ за 100% и $322/289^\circ\text{C}$ за 110% снаге. Под условом да је ниво двофазне мешавине одржаван на $0,35 \text{ m}$ изнад перфориране плоче при свим режимима, прорачун је показао скоро линеарно смањење масе воде на секундарној страни са приближно $4,9 \cdot 10^4 \text{ kg}$ при 50% снаге на око $4,4 \cdot 10^4 \text{ kg}$ при 75%, око $4,0 \cdot 10^4 \text{ kg}$ при 100% и нешто мање од $4,0 \cdot 10^4 \text{ kg}$ при 110% снаге (Слика 3.6). Овај тренд је последица пораста запреминског удела паре и промене висине нивоа двофазне мешавине унутар генератора паре са порастом оптерећења.



Слика 3.6: Зависност масе воде на секундарној страни генератора паре од топлотне снаге [54]

У наставку анализе аутори су се усредсредили на расподелу запреминског удела паре. Просторне изоленије показују да се са порастом оптерећења прогресивно шири област са $\phi \geq 0,7$ (Слика 3.7), што је у складу са падом укупног воденог инвентара за приближно $9 \cdot 10^3 \text{ kg}$ у интервалу од 50% до 110% снаге. Изоленија $\phi = 0,9$ усвојена је као критеријум за одређивање положаја нивоа двофазне мешавине, па се на основу ње јасно види да је при 50% снаге зона са веома високим садржајем паре практично одсутна, при 75% остаје уска и

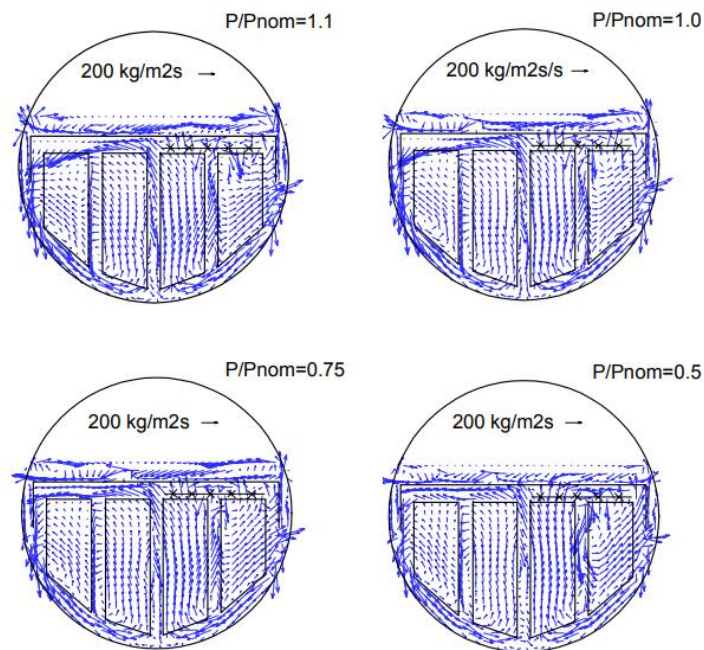
ограничена, док се при 100% и 110% снаге испод перфориране плоче формира изражен парни јастук. То значи да повећање топлотног оптерећења не доводи само до раста средњег садржаја паре, већ и до квалитативне промене просторне структуре двофазне смеше, јер се области са високим запреминским уделом паре шире ка горњим деловима генератора паре и зони испод перфориране плоче.



Слика 3.7: Изолиније запреминског удела паре на карактеристичном попречном пресеку $z = 4,5 \text{ m}$ при различитим нивоима снаге P/P_{nom} [54]

Расподела масених флуksева воде (Слика 3.8) и паре (Слика 3.9) показује да се на секундарној страни успоставља стабилна тродимензионална природна циркулација у свим режимима рада. Поља масеног флуksа водене фазе, за која су на графичким приказима коришћене скале реда $200 \text{ kg/m}^2\text{s}$ (Слика 3.8), указују на интензивне силазне токове у уском простору између периферног цевног снопа и омотача, као и на рециркулационе петље на хладној страни генератора паре; истовремено, изнад цевних снопова вода се креће од топле ка хладној страни. Најјаснији квантитативни показатељ промене двофазне структуре јесте однос масених протока воде и паре кроз перфорирану плочу. Експериментално је добијено да овај однос опада са око 4,1 при 50% снаге на приближно 0,8 при 75%, 0,45 при 100% и

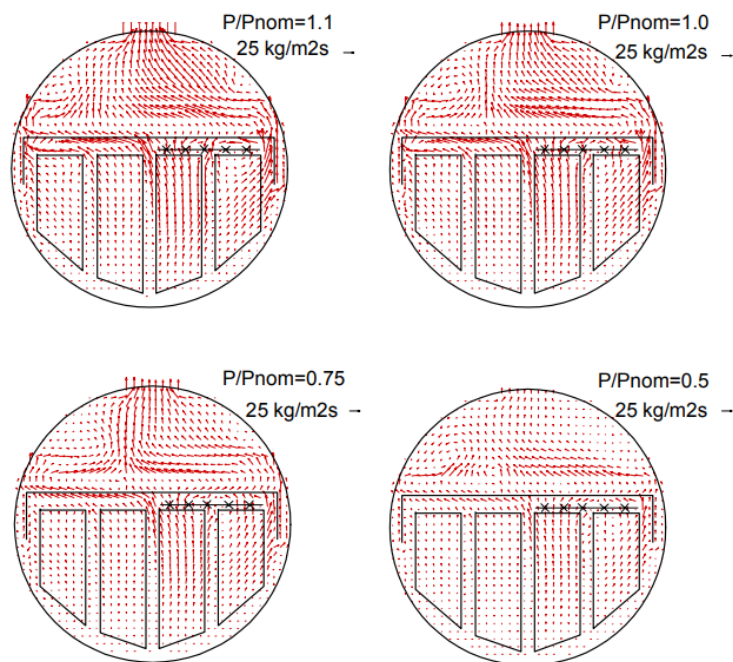
0,25 при 110%, док нумерички модел даје редом око 2,8, 0,9, 0,45 и 0,2. То значи да се са порастом оптерећења релативни допринос паре у струјању кроз перфорирану плочу нагло повећава, што директно објашњава формирање парног јастука испод плоче при 100% и 110% снаге и његов изостанак у режимима 50% и 75%.



Слика 3.8: Векторско поље масеног флуksа течне фазе на карактеристичном попречном пресеку $z = 4,5$ m при различитим нивоима снаге P/P_{nom} [54]

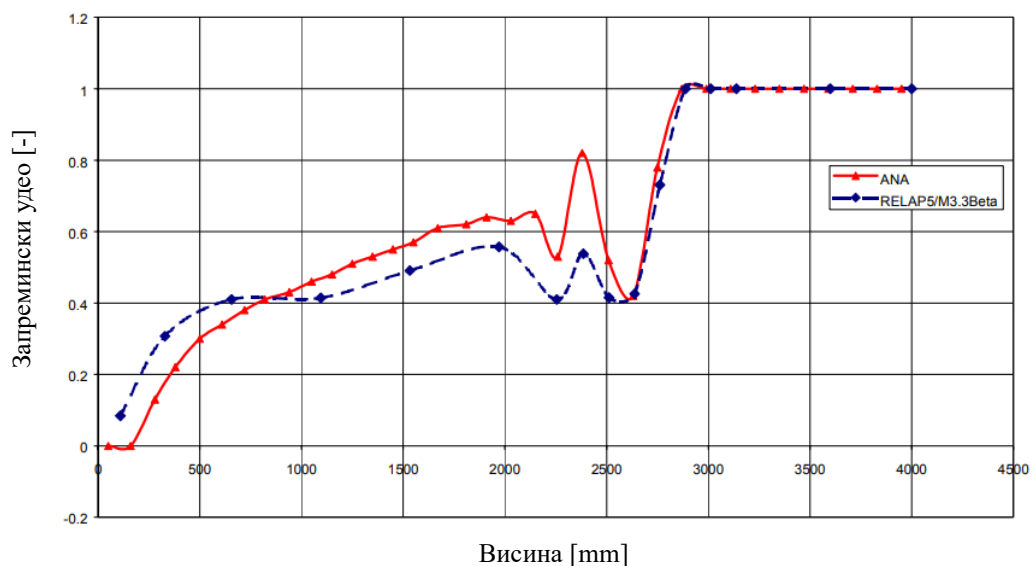
На основу добијене тродимензионалне структуре двофазног струјања аутори су формирали и *Релан 5* модел секундарне стране, подељене на зоне са и без цевног снопа. Поређење је извршено за 100% оптерећења и инвентар воде од 40 Mg. У зони са подизним струјањем (Слика 3.10) 3D-ANA предвиђа пораст запреминског удела паре од око 0,10 при дну до приближно 0,60–0,65 на висинама 1,8–2,1 m, док *Релан 5* даје нешто ниже вредности, око 0,30–0,56. У оба модела локални пад јавља се око 2,5 m, а нагли прелаз ка $\alpha \approx 1$ на висинама 2,8–3,0 m. Слично понашање добијено је и у зони са силазним струјањем, при чему *Релан 5* репродукује основни облик профила и положај прелазне области, али са ублаженим

локалним екстремима (Слика 3.11). Тиме је показано да се на основу тродимензионалних резултата може формирати једнодимензиони системски модел који описује главне трендове двофазног струјања.

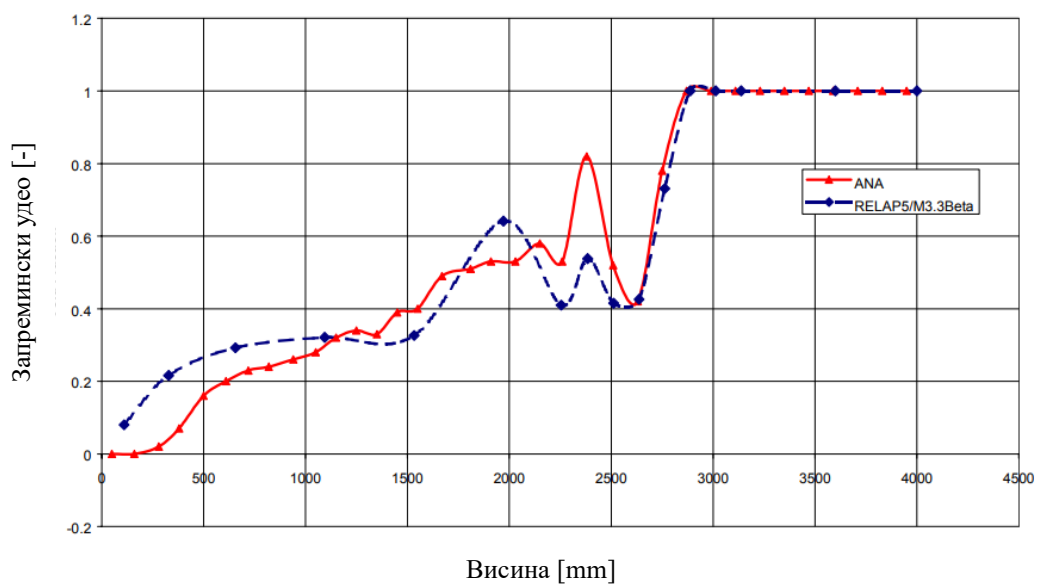


Слика 3.9: Векторско поље масеног флуksа парне фазе на карактеристичном попречном пресеку $z = 4,5 \text{ m}$ при различитим нивоима снаге P/P_{nom} [54]

Може се закључити да рад има двоструки значај. Са једне стране, он даје детаљну тродимензионалну слику расподеле воденог инвентара, локалног садржаја паре и циркулационих масених флуksева у хоризонталном генератору паре ПГВ-1000 у широком опсегу стационарних режима. Са друге стране, показује да се на основу таквих тродимензионалних резултата може формирати једнодимензиони системски модел који, упркос извесном заглађивању локалних екстрема, поуздано репродукује интегралне трендове и кључне прелазне зоне двофазног струјања.



Слика 3.10: Аксијална расподела запреминског удела паре у зони са подизним струјањем [54]



Слика 3.11: Аксијална расподела запреминског удела паре у зони са силазним струјањем [54]

Раби и др. [55] су развили математички и нумерички модел двофазног струјања на секундарној страни хоризонталног генератора паре ПГВ-1000. Као и у претходно разматраним истраживањима, двофазна смеша описана је моделом два флуида, док је нумерички прорачун спроведен у програмском пакету *Ансис Флуент* (Ansys Fluent). Уведен је модел турбуленције. Прорачунски домен подељен је на две карактеристичне области: област цевног снопа, која је моделирана као порозна средина, и област око и између цевних снопова. За ову другу област примењен је стандардни $k - \varepsilon$ модел турбуленције за течну фазу, описан следећим једначинама:

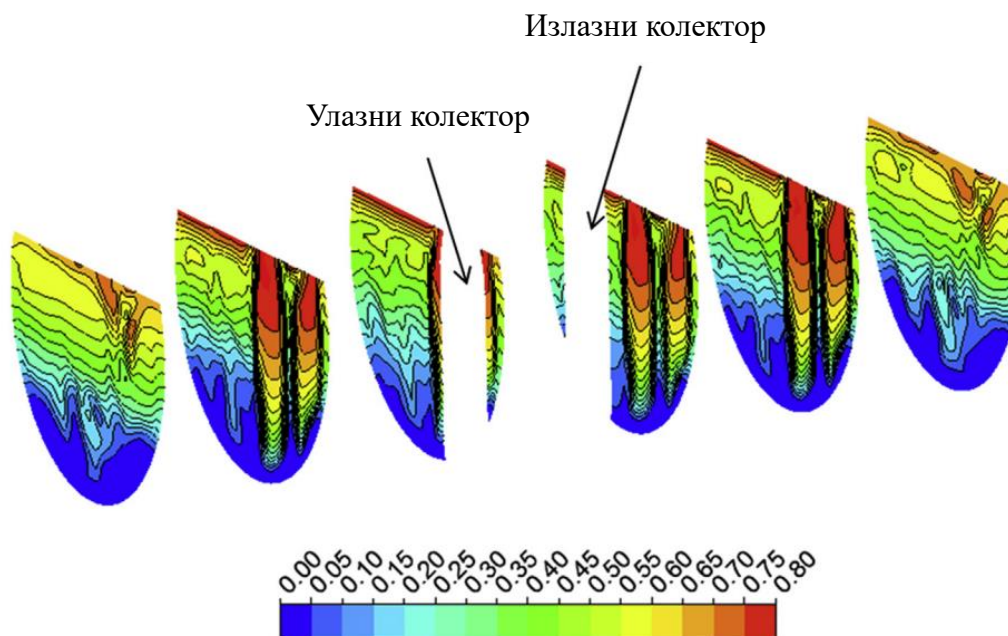
$$\frac{\partial(\rho_1 k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_1 \vec{u}_1 k) = \left(\eta_1 + \frac{\eta_T}{\sigma_k} \right) \Delta k + G - \rho_1 \varepsilon \quad (1.5)$$

$$\frac{\partial(\rho_1 \varepsilon)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_1 \vec{u}_1 \varepsilon) = \left(\eta_1 + \frac{\eta_T}{\sigma_\varepsilon} \right) \Delta \varepsilon + C_{\varepsilon 1} \frac{\varepsilon}{k} G - C_{\varepsilon 2} \rho_1 \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (1.6)$$

где су k – турбулентна кинетичка енергија, ε – дисипација турбулентне кинетичке енергије, η_1 – динамичка вискозност течне фазе, η_T – турбулентна динамичка вискозност течне фазе и G – продукција турбулентне кинетичке енергије. Вредности конститутивних коефицијената неопходних за затварање система који чине једначине (1.5) и (1.6) су $\sigma_k = 1$; $\sigma_\varepsilon = 1,3$; $C_{\varepsilon 1} = 1,44$ и $C_{\varepsilon 2} = 1,92$ [55]. За зону цевних снопова није дефинисан модел турбуленције.

Прорачун је примењен на хоризонтални генератор паре нуклеарне електране Бушер, за који су усвојени номинални услови рада: топлотна снага 753 MW, производња паре 1470 t/h, излазни притисак 6,27 МПа, температура напојне воде 220 °С и температуре примарног флуида 321/291 °С. Прорачунска мрежа формирана је за целокупну тродимензионалну геометрију, при чему је независност решења од мреже испитана на три нивоа дискретизације, са приближно 250 000, 400 000 и 600 000 контролних запремина. Пошто су профили средњег релативног притиска по висини генератора паре за све три мреже били практично истоветни, аутори су закључили да је решење независно од броја прорачунских контролних запремина.

Резултати су приказани кроз просторне расподеле запреминског удела паре у више попречних пресека и кроз профиле средњих величина дуж висине генератора паре (Слика 3.12).



Слика 3.12: Расподела запреминског удела паре у више попречних пресека хоризонталног генератора паре ПГВ-1000 [55]

Добијене расподеле показују да запремински удео паре расте са висином, што је последица континуалног довода топлоте дуж цевног снопа и постепеног интензивирања испаравања. Истовремено, удео паре је већи у близини топлог колектора него у близини хладног, што указује на просторну неуједначеност топлотног флукса и на значај тродимензионалног описа струјања. Приказана поља такође показују да довод напојне воде локално снижава удео паре у горњим зонама изнад цевног снопа, док се у областима удаљенијим од довода формирају зоне интензивнијег испаравања.

Поређење приказано у Табели 3.2 показује да модел Рабија и др. даје најбоље укупно слагање са експерименталним вредностима запреминског удела паре у односу на претходно приказане нумеричке резултате. Посебно добро поклапање уочава се у појединим мерним тачкама, као што су φ_1 , φ_2 и φ_4 , док у другим тачкама и даље постоје одступања, при чему модел углавном благо потцењује експерименталне вредности. Иако овај модел, за разлику

од модела датих у [53] и [56], укључује турбуленцију течне фазе применом $k - \varepsilon$ модела, на основу приказаног поређења не може се једнозначно закључити да је управо модел турбуленције пресудно утицао на побољшање резултата. Реалније је закључити да он може допринети бољем опису мешања и просторне прерасподеле фаза, али да на коначно слагање са експериментом утичу и друге разлике у моделској и нумеричкој поставци, као што су нумеричка мрежа, гранични услови, дискретизација и примењене конститутивне корелације.

Табела 3.2: Поређење измерених вредности запреминског удела паре са предвиђањима нумеричких модела различитих аутора [55]

Давач сигнала	Измерена вредност	Предвиђање кодом <i>Steg-01</i>	Предвиђање аутора Сафавија и др. [56]	Предвиђање аутора Рабија и др.
φ_1	0,30	0,55	0,45	0,32
φ_2	0,43	0,63	0,49	0,43
φ_3	0,45	0,54	0,50	0,41
φ_4	0,76	-	0,64	0,72
φ_6	0,70	0,77	0,68	0,69
φ_8	0,55	0,55	0,53	0,51
φ_{10}	0,45	0,56	0,54	0,40
φ_{12}	0,55	0,51	0,51	0,44
φ_{13}	0,50	0,63	0,57	0,46
φ_{14}	0,52	0,54	0,48	0,48

3.3. Сличност термохидрауличких феномена у компонентама нуклеарних енергетских постројења

Један од најтемељнијих и најсвеобухватнијих радова у домену скалирања и термохидраулике је рад аутора Даурије и Галасија [57] који детаљно разматра изазове и методологије скалирања термохидрауличких процеса у нуклеарним реакторима. Аутори наглашавају да је скалирање кључно за валидацију нумеричких кодова који се користе за симулацију понашања реактора, посебно током акцидената, јер су експерименти у пуној размери често непрактични. Циљ рада је дефинисање оквира скалирања за преношење резултата са експерименталних постројења смањене размере на реалне нуклеарне системе.

Посебна пажња у раду посвећена је различитим методологијама скалирања развијеним током претходних деценија. Аутори анализирају Ишијев хијерархијски приступ [58, 59], у оквиру кога се скалирање разматра на нивоу глобалног одзива система, појединачних контролних запремина и локалних физичких феномена. Ова методологија омогућава идентификацију доминантних процеса који управљају двофазним струјањем и преносом топлоте у сложеним компонентама, као што су генератори паре.

Поред тога, разматрају се и приступи које је развио Зубер [60], засновани на очувању доминантних физичких механизма и релевантних бездимензионих параметара у умањеним моделима. Наглашено је да потпуно очување свих услова сличности у реалним термохидрауличким системима практично није могуће, јер различити физички процеси често захтевају међусобно супротстављене услове скалирања. Због тога се савремене методологије све више ослањају на идентификацију најзначајнијих феномена које је неопходно очувати, док се одређена одступања прихватају као неизбежна. У том контексту, методологије као што су хијерархијско двостепено скалирање и фракциона анализа скалирања омогућавају процену утицаја скалирања на поузданост резултата и идентификацију потенцијалних дисторзија у експерименталним моделима [61].

Посебан акценат стављен је и на истраживачке активности везане за ВВЕР реакторе и умањена постројења која симулирају њихов рад попут *PMK* у Мађарској, *PACTEL* у Финској и *PSB* у Русији. Ова постројења су коришћена за проучавање термохидрауличких феномена у ВВЕР реакторима, укључујући природну циркулацију и стратификацију токова, што је од директног значаја за разумевање хоризонталних генератора паре. Специфична геометрија ових генератора намеће додатне захтеве за очување термохидрауличких сличности при скалирању.

Даурија и Галаси закључују да, иако су дисторзије при скалирању неизбежне, интегрисани приступ који комбинује експерименталне податке, теоријске законе скалирања и нумеричке симулације омогућава поуздану предикцију понашања реалних система, посебно у контексту нуклеарних реактора мање снаге и њихових специфичних компоненти попут генератора паре.

Ванг и Јан [62] су развили систематску анализу сличности термохидрауличног понашања секундарне стране вертикалног генератора паре, са посебним освртом на услове рада на

плутајућој нуклеарној електрани. Полазиште рада није формирање детаљног просторног двофазног прорачунског модела, већ извођење критеријума сличности који омогућавају да се умањени модел користи у експерименталним и нумеричким истраживањима уз контролисано нарушавање физичке сличности. Аутори су феноменологију секундарне стране разложили на три основна процеса: природну циркулацију, принудну конвекцију и попречно наструјавање размењивачких цеви, а затим су посебно разматрали и услове скалирања кретања платформе. Такав приступ је методолошки значајан јер показује да се у генератору паре не могу истовремено очувати сви механизми у пуном облику, већ је неопходно хијерархијски издвојити доминантне процесе и за сваки од њих дефинисати одговарајуће бездимензионе критеријуме.

Природна циркулација на секундарној страни вертикалног генератора паре настаје услед разлике у густини флуида у спусном и подизном каналу. Како се овај феномен, без губљења на општости, може сматрати једнодимензионим, његовом моделирању се приступа кроз пројекције једначина одржања масе, количине кретања и енергије. Интеграљењем ових једначина дуж циркулационе петље која прати конфигурацију подизног и спусног канала, те увођењем карактеристичних размера за брзину, дужину, густину и енталпију, добијају се бездимензијски параметри сличности: Ричардсонов број (Pr), бездимензиони број коефицијента трења (Pr_i) и бездимензиони коефицијент топлотног капацитета (Pr_{ci}).

Приликом анализе принудне конвекције, аутори посматрају два процеса: мешање протока напојне воде са рециркулисаним протоком у спусном каналу и пренос топлоте са примарног на секундарни радни флуид у подизном каналу. За мешање уводе рециркулациони број (Pr_r), који је дефинисан као однос масеног протока природне циркулације и улазног протока напојне воде. За сам пренос топлоте кључан је модификовани коефицијент топлотног извора (Pr_{hi}), изведен из бездимензионе једначине енергије и повезан са укупним коефицијентом прелаза топлоте. Овај критеријум показује да се сличност преноса топлоте у умањеном моделу не може очувати само узимањем у обзир геометријских параметара, јер мања брзина струјања у моделу снижава Рејнолдсов број и коефицијент прелаза топлоте. Зато аутори закључују да се сличност Pr_{hi} мора обезбедити корекцијом параметара на примарној страни, пре свега повећањем брзине или температуре

реакторског хладиоца, док се пад притиска у секундарној страни може ускладити избором карактеристика пумпе.

За попречно наструјавање цеви аутори полазе од пројекције једначине количине кретања за правац струјања управан на вертикалну осу генератора и добијају два кључна критеријума. Први је коефицијент попречне геометрије (Π_{gm}) и дефинише се као однос попречног корака цеви и карактеристичне дужине струјног простора између цеви. Други је коефицијент отпора попречном струјању (Π_{cm}) који узима у обзир утицај трења при попречном наструјавању размењивачких цеви. Док је код стационарних нуклеарних електрана на копну интензитет попречног струјања у вертикалним генераторима паре знатно мањи у односу на доминантно подужно струјање, код плутајућих нуклеарних електрана овај феномен добија на значају. Услед додатних инерцијалних сила изазваних таласима и кретањем објекта, латерално мешање флуида постаје израженије, те се попречна компонента струјања више не може занемарити приликом пројектовања и скалирања опреме.

Сличност пуноразмерног модела и умањеног прототипа се остварује изједначавањем критеријума као

$$\frac{\Pi_m}{\Pi_p} = 1 \quad (1.7)$$

при чему индекси m и p означавају модел и прототип. Потпуна сличност прототипа и модела није могућа [62] па је неопходно дефинисати оне феномене који су значајни и обезбедити њихову сличност.

На основу изведене анализе, аутори су дефинисали конкретне односе параметара који омогућавају термохидрауличку сличност између лабораторијског модела и стварног постројења (Табела 3.3). Кључни фактор у овој анализи је фактор скалирања висине N , где однос $1:N$ представља сразмеру у којој је висина модела умањена у односу на висину пуноразмерног генератора паре. Ови односи, засновани на претходно изведеним бездимензионалним критеријумима, обезбеђују да се кључни феномени природне циркулације, принудне конвекције и попречног струјања верно репродукују у умањеној размери.

Табела 3.3: Односи скалирања и критеријуми геометријске и термохидрауличке сличности за умањени модел генератора паре [62]

Параметар	Однос	Критеријум
Висина цеви	$1:N$	Геометријски фактор
Дебљина зида цеви	$1:1$	Коефицијент топлотног капацитета
Температура напојне воде	$1:1$	Својство флуида
Притисак напојне воде	$1:1$	Својство флуида
Притисак паре	$1:1$	Својство флуида
Проток напојне воде	$1:\sqrt{N}$	Ричардсонов број
Пречник цеви	$1:1$	Коефицијент попречне геометрије
Корак цеви	$1:1$	Коефицијент попречне геометрије
Интензитет трења при попречном струјању	$1:\sqrt{N}$	Коефицијент отпора попречном струјању
Ефикасност сепаратора	$1:1$	Рециркулациони број
Амплитуда љуљања таласа	$1:1$	Критеријум амплитуде
Учестаност љуљања таласа	$1:\sqrt{N}$	Критеријум учестаности

Рад аутора Боумика и др. [63] проширује овај проблем на мале модуларне реакторе хлађене водом. Аутори истичу да развој и лиценцирање нових реакторских система захтевају развој одговарајућих рачунарских модела, спровођење безбедносних анализа и добијање репрезентативних експерименталних података са умањених постројења ради верификације и валидације модела. Посебно је наглашено да вреловодни мали модуларни реактори, због компактне геометрије и интеграције компонената, постављају додатне изазове за примену класичних закона сличности. Иако је у свету у развоју више десетина концепата малих модуларних реактора, Боумик и др. наводе да је међу њима 25 концепата водом хлађених реактора, док као примере у блиском хоризонту примене издвајају CAREM снаге 30 MWe, ACP100 снаге 100 MWe, NUWARD снаге 2×170 MWe, BWRX-300 снаге 270–290 MWe и RITM-200 снаге 2×53 MWe.

За разлику од великих реактора, код којих су поједине компоненте просторно раздвојене и често повезане дугим цевоводима, интегрални мали модуларни реактори имају знатно компактнији примарни систем. То отежава израду умањених испитних постројења, јер умањење геометрије истовремено мења запреминске односе, хидрауличке пречнике, локалне отпоре, термичке инерције и временске константе. Аутори због тога наглашавају да ненуклеарна интегрална и одвојена испитна постројења морају бити развијена на основу теорије сличности, фундаменталних физичких закона и јасно дефинисаних критеријума преносивости резултата са модела на прототип. Према њиховом приступу, примена принципа сличности омогућава да се појаве уочене у испитном постројењу адекватно преведу на понашање реалног малог модуларног реактора, али само ако су унапред идентификовани феномени од интереса и меродавни бездимензиони параметри

У истом правцу иде и савремени преглед аутора Фреша и др. [64], који скалирање посматра као неопходан део лиценцирања и валидације системских кодова. Аутори наглашавају да резултати добијени на постројењима мање размере морају бити схваћени и правилно пренети на ниво реалне нуклеарне електране, али да тај процес захтева анализу скалирања, проверу могућности кодова да репродукују феномене у различитим размерама и коришћење упоредних експеримената (counterpart experiments). Ови експерименти, у којима се слични прелазни процеси испитују у различитим постројењима или размерама, омогућавају процену да ли је одступање резултат стварне физичке дисторзије, ограничења експерименталне конфигурације или ограничења нумеричког модела.

На основу прегледане литературе може се закључити да су досадашња истраживања скалирања у термохидраулици нуклеарних постројења у највећој мери заснована на теорији сличности, аналитичком извођењу бездимензионих критеријума и хијерархијском издвајању доминантних феномена. Ово је посебно важно за генераторе паре, јер њихово понашање није одређено само геометријом и укупном површином размене топлоте, већ и природном циркулацијом, локалним падовима притиска, двофазним струјањем, расподелом топлотног флуksа и интеракцијом примарне и секундарне стране. Због тога се потпуно очување свих услова сличности не може очекивати, већ се скалирање мора заснивати на избору најважнијих феномена и процени дисторзија које се јављају у моделу. За потребе скалирања генератора паре у реакторима мање снаге, то значи да аналитички закони

сличности представљају неопходну основу, али да њихова примена мора бити допуњена нумеричким моделима и, где год је могуће, експерименталном валидацијом на одговарајућим интегралним или одвојеним испитним постројењима.

4. Тродимензионално моделирање термохидрауличких процеса у хоризонталном генератору паре

4.1. Једначине одржања за секундарни флуид

Механизми преноса масе, количине кретања и енергије у двофазном току описани су одговарајућим билансним једначинама за сваку фазу одвојено – модел два флуида. Индекс 1 означава величине које се односе на течну фазу док индекс 2 означава величине парне фазе. Индекс 3 се односи на размењивачке цеви генератора паре које су у непосредном контакту са секундарним флуидом. У векторском облику, наведене једначине имају следећи облик:

Једначина континуитета течне фазе:

$$\frac{\partial(\alpha_1 \rho_1)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_1 \rho_1 \vec{u}_1) = -\Gamma_e + \Gamma_c + \dot{M}_{FW} \quad (1.8)$$

Једначина континуитета парне фазе:

$$\frac{\partial(\alpha_2 \rho_2)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_2 \rho_2 \vec{u}_2) = \Gamma_e - \Gamma_c \quad (1.9)$$

Једначина одржања количине кретања за течну фазу:

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\alpha_1 \rho_1 \vec{u}_1)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_1 \rho_1 \vec{u}_1 \vec{u}_1) = & -\alpha_1 \nabla p + \alpha_1 \rho_1 \vec{g} + \vec{F}_{21} - \vec{F}_{31} - \\ & - (\Gamma_e - \Gamma_c) \vec{u}_{1i} + \dot{M}_{FW} \vec{u}_{FW} \end{aligned} \quad (1.10)$$

Једначина одржања количине кретања за парну фазу:

$$\frac{\partial(\alpha_2 \rho_2 \vec{u}_2)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_2 \rho_2 \vec{u}_2 \vec{u}_2) = -\alpha_2 \nabla p + \alpha_2 \rho_2 \vec{g} - \vec{F}_{21} - \vec{F}_{32} + (\Gamma_e - \Gamma_c) \vec{u}_{1i} \quad (1.11)$$

Једначина одржања енергије за течну фазу:

$$\frac{\partial(\alpha_1 \rho_1 h_1)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_1 \rho_1 h_1 \vec{u}_1) = -(\Gamma_e - \Gamma_c) h'' + \dot{M}_{FW} h_{FW} + \dot{q}_{31} \quad (1.12)$$

Једначина одржања енергије за парну фазу:

$$\frac{\partial(\alpha_2 \rho_2 h_2)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_2 \rho_2 h_2 \vec{u}_2) = (\Gamma_e - \Gamma_c) h'' + \dot{q}_{32} \quad (1.13)$$

Први члан са леве стране знака једнакости код једначина (2.1) – (2.6) представља нестационаран члан који указује на промену масе, количине кретања и енергије у јединици времена. Други члан односи се на промену наведених величина унутар граница контролне запремине услед механизма конвективног транспорта.

Изворни чланови за масу, количину кретања и енергију се налазе са десне стране знака једнакости. Брзине испаравања и кондензације означене су респективно са Γ_e и Γ_c . Члан $\dot{M}_{FW}$ представља масени проток напојне воде и постоји само у оним контролним запреминама у којима се налази довод напојне воде. Брзина $\vec{u}_{1i}$ је брзина разделне површине течне и парне фазе. Сила трења између течне и парне фазе, по јединици запремине, означена је са $\vec{F}_{21}$ док се утицај трења фаза о размењивачке цеви дефинише силама $\vec{F}_{31}$ и $\vec{F}_{32}$. Чланови $\dot{q}_{31}$ и $\dot{q}_{32}$ односе се на топлотне протоке који се по јединици запремине предају са цеви на секундарни флуид. Специфична енталпија сувозасићене паре, за притисак који влада на секундарној страни генератора је h'' .

Конвективни чланови у наведеним једначинама (други члан са леве стране знака једнакости) су написани у такозваној конзервативној форми. Како би се приступило нумеричком решавању једначина, потребно је конвективне чланове трансформисати у облик погодан за њихову дискретизацију. То се постиже комбиновањем једначина закона одржања масе, количине кретања и енергије. Овакви облици добијају се одузимањем конвективног члана $(\vec{u} \cdot \nabla) \vec{u}$ од биланса количине кретања за парну фазу, односно одузимањем члана $(\vec{u} \cdot \nabla) h$ од биланса енергије за течну фазу. Такође, усваја се претпоставка да је брзина $\vec{u}_{1i}$ једнака брзини течне фазе $\vec{u}_1$. Након поменутих трансформација, добија се нов систем једначина:

Једначина континуитета течне фазе:

$$\frac{\partial(\alpha_1 \rho_1)}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_1 \rho_1 \vec{u}_1) = -\Gamma_e + \Gamma_c + \dot{M}_{FW} \quad (1.14)$$

Једначина одржања количине кретања за течну фазу:

$$\alpha_1 \rho_1 \frac{\partial \vec{u}_1}{\partial t} + \alpha_1 \rho_1 (\vec{u}_1 \cdot \nabla) \vec{u}_1 = -\alpha_1 \nabla p + \alpha_1 \rho_1 \vec{g} + \vec{F}_{21} - \vec{F}_{31} + \dot{M}_{FW}(\vec{u}_{FW} - \vec{u}_1) \quad (1.15)$$

Једначина одржања количине кретања за парну фазу:

$$\alpha_2 \rho_2 \frac{\partial \vec{u}_2}{\partial t} + \alpha_2 \rho_2 (\vec{u}_2 \cdot \nabla) \vec{u}_2 = -\alpha_2 \nabla p + \alpha_2 \rho_2 \vec{g} - \vec{F}_{21} - \vec{F}_{31} + (\Gamma_e - \Gamma_c)(\vec{u}_1 - \vec{u}_2) \quad (1.16)$$

Једначина одржања енергије за течну фазу:

$$\alpha_1 \rho_1 \frac{\partial h_1}{\partial t} + \alpha_1 \rho_1 (\vec{u}_1 \cdot \nabla) h_1 = -(\Gamma_e - \Gamma_c)(h'' - h_1) + \dot{M}_{FW}(h_{FW} - h_1) + \dot{q}_{31} \quad (1.17)$$

Једначина одржања енергије за парну фазу:

$$\alpha_2 \rho_2 \frac{\partial h_2}{\partial t} + \alpha_2 \rho_2 (\vec{u}_2 \cdot \nabla) h_2 = (\Gamma_e - \Gamma_c)(h'' - h_1) + \dot{q}_{32} \quad (1.18)$$

Пројекцијом једначина (1.15) и (1.16) на осе правоуглог Декартовог координатног система добија се шест скаларних диференцијалних једначина. Ако се овим једначинама придруже једначине одржања масе (1.14) и енергије (1.17) и (1.18), добија се коначан систем од девет скаларних диференцијалних једначина. Променљиве величине у овом систему су:

- Запремински удео течне фазе α_1
- Компоненте брзине течне фазе u_1 , v_1 и w_1
- Компоненте брзине парне фазе u_2 , v_2 и w_2
- Специфична енталпија течне фазе h_1
- Специфична енталпија парне фазе h_2

Запремински удео парне фазе се налази из једначине одржања запреминских удела:

$$\alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3 = 1 \quad (1.19)$$

Прoјeкцијoм јeднaчинe (1.15) нa осe Дeкaртoвoг прaвoуглoг кooрдинaтнoг систeмa дoбијa сe:

Прoјeкцијa нa x – осy:

$$\alpha_1 \rho_1 \frac{\partial u_1}{\partial t} + \alpha_1 \rho_1 \left(u_1 \frac{\partial u_1}{\partial x} + v_1 \frac{\partial u_1}{\partial y} + w_1 \frac{\partial u_1}{\partial z} \right) = -\alpha_1 \frac{\partial p}{\partial x} + \alpha_1 \rho_1 g_x + F_{21,x} - F_{31,x} + \dot{M}_{FW}(u_{FW} - u_1) \quad (1.20)$$

Прoјeкцијa нa y – осy:

$$\alpha_1 \rho_1 \frac{\partial v_1}{\partial t} + \alpha_1 \rho_1 \left(u_1 \frac{\partial v_1}{\partial x} + v_1 \frac{\partial v_1}{\partial y} + w_1 \frac{\partial v_1}{\partial z} \right) = -\alpha_1 \frac{\partial p}{\partial y} + \alpha_1 \rho_1 g_y + F_{21,y} - F_{31,y} + \dot{M}_{FW}(v_{FW} - v_1) \quad (1.21)$$

Прoјeкцијa нa z – осy:

$$\alpha_1 \rho_1 \frac{\partial w_1}{\partial t} + \alpha_1 \rho_1 \left(u_1 \frac{\partial w_1}{\partial x} + v_1 \frac{\partial w_1}{\partial y} + w_1 \frac{\partial w_1}{\partial z} \right) = -\alpha_1 \frac{\partial p}{\partial z} + \alpha_1 \rho_1 g_z + F_{21,z} - F_{31,z} + \dot{M}_{FW}(w_{FW} - w_1) \quad (1.22)$$

На сличан начин, прoјeктoвaњeм јeднaчинe (1.16), дoбијa сe:

Прoјeкцијa нa x – осy:

$$\alpha_2 \rho_2 \frac{\partial u_2}{\partial t} + \alpha_2 \rho_2 \left(u_2 \frac{\partial u_2}{\partial x} + v_2 \frac{\partial u_2}{\partial y} + w_2 \frac{\partial u_2}{\partial z} \right) = -\alpha_2 \frac{\partial p}{\partial x} + \alpha_2 \rho_2 g_x - F_{21,x} - F_{32,x} + (\Gamma_e - \Gamma_c)(u_1 - u_2) \quad (1.23)$$

Прoјeкцијa нa y – осy:

$$\alpha_2 \rho_2 \frac{\partial v_2}{\partial t} + \alpha_2 \rho_2 \left(u_2 \frac{\partial v_2}{\partial x} + v_2 \frac{\partial v_2}{\partial y} + w_2 \frac{\partial v_2}{\partial z} \right) = -\alpha_2 \frac{\partial p}{\partial y} + \alpha_2 \rho_2 g_y - F_{21,y} - F_{32,y} + (\Gamma_e - \Gamma_c)(v_1 - v_2) \quad (1.24)$$

Прoјeкцијa нa z – осy:

$$\alpha_2 \rho_2 \frac{\partial w_2}{\partial t} + \alpha_2 \rho_2 \left(u_2 \frac{\partial w_2}{\partial x} + v_2 \frac{\partial w_2}{\partial y} + w_2 \frac{\partial w_2}{\partial z} \right) = -\alpha_2 \frac{\partial p}{\partial z} + \alpha_2 \rho_2 g_z - F_{21,z} - F_{32,z} + (\Gamma_e - \Gamma_c)(w_1 - w_2) \quad (1.25)$$

Развијени облик једначине одржања енергије за течну фазу је

$$\alpha_1 \rho_1 \frac{\partial h_1}{\partial t} + \alpha_1 \rho_1 \left(u_1 \frac{\partial h_1}{\partial x} + v_1 \frac{\partial h_1}{\partial y} + w_1 \frac{\partial h_1}{\partial z} \right) = -(\Gamma_e - \Gamma_c)(h'' - h_1) + \dot{M}_{FW}(h_{FW} - h_1) + \dot{q}_{31} \quad (1.26)$$

односно, за парну фазу:

$$\alpha_2 \rho_2 \frac{\partial h_2}{\partial t} + \alpha_2 \rho_2 \left(u_2 \frac{\partial h_2}{\partial x} + v_2 \frac{\partial h_2}{\partial y} + w_2 \frac{\partial h_2}{\partial z} \right) = (\Gamma_e - \Gamma_c)(h'' - h_2) + \dot{q}_{32} \quad (1.27)$$

4.2. Конститутивне корелације

Међусобна интеракција течне и парне фазе приликом струјања двофазне мешавине изражава се силом трења између фаза $\vec{F}_{21}$ која директно утиче на векторе брзина $\vec{u}_1$ и $\vec{u}_2$. Такође, утицај цевног снопа на секундарни флуид се огледа кроз силе трења између двофазне мешавине и зида цеви, $\vec{F}_{31}$ и $\vec{F}_{32}$. Моделирање ових сила врши се уз помоћ допунских, конститутивних корелација које дају везу са струјним пољем.

4.2.1. Геометријске корелације

Дефинисању геометрије струјног простора приступљено је применом модела порозне средине. За сваку контролну запремину дефинисан је запремински удео цеви

$$\alpha_3 = \frac{D^2 \pi}{4P_x P_y} \quad (1.28)$$

при чему је D спољни пречник цеви а P_x и P_y дужине корака између цеви дуж x и y правца, респективно.

Порозност се тада дефинише као:

$$\psi = 1 - \alpha_3 \quad (1.29)$$

4.2.2. Сила трења између течне и парне фазе

Услед различитих брзина течне и парне фазе које су у непосредном контакту, јавља се сила трења. Сведена на јединицу запремине, израчунава се по обрасцу

$$\vec{F}_{21} = \frac{3}{4} \alpha_2 \rho_1 \frac{C_D}{D_p} |\vec{u}_2 - \vec{u}_1| (\vec{u}_2 - \vec{u}_1) \quad (1.30)$$

где је C_D коефицијент међуфазног трења а D_p пречник дисперговане честице. Под диспергованом честицом се подразумева мехур паре у течном току, односно капљица течности у пари.

Коефицијент међуфазног трења зависи од тога да ли мешавина струји унутар цеви или опструјава цевни сноп, као и од режима струјања. За индикатор режима струјања погодно је усвојити запремински удео парне фазе у мешавини дефинисан као:

$$\varphi = \frac{\alpha_2}{\alpha_1 + \alpha_2} \quad (1.31)$$

Ток се сматра мехурастим за $\varphi \leq 0,3$ док је за вредности $0,3 < \varphi \leq 1$ у питању пенасти ток [65].

Већина израза за коефицијент међуфазног трења дефинисана је за струјање двофазне мешавине унутар цеви док за случај опструјавања цевног снопа готово и да нема података у литератури. Узета је у обзир релација Иши-Зубера [66] за струјање у цеви кружног попречног пресека. Израз је коригован множењем са фактором 0,4 како би се израчунате вредности усагласиле за експерименталним мерењима. Пречник дисперговане честице се тешко одређује па се, из тог разлога, често наводе изрази који дефинишу однос C_D и D_p . За мехурасти ток је тада:

$$\frac{C_D}{D_p} = 0,4 \cdot \frac{2}{3} \left(\frac{g \Delta \rho}{\sigma} \right)^{1/2} \left(\frac{1 + 17,67 f(\varphi)^{6/7}}{18,67 f(\varphi)} \right)^2 \quad (1.32)$$

при чему је $\Delta \rho$ разлика густина течне и парне фазе, σ је површински напон, а функција $f(\varphi)$ је дефинисана као:

$$f(\varphi) = (1 - \varphi)^{1.5} \quad (1.33)$$

Зa пeнaсти тoк, кoeфицијeнт мeђуфaзнoг трeњa јe:

$$\frac{C_D}{D_p} = 1,487 \left(\frac{g \Delta \rho}{\sigma} \right)^{1/2} (1 - \varphi)^3 (1 - 0.75\varphi)^2 \quad (1.34)$$

При струјању двофазне мешавине у простору између панела цевних снопова, као и у простору између цевних снопова и кућишта генератора, коришћени су оригинални изрази Иши-Зубера, тј. изрази (1.32) и (1.34) подељени са 0,4.

4.2.3. Сила трeњa измeђу двoфaзнe мeшaвинe и цeвнoг снoпa

Услeд нaструјaвaњa двoфaзнe мeшaвинe прeкo рaзмeњивaчких цeви, дoлaзи дo пaдa притискa кoји сe дeфинишe oдвoјeнo зa тeчнy и пaрнy фaзу. Пaд притискa тeчнe фaзe дуж пpaвцa e ($e = x, y, z$) јe:

$$\Delta p_{1,e} = \zeta_{1,e} \frac{\rho_1 \hat{u}_{1,e}^2}{2} (1 - \varphi) \quad (1.35)$$

гдe јe $\zeta_{1,e}$ кoeфицијeнт лoкaлнoг oтпoрa зa тeчнy фaзу дуж пpaвцa e .

Анaлoгнo прeтхoднoм изрaзу, пaд притискa зa пaрнy фaзу сe рaчунa кaо

$$\Delta p_{2,e} = \zeta_{2,e} \frac{\rho_2 \hat{u}_{2,e}^2}{2} \varphi \quad (1.36)$$

гдe јe $\zeta_{2,e}$ кoeфицијeнт лoкaлнoг oтпoрa зa пaрнy фaзу дуж пpaвцa e . Oзнaкe $\hat{u}_{1,e}$ и $\hat{u}_{2,e}$ сe oднoсe нa мaксимaлнe брзинe тeчнe и пaрнe фaзe дуж e пpaвцa и рaчунaју сe прeмa изрaзу:

$$\hat{u}_{i,e} = \frac{u_{i,e}}{1 - (D/P_e)} \quad (1.37)$$

гдe јe индeкс $i = 1, 2$ дoк јe P_e кoрaк цeви дуж пpaвцa e . Брзинa ћe бити мaксимaлнa у прoстoру измeђу цeвних снoпoвa јeр нe пoстoји никaкaв oтпoр крeтaњy.

Кoнaчнo, силa трeњa измeђу зидoвa цeви и сeкундaрнoг флуидa ћe бити:

$$\vec{F}_{3,i} = (1 - \alpha_3) \frac{\Delta p_{i,e}}{\Delta e} \vec{e} \quad (1.38)$$

Ширина контролне запремине у одговарајућем правцу x , y или z означена је са Δe док је са $\vec{e}$ представљен јединични вектор координатних оса, $\vec{e} = (\vec{i}, \vec{j}, \vec{k})$.

Узимајући у обзир претпоставку да важи $\zeta_{1,e} \approx \zeta_{2,e} \approx \zeta_e$, може се уочити да се сабирањем једначина (1.35) и (1.36) добија добро познати израз за пад притиска услед трења хомогене двофазне мешавине

$$\Delta p_e = \zeta_e \frac{G^2}{2\rho_1} \left(1 + x \left(\frac{\rho_1}{\rho_2} - 1 \right) \right) \quad (1.39)$$

где је укупни масени флуks дат изразом

$$G = (1 - \varphi) \rho_1 \hat{u}_{1,e} + \varphi \rho_2 \hat{u}_{2,e} \quad (1.40)$$

док је x степен сувоће паре дуж e правца.

Приликом подужног опструјавања цевног снопа, коефицијенти локалног отпора i -те фазе се могу рачунати на следећи начин [40]:

$$\zeta_{i,e} = \frac{64}{\text{Re}} \frac{\Delta e}{D}, \quad \text{Re} < 4 \cdot 10^3 \quad (1.41)$$

$$\zeta_{i,e} = \frac{\Delta e}{D} (1,82 \log(\text{Re}) - 1,64)^{-2}, \quad 4 \cdot 10^3 < \text{Re} < 10^{12} \quad (1.42)$$

У случају попречног наструјавања цеви, пад притиска услед трења се рачуна према изразу:

$$\Delta p_i = \rho_i u_i^2 \text{Eu} \quad (1.43)$$

где је Eu Ојлеров број дефинисан изразом

$$\text{Eu} = 1,4(n_c + 1) \left(\frac{|u_i|D}{\nu_i} \right)^{-0,25} \quad (1.44)$$

узимајући у обзир број цеви унутар контролне запремине - n_c .

4.2.4. Брзине испаравања и кондензације

Процес испаравања и кондензације условљен је термодинамичким параметрима стања двофазне смеше. Прелаз из течне у парну фазу карактерише брзина испаравања, док је прелаз из парне у течну фазу дефинисан брзином кондензације. Интензитет фазне промене на међуфазној површини описује се једноставним емпиријским моделом [67] који уважава утицај времена релаксације τ током процеса фазне трансформације. Наведени модел је верификован применом на прорачун нестационарне промене притиска у условима пролазних режима испаравања и кондензације током акумулације паре [68].

Прелазак из течне у парну фазу ће се догодити када је енталпија течне фазе већа од енталпије на линији засићења ($h_1 > h'$):

$$\Gamma_e = \frac{\alpha_1 \rho_1}{\tau_e} \frac{h_1 - h'}{h'' - h'} \quad (1.45)$$

Кондензација унутар контролне запремине настаје у условима контакта парне фазе са потхлађеном течностју, односно када је енталпија течне фазе мања од енталпије засићене течности при датом притиску ($h_1 < h'$ и $\alpha_2 > 0$):

$$\Gamma_c = \frac{\alpha_1 \rho_1}{\tau_c} \frac{h' - h_1}{h'' - h'} \quad (1.46)$$

4.3. Моделирање преноса топлоте са примарног на секундарни флуид

Примарни флуид (реакторски хладилац) струји кроз размењивачке цеви предајући количину топлоте секундарном флуиду посредством зида цеви. Најпре се механизмом конвекције топлота предаје унутрашњем зиду цеви, затим кондукцијом кроз цев и на послетку поново конвекцијом са спољњег зида цеви на двофазну мешавину. Примарни флуид се хлади од улазног до излазног колектора па се и топлотни проток разликује дуж цеви. Температурско поље примарног флуида може се представити једнодимензионом једначином одржања енергије као

$$\rho_I c_{p,I} \left(\frac{\partial T_I}{\partial t} + u_I \frac{\partial T_I}{\partial x} \right) = - \dot{q}_A a_{31} \quad (1.47)$$

гдe јe пoвршински тoплoтни прoтoк сa примaрнoг нa сeкундaрни флуид

$$\dot{q}_A = k(T_I - T_{II}) \quad (1.48)$$

а сeцифичнa рaздeлнa пoвршинa измeђу спoљaшњe пoвршинe цeви и двoфaзнe мeшaвинe

$$a_{31} = \frac{S}{V} \quad (1.49)$$

при чeму јe S пoвршинa спoљaшњeг oмoтaчa цeви унутaр кoнтрoлнe зaпрeминe V .

Кoефицијeнт прoлaзa тoплoтe сa примaрнoг нa сeкундaрни флуид сe дeфинишe кao

$$k = \left(\frac{1}{h_I} + R_w + \frac{1}{h_{II}} \right)^{-1} \quad (1.50)$$

гдe су

h_I — кoефицијeнт прeлaзa тoплoтe сa примaрнoг флуидa нa унутрaшњи зид цeви

R_w — oтпoр услeд зaпрљaњa зидa цeви

h_{II} — кoефицијeнт прeлaзa тoплoтe сa спoљaшњeг зидa цeви нa сeкундaрни флуид

Кoефицијeнт прoлaзa тoплoтe сa примaрнoг флуидa нa унутрaшњи зид цeви сe рaчунa пoмoћу oбрaсцa Михeјeвa [69]:

$$h_I = 0,021 \frac{\lambda}{d_u} \text{Re}^{0,8} \text{Pr}^{0,43} \quad (1.51)$$

при чeму сe Рeјнoлдсoв брoј зa примaрни флуид рaчунa кao

$$\text{Re} = \frac{u_I d_u}{\nu_I} \quad (1.52)$$

а Прaнтлoв брoј

$$\text{Pr} = \frac{c_{p,I} \rho_I \nu_I}{\lambda_I} \quad (1.53)$$

Сa другe стрaнe, кoефицијeнт прeлaзa тoплoтe сa спoљaшњeг зидa цeви нa сeкундaрни флуид сe рaчунa пoмoћу изрaзa зa случaј зaсићeнoг мeхурaстoг кључaњa [40]:

$$h_{II} = f(p) \dot{q}_A^{0,7} \quad (1.54)$$

где је

$$f(p) = 4,32(p_{II}^{0,14} + 1,28 \cdot 10^{-2} p_{II}^2) \quad (1.55)$$

Поједностављење феномена се може постићи разматрањем стационарног преношења топлоте. Из једначина (1.48), (1.50) и (1.54) се може извести следећи израз:

$$(T_I - T_{II}) = \left(\frac{1}{h_I} + R_w \right) + \frac{1}{f(p)} \dot{q}_A^{0,3} \quad (1.56)$$

Занемаривањем нестационарног члана, једначина (1.47) постаје

$$\rho_I c_{p,I} u_I \frac{d(T_I - T_{II})}{dx} = - \dot{q}_A a_{31} \quad (1.57)$$

у којој је dT_I замењено са $d(T_I - T_{II})$ услед константне вредности температуре T_{II} . Коначно, комбиновањем једначина (1.56) и (1.57) добија се диференцијална једначина зависности површинског топлотног протока $\dot{q}_A$ од просторне координате x мерене дуж цеви

$$\rho_I c_{p,I} u_I \left(\frac{1}{h_I} + R_w + \frac{0,3}{f(p)} \dot{q}_A^{-0,7} \right) \frac{d\dot{q}_A}{dx} + a_{31} \dot{q}_A = 0 \quad (1.58)$$

Добијена диференцијална једначина је нелинеарна па се њеном решавању мора приступити нумеричким путем. Почетни услов представља вредност површинског топлотног флуksа у тачки $x = 0$ који директно следи из једначине (1.56) при почетној температурској разлици $(T_I - T_{II})_0$.

Запремински топлотни флуks се израчунава као производ површинског топлотног флуksа добијеног из једначине (1.58) и специфична разделна површина између спољашње површине цеви и двофазне мешавине

$$\dot{q}_V = \dot{q}_A a_{31} \quad (1.59)$$

4.4. Нумеричко решавање диференцијалних једначина

Решавању система једначина (1.20) - (1.27) се приступа коришћењем методе коначних запремина. Прорачунски домен је издељен на више мањих контролних запремина (прорачунских ћелија) у којима се врши интеграција наведених једначина. Прорачунске ћелије су правоугаоног облика и означавају се променљивим индексима i , j и k чије се вредности повећавају дуж оса Декартовог правоуглог координатног система.

4.4.1. Дискретизација једначина

Интеграција се врши по времену и запремини па је најпре потребно извршити дискретизацију једначина у облик погодан за примену у рачунарском коду. Дискретизована једначина континуитета за течну фазу је:

$$\begin{aligned}
 & \frac{(\alpha_1 \rho_1 - \alpha_1^0 \rho_1^0)_{i,j,k} \Delta x_i \Delta y_j \Delta z_k}{\Delta t} + \\
 & + [(\alpha_1 \rho_1 u_1)_{i+1/2,j,k} - (\alpha_1 \rho_1 u_1)_{i-1/2,j,k}] \Delta y_j \Delta z_k + \\
 & + [(\alpha_1 \rho_1 v_1)_{i,j+1/2,k} - (\alpha_1 \rho_1 v_1)_{i,j-1/2,k}] \Delta z_k \Delta x_i + \\
 & + [(\alpha_1 \rho_1 w_1)_{i,j,k+1/2} - (\alpha_1 \rho_1 w_1)_{i,j,k-1/2}] \Delta x_i \Delta y_j = \\
 & = (-\Gamma_e + \Gamma_c + \dot{M}_{FW})_{i,j,k} \Delta x_i \Delta y_j \Delta z_k
 \end{aligned} \tag{1.60}$$

где се експонент 0 односи на почетни (претходни) временски тренутак док се сви остали чланови без експонента односе на нови временски тренутак. Запремински удео и густина течне фазе се одређују методом узводних разлика, на пример:

$$(\alpha_1)_{i+1/2,j,k} = \begin{cases} (\alpha_1)_{i,j,k}, & (u_1)_{i+1/2,j,k} > 0 \\ (\alpha_1)_{i+1,j,k}, & (u_1)_{i+1/2,j,k} < 0 \end{cases} \tag{1.61}$$

Габарити контролних запремина се рачунају као $\Delta x_i = x_{i+1/2} - x_{i-1/2}$, $\Delta y_i = y_{i+1/2} - y_{i-1/2}$ и $\Delta z_i = z_{i+1/2} - z_{i-1/2}$. Једначина (1.60) се може записати у компактној форми као:

$$\begin{aligned}
 a_{i,j,k}(\alpha_1)_{i,j,k} &= a_{i+1/2,j,k}(\alpha_1)_{i+1,j,k} + a_{i-1/2,j,k}(\alpha_1)_{i-1,j,k} + \\
 &+ a_{i,j+1/2,k}(\alpha_1)_{i,j+1,k} + a_{i,j-1/2,k}(\alpha_1)_{i,j-1,k} + \\
 &+ a_{i,j,k+1/2}(\alpha_1)_{i,j,k+1} + a_{i,j,k-1/2}(\alpha_1)_{i,j,k-1} + b_{i,j,k}
 \end{aligned} \tag{1.62}$$

Кoефицијeнти a и b сe рaчунају кao:

$$\begin{aligned}
 a_{i,j,k} &= \max[(\rho_1 u_1)_{i+1/2,j,k} \Delta y_j \Delta z_k, 0] + \max[-(\rho_1 u_1)_{i-1/2,j,k} \Delta y_j \Delta z_k, 0] + \\
 &+ \max[(\rho_1 v_1)_{i,j+1/2,k} \Delta z_k \Delta x_i, 0] + \max[-(\rho_1 v_1)_{i,j-1/2,k} \Delta z_k \Delta x_i, 0] + \\
 &+ \max[(\rho_1 w_1)_{i,j,k+1/2} \Delta x_i \Delta y_j, 0] + \max[-(\rho_1 w_1)_{i,j,k-1/2} \Delta x_i \Delta y_j, 0] + \\
 &+ \frac{(\rho_1)_{i,j,k} \Delta x_i \Delta y_j \Delta z_k}{\Delta t}
 \end{aligned} \tag{1.63}$$

$$a_{i+1/2,j,k} = \max[-(\rho_1 u_1)_{i+1/2,j,k} \Delta y_j \Delta z_k, 0] \tag{1.64}$$

$$a_{i-1/2,j,k} = \max[(\rho_1 u_1)_{i-1/2,j,k} \Delta y_j \Delta z_k, 0] \tag{1.65}$$

$$a_{i,j+1/2,k} = \max[-(\rho_1 v_1)_{i,j+1/2,k} \Delta z_k \Delta x_i, 0] \tag{1.66}$$

$$a_{i,j-1/2,k} = \max[(\rho_1 v_1)_{i,j-1/2,k} \Delta z_k \Delta x_i, 0] \tag{1.67}$$

$$a_{i,j,k+1/2} = \max[-(\rho_1 w_1)_{i,j,k+1/2} \Delta x_i \Delta y_j, 0] \tag{1.68}$$

$$a_{i,j,k-1/2} = \max[(\rho_1 w_1)_{i,j,k-1/2} \Delta x_i \Delta y_j, 0] \tag{1.69}$$

$$b_{i,j,k} = \frac{(\alpha_1^0 \rho_1^0)_{i,j,k} \Delta x_i \Delta y_j \Delta z_k}{\Delta t} + (-\Gamma_e + \Gamma_c + \dot{M}_{FW})_{i,j,k} \Delta x_i \Delta y_j \Delta z_k \tag{1.70}$$

Опeрaтoр $\max$ је дeфинисaн кao:

$$\max(x, y) = \begin{cases} x, & x > y \\ y, & y > x \end{cases} \tag{1.71}$$

Јeднaчинe oдржaњa eнeргијe зa тeчнy и пaрнy фaзy нaкoн дискрeтизaцијe пoпримaју слeдeћи oблик:

$$\begin{aligned}
 & [(h_p)_{i,j,k} - (h_p^0)_{i,j,k}] \frac{(\alpha_p^0 \rho_p^0)_{i,j,k} \Delta x_i \Delta y_j \Delta z_k}{\Delta t} + \\
 & + \{ (\alpha_p \rho_p u_p)_{i+1/2,j,k} [(h_p)_{i+1/2,j,k} - (h_p)_{i,j,k}] + \\
 & + (\alpha_p \rho_p u_p)_{i-1/2,j,k} [(h_p)_{i,j,k} - (h_p)_{i-1/2,j,k}] \} \Delta y_j \Delta z_k + \\
 & + \{ (\alpha_p \rho_p v_p)_{i,j+1/2,k} [(h_p)_{i,j+1/2,k} - (h_p)_{i,j,k}] + \\
 & + (\alpha_p \rho_p v_p)_{i,j-1/2,k} [(h_p)_{i,j,k} - (h_p)_{i,j-1/2,k}] \} \Delta z_k \Delta x_i + \\
 & + \{ (\alpha_p \rho_p w_p)_{i,j,k+1/2} [(h_p)_{i,j,k+1/2} - (h_p)_{i,j,k}] + \\
 & + (\alpha_p \rho_p w_p)_{i,j,k-1/2} [(h_p)_{i,j,k} - (h_p)_{i,j,k-1/2}] \} \Delta x_i \Delta y_j = \\
 & = (S_{e,p})_{i,j,k} \Delta x_i \Delta y_j \Delta z_k
 \end{aligned} \tag{1.72}$$

При чему се индекс $p = 1$ односи на течну, а индекс $p = 2$ на парну фазу. Изворни члан $S_{e,p}$ је дефинисан као:

$$S_{e,1} = -(\Gamma_e - \Gamma_c)(h'' - h_1) + \dot{M}_{FW}(h_{FW} - h_1) + \dot{q}_{31} \tag{1.73}$$

$$S_{e,2} = (\Gamma_e - \Gamma_c)(h'' - h_2) + \dot{q}_{32} \tag{1.74}$$

Записана у компактнoј форми, јeднaчинa (1.72) дoбијa oблик:

$$\begin{aligned}
 a_{i,j,k} (h_p)_{i,j,k} &= a_{i+1/2,j,k} (h_p)_{i+1/2,j,k} + a_{i-1/2,j,k} (h_p)_{i-1/2,j,k} + \\
 &+ a_{i,j+1/2,k} (h_p)_{i,j+1/2,k} + a_{i,j-1/2,k} (h_p)_{i,j-1/2,k} + \\
 &+ a_{i,j,k+1/2} (h_p)_{i,j,k+1/2} + a_{i,j,k-1/2} (h_p)_{i,j,k-1/2} + b_{i,j,k}
 \end{aligned} \tag{1.75}$$

гдe су, сличнo кaо и кoд јeднaчинe кoнтинуитeтa, кoефицијeнти a и b дефинисани кaо:

$$a_{i,j,k} = a_{i+1/2,j,k} + a_{i-1/2,j,k} + a_{i,j+1/2,k} + a_{i,j-1/2,k} + a_{i,j,k+1/2} + a_{i,j,k-1/2} + a_{i,j,k}^0 \tag{1.76}$$

$$a_{i+1/2,j,k} = \max [-(\alpha_p \rho_p u_p)_{i+1/2,j,k} \Delta y_j \Delta z_k, 0] \tag{1.77}$$

$$a_{i-1/2,j,k} = \max [(\alpha_p \rho_p u_p)_{i-1/2,j,k} \Delta y_j \Delta z_k, 0] \tag{1.78}$$

$$a_{i,j+1/2,k} = \max [-(\alpha_p \rho_p v_p)_{i,j+1/2,k} \Delta z_k \Delta x_i, 0] \tag{1.79}$$

$$a_{i,j-1/2,k} = \max [(\alpha_p \rho_p v_p)_{i,j-1/2,k} \Delta z_k \Delta x_i, 0] \tag{1.80}$$

$$a_{i,j,k+1/2} = \max [-(\alpha_p \rho_p w_p)_{i,j,k+1/2} \Delta x_i \Delta y_j, 0] \tag{1.81}$$

$$a_{i,j,k-1/2} = \max[(\alpha_p \rho_p w_p)_{i,j,k-1/2} \Delta x_i \Delta y_j, 0] \quad (1.82)$$

$$a_{i,j,k}^0 = \frac{(\alpha_p^0 \rho_p^0)_{i,j,k} \Delta x_i \Delta y_j \Delta z_k}{\Delta t} \quad (1.83)$$

$$b_{i,j,k} = (S_{e,p})_{i,j,k} \Delta x_i \Delta y_j \Delta z_k + a_{i,j,k}^0 (h_p^0)_{i,j,k} \quad (1.84)$$

Скаларне величине попут енталпије, зампреминског удела паре и густине се одређују шемом узводних разлика као:

$$(h_p)_{i+1/2,j,k} = \begin{cases} (h_p)_{i,j,k}, & (u_p)_{i+1/2,j,k} > 0 \\ (h_p)_{i+1,j,k}, & (u_p)_{i+1/2,j,k} < 0 \end{cases} \quad (1.85)$$

$$(\alpha_p)_{i+1/2,j,k} = \begin{cases} (\alpha_p)_{i,j,k}, & (u_p)_{i+1/2,j,k} > 0 \\ (\alpha_p)_{i+1,j,k}, & (u_p)_{i+1/2,j,k} < 0 \end{cases} \quad (1.86)$$

$$(\rho_p)_{i+1/2,j,k} = \begin{cases} (\rho_p)_{i,j,k}, & (u_p)_{i+1/2,j,k} > 0 \\ (\rho_p)_{i+1,j,k}, & (u_p)_{i+1/2,j,k} < 0 \end{cases} \quad (1.87)$$

Опште је познато да кретање флуида индукује разлика притисака. Уколико се посматра прорачунска мрежа, разлика притисака у суседним чворовима генерише компоненту брзине која се налази између тих чворова (на страницама контролних запремина). Због тога се дискретизација једначине количине кретања врши за померене контролне запремине чији су чворови на страницама претходно дефинисане прорачунске мреже. Узевши претходно наведено у обзир, дискретизована пројекција једначине одржања количине кретања на x — осу гласи:

$$\begin{aligned}
 & [(u_p)_{i+1/2,j,k} - (u_p)_{i+1/2,j,k}^0] \frac{(\alpha_p^0 \rho_p^0)_{i+1/2,j,k} \Delta x_{i+1/2} \Delta y_j \Delta z_k}{\Delta t} + \\
 & + \{ (\alpha_p \rho_p u_p)_{i+1,j,k} [(u_p)_{i+1,j,k} - (u_p)_{i+1/2,j,k}] + \\
 & + (\alpha_p \rho_p u_p)_{i,j,k} [(u_p)_{i+1/2,j,k} - (u_p)_{i,j,k}] \} \Delta y_j \Delta z_k + \\
 & + \{ (\alpha_p \rho_p v_p)_{i+1/2,j+1/2,k} [(u_p)_{i+1/2,j+1/2,k} - (u_p)_{i+1/2,j,k}] + \\
 & + (\alpha_p \rho_p v_p)_{i+1/2,j-1/2,k} [(u_p)_{i+1/2,j,k} - (u_p)_{i+1/2,j-1/2,k}] \} \Delta z_k \Delta x_{i+1/2} + \\
 & + \{ (\alpha_p \rho_p w_p)_{i+1/2,j,k+1/2} [(u_p)_{i+1/2,j,k+1/2} - (u_p)_{i+1/2,j,k}] + \\
 & + (\alpha_p \rho_p w_p)_{i+1/2,j,k-1/2} [(u_p)_{i+1/2,j,k} - (u_p)_{i+1/2,j,k-1/2}] \} \Delta x_{i+1/2} \Delta y_j = \\
 & = -(\alpha_p)_{i+1/2,j,k} (p_{i+1,j,k} - p_{i,j,k}) \Delta y_j \Delta z_k + (S_{m,p})_{i+1/2,j,k} \Delta x_{i+1/2} \Delta y_j \Delta z_k
 \end{aligned} \tag{1.88}$$

при чему су габарити прорачунске контролне запремине дуж x – осе рачунати као $\Delta x_{i+1/2} = x_i - x_{i-1}$. Изворни члан $S_{m,p}$ се рачуна као:

$$S_{m,1} = \alpha_1 \rho_1 g_x + F_{21,x} - F_{31,x} + \dot{M}_{FW}(u_{FW} - u_1) \tag{1.89}$$

$$S_{m,2} = \alpha_2 \rho_2 g_x + F_{21,x} - F_{32,x} + (\Gamma_e - \Gamma_c)(u_1 - u_2) \tag{1.90}$$

Запремински удео и густине фаза се рачунају за чворове померене прорачунске мреже линеарном интерполацијом:

$$(\alpha_p)_{i+1/2,j,k} = \frac{(\alpha_p)_{i+1,j,k}(x_{i+1} - x_{i+1/2}) + (\alpha_p)_{i+1/2,j,k}(x_{i+1/2} - x_i)}{x_{i+1} - x_i} \tag{1.91}$$

$$(\rho_p)_{i+1/2,j,k} = \frac{(\rho_p)_{i+1,j,k}(x_{i+1} - x_{i+1/2}) + (\rho_p)_{i+1/2,j,k}(x_{i+1/2} - x_i)}{x_{i+1} - x_i} \tag{1.92}$$

Компоненте брзина на страницама померене контролне запремине, које не пролазе кроз репрезентативне унутрашње тачке других померених контролних запремина, на пример компонента u у тачки (x_{i+1}, y_j, z_k) , се рачунају као средње вредности суседних компоненти [65]

$$(u_p)_{i+1,j,k} = \frac{(u_p)_{i+3/2} + (u_p)_{i+1/2}}{2} \tag{1.93}$$

Масени протоци на страницама померене контролне запремине који пролазе кроз репрезентативне унутрашње тачке померених контролних запремина се рачунају према шеми узводних разлика:

$$(\alpha_p \rho_p v_p)_{i+1/2, j+1/2, k} = \frac{(\dot{m}_p)_{i, j+1/2, k} + (\dot{m}_p)_{i+1, j+1/2, k}}{2} \quad (1.94)$$

гдe су

$$(\dot{m}_p)_{i, j+1/2, k} = \begin{cases} (\alpha_p \rho_p)_{i, j, k} (v_p)_{i, j+1/2, k}, & (v_p)_{i, j+1/2, k} > 0 \\ (\alpha_p \rho_p)_{i, j+1, k} (v_p)_{i, j+1/2, k}, & (v_p)_{i, j+1/2, k} < 0 \end{cases} \quad (1.95)$$

$$(\dot{m}_p)_{i+1, j+1/2, k} = \begin{cases} (\alpha_p \rho_p)_{i+1, j, k} (v_p)_{i+1, j+1/2, k}, & (v_p)_{i+1, j+1/2, k} > 0 \\ (\alpha_p \rho_p)_{i+1, j+1, k} (v_p)_{i+1, j+1/2, k}, & (v_p)_{i+1, j+1/2, k} < 0 \end{cases} \quad (1.96)$$

Укoликo сe јeднaчинa (1.88) зaпишe у кoмпaктнoм oблику, дoбијa сe

$$\begin{aligned} a_{i+1/2, j, k} (u_p)_{i+1/2, j, k} &= a_{i+1, j, k} (u_p)_{i+1, j, k} + a_{i, j, k} (u_p)_{i, j, k} + \\ &+ a_{i+1/2, j+1/2, k} (u_p)_{i+1/2, j+1, k} + a_{i+1/2, j-1/2, k} (u_p)_{i+1/2, j-1, k} + \\ &+ a_{i+1/2, j, k+1/2} (u_p)_{i+1/2, j, k+1} + a_{i+1/2, j, k-1/2} (u_p)_{i+1/2, j, k-1} + b_{i+1/2, j, k} \end{aligned} \quad (1.97)$$

при чeму вaжи

$$\begin{aligned} a_{i+1/2, j, k} &= a_{i+1, j, k} + a_{i, j, k} + a_{i+1/2, j+1/2, k} + a_{i+1/2, j-1/2, k} + a_{i+1/2, j, k+1/2} + \\ &+ a_{i+1/2, j, k-1/2} + a_{i+1/2, j, k}^0 \end{aligned} \quad (1.98)$$

кao и

$$a_{i+1, j, k} = \max[-(\alpha_p \rho_p u_p)_{i+1, j, k} \Delta y_j \Delta z_k, 0] \quad (1.99)$$

$$a_{i, j, k} = \max[(\alpha_p \rho_p u_p)_{i, j, k} \Delta y_j \Delta z_k, 0] \quad (1.100)$$

$$a_{i+1/2, j+1/2, k} = \max[-(\alpha_p \rho_p v_p)_{i+1/2, j+1/2, k} \Delta z_k \Delta x_i, 0] \quad (1.101)$$

$$a_{i+1/2, j-1/2, k} = \max[(\alpha_p \rho_p v_p)_{i+1/2, j-1/2, k} \Delta z_k \Delta x_i, 0] \quad (1.102)$$

$$a_{i+1/2, j, k+1/2} = \max[-(\alpha_p \rho_p w_p)_{i+1/2, j, k+1/2} \Delta x_i \Delta y_j, 0] \quad (1.103)$$

$$a_{i+1/2, j, k-1/2} = \max[(\alpha_p \rho_p w_p)_{i+1/2, j, k-1/2} \Delta x_i \Delta y_j, 0] \quad (1.104)$$

$$a_{i+1/2, j, k}^0 = \frac{(\alpha_p^0 \rho_p^0)_{i+1/2, j, k} \Delta x_i \Delta y_j \Delta z_k}{\Delta t} \quad (1.105)$$

$$b_{i+1/2,j,k} = -(\alpha_p)_{i+1/2,j,k} (p_{i+1,j,k} - p_{i,j,k}) \Delta y_j \Delta z_k + (S_{m,p})_{i+1/2,j,k} \Delta x_{i+1/2} \Delta y_j \Delta z_k + a_{i+1/2,j,k}^0 (u_p^0)_{i+1/2,j,k} \quad (1.106)$$

4.4.2. Примена SIMPLE методе

Поље притиска израчунава се коришћењем нумеричке методе *Симпл* (SIMPLE - Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations), која је прилагођена за двофазна струјања моделом два флуида. У модификованој *Симпл* методи, једначина корекције притиска добија се сабирањем билансних једначина масе за сваку фазу, при чему се компоненте брзина сваке фазе замењују апроксимативним изразима изведеним поједностављивањем биланса количине кретања. Поље брзина одређује се решавањем једначина биланса количине кретања, док се поље притиска решава једначинама корекције притиска, и то итеративно. За задато поље притиска, решавају се билансне једначине количине кретања за пројекције брзина сваке фазе, а затим се нове вредности брзина користе за решавање једначине корекције притиска и одређивање нових вредности притиска. Нове вредности притиска користе се за рачунање нових вредности брзина, а процес се понавља док се не постигне задовољавајући биланс масе двофазне мешавине унутар сваке контролне запремине са одређеном толеранцијом грешке. Притисак се одређује за исте контролне запремине које се користе за одређивање енталпије, док се брзине рачунају у помереним контролним запреминама.

Пројекције брзина у тој итерацији се могу представити као:

$$u_p^{(n)} = u_p^{(n-1)} + u_p', \quad v_p^{(n)} = v_p^{(n-1)} + v_p', \quad w_p^{(n)} = w_p^{(n-1)} + w_p' \quad (1.107)$$

и притисак као:

$$p^{(n)} = p^{(n-1)} + p' \quad (1.108)$$

при чему се експонентом $(n-1)$ означавају вредности из претходне итерације, док u_p' , v_p' , w_p' и p_p' представљају кориговане вредности компоненти брзине и притиска. Једначина корекције брзине у дискретизованом облику се може записати као:

$$(u_p')_{i+1/2,j,k} = -(d_p)_{i+1/2,j,k} (p'_{i+1,j,k} - p'_{i,j,k}) \quad (1.109)$$

при чeмy јe

$$(d_p)_{i+1/2,j,k} = \frac{(\alpha_p)_{i+1/2,j,k} \Delta y_j \Delta z_k}{a_{i+1/2,j,k}} \quad (1.110)$$

Компoнeнтa брзинe $(u_p)_{i+1/2,j,k}^{(n)}$ сe нaлaзи итeрaтивнo, нa oснoву врeднoсти из прeтхoднe итeрaцијe, пa сe прeтхoднa јeднaчинa свoди нa:

$$(u_p)_{i+1/2,j,k}^{(n)} = (u_p)_{i+1/2,j,k}^{(n-1)} - (d_p)_{i+1/2,j,k} (p'_{i+1,j,k} - p'_{i,j,k}) \quad (1.111)$$

Анaлoгнo, јeднaчинe другe двe прoјeкцијe брзинe сe мoгу зaписaти кao:

$$(v_p)_{i,j+1/2,k}^{(n)} = (v_p)_{i,j+1/2,k}^{(n-1)} - (d_p)_{i,j+1/2,k} (p'_{i,j+1,k} - p'_{i,j,k}) \quad (1.112)$$

$$(w_p)_{i,j,k+1/2}^{(n)} = (w_p)_{i,j,k+1/2}^{(n-1)} - (d_p)_{i,j,k+1/2} (p'_{i,j,k+1} - p'_{i,j,k}) \quad (1.113)$$

Сa другe стрaнe, јeднaчинa кoрeкцијe притискa јe

$$a_{i,j,k} p'_{i,j,k} = a_{i+1,j,k} p'_{i+1,j,k} + a_{i-1,j,k} p'_{i-1,j,k} + a_{i,j+1,k} p'_{i,j+1,k} + a_{i,j-1,k} p'_{i,j-1,k} + \\ + a_{i,j,k+1} p'_{i,j,k+1} + a_{i,j,k-1} p'_{i,j,k-1} + b_{i,j,k} \quad (1.114)$$

при чeмy су:

$$a_{i,j,k} = a_{i+1,j,k} + a_{i-1,j,k} + a_{i,j+1,k} + a_{i,j-1,k} + a_{i,j,k+1} + a_{i,j,k-1} \quad (1.115)$$

$$a_{i+1,j,k} = (\alpha_1 \rho_1 d_1 + \alpha_2 \rho_2 d_2)_{i+1/2,j,k} \Delta y_j \Delta z_k \quad (1.116)$$

$$a_{i-1,j,k} = (\alpha_1 \rho_1 d_1 + \alpha_2 \rho_2 d_2)_{i-1/2,j,k} \Delta y_j \Delta z_k \quad (1.117)$$

$$a_{i,j+1,k} = (\alpha_1 \rho_1 d_1 + \alpha_2 \rho_2 d_2)_{i,j+1/2,k} \Delta z_k \Delta x_i \quad (1.118)$$

$$a_{i,j-1,k} = (\alpha_1 \rho_1 d_1 + \alpha_2 \rho_2 d_2)_{i,j-1/2,k} \Delta z_k \Delta x_i \quad (1.119)$$

$$a_{i,j,k+1} = (\alpha_1 \rho_1 d_1 + \alpha_2 \rho_2 d_2)_{i,j,k+1/2} \Delta x_i \Delta y_j \quad (1.120)$$

$$a_{i,j,k-1} = (\alpha_1 \rho_1 d_1 + \alpha_2 \rho_2 d_2)_{i,j,k-1/2} \Delta x_i \Delta y_j \quad (1.121)$$

$$\begin{aligned}
 b_{i,j,k} = & \dot{M}_{FW} \Delta x_i \Delta y_j \Delta z_k - \frac{(\alpha_1 \rho_1 + \alpha_2 \rho_2 - \alpha_1^0 \rho_1^0 - \alpha_2^0 \rho_2^0)_{i,j,k} \Delta x_i \Delta y_j \Delta z_k}{\Delta t} - \\
 & - [(\alpha_1 \rho_1 u_1^{(n-1)} + \alpha_2 \rho_2 u_2^{(n-1)})_{i+1/2,j,k} - (\alpha_1 \rho_1 u_1^{(n-1)} + \alpha_2 \rho_2 u_2^{(n-1)})_{i-1/2,j,k}] \Delta y_j \Delta z_k \quad (1.122) \\
 & - [(\alpha_1 \rho_1 v_1^{(n-1)} + \alpha_2 \rho_2 v_2^{(n-1)})_{i,j+1/2,k} - (\alpha_1 \rho_1 v_1^{(n-1)} + \alpha_2 \rho_2 v_2^{(n-1)})_{i,j-1/2,k}] \Delta z_k \Delta x_i \\
 & - [(\alpha_1 \rho_1 w_1^{(n-1)} + \alpha_2 \rho_2 w_2^{(n-1)})_{i,j,k+1/2} - (\alpha_1 \rho_1 w_1^{(n-1)} + \alpha_2 \rho_2 w_2^{(n-1)})_{i,j,k-1/2}] \Delta x_i \Delta y_j
 \end{aligned}$$

Решавање добијеног система једначина се спроводи итеративно кроз унутрашње и спољашње итерације. Унутрашња итерација обухвата једначине (1.60), (1.72), (1.88) и (1.114) чијим се решавањем добијају поља запреминског удела течности, енталпија фаза, брзине фаза и корекције притиска, респективно.

4.5. Моделирање геометрије пуноразмерног и умањеног хоризонталног генератора паре

Сложена геометрија хоризонталног генератора паре (Слика 2.4) је апроксимирана тако да задржи све компоненте чији је утицај на термохидрауличке механизме релевантан. Струјни простор је дискретизован грубом прорачунском мрежом (Слика 4.1) са 38 x 35 x 17 контролних запремина дуж x , y и z оса Декартовог правоуглог координатног система, респективно, као и финијом прорачунском мрежом која се састоји од 80 x 80 x 40 контролних запремина. Закривљене површине су апроксимирани степенастим границама. Умањени модел хоризонталног генератора је дефинисан тако да су све спољне и унутрашње димензије умањене за 50% у односу на димензије код пуноразмерног генератора. Уколико је запремина једне прорачунске ћелије дефинисана као

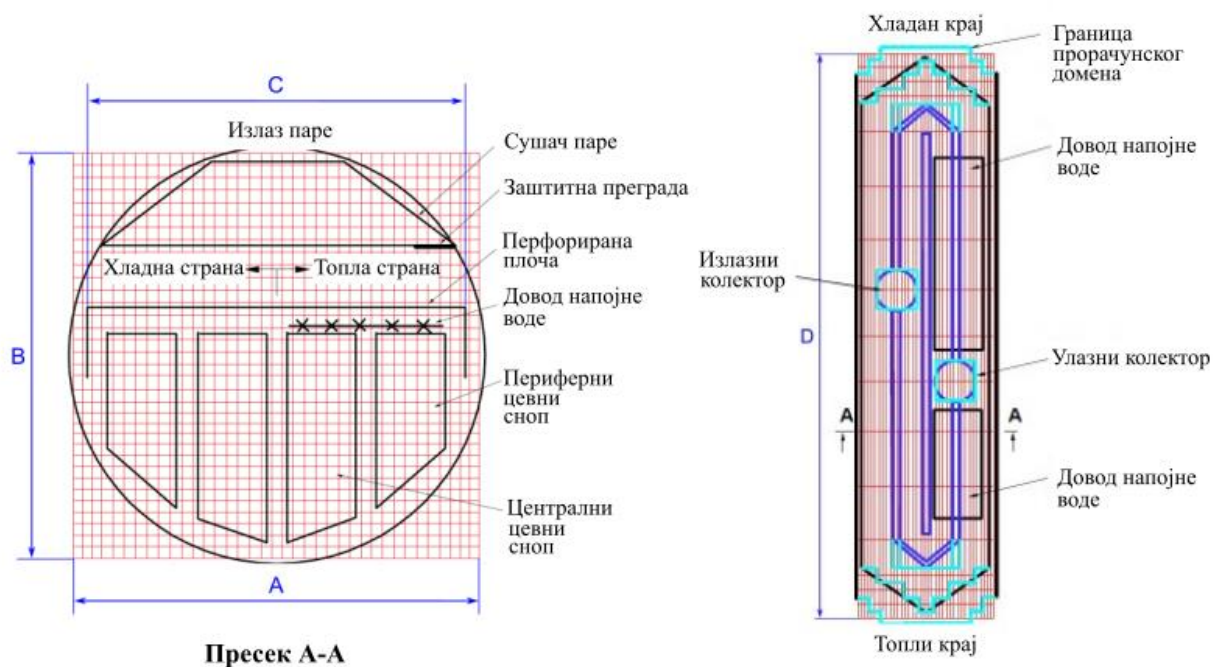
$$\Delta V = \Delta x \Delta y \Delta z \quad (1.123)$$

укупна запремина генератора паре је збир запремина свих прорачунских ћелија:

$$V = \sum_i \Delta V_i \quad (1.124)$$

Скалирањем димензија прорачунских ћелија за 50% доводи до смањења запремине генератора паре на 12,5% од запремине пуноразмерног генератора паре.

$$V_{sc} = \sum_i \Delta V_{sc,i} = \sum_i \left(\frac{\Delta x_i}{2} \frac{\Delta y_i}{2} \frac{\Delta z_i}{2} \right) = 0,125 \sum_i \Delta x_i \Delta y_i \Delta z_i = 0,125V \quad (1.125)$$



	Оригинална геометрија	Геометрија умањена за 50%
A [m]	4,0	2,0
B [m]	4,0	2,0
C [m]	3,63	1,815
D [m]	13,5	6,75

Слика 4.1: Приказ упрошћене геометрије и прорачунске мреже хоризонталног генератора паре; попречни пресек (лево) и уздужни пресек (десно)

4.5.1. Утицај скалирања геометрије на топлотну снагу генератора паре

Циљ овог истраживања јесте очување термохидрауличке сличности при преласку са хоризонталног генератора паре пуне размере типа ПГВ-1000 на његову умањену геометрију, при чему су све спољашње и унутрашње димензије скалиране истим једнодимензионим фактором скалирања sc_L . Овај фактор, који представља фактор скалирања дужине, дефинише се као однос одговарајуће карактеристичне димензије умањеног и генератора паре пуне размере. Као карактеристична димензија може се усвојити или укупна дужина генератора паре или његов пречник, па се фактор sc_L може изразити преко односа габаритних дужина, односно преко односа габаритних пречника умањене и полазне геометрије

$$sc_L = \frac{L_{HGP}}{L_{HGP,0}} = \frac{D_{HGP}}{D_{HGP,0}} \quad (1.126)$$

при чему се $L_{HGP,0}$ и $D_{HGP,0}$ односе на габаритну дужину и пречник пуноразмерног хоризонталног генератора паре, док се L_{HGP} и D_{HGP} односе на умањену геометрију.

Дводимензионални, површински, фактор скалирања је повезан са површином нивоа двофазне мешавине A_{NDM} (Слика 4.2)

$$A_{NDM,0} \sim L_{HGP,0} D_{HGP,0} \quad (1.127)$$

$$A_{NDM} \sim L_{HGP} D_{HGP} \quad (1.128)$$

Сходно једначинама (1.127), (1.128) и (1.126), може се одредити зависност дводимензионалног фактора скалирања од једнодимензионог фактора скалирања као

$$sc_A = \frac{A_{NDM}}{A_{NDM,0}} = \frac{L_{HGP} D_{HGP}}{L_{HGP,0} D_{HGP,0}} = (sc_L)^2 \quad (1.129)$$

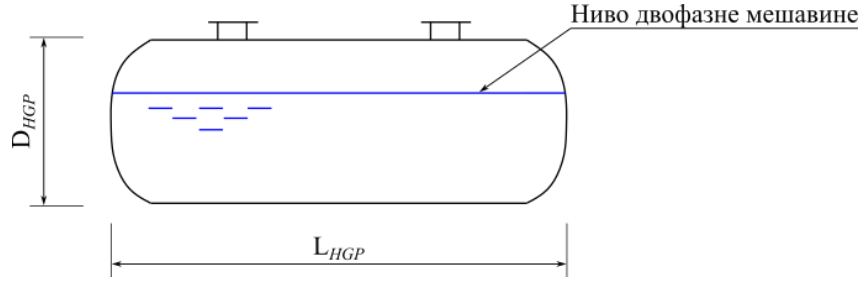
Како запремина генератора паре такође зависи од габаритних димензија, и то на начин:

$$V_{HGP,0} \sim L_{HGP,0} D_{HGP,0}^2 \quad (1.130)$$

$$V_{HGP} \sim L_{HGP} D_{HGP}^2 \quad (1.131)$$

тродимензионални, запремински, коефицијент скалирања се може дефинисати као

$$sc_V = \frac{V_{HGP}}{V_{HGP,0}} = \frac{L_{HGP} D_{HGP}^2}{L_{HGP,0} D_{HGP,0}^2} = (sc_L)^3 \quad (1.132)$$



Слика 4.2: Шематски приказ хоризонталног генератора паре са габаритним димензијама и положајем нивоа двофазне мешавине

Масени проток паре на месту нивоа двофазне мешавине, пуноразмерног и скалираног генератора, се може одредити као:

$$\dot{m}_{2,0} = \int_{A_{NDM,0}} (\alpha_{2,0} \rho_{2,0} u_{2,0}) dA \quad (1.133)$$

$$\dot{m}_2 = \int_{A_{NDM}} (\alpha_2 \rho_2 u_2) dA \quad (1.134)$$

Уз претпоставку сличности термохидрауличких параметара у равни одређеној нивоом двофазне мешавине, тј. $\alpha_{2,0} \approx \alpha_2$, $\rho_{2,0} \approx \rho_2$ и $u_{2,0} \approx u_2$, однос масених протока паре пуноразмерног и скалираног генератора паре је:

$$\frac{\dot{m}_2}{\dot{m}_{2,0}} = \frac{\int_{A_{NDM}} (\alpha_2 \rho_2 u_2) dA}{\int_{A_{NDM,0}} (\alpha_{2,0} \rho_{2,0} u_{2,0}) dA} = \frac{A_{NDM}}{A_{NDM,0}} = sc_A = (sc_L)^2 \quad (1.135)$$

Према једначини (1.135), сличност термохидрауличких параметара на месту нивоа двофазне мешавине се остварује ако је однос масеног протока паре пуноразмерног и скалираног ХГП једнак дводимензионалном фактору скалирања sc_A . С обзиром на то да је топлотна снага генератора паре директно пропорционална масеном протоку паре, може се закључити да је однос топлотних снага пуноразмерног и скалираног ХГП једнака:

$$\frac{\dot{Q}_{HGP}}{\dot{Q}_{HGP,0}} = \frac{\dot{m}_2}{\dot{m}_{2,0}} = sc_A = (sc_L)^2 \quad (1.136)$$

На основу претходне анализе, скалирање свих унутрашњих и спољашњих димензија хоризонталног генератора паре фактором sc_L доводи до смањења његове запремине према фактору скалирања sc_V , док се топлотна снага скалира према фактору sc_A . У разматраном случају, смањење свих унутрашњих и спољашњих димензија генератора паре за 50% доводи до смањења запремине на 12,5%, а топлотне снаге на 25% у односу на хоризонтални генератор паре ПГВ-1000 пуне размере. Смањење запремине генератора паре, а тиме и запремине цевних снопова за размену топлоте, фактором sc_V , довешће до смањења снаге генератора истим запреминским фактором скалирања sc_V , уколико се и код генератора пуне размере и код умањеног генератора задрже исти услови размене топлоте, као што су улазна и излазна температура примарног реакторског расхладног средства на примарној страни генератора паре, вредности притиска на примарној и секундарној страни, температура напојне воде на улазу, као и исти пречник и распоред цеви у цевним сноповима. То је, међутим, у супротности са условом изведеним једначином (1.136), према којем снага умањеног генератора паре треба да се скалира фактором површине sc_A , а не фактором запремине sc_V . Повећање запреминског топлотног флукса у цевним сноповима, а тиме и повећање снаге умањеног генератора паре, може се постићи смањењем пречника цеви, при чему распоред цеви у снопу и однос корака цеви према њиховом пречнику могу остати непромењени.

4.5.2. Утицај пречника цеви на вредност запреминског топлотног флукса

Скалирање свих димензија генератора паре фактором sc_L ($0 < sc_L < 1$) доводи до смањења топлотне снаге генератора услед умањења површине за размену топлоте између примарног и секундарног флуида. При непромењеним вредностима притиска реакторског расхладног средства, улазне и излазне температуре, као и пречника цеви, топлотна снага хоризонталног генератора паре скалира се на вредност $(sc_L)^3 \dot{Q}_{HGP,0}$ (Табела 4.1). Ако се однос корака цеви и пречника цеви задржи истим као код хоризонталног генератора паре пуне размере, услед смањења запремине и број цеви у умањеном генератору биће мањи – n_0 . Површина попречног пресека цевног снопа скалираног генератора се може дефинисати као:

$$A = n_0 c_t c_l d_0^2 \quad (1.137)$$

при чему су c_t и c_l односи попречног и подужног корака (Слика 4.3) и спољашњег пречника цеви, респективно, дефинисани као

$$c_t = \frac{P_t}{d_0} \quad (1.138)$$

$$c_l = \frac{P_l}{d_0} \quad (1.139)$$

У циљу повећања топлотне снаге хоризонталног генератора паре, потребно је обезбедити већи запремински топлотни флуks у области цевног снопа, што се може постићи смањењем пречника цеви. На тај начин, у оквиру исте површине попречног пресека цевног снопа A , могуће је распоредити већи број цеви n_1 мањег пречника d_1 . Другим речима, смањењем пречника појединачних цеви повећава се укупан број цеви које се могу сместити у исти попречни пресек, чиме се повећава укупна површина за размену топлоте и стварају услови за повећање топлотне снаге умањеног генератора паре. Задржавајући вредности c_t и c_l , површина попречног пресека цевног снопа се може дефинисати као:

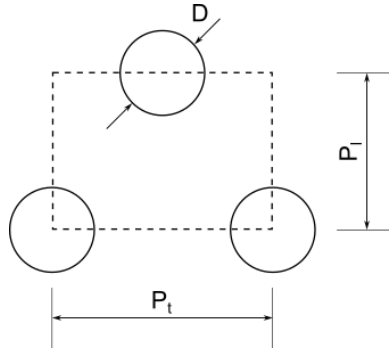
$$A = n_1 c_t c_l d_1^2 \quad (1.140)$$

Однос броја цеви умањеног генератора паре, сходно једначинама (1.137) и (1.140) је:

$$\frac{n_1}{n_0} = \left(\frac{d_0}{d_1} \right)^2 = f_{sk}^2 \quad (1.141)$$

где однос пречника дефинише фактор скалирања као

$$f_{sk} = \frac{d_0}{d_1} \quad (1.142)$$



Слика 4.3: Попречни (P_t) и подужни (P_l) корак размењивачких цеви

Са друге стране, укупна површина попречног пресека за проток реакторског хладиоца је производ броја цеви и унутрашње површине попречног пресека једне цеви:

$$A_{prh,0} = n_0 \frac{d_0^2 \pi}{4} \quad (1.143)$$

$$A_{prh,1} = n_1 \frac{d_1^2 \pi}{4} \quad (1.144)$$

док је њихов однос

$$\frac{A_{prh,0}}{A_{prh,1}} = \frac{n_1 d_1^2}{n_0 d_0^2} = \frac{n_1}{n_0} \left(\frac{d_1}{d_0} \right)^2 \quad (1.145)$$

Узимајући у обзир израз (1.142), претходна једнакост се своди на:

$$\frac{A_{prh,0}}{A_{prh,1}} = f_{sk}^2 \frac{1}{f_{sk}^2} = 1 \quad (1.146)$$

чиме се показује да је укупна површина попречног пресека за проток реакторског хладиоца иста и код скалираног генератора са цевима већег пречника d_0 , и код скалираног генератора са цевима мањег пречника d_1 . Ово важи само под условом да је задржан исти просторни поредак цеви као и да су односи попречног и подужног корака са пречником остали непромењени.

Усвајајући претпоставку да не постоје топлотни губици, топлотни проток који се са реакторског хладиоца преда секундарном флуиду је директно пропорционалан разлици температура реакторског хладиоца на улазу и излазу из цевног снопа:

$$\dot{Q} = \dot{m}c_p(T_{I,ul} - T_{I,iz}) \quad (1.147)$$

Исти топлотни проток се може представити у зависности од површине за размену топлоте A_{RT} и коефицијента пролажења топлоте k као:

$$\dot{Q} = kA_{RT}\Delta T_m \quad (1.148)$$

где је ΔT_m средња лoгаритамска температурска разлика дата изразом:

$$\Delta T_m = \frac{(T_{I,ul} - T_{II}) - (T_{I,iz} - T_{II})}{\ln\left(\frac{T_{I,ul} - T_{II}}{T_{I,iz} - T_{II}}\right)} \quad (1.149)$$

Површине за размену топлоте скалираних генератора паре са већим и мањим пречником цеви су дате изразима:

$$A_{RT,0} = n_0 \pi d_0 l \quad (1.150)$$

$$A_{RT,1} = n_1 \pi d_1 l \quad (1.151)$$

при чему је дужина цеви l једнака код оба генератора. Делјењем једначина (1.150) и (1.151) добија се однос површина за размену топлоте као:

$$\frac{A_{RT,1}}{A_{RT,0}} = \frac{n_1}{n_0} \left(\frac{d_1}{d_0}\right) = f_{sk}^2 \frac{1}{f_{sk}} = f_{sk} \quad (1.152)$$

Наведени израз указује на то да хоризонтални генератори паре, са већим пречником цеви d_0 и мањим пречником цеви d_1 , имају једнаке укупне површине попречног пресека за струјање реакторског хладиоца, под условом да су површина попречног пресека цевног снопа, распоред цеви и однос корака цеви према њиховом пречнику исти.

Запремински топлотни проток са примарног на секундарни флуид дефинисан је изразима (1.59) и (1.49). Однос запреминских топлотних флуксева ХГП са мањим и већим пречником цеви се може одредити узимајући у обзир једначину (1.152) као:

$$\frac{\dot{q}_{V,1}}{\dot{q}_{V,0}} = \frac{\dot{q}_{A,1} a_{31,1}}{\dot{q}_{A,0} a_{31,0}} = \frac{k_1 \Delta T_m \frac{A_{RT,1}}{V}}{k_0 \Delta T_m \frac{A_{RT,0}}{V}} = \frac{A_{RT,1}}{A_{RT,0}} = f_{sk} \quad (1.153)$$

Једначина (1.153) изведена је под претпоставком да је укупни коефицијент пролаза топлоте k приближно константан, с обзиром на то да се нивои притиска и температуре не мењају, да је утицај запрљаности цеви присутан, као и да се једина промена односи на коефицијент прелаза топлоте са примарног флуида на унутрашњи зид цеви услед промене брзине струјања. Међутим, утицај ове промене на укупни коефицијент пролаза топлоте ублажен је осталим топлотним отпорима, тако да није од већег значаја.

Из тога даље следе и друге једноставне релације између процесних и геометријских параметара. Једначина (1.153) такође показује да је однос топлотних снага два хоризонтална генератора паре истих укупних димензија и истих димензија цевног снопа, али са различитим пречницима цеви за размену топлоте, једнак односу тих пречника

$$\frac{\dot{Q}_{HGP,1}}{\dot{Q}_{HGP,0}} = f_{sk} \quad (1.154)$$

Додатно, из једначина (1.147) и (1.154), може се извести однос масених протока реакторског хладиоца код генератора са мањим и већим пречником цеви

$$\frac{\dot{m}_1}{\dot{m}_0} = f_{sk} \quad (1.155)$$

при непромењеној разлици температура реакторског хладиоца на улазу и излазу из цевног снопа $T_{I,ul} - T_{II,iz}$. Треба напоменути да смањење пречника цеви за размену топлоте и

повећање масеног протока доводе до повећања брзине струјања реакторског хладиоца, због чега је неопходно водити рачуна о томе да брзина остане у дозвољеним границама са становишта падова притиска и вибрација цеви. Поред тога, смањење пречника цеви мора се размотрити и са аспекта статичког понашања конструкције и механичке изводљивости, јер су таке цеви подложније деформацијама, губитку стабилности и отказима услед напрезања у радним условима притиска и температуре. Коначно, стварно инжењерско решење мора узети у обзир не само термохидрауличке перформансе, већ и структурни интегритет, могућност израде, приступачност одржавању и дугорочну поузданост.

4.5.3. Радни параметри пуноразмерног ХГП и умањеног модела

Радни параметри генератора паре пуне величине и умањеног модела приказани су у Табели 4.1. Параметри генератора паре пуне величине при 100% оптерећења одговарају номиналном режиму рада реактора ВВЕР-1000 [54], док су параметри умањеног модела дефинисани за четири нивоа топлотног оптерећења. Најниже топлотно оптерећење умањеног модела износи 12,5% номиналног оптерећења генератора паре пуне величине, при чему ова вредност одговара смањењу запремине умањеног модела на 12,5% у односу на геометрију генератора паре пуне величине. Након тога су разматрана и повећана топлотна оптерећења умањеног модела од 16%, 19% и 25% у односу на номинално оптерећење, са циљем испитивања утицаја запреминског топлотног флуksа у цевном снопу на параметре двофазног струјања, као што су запремински удео паре и брзина струјања.

Топлотна снага умањеног модела од 25% у односу на снагу генератора паре пуне величине одређена је у одељку 4.5.1, на основу једначине (1.136), као вредност при којој се у цевним сноповима генератора паре пуне величине и умањеног модела обезбеђују слични термохидраулички услови. То уједно представља и граничну вредност снаге при којој се у умањеном моделу постижу сличне максималне вредности запреминског удела паре и брзина двофазног струјања као у генератору паре пуне величине. Ова сличност термохидрауличких услова у генератору паре пуне величине и умањеном моделу потврђена је нумеричким симулацијама приказаним у наредном одељку. Повећање запреминског топлотног флуksа у умањеном моделу, а тиме и повећање укупне топлотне снаге на 25% снаге генератора паре пуне величине, обезбеђено је смањењем пречника цеви за размену топлоте у складу са једначином (1.154), изведеном у претходном одељку 4.5.2.

Табела 4.1: Радни и геометријски параметри пуноразмерног и скалираног хоризонталног генератора паре

Размера	100%	50%			
Топлотна снага (MW_{th})	750	94	120	142	187
Однос топлотне снаге/генерисања паре умањеног и пуноразмерног ГП	100%	12,5%	16%	19%	25%
Проток паре (kg/s)	408	51	65	78	102
Температура напојне воде ($^{\circ}C$)	220	220	220	220	220
Притисак на секундарној страни (MPa)	6,4	6,4	6,4	6,4	6,4
Масени проток реакторског хладиоца (kg/s)	4424	553	708	840	1106
Темп. реакторског хладиоца на улазу и излазу из цевног снопа ($^{\circ}C$)	319/ 289	319/ 289	319/ 289	319/ 289	319/ 289
Број размењивачких цеви (-)	11000	2750	4150	7040	11000
Однос подужног/попречног корака и пречника цеви	1,44/1,19	1,44/1,19	1,44/1,19	1,44/1,19	1,44/1,19
Пречник цеви (mm)	16x1,5	16x1,5	13x1,4	10x1,0	8x1,0
Просечна дужина цеви (m)	11,1	5,5	5,5	5,5	5,5
Укупна површина за размену топлоте (m^2)	6115	760	932	1216	1520
Брзина реакторског хладиоца у цевима (m/s)	4,2	2,1	2,8	3,3	4,9
Просечна вредност запреминског топлотног флукса (MW/m^3)	7,0	7,1	9,1	10,7	14,0

5. Резултати нумеричких симулација

5.1. Валидација модела

Валидација приказаног моделског приступа извршена је нумеричком симулацијом хоризонталног генератора паре ПГВ-1000 у нуклеарној електрани Нововороњеж и поређењем добијених нумеричких резултата са расположивим експерименталним подацима [53]. Мерне локације приказане су на Слици 5.1, при чему ознаке w и φ редом представљају мерења брзине струјања двофазне мешавине и запреминског удела паре. Запремински удео паре дефинисан је изразом $\varphi = \alpha_2 / (\alpha_1 + \alpha_2)$. Његово одређивање у експерименту извршено је на основу мерења диференцијалног притиска, док су брзине струјања мерене применом ротаметара. Нумеричке симулације спроведене су на две прорачунске мреже различите густине, односно на грубој и финијој мрежи са $38 \times 35 \times 17$ и $80 \times 80 \times 40$ контролних запремина, у складу са поступком описаним у претходном поглављу. Овако постављен поступак валидације омогућио је процену способности модела да репродукује сложену просторну структуру двофазног струјања у секундарном простору хоризонталног генератора паре.

Израчунати процесни параметри у вертикалном попречном пресеку у близини топлог колектора генератора паре приказани су на Слици 5.2. Резултати показују да се максимални запремински удео паре у области цевних снопова, приближно 0,7, јавља на топлој страни генератора паре. Посебно је значајно да вредности запреминског удела паре блиске јединици, уочене испод перфориране плоче, указују на формирање парног јастука у том делу прорачунског домена. Највећа брзина течне фазе, која износи 0,91 m/s, предвиђена је у зони са подизним струјањем унутар централног цевног снопа на топлој страни, и то на приближно половини његове висине. С друге стране, максимална брзина паре од 1,67 m/s остварује се на излазу из централног цевног снопа на топлој страни, док максимална брзина паре у слоју двофазне мешавине изнад перфориране плоче, износи 0,66 m/s.

Расподела запреминског удела паре и векторско поље брзине воде, приказани на Слици 5.2, јасно указују на положај нивоа двофазне мешавине и на карактер струјне структуре у посматраном пресеку. На тај начин, нумерички резултати не пружају само квантитативну процену локалних параметара двофазног струјања, већ и квалитативан увид у доминантне хидродинамичке појаве унутар генератора паре. Коначно, добијене нумеричке

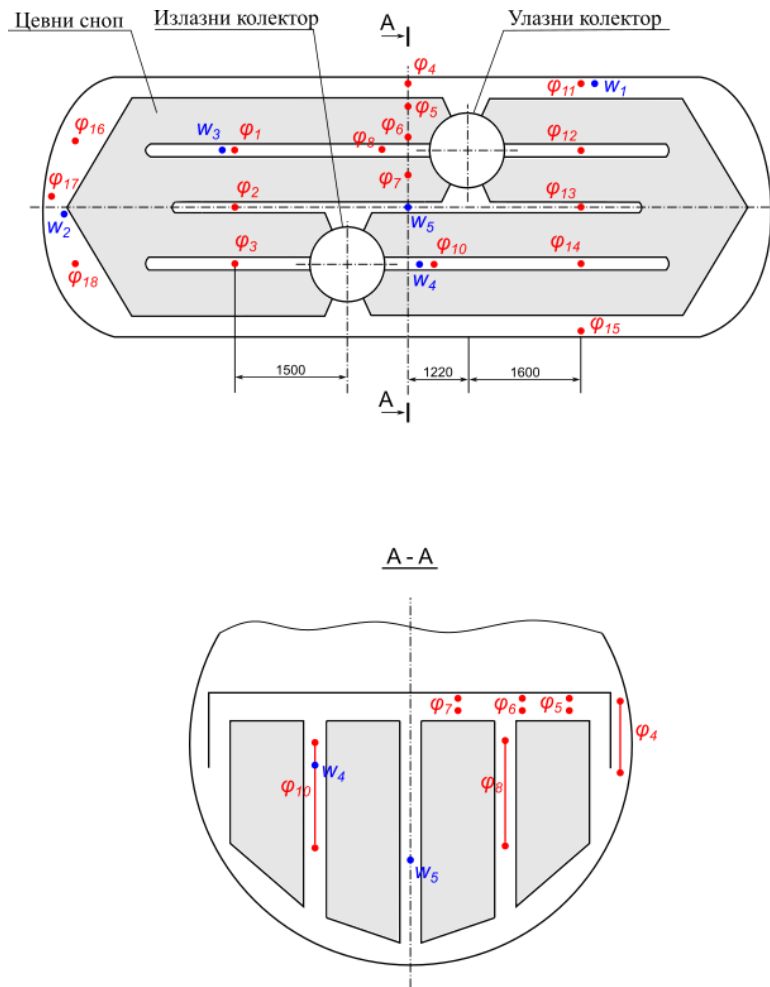
вредности запреминског удела паре и брзине двофазне мешавине, одређене на основу једначине (1.156), упоређене су са експериментално измереним подацима приказаним у табелама 5.1 и 5.2, чиме је извршена завршна оцена тачности примењеног модела.

$$\vec{u}_m = \frac{\alpha_1 \rho_1 \vec{u}_1 + \alpha_2 \rho_2 \vec{u}_2}{\alpha_1 \vec{u}_1 + \alpha_2 \vec{u}_2} \quad (1.156)$$

Као што је приказано у Табели 5.1, предвиђене вредности запреминског удела паре налазе се у задовољавајућем слагању са измереним вредностима, и то како за грубу, тако и за финију прорачунску мрежу. Са друге стране, предвиђања брзина струјања показују већа одступања у односу на експерименталне податке приказане у Табели 5.2. Разлог за ова одступања може се тражити, с једне стране, у ограничењима примењеног модела два флуида и припадајућих конститутивних корелација у прецизном опису сложених тродимензионалних услова двофазног струјања, а са друге стране у тачности примењене методе мерења помоћу ротаметарских мерача протока.

Наиме, мерна места смештена у уским слободним пролазима између цевних снопова налазе се у области у којој природна циркулација двофазне мешавине условљава сложену просторну расподелу брзине. У таквим условима правац локалних брзина није нужно усклађен са вертикалним правцем слободних пролаза између снопова. Поред тога, велике вредности релативне брзине између течне и парне фазе у овим областима могу бити изражене, при чему се у појединим деловима домена могу јавити и супротносмерна кретања фаза. Због тога предвиђање међуфазног отпора између паре и течности представља веома сложен задатак, што указује на потребу за даљим унапређењем конститутивних корелација датих једначинама (1.32) и (1.34). У том смислу, у будућим истраживањима могло би се размотрити увођење скупа корелација које су предложене у [70].

Са становишта саме експерименталне методе, треба имати у виду да је примењени ротаметарски мерач протока интрузиван мерни уређај, односно да његово присуство утиче на локално поље струјања, нарочито при нижим вредностима брзине, што може довести до повећања мерне грешке. На основу података из Табеле 5.1, просечна грешка предвиђања запреминског удела паре за финију мрежу износи око 11%, док просечна грешка предвиђања брзине, према подацима из Табеле 3, износи око 32%.



Слика 5.1: Приказ мерних места запреминских удела паре (φ) и брзина (w) [53]

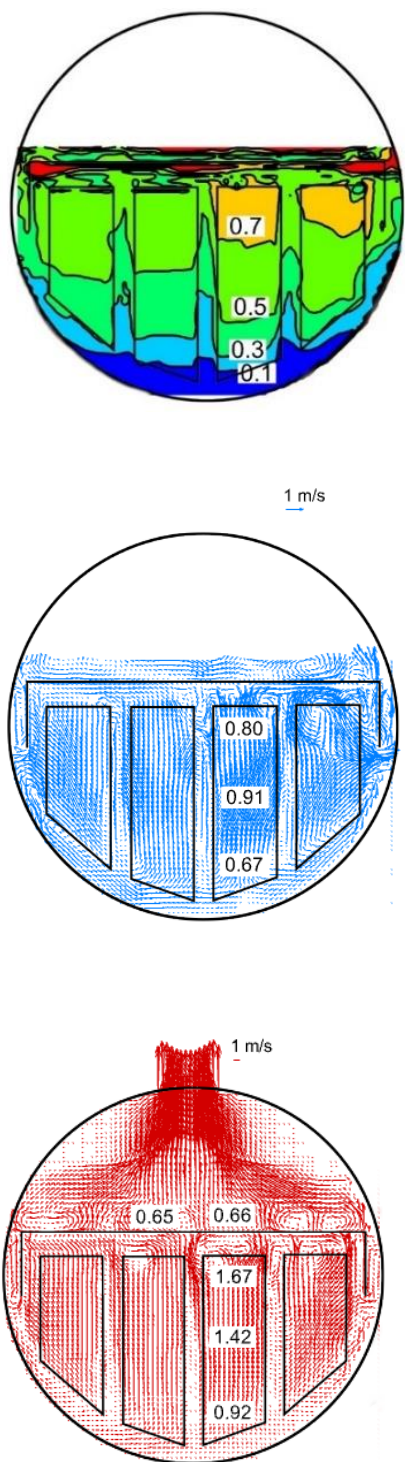
Приказана поређења показују да се и грубом и финијом прорачунском мрежом добија готово исти степен слагања између нумеричких и експерименталних резултата. Из тог разлога, даље нумеричке симулације термохидраулике умањеног модела хоризонталног генератора паре спроведене су применом грубе мреже, чиме је омогућено значајно смањење потребног времена прорачуна. На пример, конвергирано решење на грубој мрежи добија се за приближно 150 минута, док је за прорачун на финијој мрежи потребно око 500 минута. Симулације су изведене на персоналном рачунару са процесором *AMD Ryzen 9 5900X 12-Core Processor* такта 3,70 GHz и 32 GB инсталиране *RAM* меморије.

У примењеном прорачунском поступку коришћена је структурирана правоугаона мрежа. Како таква мрежа по својој природи не може верно да прати закривљене и геометријски сложене контуре омотача генератора паре, колектора и других унутрашњих

конструктивних елемената, било је неопходно применити одговарајућу апроксимацију геометрије. Због тога је сложена геометрија зидова представљена искључивањем појединих контролних запремина из прорачуна, у складу са методом коју је предложио Патанкар [71]. На тај начин је у оквиру правилне мреже омогућено апроксимативно представљање реалних геометријских граница прорачунског домена, без примене геометрији прилагођене мреже. Иако би примена неструктуриране и геометрији прилагођене хибридне нумеричке мреже, са бољом способношћу праћења сложене геометрије и локалних градијената струјања, потенцијално могла да допринесе повећању тачности нумеричке симулације, сматра се да, без истовременог даљег унапређења самог термохидрауличног модела, примена још финије мреже не би довела до суштински значајног побољшања тачности нумеричких предвиђања.

Табела 5.1: Поређење измерених вредности запреминског удела паре са резултатима прорачуна применом грубе и финије прорачунске мреже

Давач сигнала	Измерена вредност	Предвиђање са грубом мрежом	Релативна грешка [%]	Предвиђање са финијом мрежом	Релативна грешка [%]
φ_1	0,30	0,43	43,33	0,38	26,67
φ_2	0,45	0,45	0,00	0,52	15,56
φ_3	0,45	0,48	6,67	0,40	11,11
φ_4	0,70	0,61	12,86	0,60	14,29
φ_5	1,00	0,91	9,00	0,94	6,00
φ_6	0,70	0,74	5,71	0,78	11,43
φ_7	1,00	0,71	29,00	0,73	27,00
φ_8	0,55	0,50	9,09	0,51	7,27
φ_9	0,45	0,46	2,22	0,49	8,89
φ_{12}	0,52	0,49	5,77	0,50	3,85
φ_{13}	0,50	0,53	6,00	0,58	16,00
φ_{14}	0,55	0,48	12,73	0,48	12,73
φ_{15}	0,38	0,41	7,89	0,35	7,89



Слика 5.2: Предвиђене расподеле запреминског удела паре (горе), брзине течне фазе (средина) и брзине парне фазе (доле) пуноразмерног генератора паре снаге 750 MW, добијене применом финије прорачунске мреже

Табела 5.2: Поређење измерених вредности брзине двофазне мешавине са резултатима прорачуна применом грубе и финије прорачунске мреже

Давач сигнала	Измерена вредност	Предвиђање са грубом мрежом	Релативна грешка [%]	Предвиђање са финијом мрежом	Релативна грешка [%]
w ₁	1,120	0,810	27,68	0,837	25,27
w ₂	-0,06	-0,083	38,33	-0,070	16,67
w ₃	-0,350	-0,300	14,29	-0,320	8,57
w ₄	-0,680	-0,248	63,53	-0,227	66,62
w ₅	-0,300	-0,411	37,00	-0,431	43,67

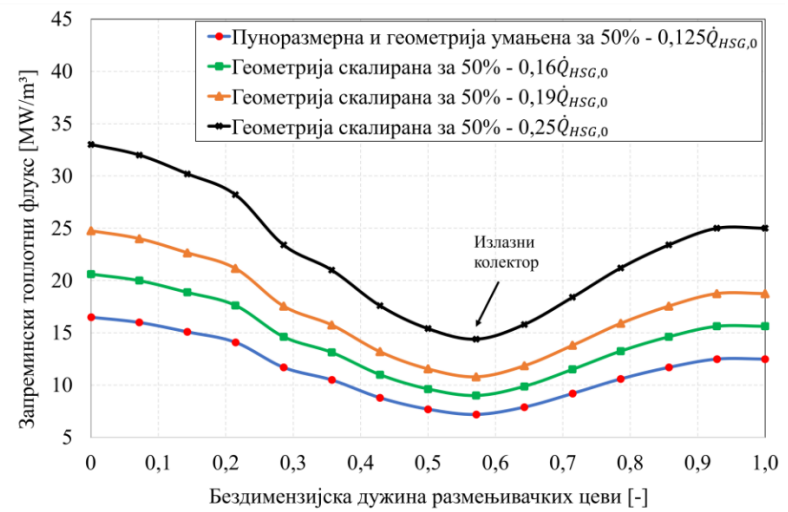
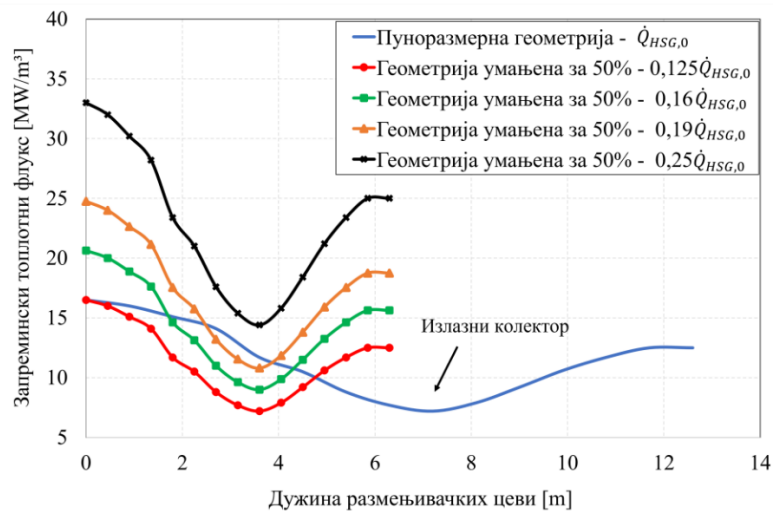
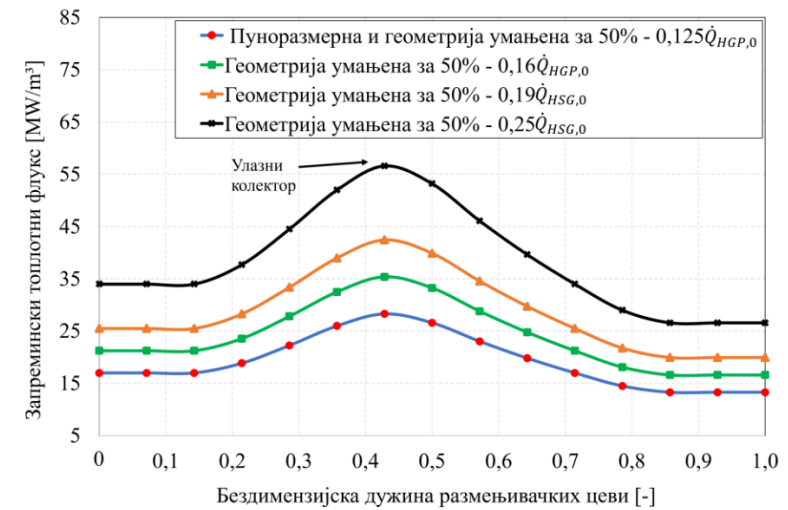
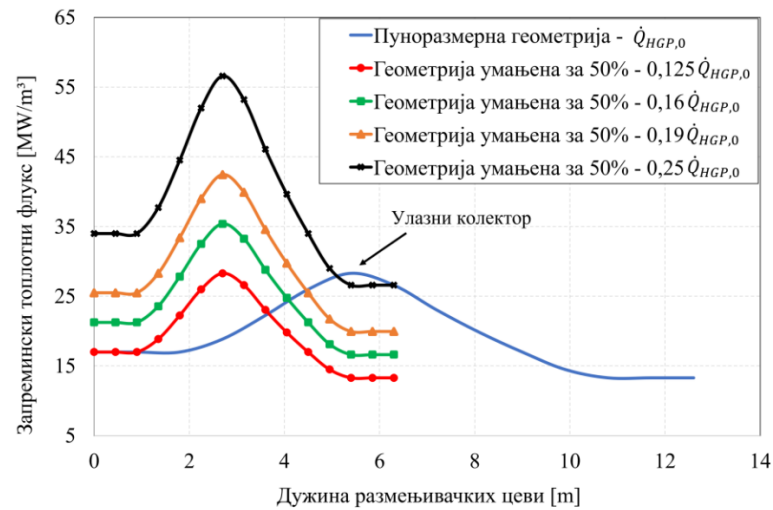
5.2. Термохидраулика умањеног модела хоризонталног генератора паре у зависности од вредности запреминског топлотног флуksа

Извршено је поређење термохидрауличких карактеристика хоризонталног генератора паре ПГВ-1000 пуне величине и његовог умањеног модела. Температуре реакторског расхладног средства на улазу и излазу из примарне стране генератора паре, као и притисак на примарној страни и притисак у омотачу на секундарној страни, задржани су константним. Такође су непромењени распоред цеви за размену топлоте и односно кораци између цеви. При истом пречнику цеви за размену топлоте, запремински топлотни флуks у умањеном моделу остаје једнак оном у генератору паре пуне величине, док је укупна топлотна снага умањеног модела смањена на 12,5%, што одговара смањењу запремине. Критеријуми сличности изведени у претходном поглављу показују да термохидраулички услови у цевним сноповима умањеног модела могу бити слични условима у генератору паре пуне величине уколико запремински топлотни флуks у умањеном моделу износи 25% вредности за генератор паре пуне величине, што се може постићи смањењем пречника цеви за размену топлоте за половину. Ове претпоставке проверене су нумеричким симулацијама термохидраулике генератора паре пуне величине и умањеног модела применом модела приказаног у поглављу 3.

Запремински топлотни флуks дуж цевних снопова на топлој и хладној страни генератора паре пуне величине и умањеног модела израчунат је решавањем једначине (1.58) а добијени резултати приказани су на Слици 5.3. Као што је већ наведено, умањење димензија за 50% доводи до смањења запремине генератора паре на 12,5% запремине

генератора пуне величине, као и до истоветног смањења запреминског топлотног флукса уколико пречник цеви за размену топлоте остане непромењен. Најниже вредности запреминског топлотног флукса добијене су за умањену геометрију при производњи паре од 51 kg/s, што представља 12,5% производње паре генератора пуне величине, која износи 408 kg/s. Ради испитивања осетљивости термохидрауличких карактеристика генератора паре на промену запреминског топлотног флукса, израчунате су и вредности флукса које одговарају топлотној снази од 16%, 19% и 25% снаге генератора паре пуне величине, при чему одговарајући масени протоци генерисане паре износе 65 kg/s, 78 kg/s и 102 kg/s.

Слика 5.3 показује да се запремински топлотни флукс у генератору паре пуне величине и умањеном моделу са пречником цеви од 16 mm креће у опсегу од приближно 7 MW/m³ у близини излазног колектора на хладној страни, до 28 MW/m³ у близини улазног колектора на топлој страни. У умањеном моделу, код кога је пречник цеви смањен за половину, односно на 8 mm, запремински топлотни флукс се удвостручује и износи око 14 MW/m³ у близини излазног колектора, односно достиже 56 MW/m³ у области улазног колектора на топлој страни. Истовремено, опсег промена запреминског удела паре и брзине дуж цевних снопова у умањеном моделу са пречником цеви од 8 mm остаје сличан условима који владају у генератору паре пуне величине при 100% снаге, што ће у наставку бити приказан



Слика 5.3: Запремински топлотни флуks на топлој (горе) и хладној (доле) страни пуноразмерног и скалираног ХГП у функцији физичке и бездимензијске дужине размењивачких цеви

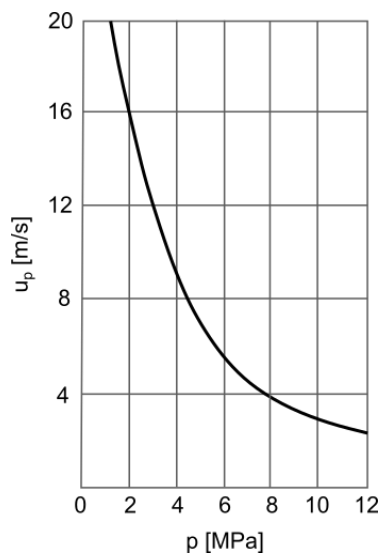
Расподела запреминског удела паре у попречном пресеку који се налази непосредно уз улазни колектор (пресек А–А на Слици 5.1), где је запремински топлотни флуks највећи, приказана је на Слици 5.6 за умањени модел хоризонталног генератора паре при различитим нивоима топлотне снаге, као и за генератор паре пуне величине при номиналној снази од 100%. При најнижој разматраној топлотној снази, која одговара 12,5% номиналне снаге генератора паре пуне величине, запремински удео паре у области највећег топлотног оптерећења, у близини улазног колектора, јесте мањи од 0,7. То указује на постојање значајне сигурносне резерве у односу на достизање услова исушења у цевном снопу, што значи да постоји могућност даљег повећања снаге генератора паре [72]. Са повећањем топлотне снаге на 16%, 19% и 25% номиналне снаге генератора паре пуне величине, на Слици 8 се уочава одговарајући пораст запреминског удела паре. Ипак, и у тим условима задржава се довољна сигурносна резерва, што омогућава даље повећање снаге. Један од начина да се то постигне, без промене основних термохидрауличких параметара на примарној и секундарној страни — као што су температуре реакторског хладиоца на улазу и излазу из цевних снопова, услови напојне воде и притисак на страни омотача — јесте примена цеви мањег пречника у цевном снопу, као што је приказано у Одељку 4 и у Табели 4.1.

Вектори брзине течне воде и паре у попречном пресеку у близини улазног колектора приказани су на Слици 5.7 и 5.8. Код генератора паре пуне величине, највећа брзина воде у зони подизног струјања јавља се у централном цевном снопу на топлој страни, у близини улазног колектора, при чему израчунате вредности од дна ка врху снопа износе 0,68 m/s, 0,93 m/s и 0,81 m/s. Насупрот томе, код умањеног модела који ради на 12,5% номиналне снаге генератора паре пуне величине, ове брзине су осетно ниже и на одговарајућим положајима износе 0,48 m/s, 0,72 m/s и 0,63 m/s. Са повећањем снаге на 25% номиналне вредности, уочава се приметан пораст брзине, тако да оне достижу 0,65 m/s, 0,87 m/s и 0,70 m/s, као што је приказано на Слици 9. Овај тренд указује на директну зависност између топлотне снаге и брзине струјања флуида у генератору паре, чиме се јасно истиче утицај геометријског умањења на динамику двофазног струјања.

Сличан образац уочава се и код брзине паре у истим областима централног цевног снопа на топлој страни, као што је приказано на Слици 5.8. Код генератора паре пуне величине, брзина паре на врху централног цевног снопа топле стране достиже 1,69 m/s.

Међутим, присуство уроњене перфориране плоче изнад цевних снопова значајно смањује ову брзину на 0,63 m/s, што има важну улогу у стабилизацији нивоа двофазне мешавине и у смањењу одношења капљица у парни простор изнад нивоа двофазне мешавине, чиме се спречава нежељено изношење влаге из генератора паре. Наиме, уколико локална брзна на површини течног филма или двофазне мешавине достигне критичну вредност, може доћи до увлачења, односно одношења капљица у парни ток, што доводи до повећања влаге у генерисаној пари. Критичне брзине паре у функцији притиска приказане су на Слици 5.4.

За радни притисак од 6,4 МПа, који је разматран у овој анализи, критична брзина паре износи око 5 m/s што је знатно веће од израчунатих вредности брзине паре у области изнад нивоа двофазне мешавине. То указује на то да у посматраним режимима рада нису достигнути услови за интензивно одношење капљица са површине двофазне смеше у парни простор. Другим речима, брзине паре остају у домену који омогућава повољне услове за гравитационо раздвајање фаза и ограничава пренос капљица течности у парни ток.



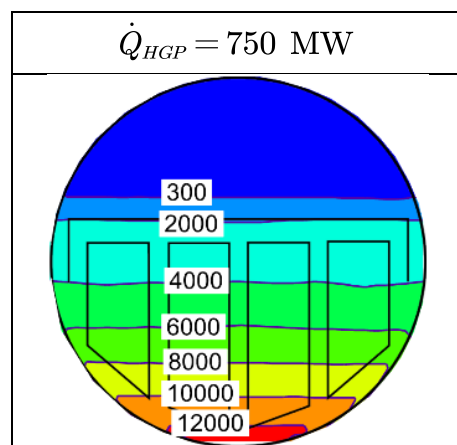
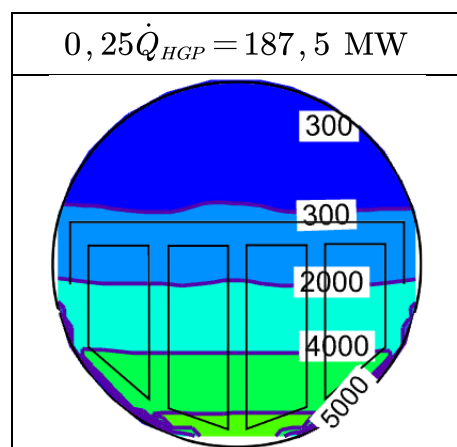
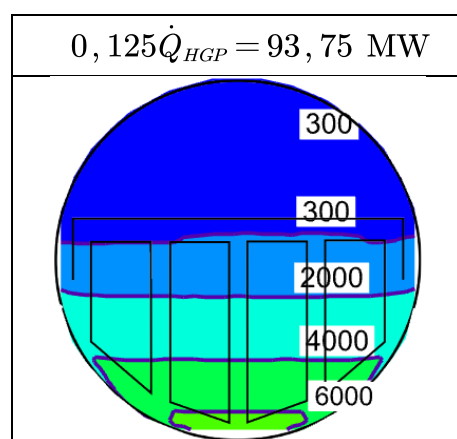
Слика 5.4: Критична брзина паре у зависности од притиска при којој започиње одношење капљица са површине течног филма [73]

Код умањеног модела брзине паре су приметно ниже, што је последица краћег пута подизног кључања у цевним сноповима смањене висине. Очекивано, повећање топлотне снаге доводи до интензивнијег испаравања, а тиме и до већих брзина паре дуж цевног снопа. Као што је приказано на Слици 5.8, при снази од 12,5% номиналне снаге брзине паре у

централном цевном снопу на топлој страни износе 0,78 m/s у доњем делу, 1,1 m/s на средини висине и 1,1 m/s у горњем делу снопа. Када се снага повећа на 25% номиналне вредности, ове брзине расту на 0,93 m/s, 1,45 m/s и 1,53 m/s, респективно. Овај тренд јасно показује изражену зависност брзине парне фазе од нивоа снаге и геометријских ограничења унутар генератора паре.

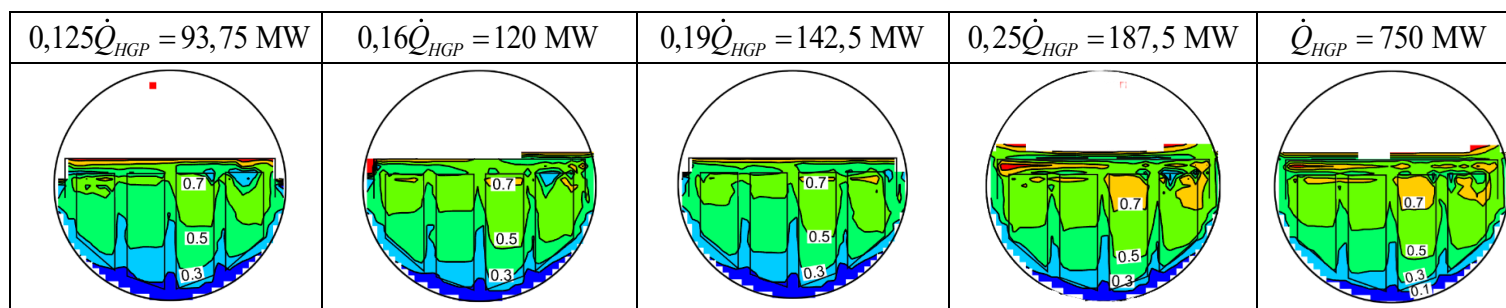
На Слици 5.5 приказана је упоредна визуелизација поља релативног притиска за различита топлотна оптерећења умањеног модела хоризонталног генератора паре, као и за номинално оптерећење генератора паре пуне величине. Прва два пресека односе се на умањену геометрију генератора паре, док се доњи односи на геометрију генератора паре пуне величине. У свим разматраним случајевима релативни притисак је дефинисан тако да на излазу паре, који се налази на врху кућишта генератора, има вредност једнаку нули, чиме је успостављена референтна тачка за анализу промена притиска.

Вредност релативног притиска од 12000 Pa на дну генератора паре пуне величине превасходно је одређена хидростатичким градијентом притиска у двофазној мешавини у кућишту генератора паре, чији је унутрашњи пречник 4 m. Промена притиска у вертикалном правцу у мањој је мери условљена фрикционим и акцелерационим падовима притиска у двофазном струјању. Груба процена показује да, за средњу вредност запреминског удела паре од приближно 0,5 дуж висине централног цевног снопа (Слика 5.5), висина нивоа двофазне мешавине од 2,6 m и притисак на секундарној страни од 6,4 МПа, густина двофазне мешавине износи приближно 392 kg/m^3 . Одговарајући хидростатички притисак стуба двофазне мешавине тада износи $392 \text{ (kg/m}^3) \cdot 9,81 \text{ (m/s}^2) \cdot 2,6 \text{ (m)} \approx 10000 \text{ Pa}$, што представља око 85% укупне промене притиска од ниво двофазне мешавине до дна омотача генератора паре. Парни простор изнад нивоа двофазне мешавине додатно ствара хидростатички притисак од приближно 300 Pa.

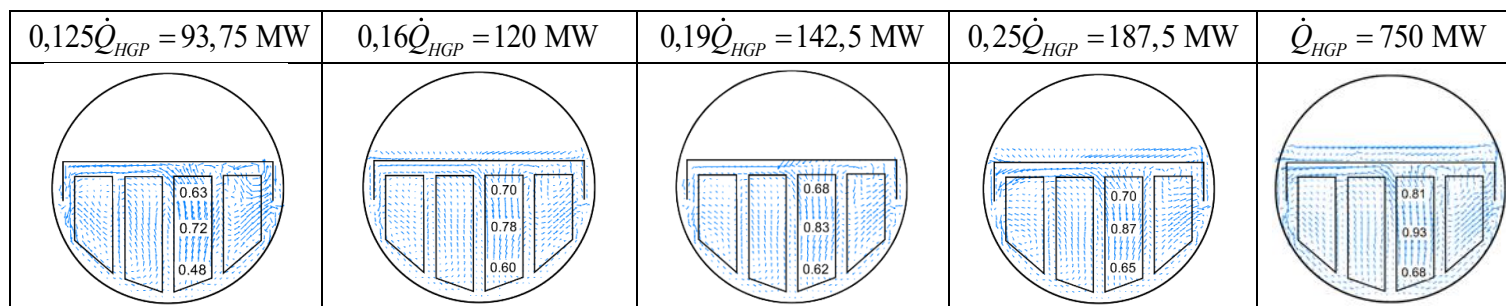


Слика 5.5: Расподела релативног притиска (P_a) у умањеном (горе и средина) и пуноразмерном (доле) ХГП

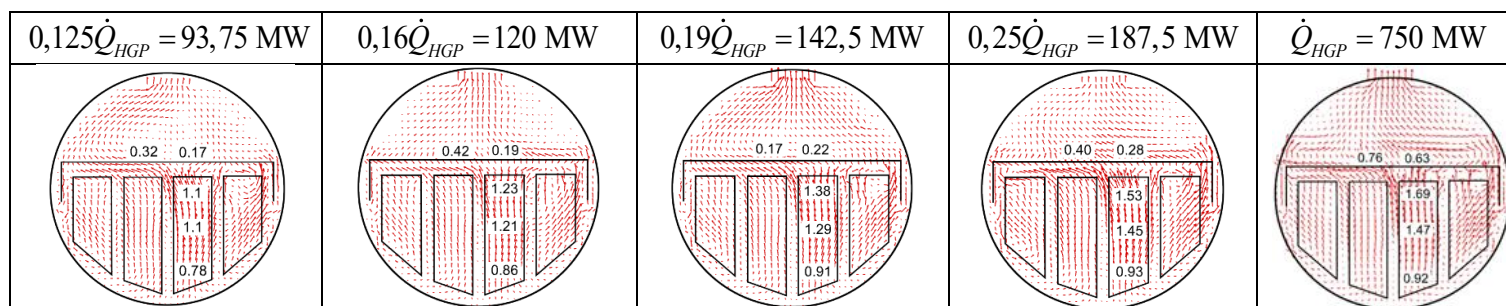
Насупрот томе, умањена геометрија, чији је пречник преполовљен, показује сразмерно мањи хидростатички градијент притиска, од око 6000 Pa у случају снаге од 12,5% снаге генератора паре пуне величине, односно око 5000 Pa у случају снаге од 25% снаге генератора паре пуне величине. Ово је последица мање вертикалне висине стуба двофазне смеше унутар омотача генератора паре. У оквиру умањене геометрије, повећање топлотног оптерећења са 12,5% на 25% снаге генератора паре пуне величине доводи до уочљивог пораста запреминског удела паре, као што је приказано на Слици 5.6. Последиčno, долази до смањења густине двофазне мешавине, смањења одговарајућег хидростатичког притиска и, коначно, до смањења вредности релативног притиска на дну кућишта генератора паре са 6000 Pa на 5000 Pa.



Слика 5.6: Расподела запреминског удела паре у умањеном и пуноразмерном ХГП



Слика 5.7: Брзине течне фазе у умањеном и пуноразмерном ХГП



Слика 5.8: Брзине парне фазе у умањеном и пуноразмерном ХГП

6. Закључак

У оквиру ове дисертације извршена је нумеричка анализа термохидрауличног понашања хоризонталног генератора паре пуне величине и умањеног модела, са посебним освртом на расподелу запреминског удела паре, брзине течне и парне фазе, као и на могућности очувања термохидрауличке сличности при геометријском умањењу. Истраживање је мотивисано потребом за развојем компактнијих и конструктивно рационалнијих решења генератора паре за примену у нуклеарним реакторима мале и средње снаге, при чему је један од кључних захтева задржавање повољних радних и безбедносних карактеристика које су већ потврђене код генератора паре великих ВВЕР постројења.

Полазну основу рада представљало је разматрање хоризонталног генератора паре ПГВ-1000 пуне величине, чије је термохидраулично понашање анализирано и потом упоређено са умањеним моделом. Посебна пажња посвећена је условима под којима умањена геометрија може да обезбеди сличне услове двофазног струјања секундарног флуида, нарочито у области цевног снопа, где се одвија испаравање и формирање двофазне смеше. На тај начин је омогућено да се проблем геометријског умањења не посматра искључиво са становишта димензија и снаге, већ пре свега са становишта очувања кључних физичких механизма који одређују рад генератора паре.

Валидација примењеног нумеричког приступа извршена је поређењем резултата прорачуна за генератор паре ПГВ-1000 са експерименталним подацима добијеним у нуклеарној електрани Нововороњеж. Показано је да примењени модел задовољавајуће репродукује основне параметре двофазног струјања у хоризонталном генератору паре. Просечна грешка предвиђања запреминског удела паре износила је око 11%, док је просечна грешка предвиђања брзине износила око 32%. Иако је тачност предвиђања брзине осетно нижа него код запреминског удела паре, овакви резултати могу се сматрати прихватљивим имајући у виду сложеност тродимензионалног двофазног струјања у секундарном простору генератора паре, ограничења примењеног двофлуидног модела и конститутивних корелација, као и ограничења саме експерименталне методе мерења. Добијени степен слагања са експериментом потврђује да примењени нумерички модел представља поуздану основу за анализу термохидрауличке сличности, испитивање утицаја геометријских параметара и оцену радних карактеристика умањених хоризонталних генератора паре.

Један од најважнијих резултата рада јесте показивање да се геометријским умањењем генератора паре не мора нужно нарушити сличност термохидрауличких услова, под условом да се истовремено изврши одговарајућа корекција појединих конструктивних параметара. Показано је да смањење линеарних димензија генератора паре за 50% доводи до смањења његове запремине на 12,5% у односу на генератор пуне величине. Уколико се при томе задрже исти пречници цеви за размену топлоте, исти распоред цеви, исти однос корака и пречника цеви, као и исти нивои притиска и температура на примарној и секундарној страни, тада се и укупна топлотна снага умањеног генератора паре природно смањује на приближно 12,5% снаге генератора пуне величине. Међутим, у раду је показано да такво решење не користи у довољној мери потенцијал умањене геометрије, јер омогућава веома велику сигурносну резерву у односу на граничне услове двофазног струјања у цевним сноповима.

Кључни научни допринос дисертације огледа се у квантификавању везе између геометријског умањења, пречника цеви за размену топлоте и запреминског топлотног флуksа у области цевног снопа. Показано је да се при непромењеним радним притисцима, температурама, распореду цеви и односу корака и пречника цеви, повећање запреминског топлотног флуksа у умањеном генератору паре може остварити смањењем пречника цеви за размену топлоте. Посебно је утврђено да је однос топлотних снага два хоризонтална генератора паре истих укупних димензија и истих димензија цевног снопа, али са различитим пречницима цеви за размену топлоте, једнак односу тих пречника. На тај начин је добијен једноставан и инжењерски веома значајан критеријум за процену како промена геометрије цеви утиче на пренос топлоте и на укупне радне параметре генератора паре.

Нумерички резултати показују да се у умањеном генератору паре, смањењем пречника цеви са 16 mm на 8 mm, запремински топлотни флуks у цевним сноповима приближно удвостручује. На тај начин омогућено је повећање топлотне снаге умањеног генератора паре са 12,5% на 25% снаге генератора паре пуне величине, при чему су термохидраулички услови у области цевног снопа остали блиски онима у прототипном генератору паре. То значи да геометријски модел умањен за 50% може да задовољи захтеве генератора паре за мале модуларне реакторе на нивоу топлотне снаге од 25% снаге генератора пуне величине, али уз одговарајуће повећање запреминског топлотног флуksа. Овај резултат је од посебног значаја, јер показује да једноставно геометријско скалирање

није довољно ако се жели очување сличног режима двофазног струјања, већ да је неопходно увести и контролисану модификацију пречника цеви за размену топлоте.

За генератор паре пуне величине са пречником цеви од 16 mm, запремински топлотни флуks у области цевних снопова креће се приближно од 7 MW/m³ у близини излазног колектора на хладној страни до 28 MW/m³ у близини улазног колектора на топлој страни. Код умањеног генератора паре, при смањењу пречника цеви на 8 mm, ове вредности расту приближно на 14 MW/m³ у близини излазног колектора и до 56 MW/m³ у области улазног колектора на топлој страни. Упркос тако значајном повећању запреминског топлотног флуksа, нумеричке симулације су показале да максимални запремински удео паре у цевним сноповима на топлој страни остаје око 0,7, док брзина паре достиже највише 1,53 m/s, што су вредности блиске онима које се јављају у генератору паре пуне величине. То указује на то да умањени генератор паре, при правилно изабраној комбинацији геометријских и радних параметара, може да обезбеди сличне локалне услове двофазног струјања, а тиме и задовољавајуће сигурносне резерве у погледу избегавања неповољних режима рада.

Анализа расподеле запреминског удела паре, поља брзина течне и парне фазе и релативног притиска показала је да су доминантни механизми струјања у секундарном простору у великој мери очувани и у умањеној геометрији. Пораст снаге у умањеном генератору паре доводи до очекиваног повећања интензитета испаравања, пораста запреминског удела паре и раста брзине обе фазе, али при томе параметри остају у домену који је упоредив са условима у генератору паре пуне величине. Показано је и да релативни притисак у омотачу генератора паре у значајној мери одређује хидростатичка компонента, што је нарочито изражено код генератора пуне величине услед већег пречника и веће висине стуба двофазне смеше. Код умањене геометрије хидростатички градијент је мањи, али су трендови промене притиска са променом топлотног оптерећења у складу са очекиваним смањењем густине двофазне смеше услед повећања удела паре.

Посебно важан практични аспект резултата односи се на чињеницу да повећање топлотног флуksа у умањеном генератору паре није без последица по струјање на примарној страни. Показано је да брзина реакторског расхладног средства унутар цеви расте сразмерно смањењу њиховог пречника, и то приближно са 2,1 m/s на 4,9 m/s. Овај резултат има директне инжењерске импликације, јер повећање брзине струјања у цевима мора бити узето у обзир при механичком пројектовању цевног снопа, процени ризика од вибрација

изазваних струјањем, оцени падова притиска, као и при пројектовању пумпи примарног кола које треба да савладају додатни хидраулички отпор. Другим речима, повећање запреминског топлотног флуksа представља ефикасан пут ка повећању специфичне снаге умањеног генератора паре, али мора бити пажљиво усклађено са ограничењима механичке издржљивости, хидрауличких губитака и дугорочне поузданости.

Резултати добијени у овој дисертацији указују на то да умањени хоризонтални генератори паре могу представљати реалну и технолошки оправдану опцију за примену у малим и средњим модуларним реакторима, под условом да се пројектовање не заснива само на једноставном геометријском умањењу, већ на пажљиво дефинисаним критеријумима термохидрауличке сличности. У том смислу, развијена методологија не представља само средство за анализу постојећих решења, већ и алат за будућу оптимизацију генератора паре са аспекта компактности, масе, производне изводљивости и радних перформанси. Осим тога, резултати рада могу послужити као технолошка основа за даљи развој компактних хоризонталних генератора паре, при чему је од посебног значаја чињеница да је квантитативно показано на који начин промена пречника цеви може да компензује неповољне последице геометријског умањења.

Ипак, треба нагласити да постоје и одређена ограничења спроведеног истраживања. Примењени модел два флуида са пратећим конститутивним корелацијама, иако довољно тачни за инжењерску анализу и процену основних трендова, не могу у потпуности описати све локалне појаве сложеног тродимензионалног двофазног струјања у секундарном простору генератора паре. То се нарочито односи на предвиђање међуфазног отпора, локалне релативне брзине фаза, евентуална противструјна кретања, као и на процесе одношења капљица и сепарације влаге у парном простору. Из тог разлога, будућа истраживања треба усмерити ка даљем унапређењу конститутивних корелација, унапређењу корелација за међуфазни отпор, као и ка повезивању термохидрауличног модела са детаљнијим моделима сепарације влаге и структурне анализе цевног снопа. Такође, било би корисно размотрити примену напреднијих нумеричких мрежа прилагођених сложеној геометрији, као и испитати осетљивост резултата на различите режиме рада и другачије геометријске конфигурације.

Резултати остварени у овој дисертацији дају везу између геометрије, запреминског топлотног флуksа и термохидрауличног понашања хоризонталних генератора паре.

Показано је да је могуће развити умањени хоризонтални генератор паре са већим специфичним топлотним оптерећењем, који при томе задржава термохидрауличке карактеристике сличне генератору паре пуне величине. Тиме су постављени јасни квантитативни критеријуми за скалирање и оптимизацију ових компоненти, што има непосредан значај за развој компактнијих, ефикаснијих и поузданих система за производњу паре у оквиру будућих нуклеарних реактора мале и средње снаге.

7. Литература

- [1] International Atomic Energy Agency (IAEA), Nuclear Power Reactors in the World, Vienna, 2024, ISBN: 978-92-0-122224-4
- [2] J. DeAngelo, I. Azevedo, J. Bistline, L. Clarke, G. Luderer, E. Byers and S.J. Davis, Energy systems in scenarios at net-zero CO₂ emissions, *Nature Communications*, Vol. 12, 2021, Article 6096, DOI: 10.1038/s41467-021-26356-y.
- [3] K. Bódis, I. Kougias, A. Jäger-Waldau, N. Taylor and S. Szabó, A high-resolution geospatial assessment of the rooftop solar photovoltaic potential in the European Union, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Vol. 114, 2019, Article 109309, DOI: 10.1016/j.rser.2019.109309.
- [4] International Energy Agency, Key World Energy Statistics 2021, OECD Publishing, Paris, France, 2021, DOI: 10.1787/2ef8cebc-en
- [5] K. Peng, K. Feng, B. Chen, Y. Shan, N. Zhang, P. Wang, K. Fang, Y. Bai, X. Zou, W. Wei et al., The global power sector's low-carbon transition may enhance sustainable development goal achievement, *Nature Communications*, Vol. 14, 2023, Article 3144, DOI: 10.1038/s41467-023-38987-4.
- [6] L. Clarke, Y.-M. Wei, A. De La Vega Navarro, A. Garg, A.N. Hahmann, S. Khennas, I.M. Lima de Azevedo, A. Löschel, A.K. Singh, L. Steg et al., Energy Systems, in: *Climate Change 2022: Mitigation of Climate Change – Contribution of Working Group III to the Sixth Assessment Report of the Intergovernmental Panel on Climate Change*, Cambridge University Press, Cambridge, UK, 2022, pp. 613–746, DOI: 10.1017/9781009157926.008.
- [7] H. Ritchie and P. Rosado, Electricity Mix, *Our World in Data*, 2020, доступно на: <https://ourworldindata.org/electricity-mix>, приступљено 12. маја 2026.
- [8] P.E. Hardisty, T.S. Clark and R.G. Hynes, Life cycle greenhouse gas emissions from electricity generation: A comparative analysis of Australian energy sources, *Energies*, Vol. 5, No. 4, 2012, pp. 872–897, DOI: 10.3390/en5040872.
- [9] D. Campbell-Lendrum, C. Corvalán and M. Neira, Global climate change: Implications for international public health policy, *Bulletin of the World Health Organization*, Vol. 85, 2007, pp. 235–237, DOI: 10.2471/BLT.06.039503.
- [10] United Nations, Net Zero Coalition, United Nations, New York, NY, USA, 2025, доступно на: <https://www.un.org/en/climatechange/net-zero-coalition>, приступљено 2. јуна 2026.
- [11] D. D'Ambrosio, M. Schoenfisch and D. Fischer, Electricity – Energy System, International Energy Agency, Paris, France, 2023, доступно на: <https://www.iea.org/energy-system/electricity>, приступљено 2. јуна 2026.
- [12] M. Huismans and F. Voswinkel, Electrification – Energy System, International Energy Agency, Paris, France, 2023, доступно на: <https://www.iea.org/energy-system/electricity/electrification>, приступљено 3. јуна 2025.
- [13] M. Batur and R.M. Alkan, What can we learn from past nuclear accidents? A comparative assessment of emergency response to accidents at the Three Mile Island, Chernobyl, and

- Fukushima Nuclear Power Plants, *Advanced Land Management*, Vol. 3, No. 2, 2023, pp. 23–36.
- [14] R. E. A. Mohammad, S. Veerasingam, G. Suresh, S. Rajendran, K.K. Sadasivuni, S. Ghani and F. Al-Khayat, Tackling environmental radionuclides contamination: A systematic review of chemical, biological, and physical remediation strategies, *Chemical Engineering Journal Advances*, Vol. 23, 2025, Article 100802, DOI: 10.1016/j.cej.2025.100802.
- [15] H. von Wehrden, J. Fischer, P. Brandt, V. Wagner, K. Kümmerer, T. Kuemmerle, A. Nagel, O. Olsson and P. Hostert, Consequences of nuclear accidents for biodiversity and ecosystem services, *Conservation Letters*, Vol. 5, No. 2, 2012, pp. 81–89, DOI: 10.1111/j.1755-263X.2011.00217.x.
- [16] M. Tamaoki, Studies on radiation effects from the Fukushima nuclear accident on wild organisms and ecosystems, *Global Environmental Research*, Vol. 20, No. 1–2, 2016, pp. 73–82.
- [17] S. van Buuren, T. Fraise and B. Pelopidas, Existential silos: The compartmentalization of the futures of environmental change and the nuclear threat, *Futures*, Vol. 173, 2025, Article 103671, DOI: 10.1016/j.futures.2025.103671.
- [18] P. A. Lang, Nuclear Power Learning and Deployment Rates; Disruption and Global Benefits Forgone, *Energies* 2017, 10, 2169, DOI: <https://doi.org/10.3390/en1022169>.
- [19] C. McCombie and M. Jefferson, Renewable and nuclear electricity: Comparison of environmental impacts, *Energy Policy*, Vol. 96, 2016, pp. 758–769, DOI: 10.1016/j.enpol.2016.03.022.
- [20] R. Hejazi, Nuclear energy: Sense or nonsense for environmental challenges, *International Journal of Sustainable Built Environment*, Vol. 6, No. 2, 2017, pp. 693–700, DOI: 10.1016/j.ijsbe.2017.07.006.
- [21] P. W. Beck, Nuclear energy in the twenty-first century: Examination of a contentious subject, *Annual Review of Energy and the Environment*, Vol. 24, 1999, pp. 113–137, DOI: 10.1146/annurev.energy.24.1.113.
- [22] L. K. Robertson and L.A. Lamont, An overview of nuclear power, *Proceedings of the 2015 5th International Youth Conference on Energy (IYCE)*, Pisa, Italy, 27–30 May 2015, pp. 1–6, DOI: 10.1109/IYCE.2015.7180816.
- [23] International Atomic Energy Agency, What are Small Modular Reactors (SMRs)?, IAEA, Vienna, Austria, 2023, доступно на: <https://www.iaea.org/newscenter/news/what-are-small-modular-reactors-smrs>, приступљено 8. јуна 2026.
- [24] M. Cooper, Small modular reactors and the future of nuclear power in the United States, *Energy Research & Social Science*, Vol. 3, 2014, pp. 161–177, DOI: 10.1016/j.erss.2014.07.014.
- [25] V. Gerasimovski and V. Chingoski, Small modular nuclear reactors—New perspectives in energy transition, *Balkan Journal of Applied Mathematics and Informatics*, Vol. 5, No. 2, 2022, pp. 107–115.

- [26] T. S. Carless, W. M. Griffin and P. S. Fischbeck, The environmental competitiveness of small modular reactors: A life cycle study, *Energy*, Vol. 114, 2016, pp. 84–99, DOI: 10.1016/j.energy.2016.07.111.
- [27] International Atomic Energy Agency, International Conference on Small Modular Reactors and their Applications, Vienna, Austria, 21–25 October 2024, IAEA, Vienna, Austria, 2024, доступно на: <https://www.iaea.org/events/smr2024>, приступљено 12. јуна 2026.
- [28] International Atomic Energy Agency, Design of the Reactor Coolant System and Associated Systems for Nuclear Power Plants, IAEA Safety Standards Series No. SSG-56, IAEA, Vienna, Austria, 2020.
- [29] International Atomic Energy Agency, Deterministic Safety Analysis for Nuclear Power Plants, IAEA Safety Standards Series No. SSG-2 (Rev. 1), IAEA, Vienna, Austria, 2019.
- [30] J. I. Lee, Review of small modular reactors: Challenges in safety and economy to success, *Korean Journal of Chemical Engineering*, Vol. 41, 2024, pp. 2761–2780, DOI: 10.1007/s11814-024-00207-0.
- [31] P. H. Lien and U. S. Rohatgi, Scaling challenges in small modular reactor, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 407, 2023, Article 112309, DOI: 10.1016/j.nucengdes.2023.112309.
- [32] W. E. Cummins and R. Matzie, Design evolution of PWRs: Shippingport to Generation III+, *Progress in Nuclear Energy*, Vol. 102, 2018, pp. 9–37, DOI: 10.1016/j.pnucene.2017.08.008.
- [33] M. Čopić, Z. Gabrovšek, *Nuklearna elektrana Krško, NUKLEARNA ELEKTRANA KRŠKO*, Četvrto izdanje, decembar 1988.
- [34] M.Yu. Egorov, Vertical steam generators for VVER NPPs, *Nuclear Energy and Technology*, Vol. 5, No. 1, 2019, pp. 31–38, DOI: 10.3897/nucet.5.33980.
- [35] N. B. Trunov, B. I. Lukasevich, D. O. Veselov and Yu.G. Dragunov, Steam generators—horizontal or vertical (which type should be used in nuclear power plants with VVER?), *Atomic Energy*, Vol. 105, 2008, pp. 165–174, DOI: 10.1007/s10512-008-9090-1.
- [36] V. N. Blinkov, A.V. Dedov, I.V. Elkin, V. I. Melikhov, O. I. Melikhov, S. M. Nikonov and A. S. Nikulin, Horizontal steam generators: Design improvement and experimental-and-computational studies (review), *Thermal Engineering*, Vol. 72, 2025, pp. 265–288, DOI: 10.1134/S004060152570003X.
- [37] A. M. Petrosyants, *Problems of Atomic Science and Technology*, 4th revised and expanded ed., Atomizdat, Moscow, USSR, 1979 (на руском)
- [38] V. D. Stevanovic, Z.V. Stosic, M. Kiera and U. Stoll, Numerical simulation and analyses of the loss of feedwater transient at Unit 4 of Kola NPP, *Proceedings of the 10th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE10)*, Arlington, Virginia, USA, 14–18 April 2002, Paper No. ICONE10-22452.
- [39] G. Saji, V.A. Yurmanov, V.I. Baranenko, V.A. Fedorova, G. Karzov and B.T. Timofeev, Fundamental mechanisms of component degradation by corrosion in nuclear power plants of Russian design, *Proceedings of the 16th International Conference on Nuclear Engineering*

- (ICONE16), Orlando, Florida, USA, 11–15 May 2008, Paper No. ICONE16-48308, pp. 499–518, DOI: 10.1115/ICONE16-48308.
- [40] N. G. Rassokhin, Nuclear Power Plant Steam Generators, Moscow, Atomizdat, 1980. (на русском).
- [41] A. A. Marchenko and S. S. Orzhekhovskiy, PGV-1000MKO: Design features and manufacturing technology, Proceedings of the 15th Scientific and Practical Conference “Safety of Nuclear Energy”, 6 – 7 June 2019, Volgodonsk, Russia, 2019 (на русском)
- [42] V. V. Sotskov, Development and investigation of an upgraded design of separation devices for steam generators of high-power nuclear power plants, Author’s abstract of the dissertation for the degree of Candidate of Technical Sciences, JSC OKB Hidropress, Podolsk, Russia, 2010 (на русском)
- [43] Yu. G. Dragunov, B. I. Lukasevich, N.B. Trunov, S. A. Kharchenko and V. V. Sotskov, PGV-1500 steam generator: New challenges and solutions, Atomic Energy, Vol. 99, No. 6, 2005, pp. 416–425 (на русском)
- [44] J. Gou, H. Ma, Z. Yang and J. Shan, An assessment of heat transfer models of water flow in helically coiled tubes based on selected experimental datasets, Annals of Nuclear Energy, Vol. 110, 2017, pp. 648–667, DOI: 10.1016/j.anucene.2017.07.015.
- [45] Y. Yuan, M. Zhong, Y. Zhou, F. Chao and L. Wang, Development and validation of the helically coiled steam generator model of RELAP5/MOD3.4 code, Progress in Nuclear Energy, Vol. 164, 2023, Article 104881, DOI: 10.1016/j.pnucene.2023.104881.
- [46] H. Yao, G. Chen, K. Lu, Y. Wu, W. Tian, G. Su and S. Qiu, Study on the systematic thermal-hydraulic characteristics of helical coil once-through steam generator, Annals of Nuclear Energy, Vol. 154, 2021, Article 108096, DOI: 10.1016/j.anucene.2020.108096.
- [47] L. Zhao, L. Guo, B. Bai, Y. Hou and X. Zhang, Convective boiling heat transfer and two-phase flow characteristics inside a small horizontal helically coiled tubing once-through steam generator, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 46, 2003, pp. 4779–4788, DOI: 10.1016/S0017-9310(03)00354-5.
- [48] S. Liu, F. Yin, V.I. Melikhov and O.I. Melikhov, Validation of the STEG code using experiments on two-phase flow across horizontal tube bundles, Nuclear Engineering and Design, Vol. 399, 2022, Article 112048, DOI: 10.1016/j.nucengdes.2022.112048.
- [49] V. Melikhov, O. Melikhov, Y. Parfenov and A. Nerovnov, Simulation of the thermal hydraulic processes in the horizontal steam generator with the use of the different interfacial friction correlations, Science and Technology of Nuclear Installations, Vol. 2011, 2011, Article 181393, DOI: 10.1155/2011/181393.
- [50] TRAC PF1/MOD2: theory manual,” Tech. Rep., Los Alamos National Laboratory, Los Alamos, NM, USA, 1990.
- [51] Simovic, Z. R., Ocokoljic, S., and Stevanovic, V. D., “Interfacial friction correlations for the two-phase flow across tube bundle,” International Journal of Multiphase Flow, Vol. 33, No. 2, 2007, pp. 217–226.

- [52] V. I. Melikhov and O. I. Melikhov, “Water-water energy reactor steam generators—modeling and simulations,” in *Steam Generators for Nuclear Power Plants*, 2nd ed., J. Riznic, Ed., Woodhead Publishing, 2025, pp. 485–526
- [53] V. I. Melikhov, O. I. Melikhov and B. I. Nigmatulin, Mathematical modeling of horizontal steam generator, Proceedings of the 2nd International Conference on Multiphase Flow, Kyoto, Japan, 3–7 April 1995.
- [54] V. Stevanovic, Z. Stosic, M. Kiera and U. Stoll, Horizontal steam generator thermal-hydraulics at various steady-state power levels, Proceedings of the 10th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE10), Washington, D.C., USA, 14–18 April 2002, Paper No. ICONE10-22451, DOI: 10.1115/ICONE10-22451.
- [55] A. Rabiee, A. H. Kamalinia and K. Hadad, Two-phase flow field simulation of horizontal steam generators, Nuclear Engineering and Technology, Vol. 49, 2017, pp. 92–102, DOI: 10.1016/j.net.2016.08.008.
- [56] A. Safavi, M.R. Abdi, M. Aghaie, M.H. Esteki, A. Zolfaghari, A.F. Pilevar and A. Daryabak, Study of perforated plate effect in horizontal VVER1000 steam generator, Nuclear Engineering and Design, Vol. 256, 2013, pp. 249–255
- [57] F. D’Auria and G. M. Galassi, Scaling in nuclear reactor system thermal-hydraulics, Nuclear Engineering and Design, Vol. 240, 2010, pp. 3267–3293, DOI: 10.1016/j.nucengdes.2010.06.010.
- [58] M. Ishii and O.C. Jones Jr., Derivation and application of scaling criteria for two-phase flows, in: Two-Phase Flows and Heat Transfer, Vol. 1, NATO Advanced Study Institute, 1976.
- [59] M. Ishii, S. T. Revankar, T. Leonardi, A. Dowlati, M. L. Bertodano, I. Babelli, W. Wang, H. Pokharna, V. H. Ransom, R. Viskanta and J. T. Han, The three-level scaling approach with application to the Purdue University Multi-Dimensional Integral Test Assembly (PUMA), Nuclear Engineering and Design, Vol. 186, 1998, pp. 177–211.
- [60] N. Zuber, The effects of complexity, of simplicity and of scaling in thermal hydraulics, Nuclear Engineering and Design, Vol. 204, 2001, pp. 1–27.
- [61] N. Zuber, W. Wulff, U.S. Rohatgi and I. Catton, Application of fractional scaling analysis (FSA) to loss-of-coolant accidents (LOCA), Part 1: Methodology development, Proceedings of the 11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-11), Avignon, France, 2005.
- [62] L. S. Wang and B. H. Yan, Scaling analysis of the thermal-hydraulic behavior in the secondary side of steam generator, Annals of Nuclear Energy, Vol. 164, 2021, Article 108609, DOI: 10.1016/j.anucene.2021.108609.
- [63] P. K. Bhowmik, P. Sabharwall, J.T. Johnson, M. E. T. Retamales, C. Wang, J. E. O’Brien, C. Lietwiler and Q. Wu, Scaling methodologies and similarity analysis for thermal-hydraulics test facility development for water-cooled small modular reactor, Nuclear Engineering and Design, Vol. 424, 2024, Article 113235, DOI: 10.1016/j.nucengdes.2024.113235.
- [64] J. Freixa, C. Berna, A. Escrivá, S. Gallardo, M. Lorduy-Alós, V. Martinez-Quiroga, K. Martin-Gil, R. Mendizabal, J.L. Muñoz-Cobo, F. Reventós and M. Sánchez-Perea, Scaling in

- nuclear thermal hydraulics: Advances, applications and future perspectives in Spain, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 426, 2024, Article 113394, DOI: 10.1016/j.nucengdes.2024.113394.
- [65] V. D. Stevanović, *Thermal-Hydraulics of Steam Generators: Modelling and Numerical Simulation*, 1st ed., Faculty of Mechanical Engineering, University of Belgrade, Belgrade, Serbia, 2006, ISBN: 86-7083-569-X.
- [66] M. Ishii and N. Zuber, Drag coefficient and relative velocity in bubbly, droplet or particulate flows, *AIChE Journal*, Vol. 25, No. 5, 1979, pp. 843–855, DOI: 10.1002/aic.690250513.
- [67] B. Maslovaric, V. Stevanovic, S. Prica and Z. Stosic, Vertical steam generator thermal-hydraulics: CMFD numerical simulation and verification, *Proceedings of the 11th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE11)*, Tokyo, Japan, 2003, Paper No. ICONE11-36491, DOI: 10.1299/jsmeicone.2003.432.
- [68] V. Stevanovic, B. Maslovaric and S. Prica, Dynamics of steam accumulation, *Applied Thermal Engineering*, Vol. 37, 2012, pp. 73–79, DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2012.01.007.
- [69] M.A. Mikheev and I.M. Mikheeva, *Fundamentals of Heat Transfer*, 2nd ed., Energiya, Moscow, USSR, 1977 (На русском)
- [70] T. T. Le, V. I. Melikhov and O. I. Melikhov, Recommended set of interfacial drag correlations for the two-phase flow under thermal-hydraulic conditions of a horizontal steam generator, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 379, 2021, Article 111249, DOI: 10.1016/j.nucengdes.2021.111249.
- [71] S.V. Patankar, *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Hemisphere Publishing Corporation, New York, USA, 1980.
- [72] M. A. Lazarevic, V. D. Stevanovic, S. Milivojevic and M. M. Petrovic, Nexus between geometry and thermal-hydraulic scaling of horizontal steam generator, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 445, 2025, 114487, DOI: 10.1016/j.nucengdes.2025.114487.
- [73] M. I. Reznikov and Yu. M. Lipov, *Steam Boilers of Thermal Power Stations*, Mir Publishers, Moscow, USSR, 1985.

Биографски подаци

Милош А. Лазаревић, мастер инжењер машинства, рођен је 21. јануара 1997. године у Београду. Основну школу и IX београдску гимназију „Михаило Петровић Алас“ завршио је у Београду. На Машински факултет Универзитета у Београду се уписао 2016. године. Основне академске студије је завршио 2019. године са просечном оценом 8,98 (осам и 98/100). Исте године уписује мастер академске студије на модулу за Термоенергетику, а завршава их 2022. године са просечном оценом 9,60 (девет и 60/100). Мастер рад на тему „Нумеричка симулација нестационарног хлађења вреловодног нуклеарног реактора“ одбранио је у јуну 2022. Докторске академске студије је уписао 2022. године такође на Машинском факултету Универзитета у Београду. Сада је студент треће године Докторских студија, положио је све испите предвиђене планом и програмом Докторских студија и дата му је сагласност о прихватању теме докторске дисертације под називом „Термохидраулика хоризонталног генератора паре за вреловодне нуклеарне реакторе мање снаге“ (ментор проф. др Владимир Стевановић).

Током Основних академских студија био је стипендиста Министарства просвете Републике Србије, док је током Мастер академских студија био стипендиста компаније Енергопројект Ентел. Више пута је награђиван од стране факултета за изванредан успех остварен у току студија.

У звање истраживач-приправник изабран је 01.06.2023. године одлуком Изборног већа у оквиру Научно–наставног већа Машинског факултета бр. 622/4.

У периоду од октобра 2022. године до априла 2023. године био је запослен као машински инжењер у компанији Енергопројект Ентел. На Машинском факултету Универзитета у Београду, на Катедри за термоенергетику, запослен је од маја 2023. год. до априла 2025. год. као истраживач приправник у оквиру програма „Зелена сарадња науке и привреде“ Фонда за науку Републике Србије на пројекту „Improving operational flexibility of decarbonized thermal power plants with energy storage towards increased renewable sources utilization (акроним TPP-RSU)“. Након завршетка пројекта код Фонда за науку, запослен је на Машинском факултету Универзитета у Београду у периоду од маја 2025. до фебруара 2026. године као истраживач приправник, а од марта 2026. године као самостални стручно-технички сарадник у Лабораторији за генераторе паре и нуклеарне реакторе.

Кандидат Милош Лазаревић је аутор и коаутор 5 научних радова, од чега су три рада објављена у водећим међународним часописима са SCI листе (катеорије M21a+, M21 и M22) док су два рада штампана у целини у материјалима скупова међународног значаја (катеорија M33). Учествовао је у раду „Међународне конференције о нуклеарном инжењерству“ (International Conference on Nuclear Engineering - ICONE) у организацији Америчког удружења машинских инжењера (ASME) у Прагу од 4. до 8. августа 2024. године и на конференцији је добио награду за најбољи научни рад у категорији студентских радова из Европе. У периоду од 17. до 19. децембра 2024. године је био учесник „Радионице о избору, финансирању, сигурности и безбедности малих модуларних реактора у организацији Основне инфраструктуре за одговорно коришћење технологије малих модуларних реактора Сједињених Америчких Држава (US Foundational Infrastructure for Responsible Use of Small Modular Reactor Technology - FIRST), у оквиру које је изложио резултате сопствених истраживања. У периоду од 19. до 30. јануара 2026. године прошао је 72-часовну обуку о ВВЕР нуклеарним електранама снаге 1200 MWe у оквиру Техничке академије компаније Росатом. У периоду од 2. до 6. фебруара 2026. год. је био учесник Треће међународне зимске техничке школе „Знање и технологије будућности у нуклеарној индустрији“ и истоимене конференције, у Обнинску, у Руској Федерацији. У оквиру такмичарског дела конференције је освојио прву награду за пројекат идеје малих модуларних фузионих реактора. Као супервизор студентског тима учествовао је на првом националном такмичењу „Global NaskAtom“ у Србији, на коме је његов тим освојио прво место. Такмичење, у организацији компаније „Росатом“ и Националног истраживачког нуклеарног универзитета „МИФИ“ из Москве, усмерено је на развој иновативних решења у области савремених нуклеарних технологија и унапређење комуникације са јавношћу. У јуну 2026. године изабран је за члана „Impact Team 2050“, међународног омладинског саветодавног тела генералног директора компаније „Росатом“, који окупља младе стручњаке и лидере из различитих земаља ради развоја међународне сарадње и иницијатива у области нуклеарних технологија и одрживог развоја.

Прилог 1.

Изјава о ауторству

Потписани-а _____ Милош А. Лазаревић _____

број индекса _____ д17/2022 _____

Изјављујем

да је докторска дисертација под насловом

Термохидраулика хоризонталног генератора паре за вреловодне нуклеарне реакторе
мање снаге

- резултат сопственог истраживачког рада,
- да предложена дисертација у целини ни у деловима није била предложена за добијање било које дипломе према студијским програмима других високошколских установа,
- да су резултати коректно наведени и
- да нисам кршио/ла ауторска права и користио интелектуалну својину других лица.

Потпис докторанда

У Београду, 11.05.2026.

Прилог 2.

**Изјава о истоветности штампане и електронске верзије
докторског рада**

Име и презиме аутора Милош А. Лазаревић

Број индекса д17/2022

Студијски програм докторске академске студије

Наслов рада Термохидраулика хоризонталног генератора паре за вреловодне
нуклеарне реакторе мање снаге

Ментор др Владимир Стевановић, редовни професор

Потписани/а Милош А. Лазаревић, маст. инж. маш

Изјављујем да је штампана верзија мог докторског рада истоветна електронској верзији коју сам предао/ла за објављивање на порталу **Дигиталног репозиторијума Универзитета у Београду**.

Дозвољавам да се објаве моји лични подаци везани за добијање академског звања доктора наука, као што су име и презиме, година и место рођења и датум одбране рада.

Ови лични подаци могу се објавити на мрежним страницама дигиталне библиотеке, у електронском каталогу и у публикацијама Универзитета у Београду.

Потпис докторанда

У Београду, 11.05.2026.

Прилог 3.

Изјава о коришћењу

Овлашћујем Универзитетску библиотеку „Светозар Марковић“ да у Дигитални репозиторијум Универзитета у Београду унесе моју докторску дисертацију под насловом:

Термохидраулика хоризонталног генератора паре за вреловодне нуклеарне реакторе мање снаге

која је моје ауторско дело.

Дисертацију са свим прилозима предао/ла сам у електронском формату погодном за трајно архивирање.

Моју докторску дисертацију похрањену у Дигитални репозиторијум Универзитета у Београду могу да користе сви који поштују одредбе садржане у одабраном типу лиценце Креативне заједнице (Creative Commons) за коју сам се одлучио/ла.

1. Ауторство

☒ 2. Ауторство - некомерцијално

3. Ауторство – некомерцијално – без прераде

4. Ауторство – некомерцијално – делити под истим условима

5. Ауторство – без прераде

6. Ауторство – делити под истим условима

(Молимо да заокружите само једну од шест понуђених лиценци, кратак опис лиценци дат је на полеђини листа).

Потпис докторанда

У Београду, 11.05.2026.

1. Ауторство - Дозвољавање умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце, чак и у комерцијалне сврхе. Ово је најслободнија од свих лиценци.

2. Ауторство – некомерцијално. Дозвољавање умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела.

3. Ауторство - некомерцијално – без прераде. Дозвољавање умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, без промена, преобликовања или употребе дела у свом делу, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела. У односу на све остале лиценце, овом лиценцом се ограничава највећи обим права коришћења дела.

4. Ауторство - некомерцијално – делити под истим условима. Дозвољавање умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце и ако се прерада дистрибуира под истом или сличном лиценцом. Ова лиценца не дозвољава комерцијалну употребу дела и прерада.

5. Ауторство – без прераде. Дозвољавање умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, без промена, преобликовања или употребе дела у свом делу, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце. Ова лиценца дозвољава комерцијалну употребу дела.

6. Ауторство - делити под истим условима. Дозвољавање умножавање, дистрибуцију и јавно саопштавање дела, и прераде, ако се наведе име аутора на начин одређен од стране аутора или даваоца лиценце и ако се прерада дистрибуира под истом или сличном лиценцом. Ова лиценца дозвољава комерцијалну употребу дела и прерада. Слична је софтверским лиценцама, односно лиценцама отвореног кода.