



UNIUNEA EUROPEANĂ



GUVERNUL ROMÂNIEI
MINISTERUL MUNCII, FAMILIEI,
PROTECȚIEI SOCIALE ȘI
PERSOANELOR VÂRSTNICE
AMPOSDRU



Fondul Social European
POSDRU 2007-2013



Instrumente Structurale
2007-2013



MINISTERUL
EDUCAȚIEI
NAȚIONALE
OIPOSDRU



Universitatea
POLITEHNICA
din București

FONDUL SOCIAL EUROPEAN

Investește în oameni!

Programul Operațional Sectorial pentru Dezvoltarea Resurselor Umane 2007 – 2013

Formarea viitorilor cercetatori-experti prin programe de burse doctorale (EXPERT)

POSDRU/107/1.5/S/76903



UNIVERSITATEA POLITEHNICA DIN BUCUREȘTI

Facultatea de Energetică

Departamentul Producere și Utilizare a Energiei

REZUMAT TEZĂ DE DOCTORAT

Contribuții la modelarea sistemelor pasive din reactoare nucleare

Contributions to modeling of passive systems for nuclear reactors

Autor: Ing. Alis Musa

Conducător de doctorat: Prof.dr.ing. Ilie PRISECARU

București
Mai, 2014

CONTRIBUȚII LA MODELAREA SISTEMELOR PASIVE DIN REACTOARE NUCLEARE

Rezumat (Ro)

În această lucrare sunt prezentate și dezvoltate o serie de modele matematice ce caracterizează curgerile mono și bifazice dintr-un reactor de tip CANDU 6 și AP 1000 în condiții de circulație naturală. Lucrarea este structurată pe 7 capitole după cum urmează. Capitolul 1 reprezintă introducerea, în timp ce în capitolul 2 sunt prezentate și descrise principiile de funcționare ale sistemelor pasive punându-se accent pe sistemele ce utilizează circulația naturală. Capitolul 3 este dedicat prezentării analizelor de securitate, unde este prezentat un istoric al evoluției analizelor, după care sunt abordate analizele pentru accidente severe, în special pentru reactoarele CANDU 6 și sunt identificate codurile frecvent utilizate în funcție de aplicabilitate. Sunt clasificate tipurile de evenimente și sunt detaliate analizele deterministe și probabiliste. În finalul capitolului sunt descrise etapele progresiei unui accident tip SBO. În capitolul 4 este dezvoltat un model CFD pentru calcul pierderilor de presiune în regim monofazic pentru un fascicul CANDU 6 în condiții de numere Re mici. Este prezentată metodologia de calcul, regimul, condițiile de simulare și compararea rezultatelor cu date experimentale. În capitolul 5 au fost dezvoltate următoarele modele pentru calcul pierderilor de presiune în regim bifazic tot pentru un fascicul CANDU 6 având condiții diferite de simulare: a) modele fără transfer de căldură, b) model cu transfer de căldură, c) un model bifazic pentru determinarea coeficienților de pierderi în regim bifazic pentru diferite morfologii de curgere. În capitolul 6 este modelată o secvență de accident din progresia unui accident tip SBO pentru reactorul AP 1000 și sunt modelați parametrii buclei de circulație naturală cu ajutorul codului MATLAB. În capitolul 7 sunt prezentate concluziile și contribuțiile originale ale tezei.

CONTRIBUTIONS TO MODELING OF PASSIVE SYSTEMS FROM NUCLEAR REACTORS

Abstract (En)

This study presents the development of a number of mathematical models describing the single phase and two-phase flows from a CANDU 6 and AP 1000 under natural circulation conditions. The paper is structured on 7 chapters. Chapter 1 represents the introduction while Chapter 2 describes the passive systems highlighting passive systems that use natural circulation. Chapter 3 presents the safety analysis by describing the evolution of the CANDU safety analysis and identifies the major computer codes used nowadays to perform them. The initiating events are classified and later on the deterministic and probabilistic analyses are described followed by the description of a SBO accident. Chapter 4 presents the development of a mathematical model using CFD that calculates the pressure drops over a CANDU 6 fuel bundle for mono phase flows. The obtained results are presented and compared with experimental data found in literature. In chapter 5 there have been developed some models for the calculation of the pressure drops for a two phase flow also for a CANDU 6 fuel bundle, considering different types of flow patterns: a) models that don't consider heat transfer, b) models that are considering heat transfer, c) and a model for calculating the loss coefficients in two phase flow considering different vapor fractions. Chapter 6 presents the modeling of a sequence specific to the AP 1000 reactor that is initiated after 2 minutes from the start of a SBO. The developed model was implemented in MATLAB. In chapter 7 are presented the conclusions and the original contributions of the thesis.

DISEMINAREA REZULTATELOR

- [1]. **A. Musa**, I. Prisecaru, S. Nicolici – “Pressure drop evaluation for a candu fuel bundle at low Reynolds number”, Journal Progress of Cryogenics and Isotopes Separation, Volume 16, Issue 1/2013, ISSN: 1582-2575, **Indexat EBSCO (BDI)**.
- [2]. **A. Musa**, I. Prisecaru and C. Nicolici– „Pressure Drop Modeling of a Two Phase Flow for a CANDU 6 Fuel Bundle using CFD”, European Simulation and Modelling Conference, Anglia, Lancaster, Octombrie 2013, ISBN 978-90-77381-66-3, **Indexat ISI-Thomson**.
- [3]. **A. Musa**, I. Prisecaru– „Numerical investigation of two phase flow for a CANDU 6 fuel bundle”, Conferinta Internationala de Energie si Mediu, Bucuresti , Noiembrie 2013
- [4]. **A. Musa**, I. Prisecaru, S. Nicolici– „Numerical Investigation of Natural Circulation Flow in AP 1000 Passive Heat Removal System Using ACSLXtreme, Nuclear 2014
- [5]. **A. Musa**, I. Prisecaru, S. Nicolici– „CFD comparasion between single phase and two phase pressure drop modles for candu 6 fuel bundle”, The 19th ICIT Conference “Progress in cryogenics and isotopes separation”, Octombrie 2013, Calimanesti Caciulata,
- [6]. C. Gheorghe (Nicolici), I. Prisecaru, **A. Musa**, A. Maxim – „Evaluarea codului ADMS4 pentru modelarea dispersiei atmosferice a eliberărilor radioactive”, A XXXIX-a Conferinta Anuala de Termoenergetica si Termoficare, Brasov, Noiembrie 2012, ISSN: 1843-6161.
- [7]. C. Nicolici, I. Prisecaru, S. Nicolici, **A. Musa** – „Atmospheric dispersion of radionuclides during a NPP accident. Gaussian puff vs. CFD Lagrange Particle Tracking”, The 6th Annual International Conference on Sustainable Development through Nuclear Research and Education, Pitesti, Mai 2013, ISSN: 2066-2955.
- [8]. C. Gheorghe (Nicolici), I. Prisecaru, **A. Musa**, S. Nicolici – „Using ADMS models for derived emission limits compliance with nuclear regulations”, UPB Scientific Bulletin, Seria C, ISSN: 2286-3540, **Indexat BDI** (Lucrare acceptată, în curs de publicare).
- [9]. C. Gheorghe (Nicolici), I. Prisecaru, **A. Musa** – „Effects of buildings and complex terrain on radionuclides atmospheric dispersion”, UPB Scientific Bulletin, Seria C, ISSN: 2286-3540, **Indexat BDI** (Lucrare in recenzie).

CUPRINS

CAPITOLUL 1. INTRODUCERE

CAPITOLUL 2. SISTEME PASIVE ÎN REACTOARE NUCLEARE

- 2.1 Clasificarea sistemelor pasive
- 2.2 Sisteme ce utilizează circulația naturală

CAPITOLUL 3. ANALIZE DE SECURITATE ÎN CENTRALE NUCLEARE

- 3.1 Analize deterministe de securitate nucleară 9
- 3.2 Analizei probabiliste

CAPITOLUL 4.EVALUAREA PIERDERILOR DE PRESIUNE PENTRU UN FASCICOL CANDU LA NUMERE RE MICI

- 4.1 Pierderi de presiune în regim monofazic 11
- 4.2. Rezultate si concluzii

CAPITOLUL 5. MODELAREA PIERDERILOR DE PRESIUNE ÎN REGIM BIFAZIC PENTRU UN FASCICOL CANDU 6

- 5.1 Modelarea curgerii în regim bifazic fără transfer de căldură
- 5.2 Modelarea pierderilor de presiune luând în considerare transferul de căldură.
Error! Bookmark not defined.
- 5.3 Determinarea coeficienților de pierderi pentru numere Re mici pentru diferite morfologii de curgere bifazică
- 5.4 Rezultate și concluzii

CAPITOLUL 6. MODELAREA UNEI SECVENȚE DE ACCIDENT PENTRU REACTORUL AP 1000 ÎN URMA UNUI SBO UTILIZÂND MATLAB

- 6.1 Modelarea secvenței de accident
- 6.2 Descrierea modelului matematic
- 6.3 Concluzii

CAPITOLUL 7. CONCLUZII

- 7.1. Concluzii generale
- 7.2. Contribuții originale
- 7.3. Perspective de dezvoltare ulterioară

CAPITOLUL 1. INTRODUCERE

Cererea de energie, la nivel mondial este într-o creștere rapidă. Schimbările climatice și preocuparea pentru creșterea emisiilor de gaze cu efect de seră au adus în discuție dependența viitorului de combustibilii fosili. Odată cu aceste creșteri înregistrate la nivel mondial, a apărut și o preocupare asiduă cu privire la impactul emisiilor de carbon asupra mediului, precum și la volatilitatea prețurilor combustibililor fosili, factori ce duc la o renaștere rapidă a energiei nucleare.

În ciuda accidentului de la Fukushima Daiichi din 2011, energia nucleară a continuat să joace un rol important în producția de energie electrică la nivel mondial. Astfel că, multe țări și-au exprimat public intenția începerii construcției de noi centrale nucleare chiar și după producerea accidentului (1). Măsurile luate de anumite țări ca urmare a accidentului de la Fukushima Daiichi au fost variate, astfel: Belgia, Germania și Elveția au luat măsuri suplimentare pentru a elimina treptat energia nucleară în întregime, în timp ce altele au re-affirmat planurile lor de expansiune. Evaluările de securitate (numite "teste de stres") și angajamentele efectuate la nivel național în anul 2011 au fost făcute pentru a finaliza cu promptitudine orice evaluări rămase neefectuate, facilitând astfel punerea în aplicare a unor măsuri corective necesare. Deși unele țări au indicat o întârziere în ceea ce privește luarea deciziilor cu privire la inițierea programelor nucleare, altele au continuat cu planurile lor de a introduce energia nucleară (2). Au avut loc serie de conferințe privind securitatea nucleară ce au avut ca obiectiv evaluarea inițială a accidentului de la Fukushima Daiichi, luarea în considerare a lecțiilor învățate și au condus la lansarea unor strategii de sporire a securității nucleare în întreaga lume. Concluziile preliminare rezultate în urma discuțiilor privind acest accident au stabilit necesitatea revizuirii și consolidării următoarelor aspecte, după cum este necesar (3):

- măsurile de protecție împotriva pericolelor extreme, cum ar fi tsunami;
- capacitățile de răcire în caz de accidente severe;
- managementul accidentelor severe;
- reevaluarea anumitor ipoteze din bazele de proiectare ale centralelor

Accidentul de la Fukushima a atras suspiciuni legate de securitatea reactoarelor curente, fiind foarte important ca indiferent de condiții, accidentele severe ce duc la eliberări radioactive masive trebuie evitate prin luarea unor măsuri de securitate suplimentare.

Producția de energie electrică din energie nucleară

După doi ani de la producerea accidentului de la Fukushima, impactul acestuia asupra industriei nucleare a devenit tot mai vizibil. Deși energia nucleară are în continuare de înfruntat

obstacole precum costurile ridicate și problemele de securitate, aceasta va fi în continuare considerată o opțiune în favoarea combustibililor fosili.

UTILIZAREA CODURILOR CFD ÎN INDUSTRIA NUCLEARĂ

Analizele de securitate reprezintă un instrument de mare importanță pentru justificarea securității centralelor nucleare. De obicei, aceste analize sunt realizate cu ajutorul unor coduri capabile să modeleze sistemele și fenomenele ce au loc în centrale. Totuși, există și probleme care nu pot fi tratate doar de codurile unidimensionale. Astfel că interesul pentru codurile tri-dimensionale CFD este crescut în special în combinație cu alte tipuri de coduri. Pentru aplicațiile nucleare există câteva coduri dedicate CFD cât și altele ce au aplicabilitate pentru securitate nucleară și analiza accidentelor. Odată cu apariția progresului în tehnicile de analize de securitate este așteptată utilizarea mai pronunțată a codurilor CFD. În prezent, obiectivul principal este de a crește încrederea în modelele CFD disponibile și de a atinge abordări fiabile din punctul de vedere al securității nucleare. Rolul modelelor CDF în analizele de securitate nucleară este acela de a determina și identifica fenomenele termohidraulice.(4)

Ultimul deceniu a cunoscut o utilizare tot mai mare a codurilor tridimensionale CFD pentru prezicerea regimurilor tranzitorii și de echilibru în reactoarele nucleare. Acestea conțin modele pentru turbulență, transfer de căldură, curgeri multifazice și reacții chimice. De asemenea, modelele CFD au fost intens studiate și pentru evaluarea pierderilor de presiune în multe aplicații ingineresti printre care aplicații aerospațiale, turbomașini și aplicații specifice industriei nucleare. Aplicabilitatea lor este deci des întâlnită și în aplicațiile nucleare într-un domeniu larg oferind detalii semnificative pentru fenomenele dezvoltate. Totuși, utilizarea lor este diferită de cea a unui sistem de coduri tipic și mai există limitări ale aplicabilității lor ce nesită soluționate.

OBIECTIVELE TEZEI

Principiile fundamentale ale fenomenului de circulație naturală prezintă mare interes proiectanților de centrale nucleare și sisteme aferente. Referitor la reactoarele răcite cu apă existente, circulația naturală este luată în considerare în utilizarea ei în circuitul primar. În toate configurațiile geometrice adoptate, circulația naturală permite îndepărtarea căldurii reziduale a reactorului în cazul pierderii circulației forțate. În condiții normale de funcționare reactoarele sunt caracterizate de un număr Re (Reynolds) mare, în timp ce în condiții de accident curgerile sunt caracterizate de numere Re mici. Teza a avut ca obiectiv general dezvoltarea unor modele matematice care să caracterizeze curgerile mono și bifazice dintr-un reactor de tip CANDU 6 și AP 1000 în condiții de circulație naturală, acest fenomen fiind intens studiat la ora actuală iar definirea și înțelegerea caracteristicilor termohidraulice asociate reprezintă o problemă pentru sistemele pasive. Lucrarea a urmat următorii pași:

- I. Studiul bibliografic al modelării circulației naturale în reactoarele nucleare, identificarea fenomenelor problematice de interes;
- II. Identificarea modelelor și corelațiilor utilizate pentru calculul pierderilor de presiune în regim mono și bifazic;
- III. Evaluarea progresiei unui accident tip SBO pentru un reactor de tip CANDU și AP 1000;
- IV. Dezvoltarea și implementarea unor modele CFD pentru calculul pierderilor de presiune în condiții de circulație naturală pentru un fascicol CANDU.
- V. Evaluarea debitului de agent de răcire într-o buclă de circulație naturală în urma unui accident SBO pentru reactorul AP 1000

CAPITOLUL 2. SISTEME PASIVE ÎN REACTOARE NUCLEARE

Unul dintre obiectivele luate în considerare în proiectarea reactoarelor avansate este de a le îmbunătăți securitatea prin introducerea unor caracteristici de securitate suplimentare pasive. În ultimii ani, (5) a fost recunoscut faptul că implementarea sistemelor pasive poate contribui la simplificarea și îmbunătățirea potențialului economic al noilor generații de reactoare. În cadrul diferitelor conferințe IAEA, privind securitatea centralelor și strategii de viitor, a fost luat la cunoștință faptul că utilizarea sistemelor pasive este o metodă ce va duce la simplificarea și la creșterea fiabilității sistemelor de securitate.

Sistemele nucleare sunt concepute pentru a îndeplini criteriile stricte de securitate, astfel cum sunt prevăzute în diverse reglementări naționale și internaționale coduri, ghiduri și alte documente. Riscul pentru publicul larg și asupra mediului provenit din funcționarea acestor centrale nucleare a fost demonstrat a fi mult mai mic decât cel provenit din oricare altă activitatea industrială.

În comparație cu sistemele active, sistemele pasive sunt mai puțin vulnerabile la accidente datorită eliminării erorilor umane și prin utilizarea componentelor pasive. Totuși, fiabilitatea sistemelor pasive a fost pusă sub semnul întrebării din cauza dezavantajelor lor (ex. forțe ascensionale mici) ce pot perturba îndepărtare eficientă a căldurii. Chiar dacă sistemele pasive sunt ușor de utilizat, încadrarea lor în conceptele noilor reactoare este dificilă, necesitând testări din cauza posibilelor probleme tehnice ce pot apărea.

stratificarea termică în bazine; și

- condensarea rapidă cauzată de interfața abur și apă

2.1 Clasificarea sistemelor pasive

Utilizarea sistemelor pasive ca acumulatorare, schimbătoare de căldură, condensatoare, sisteme de injecție conduse de gravitație etc., elimină costurile asociate instalării, mentenanței și

exploatării sistemelor active. Ca urmare, acestea sunt luate în considerare pentru numeroase noi concepte de reactoare (generația III, III+) și sunt așteptate a fi aplicate în reactoarele de Generația IV, așa cum este menționat în forumul internațional (GIF).

Un sistem de securitate pasiv asigură răcirea zonei active a reactorului prin convecție naturală, condensarea vaporilor, evaporația lichidului, injecție a agentului de răcire condus de gravitație etc. Aceste sisteme nu depind de surse mecanice și/sau electrice auxiliare, semnale sau pompe electrice. Pot oferi un grad de siguranță egal sau chiar mai ridicat cu cel al sistemelor active folosite în centralele convenționale. Prin implementarea sistemelor pasive funcțiile de securitate nu vor mai fi în totalitate dependente de componentele active ca pompe, generatoare diesel etc. Utilizarea acestora în noile centrale nucleare aduc îmbunătățiri prin simplificarea proiectului și reducerea costurilor. Multe dintre noile proiecte încorporează sisteme pasive bazate pe circulația naturală. Unul dintre aspectele problematice discutate în cadrul conferințelor a fost legat de definiția termenului pasiv, sensul cuvântului fiind interpretat diferit de-a lungul anilor. Recomandarea făcută a fost de a prelua definițiile stabilite de către IAEA. Un alt subiect dezbătut a fost cu privire la termenii de „sistem” și „caracteristici”, la fel doi termeni confundați uneori sau definiți incorect. Sistemul este definit ca un set de componente ingineresti, sisteme de instrumentație și control (exemplu SRAZA). O altă problemă abordată a fost cea de a determina dacă sistemul este în totalitate pasiv sau are doar componente pasive, iar în această categorie s-ar încadra sistemele ce utilizează circulația naturală, acestea fiind considerate cu caracteristici pasive (6). De asemenea, în raportul se pot găsi definiții termeni aferenți sistemelor pasive. Conform Agenției de la Viena au fost stabilite 4 categorii de sisteme pasive

2.2 Sisteme pasive ce utilizează circulația naturală

Rolul circulației naturale în reactoarele avansate răcite cu apă a fost extins prin adoptarea de sisteme de securitate pasive. Unele proiecte folosesc circulația naturală pentru îndepărtarea căldurii în timpul funcționării normale. Cele mai multe sisteme de securitate pasive folosite în reactoarele evolutive și inovatoare utilizează sisteme cu circulație naturală. Utilizarea acestora poate elimina costurile asociate cu instalarea, întreținerea și exploatarea sistemelor active, care necesită mai multe pompe independente și redundante pentru livrarea energiei electrice.

Mai multe state membre AIEA cu programe de dezvoltare a reactoarelor avansate conduc investigații ale fenomenelor asociate circulației naturale pentru a sprijini dezvoltarea aceste filiere de reactoare. În 2004, pentru a stimula colaborarea internațională, AIEA a inițiat un proiect de cercetare coordonat (CRP) asupra fenomenelor asociate circulației naturale, având ca scop modelarea și fiabilitatea sistemelor pasive care utilizează circulație naturală. Astfel, în cadrul proiectului CRP au fost publicate trei rapoarte. Primul raport (7) conține materialul dezvoltat

pentru primul curs de formare AIEA privind circulația naturală în centralele nucleare răcite cu apă. Al doilea raport descrie sistemele de securitate pasive într-o gamă largă, în proiectele avansate, cu scopul de a obține perspective în sistemul de proiectare, exploatare și fiabilitate. Cel de-al treilea și ultimul raport sintetizează studiile de cercetare realizate de instituțiile participante în timpul perioadei CRP.

Având în vedere interesul pentru sistemele NC au fost realizate multe experimente care să justifice avantajul utilizării lor în proiectele avansate. Rezultate obținute au fost folosite pentru validarea codurilor termohidraulice. Totuși pentru încorporarea acestor sisteme în reactoarele inovative este necesară o re-evaluare a acestor date și dezvoltarea de noi modele care să le prezică comportamentul în diferite condiții de operare.

CAPITOLUL 3. ANALIZE DE SECURITATE ÎN CENTRALELE NUCLEARE

Analizele de securitate reprezintă un studiu analitic care are rolul de a demonstra respectarea cerințelor de securitate conform reglementărilor în vigoare pentru toate modurile de operare ale unei CNE, și pot fi clasificate ca analize deterministe și analize probabiliste. Obiectivele principale ale analizelor de securitate sunt: de a confirma că proiectul centralei îndeplinește cerințele de securitate și criteriile de proiectare; de a confirma concordanța limitelor și condițiilor de exploatare cu cerințele de proiectare și de securitate pentru CNE; de a ajuta la stabilirea și validarea procedurilor de gestionare a accidentelor; și de a demonstra că sunt îndeplinite obiectivele de securitate stabilite pentru limitarea riscurilor.

3.1 Analize deterministe de securitate nucleară

Analizele deterministe de securitate, denumite și analize de accident, reprezintă un instrument important pentru demonstrarea eficacității principiilor de securitate, în special al conceptului de protecție în adâncime pentru CNE. Scopul abordării deterministe este de a preciza și de a aplica un set de reguli deterministe conservatoare și un set de cerințe pentru proiectarea și exploatarea instalațiilor sau pentru planificarea și desfășurarea de activități. Atunci când aceste reguli și cerințe sunt îndeplinite este de așteptat atingerea unui grad ridicat de încredere că riscul de radiații, care rezultă din instalația sau activitate, pentru lucrători și populație, va fi acceptabil de scăzut.

Îmbunătățirile aduse în abordarea generală a analizelor de securitate au permis o mai bună integrare a abordărilor deterministe și probabiliste. Odată cu creșterea calității modelelor de date a fost posibilă și dezvoltarea analizelor deterministe mai realiste care să facă uz de informații

probabiliste în selectarea scenariilor de accident. Astfel, punându-se accentul pe specificarea probabilistă vor fi demonstrate criteriile de securitate determinate. Această abordare conservatoare oferă o modalitate de compensare pentru incertitudinile în funcționarea echipamentelor și a performanțelor personalului, prin furnizarea unei marje apreciabile de securitate

Conform (8) o evaluare de securitate care să demonstreze funcționarea în condiții de siguranță a unei CNE poate fi realizată utilizând coduri BestEstimate combinate cu date de intrare conservative sau combinate cu date de intrare realiste. Ambele opțiuni presupun evaluarea incertitudinilor rezultatelor. Este de preferat în special cea de-a doua abordare deoarece permite definirea unor margini de securitate mai exacte. Ambele opțiuni trebuie completate cu studii de sensibilitate care să includă, printre altele, variațiile datelor de intrare și modelarea parametrilor cu scopul identificării acelor parametri de interes necesari pentru efectuarea analizei și de a demonstra că nu există schimbări majore în rezultatele analizei în cazul producerii unei variații realiste a datelor de intrare (efect Clif Edge) (9).

3.2 Abordări probabiliste

Principalele obiective ale unei analize de securitate probabiliste sunt de a determina toți factorii importanți care contribuie la riscurile de radiații ce decurg dintr-o instalație sau activitate și pentru a evalua măsura în care proiectul de ansamblu este bine echilibrat și îndeplinește criteriile de securitate în cazul în care aceste cerințe probabilistice au fost definite. În domeniul securității reactoarelor, analiza probabilistică de securitate folosește o abordare cuprinzătoare, structurată pentru a identifica scenariile posibilelor avarii. Această analiză reprezintă un instrument conceptual și matematic pentru obținerea estimărilor numerice ale riscului. Abordarea probabilistă folosește ipoteze realiste ori de câte ori este posibil și oferă un cadru pentru abordarea în mod explicit a multor incertitudini. Abordările probabiliste pot oferi perspective în sistemul de performanță, fiabilitate, interacțiuni și puncte slabe în proiect, în modul de aplicare a principiului de protecție în adâncime și a evaluărilor de risc; aceste caracteristici neputând fi obținute dintr-o analiză deterministă. Analizele PSA sunt împărțite în 3 categorii:

1. PSA nivel 1: identifică secvența evenimentelor ce conduc la avariarea zonei active;
2. PSA nivel 2: identifică modurile în care pot avea loc eliberările radioactive;
3. PSA nivel 3: estimează riscurile asupra populației și mediului. .

CAPITOLUL 4. EVALUAREA PIERDERILOR DE PRESIUNE PENTRU UN FASCICOL CANDU LA NUMERE RE MICI

În această capitol, sunt studiate pierderile de presiune într-un fascicol de combustibil simulat, cu 37-elemente tip CANDU 6, la numere Re mici, în regim monofazic utilizând un model CFD (Computational Fluid Dynamics). Numărul Re a fost variat între 2500 și 24000, variind viteza de intrare între 0,1 m/s și 1m/s. Rezultatele obținute au fost comparate cu corelații găsite în literatura de specialitate. Recent au fost studiate multe aspecte legate de performanța termohidraulică a combustibilului CANDU, dar mai puțină atenție a fost acordată evaluării pierderilor de presiune la numere mici Reynolds (Re) în condiții de accident. (10)

4.1 Pierderi de presiune în regim monofazic

Deși efectul circulației naturale asupra pierderilor de presiune nu este bine stabilit, trebuie remarcat faptul că cele mai multe corelații sunt dezvoltate din datele generate din sistemele cu circulație forțată. Mecanismul debitului în buclă poate fi complex datorită efectului buoyancy. Pe de altă parte, circulația naturală ca un mod de îndepărtare a căldurii este implementată în reactoarele avansate, datorită naturii sale pasive și fiabilității aparent mai mare. De aceea, este necesar a se pune accent pe calculul pierderilor de presiune în bucle de circulație naturală.

Pentru a le determina, este de recomandat nu numai a le defini, dar, de asemenea, a le examina în contextul unui scenariu particular (atunci când acesta se produce) care va permite să se înțeleagă și să se judece aplicabilitatea acestuia într-o anumită situație. Accentul acestui fenomen este reprezentat de condițiile geometrice care reflectă lipsa unei curgeri total dezvoltate și prezența unor amestecuri de abur, aer și apă. Pierdere de presiune totală într-un sistem poate fi calculată ca suma componentelor sale individuale, cum ar fi pierderile de presiune prin frecare, locale, datorate variațiilor bruște de formă, zona de debit, direcție, etc și pierderile de presiune (cele reversibile), ca urmare a accelerării (induse de variația secțiunii de curgere a debitului sau prin schimbarea densității în lichidul) și gravitaționale (efectul gravitației). Un factor important care afectează pierderea de presiune este geometria. Într-un reactor nuclear, avem de a face cu mai multe forme geometrice (conducte circulare, bazine, etc), precum și un număr de dispozitive speciale, cum ar fi schimbatoare de căldură, supape, pompe, etc. Alți factori sunt preocupați de starea fluidului (monofazic sau bifazic), natura debitului (laminar sau turbulent), modelul curgerii (cu bule, cu dopuri, etc), direcție (ascendent vertical, descendent, curgere înclinată, orizontală, contracurent, etc), tipuri de curgeri (separate și amestecate), căile de curgere (uni-dimensionale sau multi-dimensionale, deschise sau închise, un distribuitor sau colector), și condițiile de funcționare. Un alt aspect important este legat de forțele de ascensionale. Acestea pot fi buoyancy cauzate de diferența de densitate ca în cazul circulației naturale sau datorate unei pompe. Tranziția debitului de la laminar la turbulent pentru o conductă încălzită are loc mult mai repede decât în cazul unei

conducte neîncălzite, datorită efectului debitului secundar. Există o diferență fundamentală între o buclă cu circulație forțată și o buclă cu circulație naturală (11-13).

4.2 Modelarea pierderilor de presiune în regim monofazic pentru un fascicol CANDU 6

Circulația naturală este stabilită de echilibrul între forțele ascensionale și forțele de rezistență (cauzate de pierderile de presiune), astfel rezultând importanța determinării cât mai precise a acestui parametru. Studiul prezintă simularea numerică a pierderilor de presiune pentru numere Re mici folosind un model de calcul CFD, pentru un fascicol CANDU. Programul folosit a fost CFX, care este un software de înaltă performanță, care pot rezolva problemele de fluid complexe. Fascicolul simulat este specific reactoarelor tip CANDU 6. În cazul producerii unui accident care duce la pierderea circulației forțate, combustibilul poate fi în continuare răcit prin termosifonare în regim monofazic sau bifazic. Această studiu investighează regimul monofazic, fără a lua în considerare transferul de căldură. Presiunea la ieșire în combustibil a fost stabilită la 10^5 Pa și viteza a fost variată între 0,1 m/s la 1m/s corespunzătoare Re de la 2 438 la 24 386.

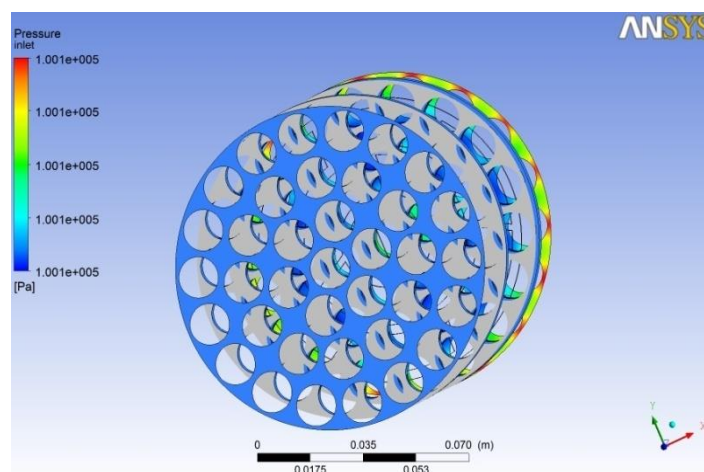


Figura 0.1 Presiunea medie la intrare în fascicol pentru $v=0.25$ m/s

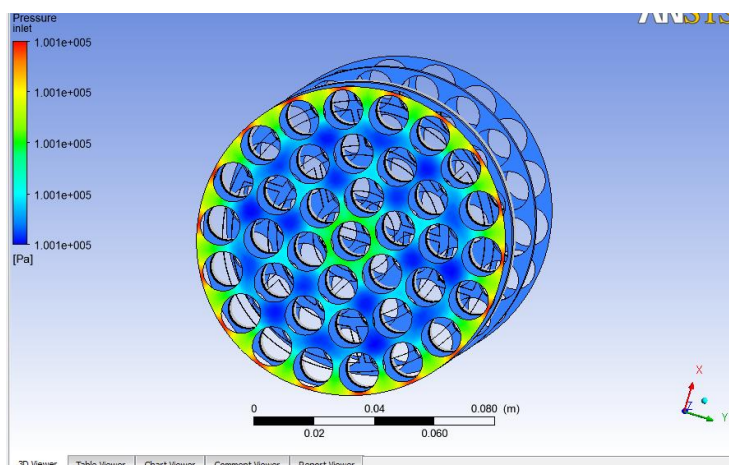


Figura 0.2 Distribuția presiunii la intrare în fascicol pentru $v=0.4$ m/s

4.2.1 Rezultate și concluzii

(14) au realizat experimente ce au simulat curgerea agentului de răcire pentru un fascicol cu 7 elemente. Studiile au avut ca scop investigarea curgerii în condiții de numere Re mici pentru diferite configurații ale fascicolului. La măsurarea fiecărui parametru (debit, presiune, etc.) s-a luat în considerare o incertitudine de 0.5% pentru presiune, pentru factorul de frecare de 3.1% iar pentru numărul Re 3%. Valoarea factorului de frecare Fanning experimental a fost estimat utilizând relația (4.10) iar valorile Re au fost între 900 și 30 000. Rezultatele au arătat că pentru valori Re mai mici de 700, factorul de frecare determinat experimental și cel calculat cu corelațiile din literatura au corespuns cu mai puțin de 10%. În cadrul studiului, presiunea de intrare a fost determinată de modelul implementat în CFX pentru fiecare viteză în parte și s-au calculat pierderile de presiune specifice fiecărei viteze ca diferența dintre presiunea la ieșire și presiunea la intrare. După determinarea pierderilor de presiune s-a calculat factorul de frecare f , utilizând relația lui Fanning (14) de mai jos adoptată și în studiul experimental :

$$f = \frac{D_h}{2\rho w^2} \frac{(\Delta P)}{\Delta L} \quad (0.1)$$

unde, D_h : diametrul hidraulic (m)

ρ : densitate apă grea (kg/m^3)

w : viteză (m/s)

ΔP : Pierdere de presiune (Pa)

L : lungime (m)

Valorile obținute au fost comparate cu corelațiile (4.1-4.4), utilizate de (14) . Aceste corelații au fost validate experimental pentru $900 < \text{Re} < 30\,000$.

$$f_{c2} = 0.046 \text{Re}^{-2} \quad (0.2)$$

$$f_{c3} = 21. \text{Re}^{-1} \quad (0.3)$$

$$f_{c4} = 21. \text{Re}^{-1} 5.584 \cdot 10^{-3} \quad (0.4)$$

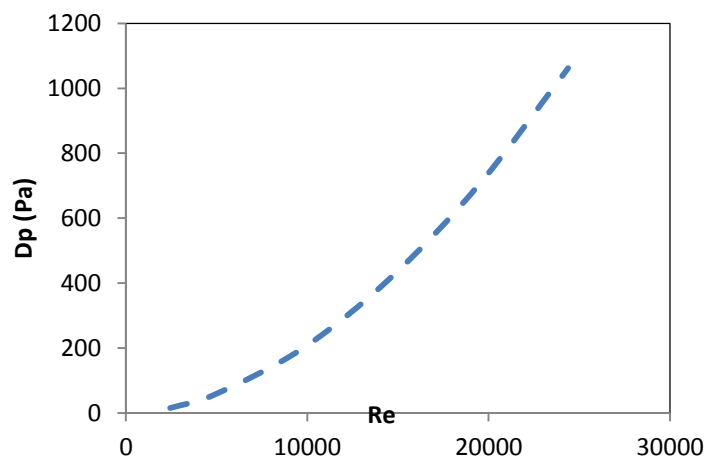


Figura 0.3 Variația pierderilor de presiune în combustibil funcție de Re

Studiile din literatura de specialitate cu privire la pierderile de presiune pentru un fascicol CANDU la numere Re mici sunt relativ limitate. Fascicolul se obține prin asamblarea a 37 creioane (elemente) combustibile într-o geometrie cilindrică specială, care este marcat ulterior pe grilele de capăt pentru a fi identificat după utilizare, în forma combustibilului uzat/ars. Pierderile de presiune totale pot fi exprimate uneori sub forma unor coeficienți de pierderi globali/totali datorită poziționării distanțierilor și a geometriei complexe a grilelor de capăt. În figura 4.4 este prezentată variația pierderii de presiune în funcție de viteză, pierderea maximă fiind de 1062 Pa.

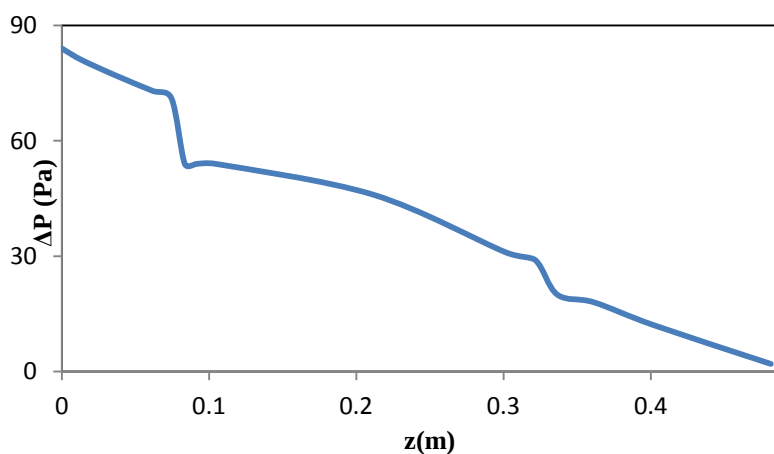


Figura 0.4 Distribuția pierderilor de presiune de-a lungul fascicolului

În figura 4.4 pentru o reprezentare concretă am trasat graficul distribuției pierderilor de presiune de-a lungul fascicolului pentru aceleași condiții. Se poate observa variația pierderilor în cazul apendajelor datorită variației bruște a secțiunii de curgere. Am calculat pierderile de presiune prin frecare pentru determinarea factorului de frecare utilizând relația lui Fanning.

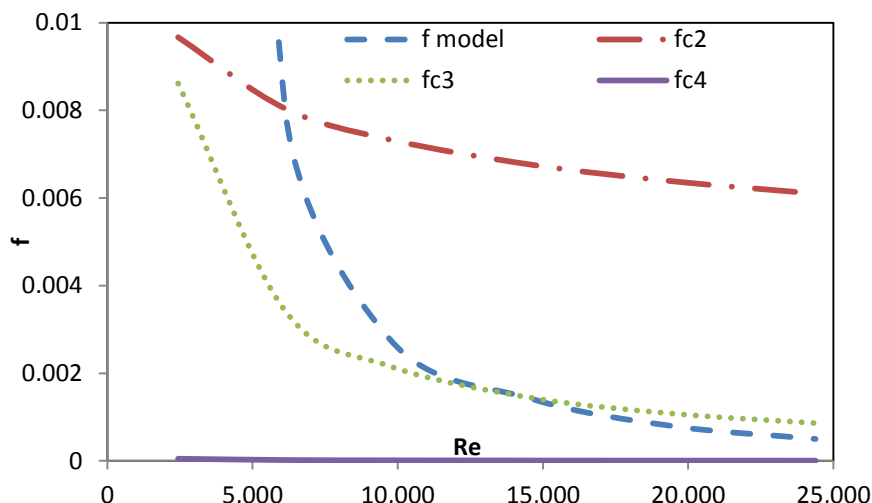


Figura 0.5 Factori de frecare funcție de Re

Pentru calibrarea modelului am comparat factorul de pierderi calculat și obținut din modelul dezvoltat cu cele trei relații utilizate în studiul experimental (14). Graficul factorului de frecare obținut este trasat atât utilizând datele din modelul CFD cât și cu relațiile deja validate. După cum reiese din grafic corelația (4.4) nu a intersectat curba valorilor calculate cu modelul CFD. Pe de altă parte, corelația (4.3) intersectează curba modelului pentru $Re > 10\,000$, după care valorile sunt foarte apropiate. Corelația (4.2) intersectează într-un singur punct graficul modelului în jurul $Re = 7000$. Deviațiile dintre curba model și cele 3 relații apar deoarece cele trei corelații au acoperit regimuri de curgere caracterizate de numere Re diferite situate în intervalul $[10^2, 10^5]$.

CAPITOLUL 5. MODELAREA PIERDERILOR DE PRESIUNE ÎN REGIM BIFAZIC PENTRU UN FASCICOL CANDU 6

5.1 modelarea curgerii în regim bifazic fără transfer de căldură

În acest capitol sunt prezentate rezultatele obținute în cadrul unui studiu cu privire la modelarea pierderilor de presiune într-un fascicel de combustibil CANDU 6 la numere Reynolds (Re) mici folosind CFD (Computational Fluid Dynamics) fiind dezvoltate trei modele :

- un model omogen
- model neomogen
- și un model neomogen buoyant (de flotabilitate).

În ciuda accidentului de la Fukushima, energia nucleară a continuat să joace un rol important în generarea de energie electrică la nivel mondial. În urma accidentului, autoritățile de reglementare din întreaga lume au luat măsuri pentru consolidarea cadrului de securitate nucleară prin efectuarea unor teste de stres, rapoarte de evaluare, evaluări naționale, etc. Cu toate acestea, accidentul a atras suspiciuni cu privire la securitatea tipurilor de reactoare curente, și s-a

concluzionat că este necesar să se efectueze analize suplimentare pentru o mai bună înțelegere a dezvoltării acestor tipuri de accidente (3).

Modelarea pierderilor de presiune bifazice

Pierderea de presiune este un parametru foarte important pentru proiectarea și analiza sistemelor și poate fi definită ca diferența între două puncte de interes într-un sistem hidraulic. Deși unele studii din literatura (15) au arătat că pierderile de presiune într-un sistem nu depind de faptul că debitul este susținut de o pompă sau o diferență de densitate, în unele situații, datorită efectelor locale pierderile pot fi influențate și de natura forței ascensionale, astfel că în cazul circulației naturale unde forțele ascensionale sunt mai mici decât în cazul circulației forțate este foarte important determinarea lor cu acuratețe. Mecanismul debitului în buclele cu circulație naturală este complex datorită influenței efectului de flotabilitate. Este importantă nu doar definirea lor dar și exminarea unor scenarii particulare care va duce la o mai bună înțelegere a aplicabilității într-o situație anume.

Descrierea modelelor

Modelarea bifazică este una dintre cele mai solicitante abordări în domeniul dinamicii fluidelor. Regimul bifazic poate fi descris prin intermediul unor modele diferite: de amestec, de drift (omogen sau nu) sau chiar modele de multi-teren, care sunt utilizate în prezent în codurile de termohidraulică. Pentru modelarea bifazică în codul CFX sunt disponibile (16)

- un model bifazic omogen și
- un model neomogen

Modelul omogen

Modelele omogene descriu un amestec de două componente ca o fază continuă. Faza continuă și dispersată sunt combinate și modelate ca o nouă fază continuă. Conform (16) cantitățile transportate sunt aceleași pentru proces și aceeași pentru toate fazele. În curgerile multifazice omogene câmpul vitezelor este comun pentru toate fazele, precum și cel al temperaturii și turbulenței. Acest considerent permite efectuarea anumitor simplificări modelului de curgere. Pentru un anumit proces de transport, modelul omogen presupune că toate cantitățile transportate (cu excepția fracției volumetrice) sunt aceleași indiferent de fază, adică:

$$\varphi_{\alpha} = \varphi \quad (5.1)$$

Din moment ce cantitățile transportate sunt comune în curgerile multifazice omogene, este suficient să se rezolve câmpurile comune utilizând un singur set de ecuații pentru amestecul

omogen. Acest set se poate determina prin însumarea ecuațiilor de transport individuale pentru fiecare fază:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi) + \nabla(\rho U\phi - \Gamma\nabla\phi) = S \quad (5.2)$$

$$\begin{cases} \rho = \sum_{\alpha=1}^N r_{\alpha} \rho_{\alpha} \\ U = \frac{1}{\rho} \sum_{\alpha=1}^N r_{\alpha} \rho_{\alpha} U_{\alpha} \\ \Gamma = \sum_{\alpha=1}^N r_{\alpha} \Gamma_{\alpha} \end{cases},$$

unde,

unde, ρ_{α} : densitate fazei (kg/m^3), U_{α} : viteza (m/s) and r_{α} : fracțiile volumetrice

Modelul neomogen

Conform (16) în modelul multifazic neomogen, există o soluție independentă pentru fiecare fază. Ecuațiile hidrodinamice ale modelului cu două fluide neomogen sunt:

➤ Ecuațiile de impuls:

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(r_{\alpha}\rho_{\alpha}U_{\alpha}) + \nabla(r_{\alpha}(\rho_{\alpha}U_{\alpha} \otimes U_{\alpha})) = & -r_{\alpha}\nabla p_{\alpha} + \nabla(r_{\alpha}\mu_{\alpha}(\nabla U_{\alpha} + (\nabla U_{\alpha})^T)) + \\ & + \sum_{\beta=1}^N (\Gamma_{\alpha\beta}^+ U_{\beta} - \Gamma_{\beta\alpha}^+ U_{\alpha}) + S_{M\alpha} + M_{\alpha} \end{aligned} \quad (5.3)$$

- $S_{M\alpha}$ reprezintă sursele de moment datorate forțelor externe cum ar fi gravitația sau cele definite de utilizator.
- M_{α} descrie forțele la interfață ce acționează asupra fazei α datorită prezenței celorlalte faze.
- Termenul $(\Gamma_{\alpha\beta}^+ U_{\beta} - \Gamma_{\beta\alpha}^+ U_{\alpha})$ reprezintă transferul de impuls datorat transferului de masă dintre faze.
- Operatorul $\otimes$ reprezintă produsul tensorial dintre doi vectori:

$$U \otimes V = \begin{bmatrix} U_x V_x & U_x V_y & U_x V_z \\ U_y V_x & U_y V_y & U_y V_z \\ U_z V_x & U_z V_y & U_z V_z \end{bmatrix}, \quad (5.4)$$

➤ Ecuațiile de continuitate:

$$\frac{\partial}{\partial t}(r_{\alpha}\rho_{\alpha}) + \nabla(r_{\alpha}(\rho_{\alpha}U_{\alpha})) = S_{MS\alpha} + \sum_{\beta=1}^N \Gamma_{\alpha\beta}^-, \quad (5.5)$$

- $S_{MS\alpha}$ descrie sursele de masă specificate de utilizator.

- $\Gamma_{\alpha\beta}$ este debitul masic per unitatea de volum ce trece de la faza β la faza α . Acest termen apare numai în cazul curgerilor cu schimbarea fazei.

➤ Ecuația conservării fracției volumetrice este:

$$\sum_{\alpha=1}^N r_{\alpha} = 1,$$

Această ecuație poate fi combinată cu ecuațiile de continuitate pentru a obține o ecuație de transport a fracției volumetrice:

$$\sum_{\alpha=1}^N \frac{1}{\rho_{\alpha}} \left(\frac{\partial}{\partial t} (r_{\alpha} \rho_{\alpha}) + \nabla (r_{\alpha} \rho_{\alpha} U_{\alpha}) \right) = \sum_{\alpha=1}^N \frac{1}{\rho_{\alpha}} \left(S_{MS\alpha} + \sum_{\beta=1}^N \Gamma_{\alpha\beta} \right) \quad (5.6)$$

Modelul neomogen buoyant (de flotabilitate)

Codul Ansys CFX de asemenea, are capacitatea de modelare și a fluidelor flotante. Într-un regim multi-fazic diferența de densitate dintre faze produce o forță flotabilă (ascensională). Există două modele care pot fi utilizate:

- diferența de densitate (Densitate Difference) și
- modelul Boussinesq.

Pentru calcule buoyancy, ecuației momentului ii este adăugat un termen sursă ,:

$$S_{M,buoy} = (\rho - \rho_{ref})g \quad (5.7)$$

A. Modelul Boussinesq

Pentru debite unde variația de densitate este datorată de variații mici de temperatură, se utilizează modelul Boussinesq. În acest model , ρ_{ref} este utilizat pentru toate sursele mai puțin pentru sursa de flotabilitate. Termenul sursă buoyancy fiind aproximativ ca:

$$\rho - \rho_{ref} = -\rho_{ref} \beta (T - T_{ref}) \quad (5.8)$$

unde, β reprezintă expansivitatea termică și

$$\beta = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial T} \quad (5.9)$$

iar T_{ref} = Temperatura de referință buoyancy

B. Modelul Full Buoyancy (Flotabilitate)

Pentru calcule de flotabilitate care implică variația densității $\rho - \rho_{\text{ref}}$ este evaluat direct. Această opțiune fiind setată automat când simularea implică debite multifazice, sau când un fluid are setată o densitate funcție de presiune, temperatură sau alte câmpuri de variabile.

În acest studiu a fost utilizat modelul Full Buoyancy. Densitatea de referință a fost considerată drept densitatea fazei lichide (958,4 kg/m³). Diametrul mediu al bulei a fost stabilit la 0,1 mm, în timp ce modelul a considerat forțele Schiller Naumann între faze.

Condiții de simulare

Morfologia de curgere studiată este caracterizată de prezența unei faze continue și a unei dispersate. Caracteristicile tipice ale acestei morfologii sunt că bulele pot varia ca formă și mărime. Fazele au fost definite ca: **(apă)** continuă și dispersată **(vapori)**. Viteza la intrare în fascicol a fost variată de la 0,2 m/s la 1 m/s și presiunea de ieșire a fost stabilită la 10⁵ Pa

Re a fost variat între 4877-24386. Pentru modelul omogen regimul de curgere a fost analizat considerând 4 viteze diferite cu diferite fracție volumetrică de lichid și vapori. În cazul modelelor neomogene vitezele studiate au fost de 0.2 m/s și 1 m/s. Grila de discretizare modelată conține 750 968 de noduri și 2 331 090 elemente. Condițiile de frontieră au fost stabilite ca de intrare, ieșire, interfață iar RMS rezidual a fost stabilit la 1e-4.

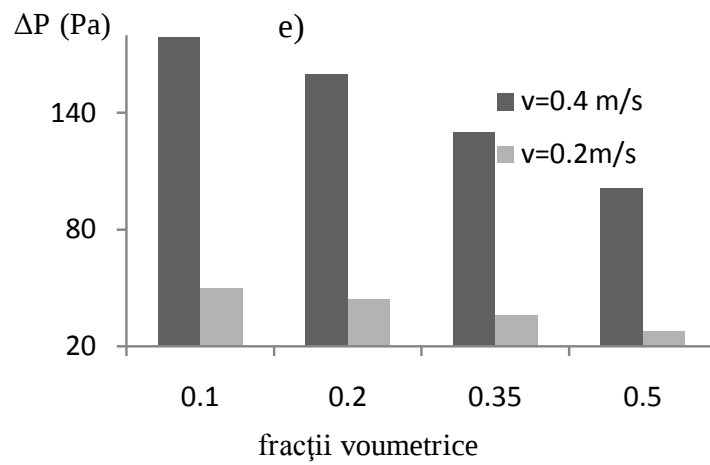
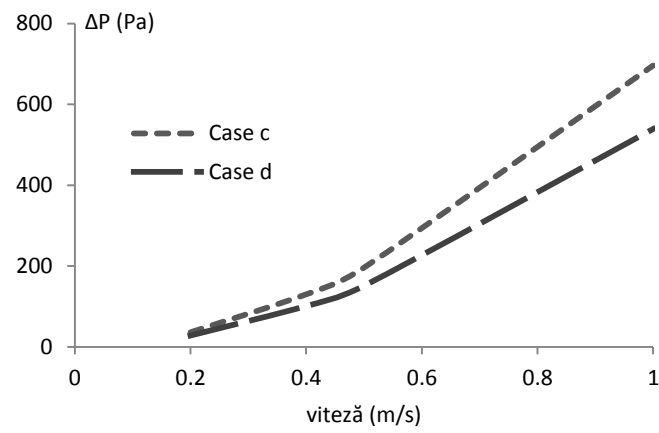
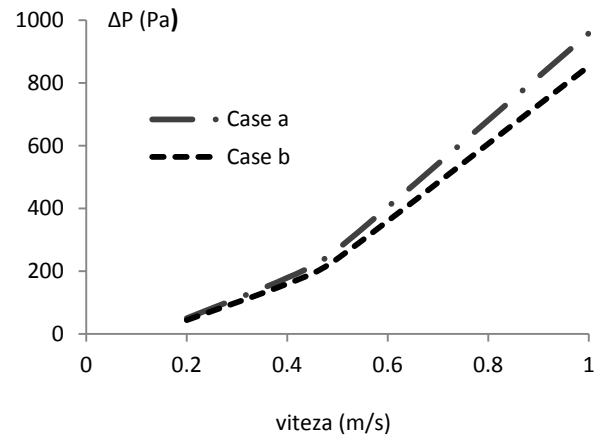
Rezultate

În figura 5-1 sunt prezentate rezultatele pierderile de presiune pentru modelul omogen. În **cazul a** pierderile de presiune au fost calculate pentru un regim în care fracția volumetrică de lichid a fost stabilită la 0,9 și fracția volumetrică de vapori la 0,1. După cum se poate observa în grafic pierderile de presiune cresc o dată cu viteza iar la cea mai mare viteza de 1 m/s este atinsă pierdere de presiune maximă de 956 Pa .

În cazul b, fracția volumetrică de lichid este de 0,8 și fracția de vapori de 0,2 pentru același interval de viteze. În acest caz, pierdere de presiune maximă este de 853 Pa iar cea minimă de 44 Pa.

În Cazul c, sunt prezentate rezultatele pentru modelul caracterizat de fracția volumetrică de lichid a fost de 0,65, în timp ce fracțiunea volumică de vapori a fost stabilit la 0,35. În acest regim pierdere de presiune maximă a fost de 696 Pa și minimul de 36 Pa.

În cazul d, fracția volumetrică de lichid și vapori au fost stabilite la 0,5. În acest model de pierdere de presiune maximă fost 539Pa și minimul de 28 Pa.



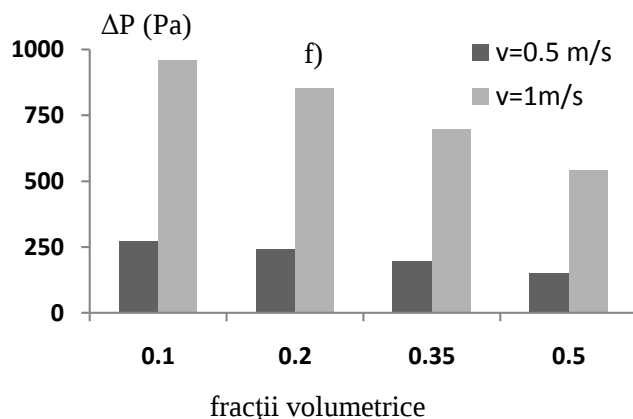


Figura 5. 1 Pierderile de presiune în funcție de viteze și vapori

În toate cazurile studiate s-a observat că pierderile de presiune au valori mai mari la o viteză mai mare. Regimurile bifazice studiate au arătat că pierderile de presiune au scăzut o dată cu creșterea masei de vapori, la o fracțiune volumetrică de vapori mai mare densitatea medie a fluidului scade conducând la un Re mic și astfel, la pierderi mai mici. În figura 5.1 e, sunt prezentate pierderilor de presiune în funcție de fracția de vapori menționate mai sus, în cazurile a, b, c și d pentru vitezele 0.2 m/s și 0.4 m/s iar În cazul f sunt prezentate pierderile de presiune în funcție de vapori la vitezele 0.5m/s și 1m/s. Pentru fiecare viteză maximul pierderii de presiune a fost atins în cazul a deoarece la valori mari ale fracției de vapori numărul Re descrește iar pierderile de presiune minime au fost obținute pentru regimul de curgere caz b.

Pentru cazul neomogen, în figura 5.2 sunt prezentate hărțile grafice ale distribuției valorilor de-a lungul fascicolului la vitezele de 0,2 m/s (cazul a) și figura 5.6, la viteza de 1 m /s (cazul b) este prezentat cu fracția de volum mediu de vapori de 0,5. Fazele sunt separate datorită forței gravitației: în partea superioară a combustibilului se poate distinge o fracție mai mare de vapori, lucru nefavorabil din punct de vedere al transferului de căldură.

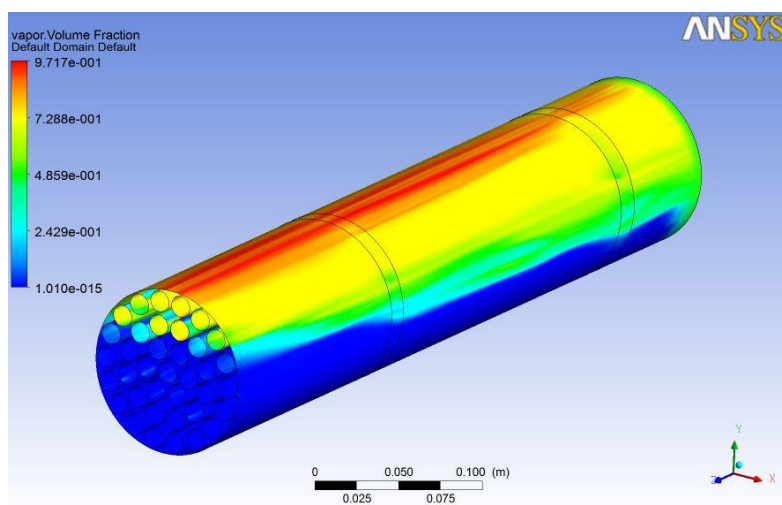


Figura 5. 2 Fracția volumetrică de vapori la $v=0.2$ m-s

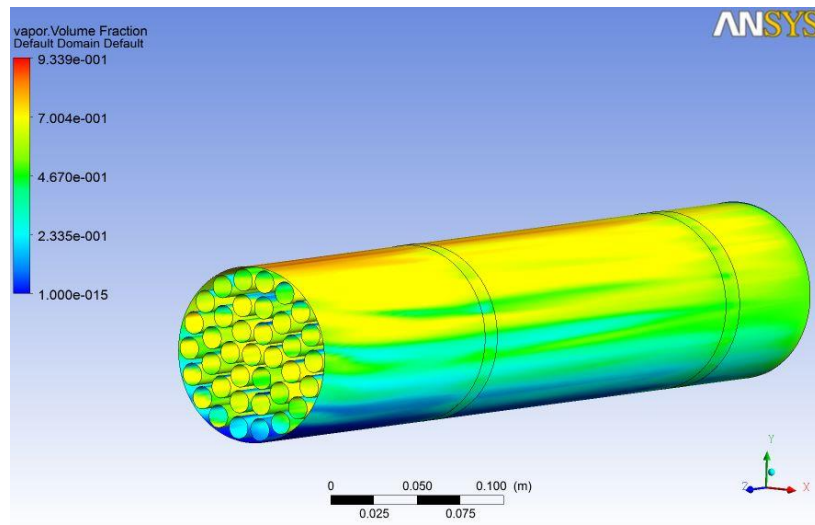


Figura 5. 3 Frația volumetrică de vapori la $v=1$ m/s

Pierderile de presiune au fost comparate pentru ambele modele. După cum se poate vedea în figura 5.3 acestea scad o dată cu viteza în cazul ambelor modele rezultatele fiind foarte apropiate. Rezultatele sunt similare, deoarece diametrul bulelor este foarte mic și forțele dintre faze sunt predominante ceea ce conduce la o viteză de alunecare între faze redusă.

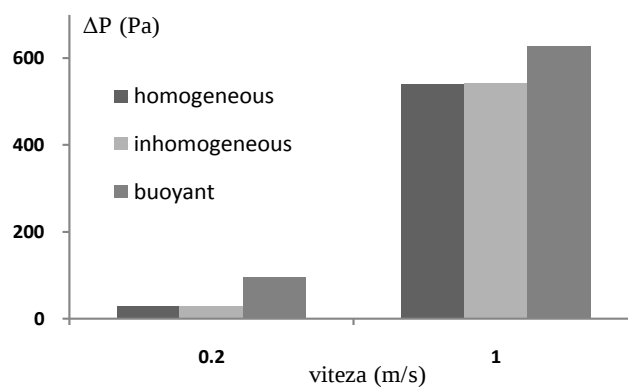
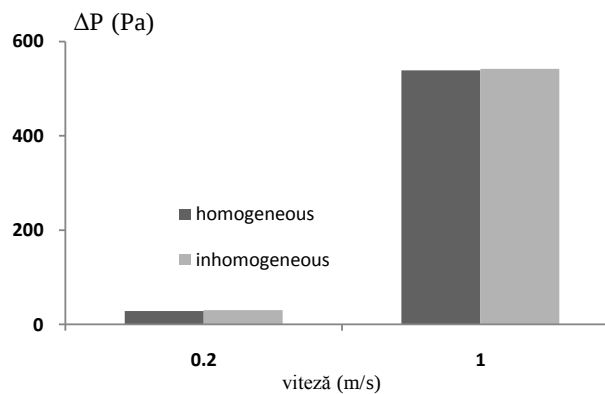


Figura 5.4 Comparație pierderi de presiune

În figura 5. 4 sunt prezentate rezultatele pentru toate cele trei modele studiate inclusiv modelul omogen buoyant (flotabil). Modelul omogen și neomogen prezintă rezultate apropiate în timp ce modelul de flotabilitate prezintă valori ridicate datorită influenței forței ascensionale.

5.2 Modelarea pierderilor de presiune luând în considerare transferul de căldură.

Condiții de curgere diabatică

Efectul transferului de căldură asupra pierderilor de presiune bifazice a fost intens studiat de (17) și (18). Rezultatele lui (19) au arătat că pierderile de presiune într-un canal încălzit în comparație cu unul neîncălzit sunt mai mari. (20) au concluzionat că pierderile sunt la fel în ambele cazuri. Alte studii conduse (21) au indicat faptul că influența căldurii este semnificativă asupra suprafeței de curgere. Rugozitatea crește datorită formării bulelor în cazul unei suprafețe încălzite ducând la pierderi de presiune mai mari. Una dintre concluziile semnificative a fost că pierderea maximă este obținută când fluxul termic atinge valoarea fluxului critic.

Pentru curgeri bifazice diabactice, titlul, fracția de vid, regimul de curgere etc. se modifică cu suprafața încălzită. Pentru calculul pierderilor de presiune sunt abordate de regulă două metode. În prima abordare ϕ_{LO}^2 este calculat astfel :

$$\phi_{LO}^2 = \frac{1}{L} \int_0^L [\phi_{LO}^2(z)] dz \quad (0.1)$$

Un exemplu al acestei abordări este propusă de (19). De asemenea factorii de multiplicare în condiții diabactice au fost calculați și în funcție de titlu.

În cea de a doua abordare, secțiunea încălzită este împărțită într-un număr mare de segmente. Parametrii (x_i , α_i etc.) sunt mediați în segmentul respectiv iar pierderea de presiune este calculată ca și în regimul adiabatic utilizând modele din literatură.

Condițiile de simulare

Vitezele au fost variate între 0.2 m/s și 1 m/s. Modelul fluidelor au fost definite ca : fază continuă apă și faza dispersată vapori, model buoyant (de flotabilitate). Modelul de turbulență selectat este k- ϵ . Pentru transferul între faze a fost aplicat modelul particulă iar pentru forțele de atracție dintre faze a fost aplicat modelul Schiller-Naumann. Pentru transferul de căldura s-a aplicat modelul două rezistențe iar pentru lichid modelul Ranz Marshall și pentru vapori modelul zero resistance. Pentru introducerea sursei de căldură a fost definit un subdomeniu.

Modelul particulă

Acesta presupune că una dintre faze este continuă (faza α), iar cealaltă este dispersată (faza β). Aria interfeței per unitatea de volum este apoi calculată presupunând că faza dispersată este prezentă sub forma unor particule sferice cu un diametru mediu d_β . Utilizând acest model, suprafața de contact dintre faze este:

$$A_{\alpha\beta} = \frac{6r_\beta}{d_\beta}, \quad (5.11)$$

unde r_β este fracția volumetrică a fazei β .

Acest model este modificat pentru o robustețe crescută astfel:

- r_β are o limită inferioară pentru a asigura că densitatea de arie nu devine zero.
- pentru valori mari ale lui r_β (adică atunci când ipoteza că faza β este dispersată nu mai este validă) densitatea de arie este scăzută pentru a reflecta faptul că aria interfeței tinde către zero atunci când r_β tinde către 1. Cu aceste modificări, densitatea de arie pentru modelul particulă este implementată astfel:

$$A_{\alpha\beta} = \frac{6\tilde{r}_\beta}{d_\beta}, \quad (5.12)$$

unde:

$$\tilde{r}_\beta = \begin{cases} \max(r_\beta, r_{\min}) \xrightarrow{\text{daca}} r_\beta < r_{\max} \\ \max\left(\frac{1-r_\beta}{1-r_{\max}} r_{\max}, r_{\min}\right) \xrightarrow{\text{daca}} r_\beta > r_{\max} \end{cases},$$

Coeficienții de transfer adimensionali pot fi corelați în funcție de numărul Reynolds al particulei și numărul Prandtl al fazei continue. Aceștia sunt definiți utilizând diametrul mediu al particulei și proprietățile fizice ale fazei continue:

$$\text{Re}_{\alpha\beta} = \frac{\rho_\alpha |U_\beta - U_\alpha| d_\beta}{\mu_\alpha}, \quad (5.13)$$

Conform (22) modelele curgerii bifazice sunt caracterizate prin: numărul ecuațiilor utilizate, variabilele principale selectate ca necunoscute, și descrierea dezechilibrului dintre faze prin relații constitutive. Cel mai simplu model al curgerii bifazice se obține presupunând un echilibru între cele două faze, astfel încât fluidul este considerat ca formând un amestec omogen, în care fazele au viteze egale și temperaturi egale. În plus sunt necesare relații algebrice pentru proprietățile celor două faze și ecuația de stare a amestecului.

Rezultate și concluzii

În reactoarele CANDU puterea pe cele 380 de canale variază acestea fiind împărțite pe 6 grupe prezentate în Tabel 5.1. Distribuția pentru fiecare canal este determinată dintr-un studiu de management al combustibilului. Pentru acest studiu s-a ales un canal aparținând grupei 1.

Conform (26) puterea maximă admisibilă pe canal este de 7.3 MW iar pe fascicol 935 kW. Pentru a introduce o sursă de căldură în modelul studiat, a fost calculată densitatea volumetrică pe un fascicol luând în considerare o putere medie a canalului.

Modelul de curgere bifazică implementat a fost UVUT. Acest model “Unequal Velocity Unequal Temperature” (*viteze și temperaturi neegale*) reprezintă o combinație între două modele și necesită rezolvarea a 5 ecuații de conservare : (22)

- i. ecuație de conservare a impulsului pentru amestec ,
- ii. două ecuații de continuitate și
- iii. două ecuații de conservare a energiei.

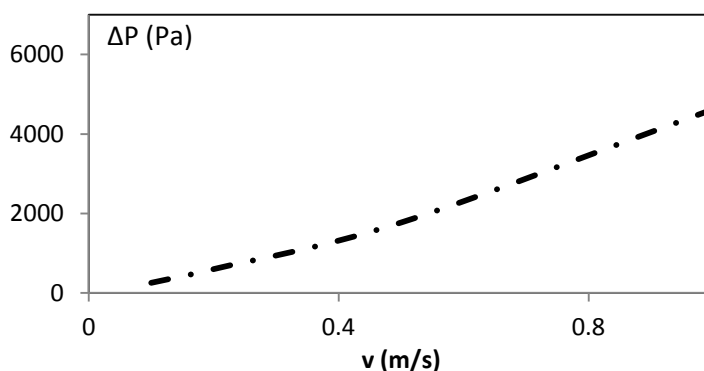


Figura 2. 5 Pierderile de presiune model cu transfer de căldură

Ca și în cazul modelelor studiate anterior și cum era prevăzut pierderile au crescut o dată cu creșterea lui Re . Studiile din literatură despre influența transferului de căldură asupra pierderilor de presiune au avut concluzii diferite, fie că transferul le influențează considerabil (19) sau că nu au nici un efect asupra lor (20). Din acest studiu Fig. 5.5, reiese că influența introducerii sursei de căldură este sesizabilă asupra pierderilor de presiune. Acestea au variat între 602 Pa și 4268 Pa corespunzând vitezelor minime și maxime și în comparație cu pierderile de presiune pentru același regim studiate la subpunctul anterior au fost de aproximativ 10 ori mai mari. .

5.3 Determinarea coeficienților de pierderi pentru numere Re mici pentru regimul de curgere bifazic la diferite fracții de vapori

De regulă, pentru evaluare unei corelații pentru pierderile de presiune sunt abordate două modalități. Prima se alege o anumită corelație și apoi este comparată cu alte corelații din literatură indiferent de regimul de curgere. Această metodă este adecvată regimurilor fără transfer decăldură și a fost utilizată cu succes de (23)

A doua abordare corelațiile sunt alese în funcție de morfologia de curgere și comparate cu date obținute pentru regimul studiat. Având în vedere că numărul de date experimentale pentru pierderi de presiune aparținând unor regimuri specifice sunt limitate, s-au selectat regimurile de curgere pentru care există date. (24) în timp ce unele dintre abordări au combinat cele două metode.

Condiții de simulare:

În această secțiune au fost modelate și simulate trei regimuri de curgere bifazică considerand variate fracțiile volumetrice și vitezele de curgere. În comparație cu subpunctul 5.1 unde scopul dezvoltării modelelor a fost de a studia valorile pierderilor de presiune în circulație naturală și a le compara pentru diferite regimuri, acest studiu a avut rolul de a determina factorii de pierderi calculându-i utilizând relația lui D'arcy.

$$\Delta P = f \frac{l}{d_h} \frac{w^2}{2} \rho_{am} \quad (5.14)$$

$$f = \Delta P \frac{d_h 2}{l w^2} \rho_{am} \quad (5.15)$$

S-a simulat și modelat agentul de răcire apă grea în regim bifazic de-a lungul unui fascicol CANDU 6 la diferite viteze după cum urmează

Rezultate și concluzii

Au fost notate și studiate 3 cazuri pentru calculul pierderilor de presiune și determinarea coeficienților de pierderi:

- i. Caz 1: fracție volumetrică a vaporilor 0.2
- ii. Caz 2: fracție volumetrică a vaporilor 0.5
- iii. Caz 3: fracție volumetrică a vaporilor 0.7

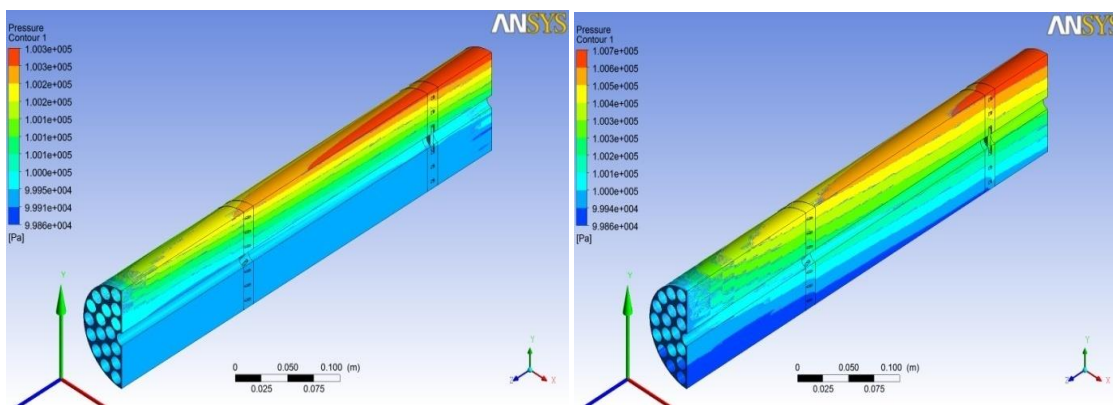


Figura 5.6 Fasciol CANDU 6 simulat la v_1 și v_2 pentru Caz 1

Pentru calcul pierderilor de presiune, a fost definită presiunea la ieșire din fascicol de 10^5 Pa. Iar pentru calcul coeficienților de pierderi s-a utilizat relația (5.20). Această ecuație este aplicabilă atât pentru regimul monofazic cât și pentru regimul bifazic (48) în schimb componentele ecuațiilor se vor calcula diferit. Pentru regimul bifazic au fost necesare în plus viteză medie, aria de curgere și calculul lui ρ_{am} .

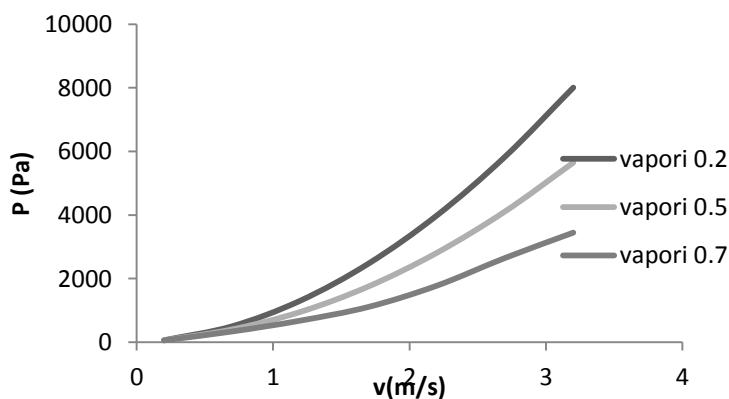


Figura 5.7 Pierderile de presiune în funcție de viteză

În Fig. 5.7 sunt prezentate variația pierderilor de presiune de-a lungul fascicolului o dată cu viteza și factorii de pierderi în funcție de viteze. Pierderile cele mai mari au fost înregistrate pentru regimul de curgere cu o fracția volumetrică de 0.2 în timp ce cele mai mici au fost în cazul trei regimul de curgere cu fracția volumetrică de 0.7. Pentru determinarea coeficientului de pierderi a fost utilizată relația 5.2. Având în vedere că regimul studiat este cel bifazic a fost necesară calculul densității de amestec și a fost considerată viteza de curgere medie.

CAPITOLUL 6. MODELAREA UNEI SECVENȚE DE ACCIDENT PENTRU REACTORUL AP 1000 ÎN URMA UNUI SBO UTILIZÂND MATLAB

6.1 Modelarea secvenței de accident inițiată după 2 minute de la producerea accidentului

Secvența de accident inițiată după 2 minute de la producerea unui accident SBO pentru un reactor AP1000 este prezentată în Fig.6.1.

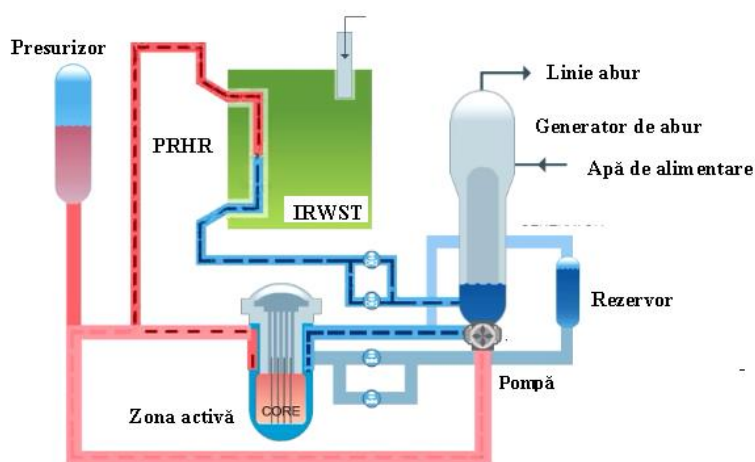


Fig. 6. 1 Buclă circulație naturală AP 1000

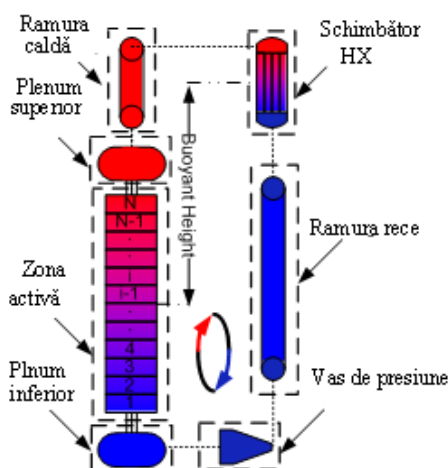


Fig. 6. 2 Nodalizare sistem

6.1.1 Nodalizarea buclei de circulație naturală

Parametrii pentru datele inițiale au fost preluate din (25) iar o parte din relațiile de calcul au fost preluate din (26). Simularea a fost realizată pentru o durată de 30 de minute. Informațiile parametrice pentru reactorul AP 1000 sunt relativ limitate în literatură, fiind necesar ca unui

parametrii să fie aproximați ce vor fi descriși pe parcursul capitolului. Sistemul pasiv de îndepărtare a căldurii reziduale (PRHR) intervine după 2 minute de la declanșarea accidentului Fig. 6.1. Nivelul în generator scade, astfel că sistemele de instrumentație și control deschid vanele schimbătorului PRHR HX. Apoi, se stabilește un ciclu de circulație naturală datorită diferenței de densitate dintre ramura caldă și ramura rece ce permite înlăturarea căldurii reziduale. Căldura generată de combustibilul cald este transferată apoi apei din bazinul IRWST în care se află imersat schimbătorul HX. Nodalizarea simplificată a secvenței este prezentată în Figura 6.2.

6.1.2 Descriere modelului

În prima etapă au fost definite în cadrul modelului constantele necesare pentru calculele termohidraulice. În tabelul 6.1 sunt prezentați principalii parametri utilizați. Pentru calculul ciclului de circulație naturală s-au considerat condițiile de funcționare inițiale iar pentru modelarea agentului de răcire am dezvoltat și implementat un model utilizând MATLAB. În cadrul simulării au fost considerate trei cazuri cu următoarele ipoteze :

1. la $t=0s$ căldura reziduală este 6% din căldura nominală (68) iar la $t=1800s$ este de 1.8%, relația de calcul deduse pentru determinarea căldurii reziduale este :

$$q_{ez} = \left(\frac{6 - 0.00233t}{100} \right) P_t \quad (6.1)$$

2. este modelată intervenția volantului pompei de circulație
3. între $t[120:1800]s$ intervine sistemul PRHR stabilindu-se bucla de circulație naturală

6.2 Descrierea modelului matematic

Calculul transferului de căldură în zona activă

Pentru determinarea transferului de căldură convectiv se calculează un termen convectiv efectiv (total) h_{ef} utilizând formula (6.2). Conductanța de interstițiu sau a interfeței dintre uraniu și zircaloy poate fi calculată ca suma a trei termeni: transferul de căldură în interstițiu prin conducție (gaz), conductanța printe punctele sau suprafețele de contact dintre combustibil și teacă și termenul radiativ.

$$h = h_g + h_s + h_r \quad (6.2)$$

unde h_g :reprezintă transferul de căldură în interstițiu prin conducție,

h_s : conductanța solidă prin punctele sau suprafețele de contact dintre combustibil și teacă

h_r : transferul radiativ

De regulă, transferul de căldură prin punctele de contact se neglijează. De asemenea, se face presupunerea că gazul este uniform distribuit în combustibil, deși teoretic este posibil ca difuzivitatea termică să producă un gradient dacă este prezent un amestec de gaze.

Calculul conductanței gazului:

Interstițiile între combustibil și teacă pentru reactoarele LWR sunt de regulă mici reprezentând 1-2% din raza combustibilului și conductanța poate fi calculată utilizând relația (6.3)

$$h_g = \frac{k_g}{d} \quad (6.3)$$

unde d : grosimea interstițiului [m] dar care trebuie înlocuit cu o altă formă mai exactă (6.4)

k_g : constanta gazului, înlocuind d în relația (6.3) obținem relația (6.4):

$$h_g = \frac{k_{gaz}}{d + d_{min} + g_f + g_c} \quad (6.4)$$

unde d_{min} : rugozitatea suprafețelor g_f , g_c ce reprezintă saltul de temperatură dintre combustibil și suprafața tecii.

În continuare pentru calculul transferului convectiv al interstițiului s-au urmărit abordările codului de calcul TRAC-PIA [70], după cum urmează :

$$h_i = h_{gaz} + h_{cont} + h_r \quad (6.5)$$

$$h_{gaz} = \frac{k_{gaz}}{\Delta r + \delta} \quad (6.6)$$

$$h_r = \frac{F(T_F^4 - T_C^4)}{T_F - T_C} \quad (6.7)$$

$$F = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_F} + \frac{R}{a} \left(\frac{1}{\varepsilon_c} - 1 \right)} \quad (6.8)$$

$$k_{gas} = A \cdot 10^{-4} T^{0.79} \quad (6.9)$$

În modelul de calcul al conductanței TRAC-PIA conductanța de contact este considerată 0 iar δ -suprafața de rugozitate a tecii și a combustibilului este o constantă ce include și saltul de temperatură.. Astfel că $\delta=4.4 \times 10^{-6}\text{m}$, această valoare fiind obținută cu relația lui Tong și Weisman din literatură.

Pentru calculul conductanței gazului se utilizează relația (6.9). În acest model a fost considerat doar prezența heliului. Pentru determinarea conductivității termice a gazului este necesară determinarea valorii factorului de gaz A. Gazele care pot apărea sunt Xenon, Krypton și Heliu. În acest model s-a considerat doar prezența heliului. Pentru condițiile de temperatură specifice combustibilului AP 100 $A=15.8$. De asemenea pentru un amestec de gaze Xenon-Heliu se poate calcula k_{mix} cu relația

$$k_{mix} = (k_{He})^x \cdot (k_{Xe})^{(1-x)} \quad (6.10)$$

În literatura de specialitate pentru determinarea saltului de temperatură notat în fig. cu $2g$ pentru codul de calcul Halden Ftemp se folosesc următoarele ipoteze și aproximări

$$2_g = \frac{(10 - 9 \cdot x_{Xe})}{P} \quad (6.11)$$

unde x_{Xe} : reprezintă fracția de Xenon în Heliu

P: presiunea gazului [bar]

astfel că pentru saltul de temperatură în care este prezent doar Heliu $2g=10\mu\text{m}$ iar pentru cazul amestecului de gaze Heliu-Xenon $2g=0.1 \mu\text{m}$

Calculul transferului de căldură în combustibil:

Datorită variației de putere de a lungul razei temperaturile în creioane diferite dar situate la aceeași înălțime vor avea valori diferite. În plus, în ciuda faptului că creioanele au un diametru de 10 mm, va exista o diferență semnificativă între temperatura din centrul combustibilului și temperatura exterioară a combustibilului, uneori se întâlnesc și valori de 500°C . Însă pentru simplificarea modelului propus se vor considera temperaturile pe direcție axială. Ecuația pentru transferul de energie axial necesită ca rata schimbului de energie să fie egală cu căldura produsă minus căldura transportată agentului de răcire. Căldura degajată de combustibili va fi mult mai mare decât cea a tecii astfel că se va considera că temperatura tecii este egală cu temperatura medie în combustibil în segmentul i, $T_{comb,i}$.

$$(m_{fi}c_{pfi} + m_{teac,i}c_{pteac,i}) \frac{dT_{comb,i}}{dt} = \phi_{nuc,i} - \phi_{transp,i} \quad (6.12)$$

unde $m_{f,i}$: masa de combustibil pe segmentul axial i [kg]

$m_{teac,i}$: masa tecii pe segmentul axial i [kg]

c_{pfi} : căldura specifică a combustibilului pe segmentul axial [J/kgK]

$c_{pteac\grave{a},i}$: căldura specifică a tecii pe segmentul axial [J/kgK]

$\Phi_{nuc,i}$: căldura nucleară depozitată în segmentul axial i [W]

$\Phi_{trans,i}$: transferul de căldură din segmentul axial i către agentul de răcire [W]

Variabilele descrise mai sus pot fi determinate din variabilele mediate pe creionul combustibil prin multiplicarea cu numărul de creioane din zona activă, N_c . Căldura generată poate fi calculată ca produsul dintre densitate de neutroni din segment ξ și volumul combustibilului după cum urmează:

$$\phi_{nuc,i} = N_c \pi a^2 \Delta L \xi_i \quad (6.13)$$

unde a reprezintă raza elementelor combustibile [m] și $\Delta L = L/N$ reprezintă lungimea segmentului [m].

Căldura transferată de la combustibil la agentul de răcire este dată de relația (6.16)

$$\phi_{trans,i} = K A_{tot,i} (T_{comb,i} - T_{AR,i}) \quad (6.14)$$

unde K : coeficientul global de transfer de căldură de la combustibil (considerat la temperatura medie) la agentul de răcire [$W/m^2 K$]

A : aria de transfer de căldură de la combustibil la agentul de răcire [m^2] ce poate fi calculată astfel:

$$A_{tot,i} = 2\pi d \Delta L N_c \quad (6.15)$$

unde d : raza la exterior a tecii, de asemenea coeficientul global de transfer de căldură poate fi calculat:

$$K = \frac{1}{\frac{d}{3k_c} + \frac{2d}{(a+b)k_{ct}} + \frac{d}{k_t} + \ln \frac{d}{b} + \frac{1}{k_{t,AR}}} \quad (6.16)$$

unde b : raza interioară a tecii

k_b : conductivitatea termică a combustibilului [W/mK]

k_{ct} : coeficientul de transfer dintre combustibil și teacă [$W/m^2 K$]

$k_{t,ar}$: coeficientul de transfer dintr teacă și agentul de răcire [$W/m^2 K$]

Transferul de căldură în interstițiu

Interstițiul este de regulă umplut cu heliu care are proprietăți bune pentru transferul de căldură. Compoziția gazului se schimbă totuși datorită produselor de fisiune gazoase. Totuși,

transferul de căldură și calculul său este afectat de umflarea sau apariția crăpăturilor în combustibil conducând la un contact neuniform între creioane și teacă. De asemenea, modelarea transferului de căldură va conține și un grad de incertitudine în rezultate. Modelul utilizat se bazează pe legea lui Newton de răcire convectivă care poate fi exprimată ca:

$$\phi = KA\Delta T \quad (6.17)$$

unde K: coeficientul de transfer [$\text{W}/\text{m}^2\text{K}$]

A: suprafața de schimb de căldură [m^2]

ΔT : diferența de temperatură

În regimul staționar, cantitatea de căldură care este transferată interstițiului va fi egală cu cea generată în combustibil. . După cum se poate observa cele două raze a și b au valori apropiate astfel că suprafața de schimb de căldură A poate fi calculată astfel:

$$A = 2\pi \frac{a+b}{2} \Delta L = \pi(a+b)\Delta L \quad (6.18)$$

unde ΔL : lungimea segmentului[m] astfel că diferența de temperatură între combustibil și teacă poate fi calculată astfel :

$$T_{comb,i} - T_{t,i} = \frac{1}{\pi(a+b)_{k_{ct}} \Delta L} \phi_i \quad (6.19)$$

unde $T_{t,i}$:temperatura tecii la interior [C],

k_{ct} : coeficientul de transfer dintre combustibil și teacă [$\text{W}/\text{m}^2\text{K}$]

Transferul de căldură în teacă

Suprafața de transfer A, la o distanța arbitrară, de-a lungul razei r va fi calculată astfel:

$$A = 2\pi r \Delta L \quad (6.20)$$

În regimul staționar căldura care trece prin teacă va fi egală cu căldura din interstițiu și cea generată în combustibil astfel că fluxul de căldură va fi calculat după cum urmează:

$$\phi_i = -k_{t,i} 2\pi r \Delta L \quad (6.21)$$

unde $k_{t,i}$: conductivitatea termică a tecii [W/mK], ecuația mai poate fi rearanjată astfel:

$$\frac{\phi}{-k_{t,i} 2\pi\Delta L} \frac{dr}{r} = -dT \quad (6.23)$$

cum Φ_i este constant în regim staționar, prin integrare ecuația (6.23) va fi:

$$T_{t,i} - T_{te,i} = \frac{\phi_i}{2k_t\pi\Delta L_i} (\ln r)_b^d = \left(\frac{1}{2k_t\pi\Delta L} \ln \frac{d}{b} \right) \phi_i \quad (6.24)$$

unde $T_{te,i}$: temperatura tecii la exterior pe segmentul i.

Transferul de căldură de la teacă la agentul de răcire

Transferul de căldură de la teacă la agentul de răcire este dat de relația :

$$\phi_{t-AR} = -k_{t-AR} A \Delta T \quad (6.25)$$

unde : k_{t-AR} :coeficientul de transfer dintre teacă și agentul de răcire, iar suprafața de contact va fi:

$$A = 2\pi d \Delta L \quad (6.26)$$

iar transferul de căldură va fi calculat cu relația (6.27)

$$T_{te,i} - T_{AR,i} = \frac{1}{2\pi d k_{t-AR} \Delta L} \phi_i \quad (6.27)$$

Coeficientul de transfer de căldură general va fi calculat însumând relațiile (6.23-6.27)

$$T_{m,i} - T_{AR,i} = \frac{\phi_i}{\pi\Delta L} \left[\frac{1}{6k_c} + \frac{1}{(a+b)k_{c,t}} + \frac{1}{2k_t} + \ln \frac{d}{b} + \frac{1}{2dk_{t-AR}} \right] \quad (6.28)$$

6.3 Calculul debitului în sistem:

Calculul debitului în sistem:

Pentru calculul debitului în sistem au fost utilizate relațiile (6.45-6.55) descrise mai jos. Au fost calculate pierderile rezistive și cele disponibile fiind necesar ca pentru calcul debitului (relația 6.56) să se calculeze coeficientul de pierderi în sistem care este dat de suma tuturor coeficienților aparținând pierderilor rezistive.

$$\Delta P_{reyistive} = \Delta P_{disponibil} \quad (0.291)$$

$$\Delta P_{reyistive} = \Delta 2P_{ZA} + \Delta P_{ramuracald} + \Delta P_{HX} + \Delta P_{ramurarece} + \Delta P_{vaspresiune} \quad (0.302)$$

$$\Delta P_{disponibile} = gH_g (\rho_{ramurarece} - \rho_{ramuracalda}) \quad (0.3)$$

$$D_s = \rho v A_s v = \frac{D_s}{A \rho} \quad (0.32)$$

$$\Delta P_L = \left(k + f \frac{L}{D_e} \right) \quad (0.4)$$

$$\frac{D_s^2}{\rho^2 A^2 2} = \left[\left(k + f \frac{L}{D_e} \right) \frac{1}{2 \rho A^2} \right] D_s^2 = K_{2A} D_s^2 \quad (0.34)$$

$$\Delta P_{ramuracalda} = f \frac{L}{D_{cond}} \rho \frac{v^2}{2} = f \frac{L}{D_{cond}} \rho \frac{D_s^2}{2 \rho^2 A^2} = K_{HL} D_s^2 \quad (0.35)$$

$$\Delta P_{HX} = k \frac{v^2}{2} \rho = \frac{k \rho}{2 \rho^2 A^2} D_s^2 = K_{HX} D_s^2 \quad (0.36)$$

$$\Delta P_{ramurarece} = K_{CL} D_s^2 \quad \text{unde} \quad k_{CL} = f \frac{L}{D_{cond}} \frac{1}{2 \rho A^2} \quad (0.37)$$

$$\Delta P_{vp} = K_{PV} D_s^2 \quad \text{unde} \quad k_{PV} = \frac{k}{2 \rho A^2} \quad (0.38)$$

$$k_{sistem} = k_{2A} + k_{HL} + k_{HX} + k_{CL} + k_{VP} \quad (0.39)$$

$$k_{sistem} D_s^2 = \Delta P_{disponibil} \quad D = \sqrt{\frac{\Delta P_{disponibil}}{k_{sistem}}} \quad (0.40)$$

Rezultate și concluzii

În această secțiune vor fi prezentate rezultatele obținute în urma simulării și anume va fi prezentată variația debitului în cele 30 de minute, a temperaturilor pe ramura caldă și ramura rece cât și a căderii de presiune. Sistemul PRHR are rolul de a îndepărta căldura din zona activă prin circulație naturală. Apa fierbinte ajunge în sistemul conectat la ramura caldă apoi pătrunde în țevile schimbătorului imersat în condiții de temperatură și presiune ale sistemului. IRWST este plin cu apă rece care începe să fiarbă preluând căldura transoprtată. Agentul rece se întoarce în bucla principală prin liniile de ieșire ale PRHR ce sunt conectate la partea inferioară a generatorului de abur. Schimbătorul este alcătuit din 689 de țevi în forma literei C imersate în interiorul rezervorului IRWST. Bazinul și schimbătorul au o mare influență asupra înlăturării căldurii reziduale în condiții de accident astfel că evaluarea performanței transferului de căldură în circulația naturală este de mare importanță.

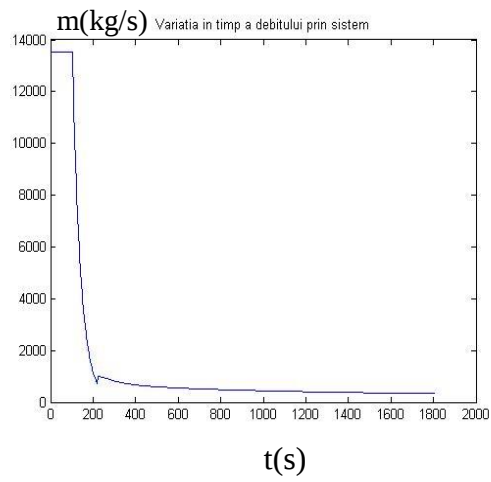
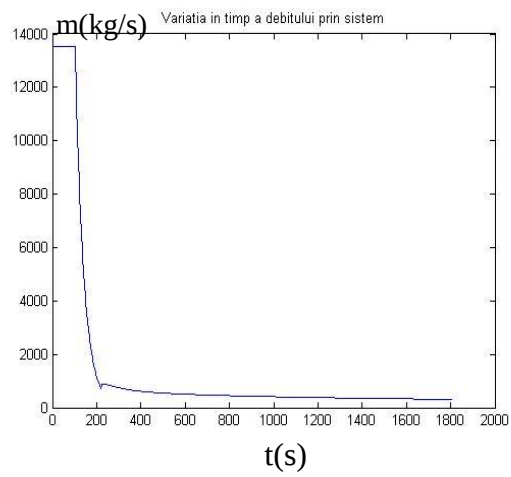
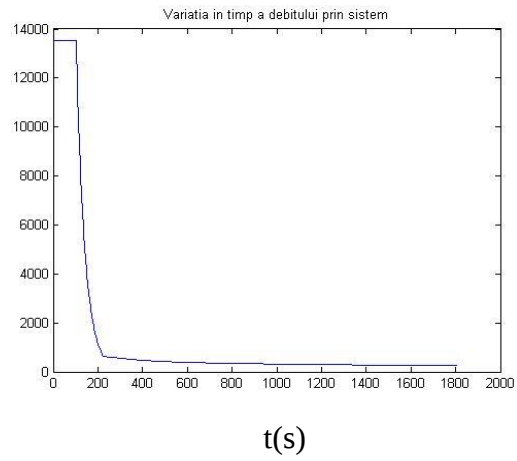
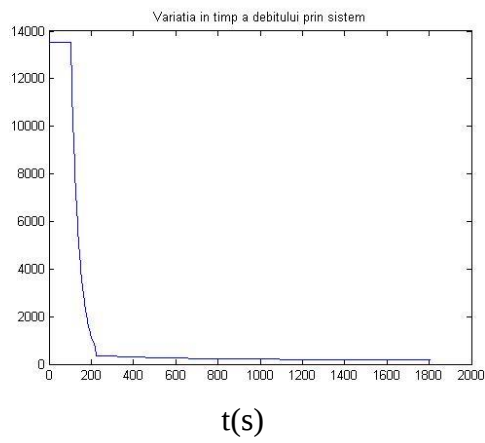
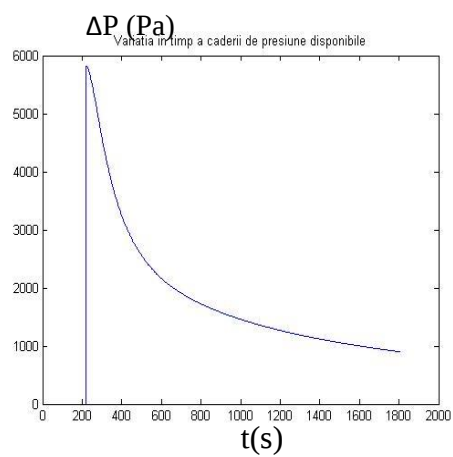
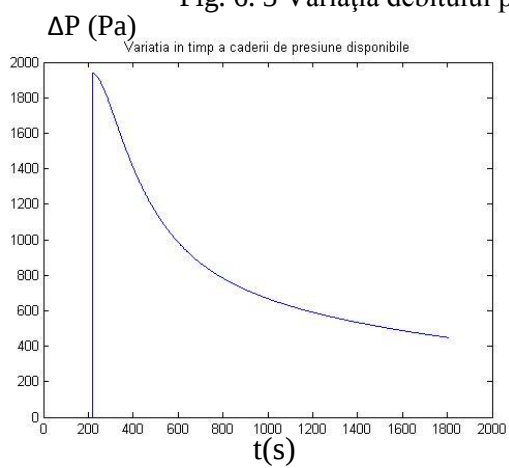


Fig. 6. 3 Variația debitului pentru Hgeod : a=2m, b=6m, c=12 m, d=15m



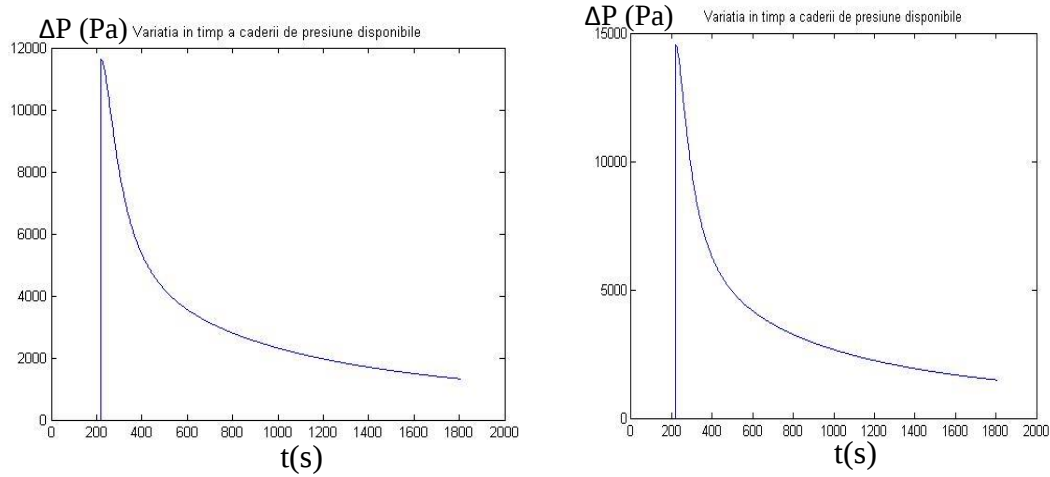


Fig. 6. 4 Variația căderii de presiune a sistemului pentru cele 4 înălțimi

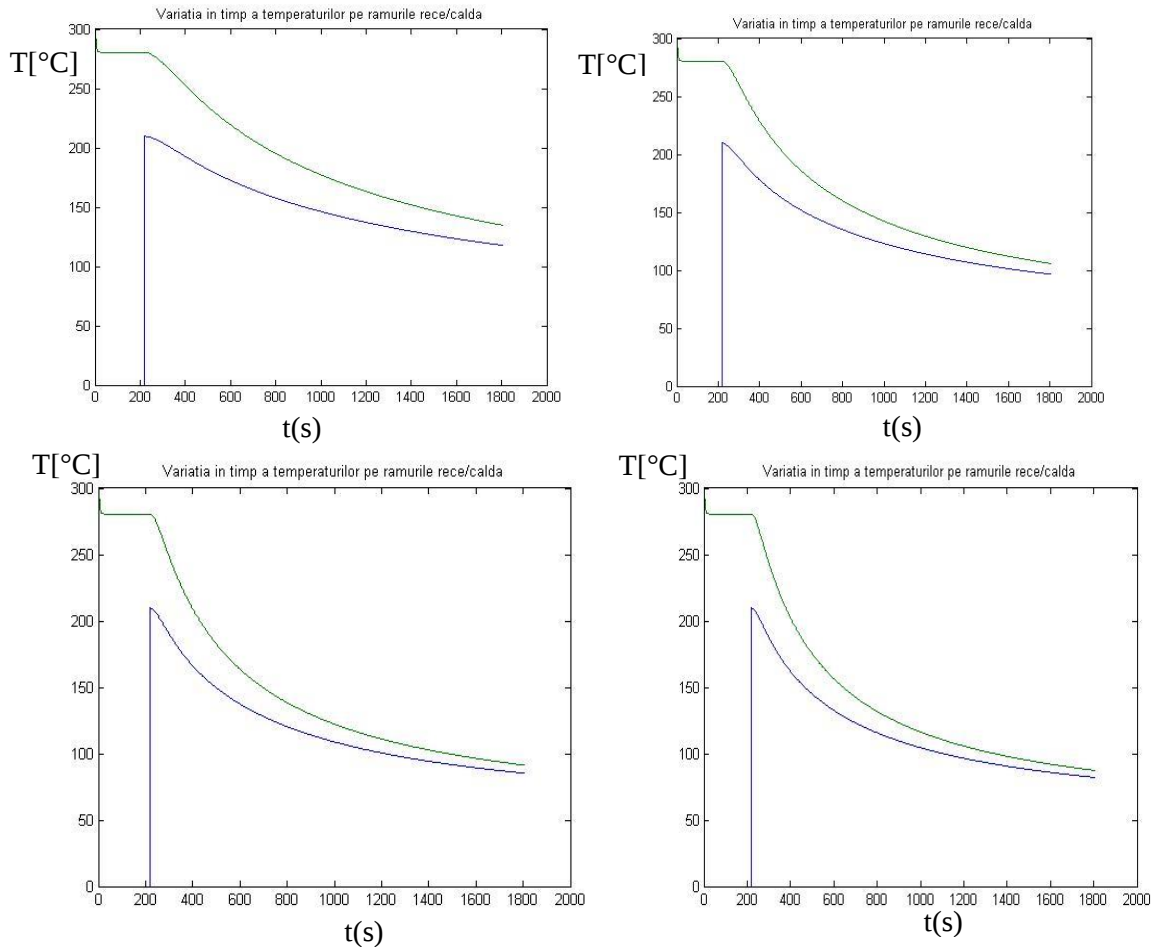


Fig. 6.5 Variația temperaturilor pentru ramura caldă și rece
varind H_{geod} între 2-15 m

Studiile parametrice realizate în acest capitol au avut ca scop evaluarea debitului de curgere în circulație naturală și a altor parametrii termohidraulici de intreres în funcție de poziționarea schimbătorului. H_{geod} (variat între 2 și 15 m), fiind prezentate rezultatele pentru 4 cazuri în care $H_{\text{geod}}=2,6,12,15$ m. În figurile 6.3-6.5 sunt prezentate valorile obținute pentru variația debitului în

sistem, a căderii de presiune și a temperaturilor pe ramura caldă și rece a sistemului în funcție de H_{geod} . Pierderile de presiune pe schimbător au fost considerate ca fiind jumătate din pierderile calculate pentru zona activă.

În cazul debitului acesta scade o dată cu puterea iar după 1800 s, după acționarea sistemului PRHR temperatura agentului de răcire scade devine mai dens iar după atingerea valorii de setpoint pe ramura rece este necesară intervenția altor sisteme pasive specifice AP 1000. Rezultatele au arătat că debitul nu este semnificativ influențat de poziționarea schimbătorului. În figura 6.5 se poate observa influența poziționării schimbătorului asupra temperaturilor pe cele două ramuri, după 30 de minute temperaturile scad iar pentru $H_{\text{geod}} = 15$ m sunt obținute valorile cele mai mici. Un alt parametru ce necesită o evaluare exactă pentru circulația naturală îl reprezintă căderea de presiune. În fig. 6.4 se poate observa că influența înălțimii geodezice este considerabilă. În funcție de H_{geod} pierderile de presiune au atins un maxim de 15 000 Pa la $H_{\text{geod}} = 15$ m în timp ce pentru $H_{\text{geod}} = 2$ m pierderea de presiune maximă a fost în jurul valorii de 2000 Pa.

CAPITOLUL 7. CONCLUZII ȘI CONTRIBUȚII ORIGINALE

7.1 CONCLUZII GENERALE

Din rezultatele studiilor efectuate în această lucrare se poate concluziona:

➤ În prezent se acordă o importanță deosebită implementării sistemelor pasive în reactoarele nucleare. Fenomenele termohidraulice asociate acestora, în special circulației naturale nu sunt pe deplin înțelese. Datorită insuficienței datelor experimentale este necesar dezvoltarea de noi modele care să le simuleze comportamentul și care să aducă informații noi ce vin în completarea celor existente.

➤ Unul dintre parametrii de interes pentru stabilirea și menținerea ciclului de circulație naturală este pierderea de presiune. În cazul reactoarelor CANDU ce au capacitatea de răcire a combustibilului prin termosifonare în caz de accident, datele din literatura de specialitate cu privire la modelarea pierderilor de presiune la Re mici sunt relativ limitate. În urma studiilor (capitolul 4) pentru regimul monofazic aplicabil unui fascicol de combustibil CANDU 6 s-a concluzionat că pierderile cresc o dată cu creșterea vitezei. Au fost determinați factorii de pierderi ale căror valori au fost comparate cu date experimentale.

➤ Determinarea pierderilor de presiune în regimuri de curgere bifazică trebuie realizată cât mai precis. În special, în cazul reactoarelor unde circulația naturală este îndeosebi utilizată în condiții de accident pentru răcirea combustibilului. Analizele utilizând modele CFD din capitolul 5 au urmărit

evaluarea pierderilor de presiune în regim bifazic pentru diferite morfologii de curgere au arătat că pierderile cresc o dată cu creșterea vitezei și variază și în funcție de topologia de curgere.

➤ Capitolul 6 a urmărit evaluarea debitului de agent de răcire într-o buclă de circulație naturală, reprezentând o parte dintr-o secvență de accident tip SBO specifică reactorului AP 1000. Modelul dezvoltat a fost implementat în codul MATLAB și a urmărit evoluția debitului în sistem precum și variația temperaturilor tecii și combustibilului pe o durată de 30 de minute.

7.2 CONTRIBUȚII ORIGINALE

Principalele contribuții originale ale tezei sunt:

- Realizarea unui studiu amplu cu privire la fenomenele problematice ce necesită investigație în cadrul sistemelor pasive, în special sistemelor cu circulație naturală.
- Aducerea de noi informații/date pentru curgerile monofazice și bifazice pentru o gamă de numere Re mici.
- Dezvoltarea și implementarea unui model CFD pentru calculul pierderilor de presiune în regim monofazic utilizând ANSYS CFX pentru un fascicol CANDU 6 fără a lua în considerare transferul de căldură.
- Dezvoltarea și implementarea unui model CFD pentru calculul pierderilor de presiune în regim bifazic utilizând ANSYS CFX pentru un fascicol CANDU 6. Au fost comparate și simulate diferite morfologii de curgeri. Modelele dezvoltate au fost unul omogen, două neomogene fără a lua în considerare transferul de căldură și un model neomogen cu transfer de căldură.
- Determinarea coeficienților de pierderi pentru regimul bifazic cu bule, fiind evaluate 3 cazuri cu diferite fracții volumetrice.
- Efectuarea unor studii parametrice cu ajutorul codului MATLAB pentru analiza în condiții de accident a unei bucle de răcire NC specifică reactorului AP 1000.

7.3 PERSPECTIVE DE DEZVOLTARE ULTERIOARĂ

- Pornind de la modelele CFD prezentate în capitolul 5 se pot dezvolta modele pentru evaluarea pierderilor de presiune pe un întreg canal cu 12 fascicule de combustibil specific reactorului CANDU 6.
- Dezvoltarea unor corelații pentru calculul pierderilor de presiune în apendaje
- Rezultatele obținute în capitolul 6 pot servi drept date de intrare pentru alte modele matematice care să modeleze intervenția rezervoarelor de răcire a zonei active în AP1000 sau a celorlalte sisteme pasive care sunt proiectate a interveni

BIBLIOGRAFIE SELECTIVĂ

1. **Parsons, Paul L. Joskow and John E.** *The Future of Nuclear Power*. 2012.
2. **Council, World Energy.** *Nuclear Energy One*. 2012.
3. **IAEA.** *Post Fukushima Action Plan*. Vienna : IAEA, 2011.
4. **IAEA, Nuclear Energy Agency.** *Use of computational fluid dynamics codes for safety analysis of nuclear reactor systems*. s.l. : IAEA, 2011.
5. **TECDOC-1474, IAEA.** *Natural circulation in water cooled nuclear power plants*. 2005.
- 6.. **TECDOC-920, IAEA.** *Technical feasibility and reliability of passive safety systems for nuclear power plants*. Julich, Germany : s.n., 1994..
7. **IAEA.** *TECDOC-1624-Passive Safety Systems and Natural Circulation in Water Cooled Power Plants*. 2009.
8. **P.K. Vijayan, A.K. Nayak.** *Natural circulation systems: advantages and challenges*. S.l. : iaea, 2005.
9. **IAEA.** *Advantages and challenges of natural circulation systems in advanced designs*. 2005.
11. **Saha, D.** *Application of natural circulation systems: advantages and Challenges* . 2011.
- 12.. **Hiibiki, T ISHII, M.** 2001, *Effect of inlet geometry on hot-leg U-bend two-phase natural* ,Vol. Nuclear Engineering and Design.
13. **Nayak, P.K. Vijayan and A.K.** *Natural circulation systems aDVANTAGES*. 2010.
14. **A. K. Haldar, Sengupta S.** 1993, *Low Reynolds number flow and heat transfer experiments in 7-rod vertical bundles*. Nuclear Engineering and design.
15. **D. Saha, M. R. Gartia, P.K. Vijayan and D.S. Pilkhwal ,Bhabha Atomic Research Centre, India.** *Thermo-fluid dynamics and pressure drops in various geometrical configurations*. 2010.
16. **ANSYS.** ANSYS CFX Solver, "Theory Guide, Release 14". 2011.
17. **Leung, L.K.H., Groeneveld, D.C., Aube, F. and Tapucu, A.,** *New studies of the effect of surface heating on frictional pressure drop in single-phase and two-phase flow*. Grenoble : s.n., 1993.
18. **., S, Thom J. R.** 1964, *Prediction of pressure drop during forced circulation boiling of water*, J. Heat Mass Transfer, pp. 709 - 724.
19. **Tarasova, N.V. et al.** 1996. 41. Tarasova, N.V. et al., *Pressure drop of Boiling Subcooled Water and Steam Water Mixture Flowing in Heated Channels*, Proceedings of 3rd Int. Heat Transfer Conf. 178, ASME,.
20. **Martinelli, R.C. and Nelson, D.B.** 1948, *Prediction of pressure drop during forced circulation boiling of water*. Trans. ASME, pp. 695-702.
21. **Koehler, W., Kastner, W.,** *Two phase pressure drop in boiler tubes, Two-Phase Flow heat Exchangers: Thermalhydraulic Fundamentals and Design* . s.l. : Kluwer Academic Publishers, 1998.
22. **Daniel, Dupleac.** *Termohidraulica instalațiilor nucleare*. Editura Proxima, 2011.
23. **Friedel, L.** *Improved friction pressure drop correlations for horizontal and vertical two-phase flow*. 1979.
59. 20. **Idsinga, W, Todreas, N. and Bowring, R.,** *An assessment of two phase pressure drop correlations for steam water mixtures*. **Idsinga, W, Todreas, N. and Bowring, R.,** 1977, 20. Idsinga, W, Todreas, N. and Bowring, R., *An assessment of two* Int. J. Multiphase Flow, p. 401-413.

24. **Mandhane, J.M., Gregory, G.A. and Aziz, K.** 1974, *A flow pattern map for gas liquid flow in horizontal pipes*. Int. J. of Multiphase flow.
25. **Safety Reports Series No. 23, IAEA.** *Accident analysis for nuclear plants*. Vienna : s.n., 2002.
26. **AECL, Chapter 15.-Final Safety Analysis Report.** 2000

Acknowledgement

Rezultatele prezentate în această teză de doctorat au fost obținute cu sprijinul financiar al Ministerului Muncii, Familiei și Protecției Sociale prin Fondul Social European, Programul Operațional Sectorial Dezvoltarea Resurselor Umane 2007-2013, Contract nr. POSDRU/107/1.5/S/76903.