

LAPPEENRANNAN TEKNILLINEN YLIOPISTO

Teknillinen tiedekunta

LUT Energia

BH10A0200 Energiatekniikan kandidaatintyö ja seminaari

## **Kevytvesireaktorin luonnonkierto ja stabiilius**

Työn tarkastaja: Riitta Kyrki-Rajamäki

Työn ohjaaja: Juhani Vihavainen

Lappeenranta 30.03.2013

0334539

Janne Pitkänen

Ente

## TIIVISTELMÄ

Tekijän nimi: Janne Pitkänen

Opinnäytteen nimi: Kevytvesireaktorin luonnonkierto ja stabiilius

Teknillinen tiedekunta

Energiatekniikan koulutusohjelma

Kandidaatintyö 2013

37 sivua, 1 taulukkoa, 10 kuvaa, 11 yhtälöä, 2 liitettä

Hakusanat: kevytvesireaktori, luonnonkierto, kaksifaasivirtaus, stabiilius, epästabiilius, termohydrauliikka, systeemikoodi.

Tässä työssä perehdytään luonnonkiertoon ja sen hyödyntämiseen ydinvoimalaitoksissa. Toisena aihekokonaisuutena työssä ovat ydinvoimalaitosten epästabiilit tilat, jotka ovat tyypillisiä etenkin luonnonkierron ja kaksifaasivirtauksen yhteydessä. Lopussa esitetään ydinvoimalaitoksen termohydrauliikan ja kaksifaasivirtauksen mallinnusta systeemikoodilla. Esimerkkinä on tehty laskenta luonnonkiertoreaktorin, ESBWR-reaktorin massavirran jakaumasta TRACE-systeemikoodilla.

## SISÄLLYSLUETTELO

SYMBOLI- JA LYHENNELUETTELO .....	3
1 JOHDANTO .....	6
2 LUONNONKIERTO ILMIÖNÄ.....	7
2.1 Kaksifaasivirtaus ja luonnonkierto .....	7
3 LUONNONKIERRON HYÖDYNTÄMINEN YDINVOIMALAITOKSESSA.....	12
3.1 Luonnonkiertoon perustuvat passiiviset turvallisuusjärjestelmät .....	12
3.2 Kiehusvesireaktoreiden luonnonkierto .....	15
3.3 Painevesireaktoreiden luonnonkierto.....	15
4 YDINVOIMALAITOKSEN STABIILIUUS.....	17
4.1 Epästabiiliuden luokittelu .....	18
4.1.1 Termohydraulinen epästabiilius.....	19
4.1.2 Reaktiivisuuden epästabiilius .....	24
4.2 Luonnonkiertoreaktorin erityispiirteet epästabiilisuuden syntymiseen .....	25
4.2.1 Luonnonkiertoreaktorin ylösajon stabiilius .....	25
4.3 Epästabiiliushäiriöitä ydinvoimalaitoksissa.....	26
5 TERMOHYDRAULIIKAN LASKENTAKOODIT YDINVOIMALAITOKSEN TOIMINNAN MALLINTAMISESSA.....	28
5.1 Termohydrauliikan laskentakoodien toimintaperiaate.....	28
5.2 Neutronikinetiikka osana mallinnusta .....	30
5.3 Esimerkkilaskenta massavirran jakaumasta ESBWR -reaktorisydämessä.....	30
6 YHTEENVETO.....	35
LÄHTEET .....	36

LIITEET, Liite 1. Olemassa olevia systeemikoodeja ja neutronikinetiikkalaskentaohjelmia  
Liite 2. TRACE-systeemikoodin laskentatuloksia ESBWR-reaktorille

## SYMBOLI- JA LYHENNELUETTELO

### Roomalaiset aakkoset

$A$	poikkipinta-ala [ $\text{m}^2$ ]
$D$	halkaisija [m]
$f$	kitkakerroin [-]
$F$	voima [N]
$G$	massavuo [ $\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$ ]
$g$	putoamiskiihtyvyys [ $\text{m}/\text{s}^2$ ]
$h$	ominaisentalpia [J/kg]
$h_{\text{iv}}$	höyrystymislämpö [J/kg]
$k$	äärellisen reaktorin kasvutekijä [-]
$l$	piirin pituus [m]
$\dot{m}$	massavirta [kg/s]
$P$	perimetri [m]
$p$	paine [Pa]
$T$	lämpötila [K]
$u$	ominaissisäenergia [J/kg]
$v$	ominaistilavuus [ $\text{m}^3/\text{kg}$ ]
$W$	ominaistyö [J/kg]
$w$	nopeus [m/s]
$x$	höyrypitoisuus [-]

$z$  pituus [m]

### **Kreikkalaiset aakkoset**

$\theta$  kulma [rad]

$\rho$  1. tiheys [kg/m<sup>3</sup>]

2. reaktiivisuus [-]

$\tau$  seinämäkitka [N/m<sup>2</sup>]

$\Omega$  faasimuutostaajuus [1/s]

### **Dimensiottomat luvut**

$N_{pch}$  faasimuutosluku [-]

$N_{sub}$  alijäähtyneisyysluku [-]

### **Alaindeksit**

ext ulkopuolinen

f kitka

int sisäpuolinen

l neste

m keskimääräinen

n neste

v höyry

### **Lyhenteet**

AHWR Advanced Heavy Water Reactor

APRM Average Power Rate Monitor

ATWS	Anticipated Transient Without Scram
BWR	Boiling Water Reactor
CDI	Compound dynamic instabilities
CHTR	Compact High Temperature Reactor
CHF	Critical Heat Flux
CR	Compensating regime
DWO	Density Wave Oscillation
EVET	Equal Velocity Equal Temperature
ESBWR	Economically Simplified Boiling Water Reactor
FDI	Fundamental Dynamic Instability
FDR	Friction Dominant Regime
GDCS	Gravity Driven Cooling System
GDR	Gravity Dominant Regime
ICS	Isolation Condenser System
MW	Megawatti
NKC	Neutron Kinetics Code
NTP	Normal Temperature and Pressure
PCCS	Passive Containment Cooling System
PDE	Partial Differential Equations
PDO	Pressure Drop Oscillation
PWR	Pressurized Water Reactor

SBLOCA Small Break Loss of Coolant Acciden

THSC Thermal Hydraulic System Code

UVUT Unequal Velocity Unequal Temperature

## 1 JOHDANTO

Tässä kandidaatin työssä syvennytään luonnonkiertoon osana ydinvoimalaitoksen toimintaa. Luonnonkiertoon perustuvat järjestelmät eivät tarvitse ulkoisia teholähteitä toimiakseen, joten niiden hyödyntäminen voi lisätä ydinvoiman käytön turvallisuutta. Monet uudet laitoskonseptit ovat ottaneetkin käyttöönsä luonnonkiertoon perustuvia turvallisuusjärjestelmiä. Kiehutusvesilaitoksissa myös pääkierto voidaan toteuttaa luonnonkierrolla. Toistaiseksi on tehty vain pieniä luonnonkiertokoereaktoreita, eikä pääkiertonaan luonnonkiertoa hyödyntäviä kaupallisia ydinvoimalaitoksia ole vielä rakennettu. Suunnitteilla olevat uudet luonnonkiertoreaktorit lukeutuvat joko 3+ tai 4. sukupolven voimalaitoskonsepteihin.

Taloudellinen kilpailu laitostoimittajien välillä uusista laitoshankkeista on kovaa. Turvallisuuden lisäksi luonnonkierron hyödyntämisestä onkin mahdollista saada myös kustannus-etuja laitoskonsepti yksinkertaistuu ja tarvitaan vähemmän komponentteja.

Vaikka luonnonkierrolla voidaankin edistää laitoksen turvallisuutta, liittyy sen käyttöön myös rajoitteita. Yksi selkeä rajoite on mahdolliset epästabiilit tilat, joille luonnonkierto on erityisen altis. Ydinvoimalaitosten stabiiliutta alettiin tutkia 50-luvulla, jolloin ydinvoiman kaupallinen käyttö alkoi. Viimeisen kahden vuosikymmenen ajalta on olemassa runsaasti eri koejärjestelyillä tehtyä tutkimustietoa tulevaisuuden suuritehoisten luonnonkiertoreaktoreiden stabiilin tilan varmistamiseksi.

Koska epästabiiliuteen vaikuttavat ilmiöt ovat monimutkaisia eikä käytännön kokemusta suuren kokoluokan kaupallisista luonnonkiertoreaktoreista vielä ole, tarvitaan koelaitteistoilla tehtyjen tutkimusten lisäksi myös laitosten laskennallista mallintamista. Työssä esitetään termohydrauliikan systeemikoodien ja neutronikinetiikkakoodien periaatteellinen toiminta ydinvoimalaitosten mallinnuksessa. Esimerkkilaskuna on tehty malli ESBWR -luonnonkiertoreaktorista TRACE ohjelmistolla. Mallilla voidaan laskea massavirran jakaumaa reaktorissydämessä, kun se on jaettu viiteen erikseen laskettavaan osaan. Malli on yksinkertaistettu ja voi toimia luotettavasti vain stationääritilassa sille ennalta määrättyissä olosuhteissa.



## 2 LUONNONKIERTO ILMIÖNÄ

Luonnonkierron fysikaalinen perusta on yksinkertaisesti tiheyden lämpötilariippuvuudessa. Yleensä kaasuille ja nesteille pätee vakiopaineessa. (Incropera, DeWitt, Bergman, Lavine 2007, s. 560)

$$\frac{\partial \rho}{\partial T} < 0 \quad (1)$$

Missä  $\rho$  tiheys [kg/m<sup>3</sup>]  
 $T$  lämpötila [K]











Nesteelle, kaasulle tai neste-kaasuseokselle voidaan käyttää yleisesti nimitystä fluidi. Kun tarkastellaan suljettua systeemiä, jossa tiettyä fluidia lämmitetään paikallisesti, havaitaan että tiheyden pieneneminen johtaa nostevoiman syntymiseen. Nostevoima kasvattaa fluidin liikemäärää, jolloin virtaus joutuu kiihtyvään liikkeeseen. Newtonin toisen lain mukaan virtausta vastustavien voimien ollessa nostevoiman suuruiset syntyy tasapainotila, jolle virtausnopeus on vakio. Nosteen syrjäyttämä fluidi on korvattava uudella fluidilla, jotta systeemin massatase pysyisi muuttumattomana. Korvaavan fluidin virtaukselle ajavana voimana on gravitaatio, jonka vuoksi lämmönlähteestä ylempänä oleva raskaampi fluidi painuu alaspäin. Näin syntyneeseen kiertovirtaukseen ei tarvita ulkopuolisia voimia ja sitä kutsutaan nimellä luonnonkierto. (Incropera 2007, s. 560-561.)

### 2.1 Kaksifaasivirtaus ja luonnonkierto

Kaksifaasivirtauksella tarkoitetaan virtausta, josta on samanaikaisesti erotettavissa kaksi eri ainetta tai aineen kaksi eri faasia. Kaksifaasivirtaus voidaan jakaa olomuotojen mukaan. Koska aineenolomuotoja on vain kolme: kiinteä, neste ja kaasu (ja mahdollisesti plasma), voidaan kaksifaasivirtaustyyppit jakaa seuraavasti.

1. Kaasu – kiinteä aine
2. Kaasu – neste
3. Neste – kiinteä aine
4. Sekoittumattomien nesteiden yhdistelmä

Vaikka neljäs ryhmä ei ole varsinainen kaksifaasivirtaus, sekoittumattomien nesteiden virtaus voidaan teoriassa käsitellä kaksifaasivirtauksena (Ishii & Hibiki, 2011, s. 5). Ydinvoimalaitosten kannalta kaksifaasivirtauksista oleellisin on kaasu- ja nestefaasin virtaus. Nesteen ja kaasun virtauskierunta voidaan edelleen jakaa kiehumismuodon perusteella. Kuvassa 1 on esitetty tunnettuja virtauskieruntamuotoja, joista suurin osa on pystysuoralle putkikanavalle. Todellisuudessa rajapintojen löytäminen eri kiehumismuotojen välillä on mahdotonta, sillä kiehumismuodon muutos virtauskanavassa on jatkuvaa.

Class	Typical regimes	Geometry	Configuration	Examples
Separated flows	Film flow		Liquid film in gas Gas film in liquid	Film condensation Film boiling
	Annular flow		Liquid core and gas film Gas core and liquid film	Film boiling Boilers
	Jet flow		Liquid jet in gas Gas jet in liquid	Atomization Jet condenser
Mixed or Transitional flows	Cap, Slug or Churn-turbulent flow		Gas pocket in liquid	Sodium boiling in forced convection
	Bubbly annular flow		Gas bubbles in liquid film with gas core	Evaporators with wall nucleation
	Droplet annular flow		Gas core with droplets and liquid film	Steam generator
	Bubbly droplet annular flow		Gas core with droplets and liquid film with gas bubbles	Boiling nuclear reactor channel
Dispersed flows	Bubbly flow		Gas bubbles in liquid	Chemical reactors
	Droplet flow		Liquid droplets in gas	Spray cooling
	Particulate flow		Solid particles in gas or liquid	Transportation of powder

**Kuva 1.** Kaksifaasivirtauskieruntamuotoja (Mamoru Ishii ja Takashi Hibiki 2011, s. 6)

Luonnonkierrolla toimivan kaksifaasivirtauksen ajavana voimana on faasien välisen tiheyseron aiheuttama nostevoima. Tarkasteltaessa suljettua kiertoa systeemi saavuttaa tasapainotilan, kun virtausta vastustavat kitkavoimat ovat yhtä suuret kuin luonnonkierron aiheuttamat nostevoimat. Koska kitkavoimien suuruus määräytyy massavirran mukaisesti, voidaan tasapainotilan massavirta ratkaista niiden perusteella (Gonella, Prasad, Pandey, Kalra, 2007). Noste on suoraan verrannollinen neste- ja höyryfaasien väliseen korkeus- ja tiheyseroon. Nostevoima ja kitkavoima ovat esitettyinä yhtälöissä 2 ja 3.

$$F_f = \frac{1}{2} \rho_m w^2 f \frac{l}{D} \quad (2)$$

$$F_n = (\rho_l - \rho_g) g \Delta H \quad (3)$$

Missä	$D$	halkaisija [m]
	$f$	kitkakerroin [-]
	$F_f$	kitkavoima [N]
	$F_n$	nostevoima [N]
	$H$	korkeus [m]
	$l$	piirin pituus [m]
	$w$	nopeus [m/s]

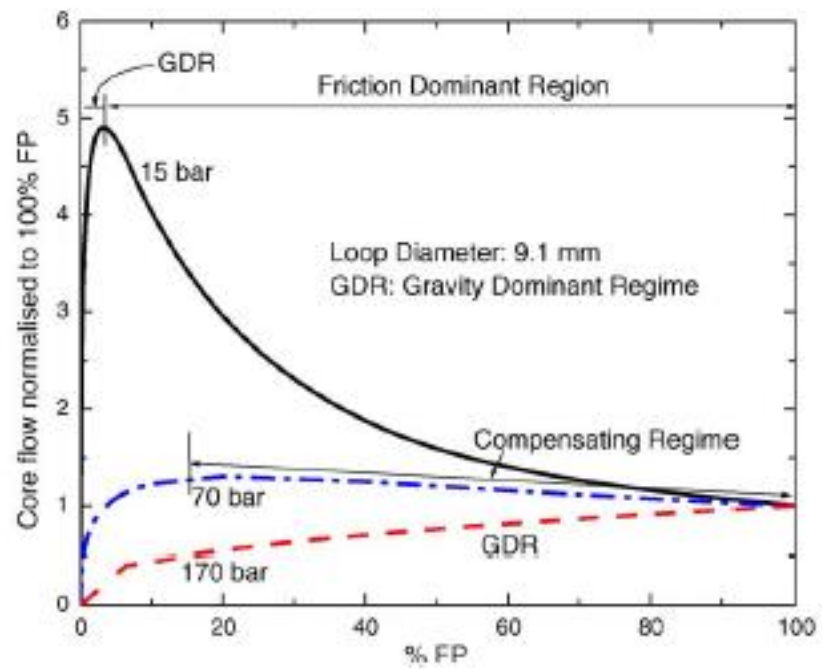
Tilannetta on mahdollista tarkastella myös painehäviöiden kautta. Systeemin kokonaispainehäviö voidaan laskea erikseen summana kitkapainehäviöstä, kiihtyvyysspainehäviöstä ja gravitaatiopainehäviöstä. Kaksifaasivirtauksen painehäviö lämmitettävän kanavan kohdalla on mahdollista laskea olettamalla neste- ja höyryfaasin virtausnopeudet yhtä suuriksi. Tällaisesta mallista käytetään yleisesti nimitystä HEM-malli tai EVET-malli. HEM-mallin avulla liikemäärän säilymislaista johdetut painehäviötermit on esitetty yhtälössä 4 (Graham Wallis 1969, s. 19).

$$\frac{\partial p}{\partial z} = -\frac{P}{A} \tau - \frac{\dot{m}}{A} \frac{\partial w}{\partial z} - g \rho \cos \theta \quad (4)$$

Missä	$A$	poikkipinta-ala [ $\text{m}^2$ ]
	$\dot{m}$	massavirta [ $\text{kg/s}$ ]
	$P$	perimetri [ $\text{m}$ ]
	$p$	paine [ $\text{Pa}$ ]
	$z$	pituus [ $\text{m}$ ]
	$\tau$	kitkavoima [ $\text{N/m}^2$ ]
	$\theta$	virtauskanavan ja vertikaaliakselin välinen kulma [ $\text{rad}$ ]

Yhtälön 4 oikeanpuoleisista termeistä ensimmäinen edustaa kitkapainehäviötä, toinen kiihtyvyysspainehäviötä ja kolmas gravitaatiopainehäviötä. Tasapainotilassa kokonaispainehäviö on neste- ja höyryfaasien paine-eron suuruinen.

Yhtälön 3 mukaisesti systeemin painetaso ja lämmitysteho lämmityskanavassa vaikuttavat massavirran suuruuteen, sillä tiheys on riippuvainen näistä suureista. Painetaso ja lämmitysteho määräävät myös, mitkä yhtälössä 4 esitetyistä painehäviötermeistä ovat dominoivia. Tämän perusteella kaksifaasiluonnonkiertoa voidaan luokitella eri virtausalueisiin. Näitä ovat gravitaatiopainehäviöalue (GDR), kitkapainehäviöalue (FDR) ja kompensatioalue (CR), missä sekä kitka- että gravitaatiopainehäviöt ovat lähes yhtä suuria. Pienillä tehotasoilla painehäviötä dominoi gravitaatio, kun taas suurilla tehoilla kitkapainehäviöt ovat hallitsevia. Virtaus käyttäytyy eri tavoin eri virtausalueilla. Tehon kasvaessa GDR -alueella tyypillistä on massavirran kasvu tehon kasvaessa, kun taas FDR -alueella massavirta pienenee. Kuvassa 2 on esitetty virtausalueet ja vastaavat lämmitystehot ja massavirrat kuvitteellisen ydinvoimalaitoksen reaktorisydämessä kolmella eri painetasolla. (Gartia, Vijayan, Pilkhwal, 2006.)



**Kuva 2.** Kaksifaasiluonnonkierron virtausalueet eri painetasoilla (Gartia M.R et. al., 2006)

### **3 LUONNONKIERRON HYÖDYNTÄMINEN YDINVOIMALAITOKSESSA**

Ydinvoimalaitoksessa luonnonkierrolle on kolme pääasiallista hyödyntämistapaa: käyttö passiivisissa turvallisuus- ja jälkilämmönpoistojärjestelmissä sekä kiehumisvesireaktoreiden primäärikierrossa. Näiden lisäksi myös painevesireaktoreiden primäärikierto voi toimia osittain luonnonkierrolla. Esimerkiksi Loviisassa toimiva VVER-440 laitostyyppi pysyy toimimaan luonnonkierrolla aina 60 %:n tehotasolle asti. (Kyrki-Rajamäki, 2011).

Luonnonkierron hyödyntäminen vähentää tarvittavien komponenttien määrää laitoksella ja voi tuoda näin ollen kustannussäästöjä laitosinvestointiin ja laitoksen huoltotöihin. Esimerkiksi luonnonkierrolla toteutetussa kiehumisvesireaktorissa ei ole enää tarvetta pääkiertopumpuille.

Kustannussäästöjen lisäksi luonnonkierron hyödyntäminen voi edistää laitoksen turvallisuutta. Komponenttien määrän vähentyessä vähentyy myös mahdollisten vikatilojen määrä ja yleensä myös vakavien onnettomuuksien riski. Turvallisuusjärjestelmien ollessa passiivisia, ne eivät tarvitse sähköä. Sähköviat tai sähkön saannin loppuminen vakavassa onnettomuustilanteessa ei siis vaikuta oleellisesti tilanteen hoitoon.

#### **3.1 Luonnonkiertoon perustuvat passiiviset turvallisuusjärjestelmät**

Passiivisiin turvallisuusjärjestelmiin kuuluvat laitteet, jotka eivät tarvitse ulkopuolista voimansiirtoa toimiakseen. Niille vastakohtana ovat aktiiviset järjestelmät, jotka tarvitsevat toimintaan esimerkiksi sähköenergiaa. Passiivisia turvallisuusjärjestelmiä ovat muun muassa

- Paineistetut vesiakut
- Luonnonkiertovesiakut
- Gravitaatioon perustuvat hätävesisyöttöjärjestelmät
- Eristyslauhduksimet
- Passiiviset jäähdyttimet höyrytimille
- Luonnonkiertoon perustuvat suojarakennuksen paineenalennusjärjestelmät

Paineistetut vesiakut sisältävät tyypillisesti noin 75 % booripitoista vettä ja lopun 25 % inerttiä, eli kemiallisesti reagoitukyvytöntä, paineistettua kaasua. Painevesiakku erotetaan

pääkiertopiiristä venttiileillä, jotka aukenevat pääkiertopiirin paineen laskiessa painevesiakun paineen alapuolelle. Tällainen tilanne on mahdollinen jäähdytteenmenetysonnettomuudessa (LOCA). Veden sisältämä boori tuottaa negatiivista reaktiivisuutta, mikä puolestaan vähentää reaktorin tehotasoa. Painevesiakkuja voidaan valmistaa eri painetasoille. Painevesiakut eivät varsinaisesti perustu luonnonkiertoon, vaan ajavana voimana on kaasun paine. (IAEA, 2009.)

Luonnonkiertovesiakut toimivat muutoin kuten paineistetut vesiakut, mutta niissä on lisäksi putkilinja reaktorin jäähdytysjärjestelmästä tankin yläosaan. Onnettomuustilanteessa hätäjäähdytysvesi virtaa tankin alaosasta lähtevän putkilinjan kautta reaktorisydämeen. Tankki on sijoitettu reaktorin sydämen yläpuolelle, mikä mahdollistaa luonnonkierron. (IAEA, 2009.)

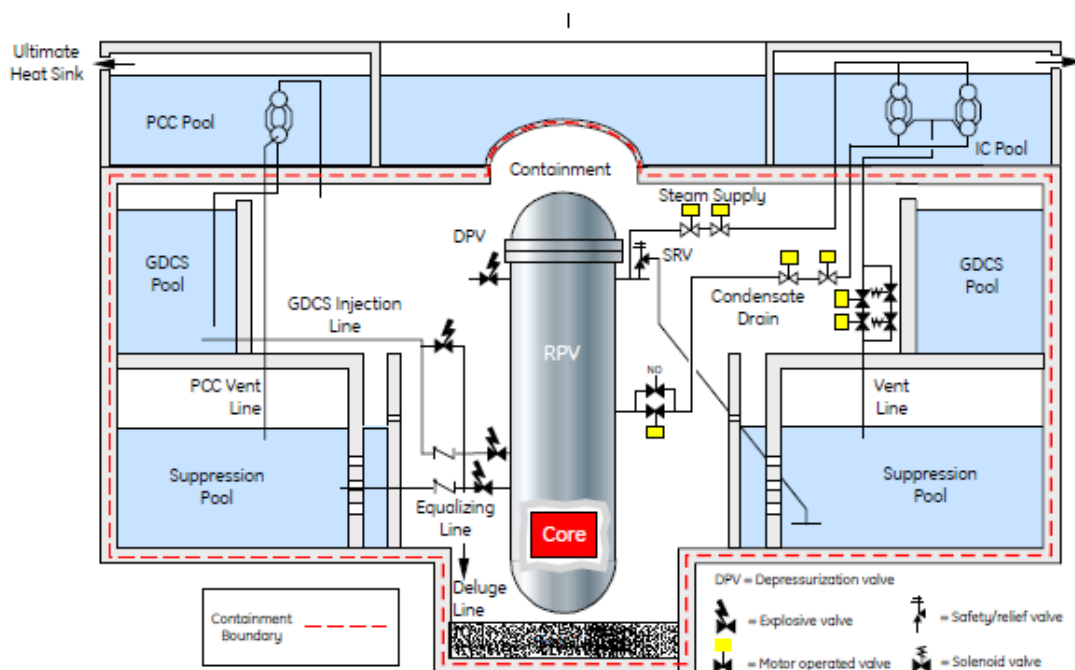
Gravitaatioon perustuvina hätäsyöttövesijärjestelminä käytetään sydämen yläpuolelle sijoitettavia vesisäiliöitä. Ne toimivat onnettomuustilanteessa alhaisella reaktoripaineella, jolloin tankin veden hydrostaattinen paine on riittävä avaamaan sulkuventtiilit reaktoriin menevästä putkilinjasta. Jos hydrostaattisen paineen lisäksi tilanteeseen vaikuttaa esimerkiksi höyryn paine voi järjestelmä toimia myös suuremmalla painetasolla. (IAEA, 2009.)

Passiiviset suojarakennuksen jäähdytysjärjestelmät vastaavat toimintaperiaatteiltaan reaktorin luonnonkiertojäähdytystä. Luonnonkierrolla toimivassa suojarakennuksen jäähdytyksessä voidaan käyttää myös ilmajäähdytystä suojarakennusten seinämillä. (IAEA, 2009.) Suomessa Loviisan ydinvoimalaitoksella suojarakennuksen jäähdyttämisessä ja samalla paineen alennuksessa käytetään jäälahduttimia, joiden läpi suojarakennukseen päässyt höyry kulkee ja lauhtuu rakennuksen pohjalle.

Kun kiehutusvesireaktori joudutaan eristämään turbiinista ja ensisijaisesta lämpönielustaan eli lauhduttimesta, voidaan reaktorin jäähdyttämisessä hyödyntää eristyslauhduksia. Eristyslauhduksien koostuu reaktorin yläpuolelle sijoitetusta vesitankista. Tankin sisällä on lämmönsiirrin, johon tuorehöyry voidaan johtaa reaktoripiiristä. Höyry lauhtuu vedeksi ja palaa reaktorin sydämeen toista putkilinjaa pitkin. Tankin sisältämä vesi kiehuu vähitellen höyryksi ja toimii näin lämpönieluna. Vesi kiertää sydämen ja tankin lämmönsiirtimen välillä luonnonkierrolla. Samantapaisia eristyslauhduksia voidaan käyttää myös painevesireaktoreissa. Tällöin koko putkilinja reaktorilta tankin lämmönsiirtimeen saakka on

normaalisti paineistettu. Luonnonkierto lämmönsiirtimeen ja reaktorisydämen välillä on tällöin yksifaasinen. Painevesireaktoreissa eristyslauhduttimia voidaan hyödyntää jälkilämmönpoistojärjestelmänä. (IAEA, 2009.)

Esimerkkinä General Electric Hitachin suunnittelemassa ESBWR laitoskonseptissa kaikkien vakavien laitosonnettomuuksien hallinta perustuu passiivisiin luonnonkiertojärjestelmiin. Nämä järjestelmät on esitetty kuvassa 3. Neljä toisistaan riippumatonta erityislauhduttinta (ICS) poistavat lämmön reaktorilta normaalin jälkilämmönpoistojärjestelmän ollessa vioittunut. Automaattinen paineenalennusjärjestelmä alentaa hätätilassa reaktoripainesäiliön painetta venttiilien kautta suojarakennukseen, joka on yhteydessä gravitaatioon perustuvaan hätäsyöttövesijärjestelmään (GDCS). Reaktori tulvittuu GDCS-altaan hydrostaattisen paineen ja höyrynpaineen ajaessa altaan vettä reaktoriin. Neljästä lämmönsiirtimestä koostuva passiivinen suojarakennuksen jäähdytysjärjestelmä (PCCS) lauhduttaa reaktoriin päässeen höyryn palauttaen suojarakennuksen lämpötilan ja paineen normaaliksi. (Juhn, Kupitz, Cleveland, Cho, Lyon, 2000.)



**Kuva 3.** ESBWR -reaktorin passiiviset turvallisuusjärjestelmät (GEH, 2011).



### 3.2 Kiehausvesireaktoreiden luonnonkierto

Perinteisesti kiehausvesireaktorit, eli BWR -reaktorit ovat toimineet pakotetulla kierrolla. Luonnonkierrolla on ollut kuitenkin tärkeä rooli jälkilämmönpoistojärjestelmien toiminnassa mahdollisten onnettomuustilanteiden jälkeen. (Gonella et. al., 2007.)

Pieniä luonnonkierrolla toimivia kiehausvesireaktoreita on tehty jo 60-luvulla. Näitä ovat Humboldt Bay-3 (63MWe) Kaliforniassa, Dodewaard (60 MWe) Hollannissa ja VK-50 (50 MWe) Venäjällä. Osa keskisuurista reaktoreista voidaan myös ajaa pienellä teholla ilman pääkiertopumppuja. Tällainen on esimerkiksi Tarapu Atomic Power Station (210 MWe) Intiassa, joka voi toimia luonnonkierrolla aina 25 %:n tehotasolle saakka (Vyas, Raj, Venka, Nayak, 2010.) Nykyisin markkinoilla on jo tarjolla kaupalliseen käyttöön suunniteltuja suuria ydinvoimalaitoksia, joissa myös pääkierto on toteutettu luonnonkierrolla. Näitä ovat esimerkiksi ESBWR, AHWR ja CHTR, joista ESBWR kuuluu kiehausvesireaktoreihin (Mangal, Jain, Nayak, 2012).

Luonnonkiertoreaktorin tehotasoa ei voida säätää samaan tapaan kuin pakkokierrossa tehdään pumpun pyörimisnopeussäädöllä. Luonnonkiertoreaktorin säädön onkin perustuttava vain säätösauvoihin, syöttöveden lämpötilaan ja mahdollisesti kuristukseen. (Vyas et. al., 2010.).

### 3.3 Painevesireaktoreiden luonnonkierto

Painevesireaktoreissa, eli PWR -reaktoreissa primäärijäähdyte ei normaalikäytön aikana kiehu. Tämä asettaa rajoituksen tiheyseron suuruudelle kylmän haaran ja kuumen haaran jäähdytteiden välillä. PWR -reaktoreissa maksimitiheysero on luonnollisesti höyrystimestä ja reaktorista lähtevien jäähdytevirtojen välillä. Luonnonkierron voimakkuus riippuukin oleellisesti höyrystimen ja reaktorin välisestä korkeuserosta. Pääsääntöisesti luonnonkierto voidaan jakaa seuraaviin kolmeen luokkaan (Vihavainen, 2011):

1. Yksifaasiluonnonkierto
2. Kaksifaasiluonnonkierto
3. Takaisinvirtaus-lauhdutuskierto

Yksifaasinen luonnonkierto syntyy pelkästään reaktorin primääripiirin kylmän ja kuumen haaran nesteiden tiheyseron perusteella. Jos reaktorissa vettä pääsee höyrystymään, siirry-

tään kaksifaasiluonnonkiertoon. Höyrystimelle tulee neste-höyryseosta tai pelkkää höyryä. Kaksifaasiluonnonkierron voimakkuus on yksifaasiluonnonkiertoa suurempaa höyryn ollessa huomattavasti nestettä keveämpää. Koska tehonsiirto höyrystimessä on rajallinen, alkaa kuumen haaran jäähdytteen lämpötilan kasvaessa myös kylmän haaran lämpötila kohota. Tiheysero kuten myös primääripiirin massavirta pienenevät jälleen. Tästä johtuen maksimaalinen luonnonkierto PWR -reaktorissa saavutetaan keskisuurella kuumen haaran inventaariolla. Takaisinvirtaus-lauhdutuskierrossa pelkkää höyryä kulkeutuu höyrystimelle. Höyrystimen lämmönsiirtoteho on riittävä veden lauhduttamiseen. Lauhtunut vesi pyrkii raskaampana palaamaan takaisin höyrystimeen. Se voi aiheuttaa kuumen haaraan niin kutsutun vesipatsaan, jolloin höyryn virtaus höyrystimelle estyy. (Vihavainen, 2011.)

Luonnonkierto edistää PWR -reaktorien turvallisuutta. Erityisesti pumpun trippissä tai pienessä jäähdytteenmenetysonnettomuudessa (SBLOCA) luonnonkierto voi turvata lämmönpoiston höyrystimelle (Jafari, D'Auria, Kazeminejad, Davilu, 2002). Tällöin polttoaineen suojakuoren kuten myös itse polttoaineen maksimilämpötilat voidaan pitää sallittujen rajojen alapuolella.

## 4 YDINVOIMALAITOKSEN STABIILIUS

Tässä työssä puhuttaessa ydinvoimalaitoksen stabiiliudesta tutkitaan sen jäähdytevirtauksen käyttäytymistä. Koska etenkin luonnonkierto ja kaksifaasivirtaus on altis häiriöille, työssä keskitytään pääasiallisesti kiehutusvesireaktoreiden tarkasteluun. Epästabiili tila syntyy yleensä lämmityskanavassa, joten reaktorien lisäksi painevesireaktoreissa myös höyrytimeen voi syntyä epästabiili tila.

Tarkasteltaessa kaksifaasivirtausta ydinreaktorin sydämessä havaitaan, että virtauksen stabiilius voidaan menettää jos reaktoriteho, reaktoriin sisään tulevan jäähdytteen termodynaamiset arvot (entalpia, lämpötila ja paine jne.), tai jäähdytteen massavirta poikkeaa stabiileista raja-arvoista. Reaktoritehon muutosta, joka aiheuttaa virtauksen epästabiilin tilan, voidaan kutsua sisäiseksi häiriöksi. Muussa tapauksessa epästabiilius syntyy reaktorista riippumattomista ulkoisista häiriöistä. Niitä ovat esimerkiksi pääkiertopumpun trippi (muutos syöttöveden massavirtaan) sekä muutokset esilämmityksen asteisuudessa (muutos syöttöveden lämpötilaan ja entalpiaan) ja tuorehöyryn tarpeessa. (Gonella et. al., 2007.)

Reaktorin stabiiliuden varmistaminen kaikissa käyttötilanteissa on tärkeää sekä turvallisuuden että taloudellisuuden vuoksi. Esimerkkeinä massavirran tai paineen oskillaatio reaktorisydämessä voivat aiheuttaa mekaanisia värähtelyjä, materiaalien termistä väsymistä, ongelmia reaktorin säätöjärjestelmissä ja joissakin tapauksissa sydämen joutumisen lämmönsiirtokriisiin. (Colombo, Cammi, Papini, Ricotti, 2011). Lämmönsiirtokriisissä sydäntä jäähdyttävän virtauksen lämmönsiirtokyky romahtaa.

Reaktoritehon värähdellessä voi tilanne stabiloitua automaattisen pikasulun katkaistessa tehon tuoton. Tämä vaatii kuitenkin reaktorin säätöjärjestelmien oikeanlaisen toiminnan ja johtaa sähkön tuotannon keskeytymiseen. Pahimmassa tapauksessa epästabiilia tilannetta voi seurata onnettomuus. Reaktorin joutuessa lämmönsiirtokriisiin uhkana on polttoaineen suojakuoren ja itse polttoaineen sulaminen. Jos reaktori onnistutaan ns. uudelleen tulvittamaan, höyryfilmin peittämät polttoainekanavat peittyvät uudelleen nestefaasista, lämmönsiirto tehostuu ja polttoaineen sekä polttoaineen suojakuoren lämpötilat laskevat jälleen.

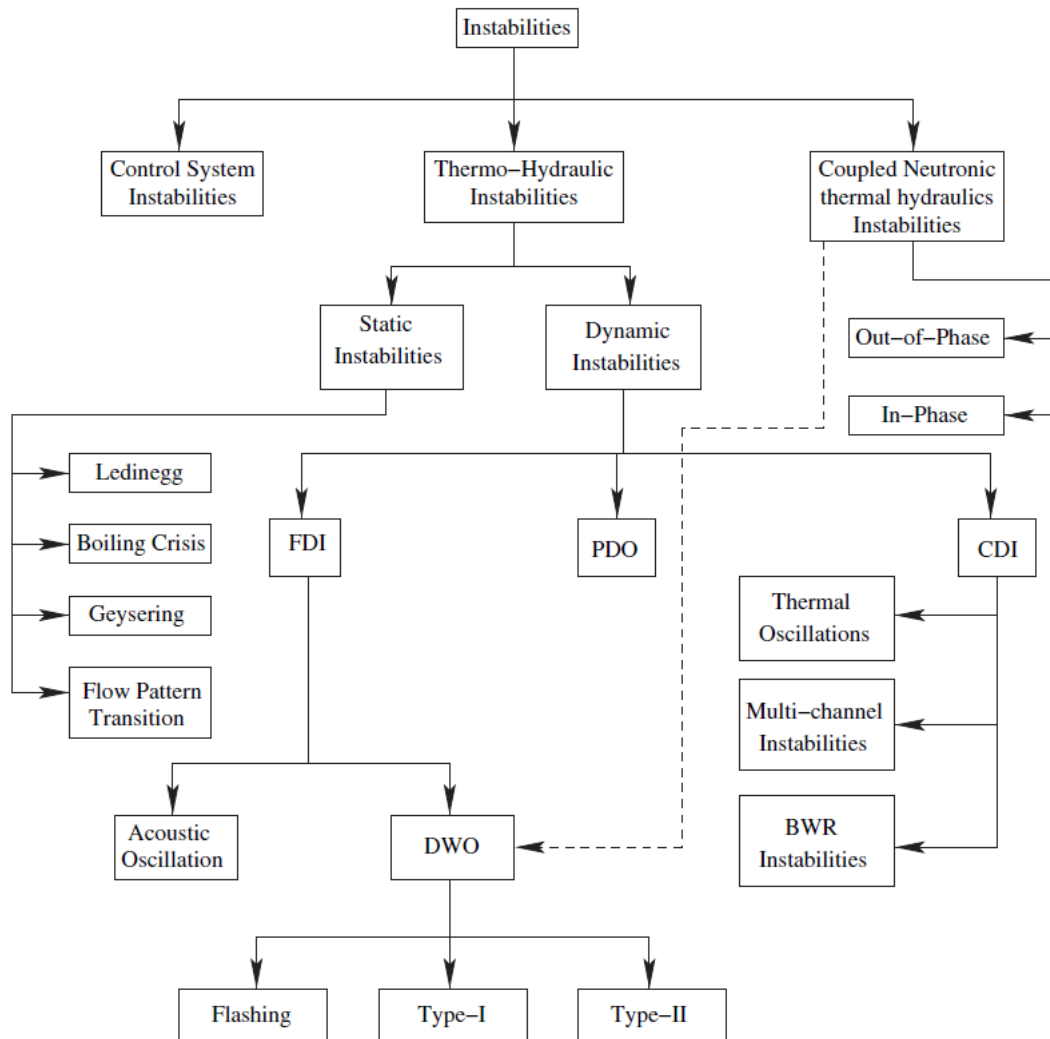
Stabiiliuteen vaikuttaa paitsi termohydrauliset ominaisuudet, myös rinnakkaisten vesikanavien määrä. Normaalisti polttoaine on reaktorissa uraanidioksidina (UO<sub>2</sub>), jonka johdumislämmönsiirtokerroin NTP -olosuhteissa on noin 8,68 W/mK (IAEA, 2008, s. 25).

Koska lämmönsiirtokerroin on hyvin alhainen, eikä polttoaineen maksimilämpötilan haluta nousevan korkeaksi, tulee polttoaine valmistaa mahdollisimman ohuiksi polttoainesauvoiksi. Kaupallisissa reaktoreissa polttoaine- ja jäähdytekanavien lukumäärä onkin usein suuri. Esimerkiksi ESBWR -reaktorissa polttoaineniippuja on 1132 (GEH, 2011, s. 70).

Monet kokeelliset tutkimukset keskittyvät yksittäisiin vesikanaviin. Useiden kanavien välinen vuorovaikutus toistensa kanssa tekee tilanteesta monimutkaisemman ja epästabii- liusmuotoja on hankalampi tunnistaa kanavien määrän lisääntyessä. (Jain, Nayak, Vijayan, Saha, Sinha, 2009.)

#### **4.1 Epästabiiiliuden luokittelu**

Reaktorin epästabiiilit tilat voidaan luokitella karkeasti niiden syntymekanismien mukaan. Epästabiiiliuden voi aiheuttaa säätöjärjestelmien virheellinen toiminta. Tällöin epästabiiili tila on nk. säätöjärjestelmän epästabiiilius (*Control System Instability*). Systeemin palauttaminen stabiiliksi tapahtuu sopivien säätöjärjestelmien avulla. Jos epästabiiilius on seurausta ainoastaan jäähdytteen termohydraulisista ominaisuuksista, puhutaan termohydrauli- sesta epästabiiiliudesta (*Thermal Hydraulic Instability*). Reaktiivisuuden epästabiiiliudesta (*Coupled Neutronic Thermal Hydraulic Instability*) puhutaan, kun epästabiiili tilanne vai- kuttaa reaktorin tehon tuottoon reaktiivisuuden takaisinkytkentöjen kautta (Gonella et. al., 2007). Reaktiivisuuden takaisinkytkennällä tarkoitetaan termohydraulisten ominaisuuksien vaikutusta reaktiivisuuteen ja niistä esimerkkeinä ovat aukko-osuuden ja polttoaineen läm- pötilan takaisinkytkennät. Reaktiivisuuden muutokset pyrkivät muuttamaan ydinreaktorin tehotasoa. Kuvassa 4 on luokiteltu erilaisia epästabiiilius tiloja ydinvoimalaitoksessa. On huomattava, että termohydrauliset epästabiiilius tilat eivät ole ominaisia vain ydinvoimalai- toksille, vaan niitä voi esiintyä useissa muissakin sovelluksissa etenkin kaksifaasivirtauk- sen yhteydessä. Epästabiiiliuden jaottelua on käsitelty tarkemmin kappaleissa 4.1.1 ja 4.1.2.



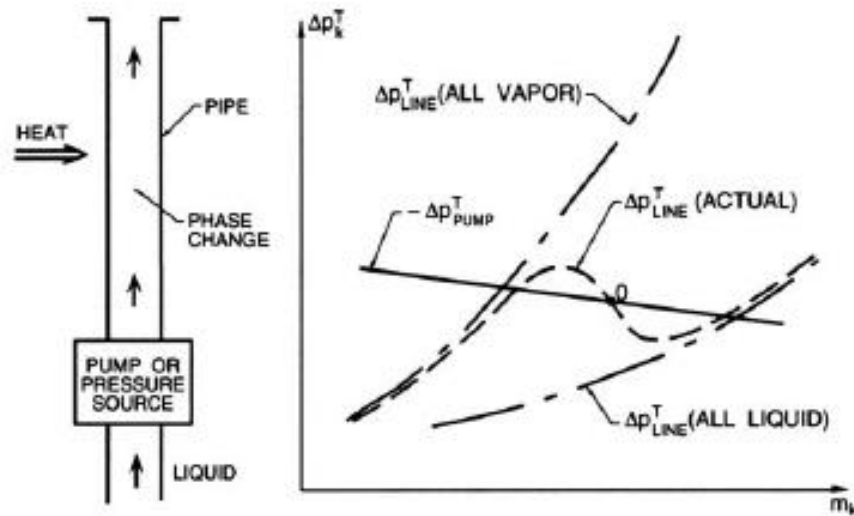
**Kuva 4.** Epästabiiliuden luokittelu (Gonella et. al., 2007)

#### 4.1.1 Termohydraulinen epästabiilius

Termohydraulinen epästabiilius voidaan jakaa karkeasti staattiseen ja dynaamiseen epästabiiliuteen. Staattinen epästabiilius tarkoittaa käytännössä virtauksen muutosta uuteen tasapainotilaan kun taas dynaamisella epästabiiliudella tarkoitetaan tilannetta, jossa systeemiin on syntynyt itseään ylläpitävä oskillaatio. Dynaaminen epästabiilius voidaan jakaa edelleen fundamentaaliin epästabiiliuksiin (FDI), painehäviön oskillaatioihin (PDO) ja yhdistettyihin epästabiiliuksiin (CDI). Fundamentaalisia epästabiiliuksia ovat tiheyden vaihtelusta

aiheutuva oskillaatio DWO ja paineaaltojen resonanssista aiheutuva akustinen oskillaatio. Yhdistetyistä epästabiiliuksista puhutaan, kun epästabiiliuteen vaikuttaa virtausdynamiikan lisäksi lämmönsiirtokertoimen, aukko-osuuden reaktiivisuuden tai toisten kanavan termohydraulisten arvojen vaihtelut. (Boure, Bergles, Tong 1973, 66.)

Yhtenä esimerkkinä staattisesta epästabiiliudesta on Ledinegg -epästabiilius, joka on esitetty kuvassa 5, jossa paine-eroa on kuvattu massavirran funktiona.



**Kuva 5.** Ledinegg -epästabiilius (Brennen Christopher, 2005)

Kuten kuvassa 4. on esitetty, yksifaasisen virtauksen painehäviöt kasvavat aina virtausnopeuden kasvaessa nestefaasivirtauksen painehäviön ollessa kaasufaasivirtauksen painehäviötä pienempi. Kaksifaasivirtauksessa höyrypitoisuus on suuri pienillä virtausnopeuksilla ja se pienenee virtausnopeuden kasvaessa (Brennen Christopher, 2005). Kaksifaasivirtauksen painehäviön funktio massavirran suhteen ei ole kuitenkaan aidosti kasvava, jolloin voidaan saavuttaa epästabiili tasapainotila virtauskanavan painehäviön ( $\Delta p_{\text{LINE}}$ ) ja virtauksen ajavan voiman ( $\Delta p_{\text{PUMP}}$ ) välillä. Tätä kutsutaan Ledinegg -epästabiiliudeksi ja se on esitetty kuvassa 5 pisteellä 0. Matemaattisesti sitä voidaan esittää seuraavalla epäyhtälöllä, joka myös pätee kuvan 5 pisteessä 0 (Gonella et. al., 2007).

$$\left(\frac{\partial \Delta p}{\partial G}\right)_{\text{int}} \leq \left(\frac{\partial \Delta p}{\partial G}\right)_{\text{ext}} \quad (5)$$

Missä  $G$  massavuo [ $\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$ ]

Ledinegg epästabiilius voi aiheuttaa nopean muutoksen massavuossa pienempään massavuon arvoon tai jopa virtauksen kääntymisen päinvastaiseen suuntaan. (Gonella et. al., 2007.)

Toinen esimerkki staattisesta epästabiiliudesta on virtausmoodin muutoksen aiheuttama epästabiilius. Jos systeemi toimii lähellä pistettä, missä virtausmoodi muuttuu tulppavirtauksesta rengasvirtaukseksi, vähäinenkin massavirran pieneneminen voi aiheuttaa suuren muutoksen virtauksen painehäviössä. Massavuon pieneneminen johtaa ensin aukko-osuuden kasvuun, jolloin virtausmoodi muuttuu rengasvirtaukseksi. Rengasvirtauksella on pienempi painehäviö tulppavirtaukseen nähden, joten massavuo pyrkii jälleen kasvamaan vähentäen aukko-osuutta ja muuttaen virtausmoodin takaisin tulppavirtaukseksi. (Gonella et. al., 2007.)

Nayak et. al. mukaan dynaamisista epästabiiliuksista yleisin on tiheyden vaihtelusta aiheutuva oskillaatio DWO, joka voi esiintyä normaalipaineesta aina lähelle kriittistä painetta olevissa systeemeissä. (Nayak, Dubey, Chavan, Vijayan, 2006). Se on tyypillinen esimerkiksi painevesilaitoksen vaakahöyrystimissä. Virtauskanavan kääntäminen pystysuoraksi kasvattaa gravitaatiopainehäviötä, jolloin herkkyys DWO:n esiintymiselle vähenee (Colombo Marco et. al., 2011). Klassinen määrittäminen DWO:n syntymiselle onkin tehty horisontaaliselle lämmityskanavalle, jolle sisään- ja ulostulopaineet pidetään vakioina. Paikallinen aukko-osuuden väheneminen lähellä kanavan ulostuloa vähentää ulostulon painehäviötä. Tällöin aiheutuu matalan paineen pulssi kohti kanavan sisääntuloa. Sisäänvirtausnopeus kasvaa ja syntyy entalpia-aalto, joka vie tiheämpää fluidia kanavan ulostuloon. Ulostulon painehäviö kasvaa ja vastaavasti sisääntulon painehäviö ja sisäänvirtausnopeus pienenevät. Kevyempi fluidi virtaa kanavan ulostuloon, minkä jälkeen edellä kuvattu mekanismi alkaa alusta. (Ambrosini, Di Marco, Ferreri 2000, s.752)

DWO:n kynnsarvoon vaikuttavia tekijöitä tarkasteltaessa havaitaan, että geometrian, jäähdytteen aineominaisuuksien ja reaktorin paineen lisäksi vaikuttavia suureita ovat myös massavirran tiheys, syöttöveden alijäähtyneisyys ja lämmitysteho. Epästabiiliusalueet voi-

taisiin siis esittää kolmessa dimensiossa edellä mainittujen suureitten avulla. Esitystä voidaan kuitenkin vielä yksinkertaistaa kaksidimensionaaliseksi yhtälöissä 6 ja 7 esitettyjen dimensiottomien lukujen, faasimuutosluvun  $N_{\text{pch}}$  ja alijäähtyneisyysluvun  $N_{\text{sub}}$ , avulla (Colombo Marco et. al., 2011). Faasimuutosluku ilmaisee faasimuutoksen taajuuden ja neste-faasin lämmityskanavan läpi kulkeman ajan käänteisluvun suhdetta. Alijäähtyneisyysluku on puolestaan dimensioton alijäähtyneisyyden mitta.

$$N_{\text{pch}} = \frac{\Omega}{w_{\text{in}}/z} = \frac{v_{\text{lv}} q''' / h_{\text{lv}}}{w_{\text{in}}/z} \quad (6)$$

$$N_{\text{sub}} = \frac{\Delta h_{\text{in}}}{h_{\text{lv}}} \cdot \frac{v_{\text{lv}}}{v_{\text{l}}} \quad (7)$$

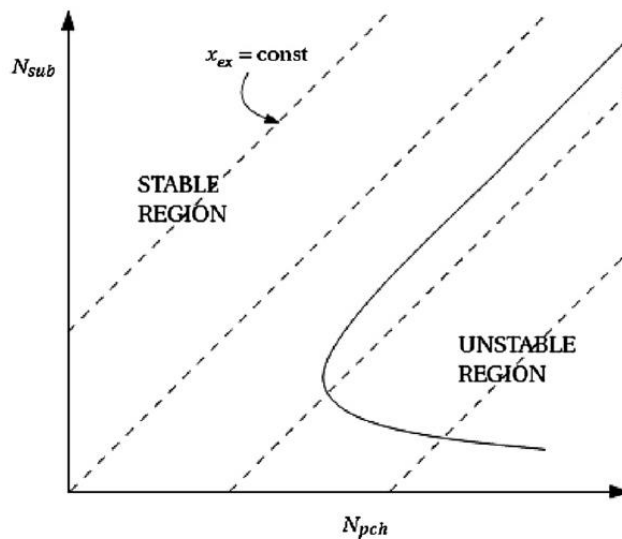
Missä	$h_{\text{lv}}$	faasimuutosentalpia [J/kg]
	$\Delta h_{\text{in}}$	sisääntuloentalpian ja höyrystymiseen vaadittavan entalpian välinen erotus [J/kg]
	$q'''$	lämpövirta [ $\text{W}/\text{m}^3$ ]
	$w_{\text{in}}$	sisäänvirtausnopeus [m/s]
	$v_{\text{l}}$	nesteen ominaistilavuus [ $\text{m}^3/\text{kg}$ ]
	$v_{\text{lv}}$	neste-höyryseoksen ominaistilavuus [ $\text{m}^3/\text{kg}$ ]
	$z$	kanavan lämmitysosan pituus [m]
	$\Omega$	faasimuutostaajuus [1/s]

Epästabiiliuden syntymekanismien ja yhtälöiden 6 ja 7 perusteella voidaan päätellä seuraavaa:



- 1) Lämpövirran kasvu ja massavirran pienentäminen lisäävät ulostulon höyrypitoisuutta ja edistävät systeemin epästabiiliutta.
- 2) Sisääntuloalan kuristaminen edistää systeemin stabiiliutta, sillä se lisää yksifaasisen veden painehäviötermiä, kun taas ulostulon kuristaminen heikentää systeemin stabiiliutta kasvattaen kaksifaasisia painehäviötermiä.

Kuvassa 6 on vielä esitetty stabiili ja epästabiili alue  $N_{pch}$  -  $N_{sub}$  tasossa. Kuva havainnollistaa em. parametrien vaikutusta epästabiiliuteen.



**Kuva 6.** DWO -stabiilius kartta (Colombo Marco et. al., 2011)

Yuan et. al. tutkivat DWO:n syntymistä ohuissa suorakulmion muotoisissa vesikanavissa. Tutkimuksessa todettiin, että systeemin paineen kasvaessa kasvavat myös ulostulohöyrypitoisuuden ja lämpövirran kynnsarvot, joissa DWO:ta esiintyy (Yuan, Xiao, Yanlin, Yanjun, Yanping, 2012). Paineen perusteella epästabiilit tilat voidaankin jakaa vielä kahteen tyyppiin: matalan paineen oskillaatiot (Tyyppi 1) ja korkean paineen oskillaatiot (Tyyppi 2). Tyypille 1 ominaista on myös pienempi tehotaso (Gonella et. al., 2007).

#### 4.1.2 Reaktiivisuuden epästabilius

Kiehumisvesireaktoreissa primääripiirin vedellä on kaksi merkitystä; se toimii samanaikaisesti sekä jäähdytteenä että moderaattorina. Moderaattorin tarkoitus on hidastaa suurienergisinä syntyneet neutronit termiselle tasolle, missä fissioydinreaktion todennäköisyys on suurimmillaan. Itse reaktiivisuus määritellään yhtälön 8 mukaisesti

$$\rho = \frac{1 - k}{k} \quad (8)$$

Missä  $\rho$  reaktiivisuus [-]  
 $k$  reaktorin kasvutekijä [-]

Reaktiivisuusmuutokset ovat siis muutoksia reaktorin kasvutekijässä, joka kertoo fissiotehossa tapahtuvan muutoksen suuruuden. Reaktiivisuuden epästabiliudella tarkoitetaan puolestaan tilannetta, jossa hydrodynaaminen epästabilius on kytköksissä reaktoritehon tuottoon reaktiivisuuden takaisinkytkennöillä. Tämä aiheuttaa reaktoritehon oskillaation. Reaktiivisuuden epästabiliudet ovatkin pelkkää hydrodynaamista epästabiliutta vaikeammin käsiteltävissä.

Yleisesti BWR-reaktorissa aukko-osuuden reaktiivisuuden takaisinkytkentäkerroin on negatiivinen. Aukko-osuuden eli höyryn määrän lisääntyminen pyrkii alentamaan tehotasoa, koska neutronien moderointi termiselle tasolle vähenee itse moderaattorin eli veden määrän vähetessä. Tehotason alentuminen veden vähetessä voidaan selittää reaktorin kasvutekijän  $k$  pienenemisellä, sillä se on funktio moderaattori–polttoaine -suhteesta. (Gonella et al., 2007.)

Polttoaineen lämpötilalla on myös vaikutusta sekä neutronien tuottoon että virtauksen termohydrauliikkaan. Neutronien tuottoon se vaikuttaa nk. Dopplerilmiön kautta, jonka seurauksena korkeampi polttoaineen lämpötila aiheuttaa negatiivista reaktiivisuutta ja pienentää näin tehontuottoa. (Gonella et al., 2007.)

Reaktiivisuuden epästabilius voidaan jakaa paikallisiin ja globaaleihin oskillaatioihin. Jos reaktorin teho tai massavirta värähtelee yhtäaikaaisesti koko reaktorin alueella, on kyseessä globaali nk. *in-phase* -oskillaatio, joka voidaan havaita mm. APRM-monitorilla. Paikallisia

oskillaatioita kutsutaan vastaavasti *out-of-phase* -oskillaatioiksi. (Tung-Li Weng et. al., 2007.)

## **4.2 Luonnonkiertoreaktorin erityispiirteet epästabiiliuden syntymiseen**

Ydinreaktoreissa luonnonkierto on pakotettua kiertoa herkempi epästabiiliudelle, koska massavirran ajavan voiman aiheuttaa itse reaktorin tehon tuotto, joka puolestaan on riippuvainen virtaavan veden termohydraulisista ominaisuuksista. Määritettäessä reunaehdoja luonnonkiertoreaktorin epästabiiliudelle tärkeimmät parametrit ovat höyryntuotto ja systeemin painehäviö, sillä massavuo on verrannollinen näihin suureisiin. (Nayak et. al., 2006.)

Luonnonkierrolla toimivassa piirissä pienillä tehotasoilla lämmitystehon lisääntyminen aiheuttaa tiheyserojen kasvaessa massavirran kasvun. Jos reaktoriteho edelleen nousee, voi massavirta kasvaa arvoon, jossa veden kulkema aika lämmityskanavan läpi on niin pieni, että osa vedestä poistuu lämmityskanavasta alijäähtyneessä tilassa. Tämä aiheuttaa tiheyseron romahtamisen, mikä tarkoittaa kiehumisen voimistumista uudelleen. Seurauksena on massavirran oskillaatio.

Kuten kappaleessa 1.2 todettiin, suurilla paine- ja tehotasoilla painehäviötä luonnonkierto-piirissä hallitsee kitkapainehäviö. Tällöin myös epästabiili tila syntyy eri mekanismien kautta suurilla tehotasoilla pienempiin verrattuna. Nayak et. al. mukaan suurella tehotasolla ja paineella systeemin aukko-osuus ja höyrypitoisuus on suuri. Pieni massavirran heilahdus voi aiheuttaa suuremman heilahduksen kaksifaasikitkapainehäviössä, jolloin koko systeemi voi joutua näin epästabiiliin tilaan (Nayak et. al., 2006).

### **4.2.1 Luonnonkiertoreaktorin ylösajon stabiilius**

Varsinkin luonnonkiertoreaktorin ylösajo on herkkä häiriöille. Ylösajon aikana luonnonkiertoreaktorissa voi esiintyä kolmenlaista epästabiiliutta: geysering, niin kutsuttu luonnonkierron epästabiilius, sekä jo edellä kappaleessa 4.1.2 käsitelty DWO. Kaikki ylösajon aikaiset epästabiiliudet kuuluvat Type 1 -luokkaan. (Gonella et. al., 2007.)

Geysering on ilmiö, joka aiheuttaa massavirran oskillaation. Alhaisella tehotasolla kaksifaasivirtaus reaktorisydämessä on kupla- tai tulppavirtausta. Hydrostaattinen paine vähenee

muodostuneiden kuplien virratessa ylöspäin ja näin ollen kuplien tilavuus kasvaa. Kuplat lauhtuvat takaisin nesteeksi reaktorissa ennen höyrynerottimia. Jos sydämen yläpuoliset nousuputket ennen höyrynerottimia ovat vielä alijäähtyneessä tilassa, lauhtuvat suuret höyrykuplat nopeasti ja palaavat painovoiman vaikutuksesta takaisin reaktoriin. Ylösajon aikana reaktorin sisääntulon alijäähtyneisyys on merkittävin geysering-ilmioon vaikuttava parametri. Suuri sisäänmenon alijäähtyneisyys kasvattaa geysering-epästabiiliuden todennäköisyyttä. Välittömän massavirran oskillaation lisäksi geysering aiheuttaa myös neutronivuon ja näin ollen reaktoritehon oskillaation. (Gonella et. al., 2007.)

Kun reaktorin tehotasoa nostetaan, hydrostaattisen korkeuden heilahtelut voivat aiheuttaa niin sanotun luonnonkierron epästabiiliuden. Muutokset hydrostaattisessa korkeudessa johtuvat painehäviön oskillaatiosta (PDO) ja tapahtuvat yleensä höyrynerottimissa (Gonella et. al., 2007). Alhaisella tehotasolla höyrypitoisuus on hyvin pieni. Tällöin pieni muutos höyrypitoisuudessa vastaa suurta muutosta aukko-osuudessa, eli kaasun tilavuusosuudessa ja näin myös hydrostaattisessa korkeudessa (Nayak et. al., 2006). Yhtälön 3 perusteella muutokset hydrostaattisessa korkeudessa vaikuttavat suoraan luonnonkierron ajavaan voimaan ja aiheuttavat siis massavirran oskillaation.

Primääripiirin paineistaminen ennen reaktorin ylösajoa olisi yksi mahdollisuus parantaa sen stabiiliutta. Pienissä paineissa neste- ja kaasufaasin aineominaisuuksissa, kuten tiheyksissä, on valtavia eroja, kun taas suuremmissa paineissa aineominaisuuksien arvot ovat lähempänä toisiaan. Tämän vuoksi matalampi painetaso edistää epästabiiliutta (Jain et. al., 2009).

### **4.3 Epästabiiliushäiriöitä ydinvoimalaitoksissa**

Epästabiiliustapahtumista on saatu mittausdataa eri epästabiilius häiriöistä ja niiden luonteesta. Tapahtumia on sittemmin voitu käyttää erityisten simulointiohjelmien kehitykseen, kun tapauksia on mallinnettu tietokoneavusteisesti. Tässä kappaleessa kaikki esimerkit epästabiiliushäiriöistä ovat kiehutusvesireaktoreista. Suurin osa kiehutusvesireaktoreiden epästabiilius tilanteista ovat olleet *in-phase* -tyyppisiä. Näistä esimerkkeinä ovat LaSalle:n ja WNP reaktoreissa tulleet häiriöt (Wang, Lin, Shih, Hsieh, Weng, Chiang, 2007).

Ruotsissa Oskarshamn 2 laitoksella uudenlaisen polttoaineen vaihto aiheutti vuonna 1998 odottamattoman transienttitilanteen. Transientti tapahtui ylösajon yhteydessä noin 60 %:n tehotasolla. Reaktorin teho oskilloi voimakkaasti saavuttaen pikasulkuun riittävän tehoroajan. Automaattinen pikasulku katkaisi tehon tuoton ja tilanne saatiin vakautettua. (Magnus Kruners, 1998) Muita esimerkkejä tapahtumista, jossa kaupallinen reaktori on ajautunut epästabiiliin tilaan, ovat mm. häiriöt Olkiluodossa Suomessa 1986 ja Gariglianossa Italiassa 1960-luvulla. Olkiluodossa epästabiiliuden aiheutti ylösajon aikana jumiin jäänyt säätösauva sekä tämän jälkeen korkeapaine-esilämmittimen jääminen ohitustilaan. Reaktoriin syntyi ensin kaksihuippuinen tehojakauma, minkä jälkeen syöttöveden lämpötilan äkillisen laskun seurauksena teho alkoi värähdellä voimakkaasti. Automaattinen pikasulku katkaisi tehontuoton em. Oskarshamn 2 tapauksen tapaan. (SOAR on BWRs 1997, 259.) Gariglianon reaktori puolestaan tuli epästabiiliksi reaktorissa olleen virtausmittarin jäädessä erityisen kokeen aikana väärään asentoon, jonka seurauksena painehäviö reaktorisydämen ulostulossa kasvoi merkittävästi. Gariglianon epästabiilius oli tyypiltään DWO ja Olkiluodon ja Oskarshamnin tapauksista poiketen paikallinen *in-phase* –oskillaatio. (Dag Strømsvåg. 2011s. 22).

Vaikka kiehutusvesireaktoreille onkin saatavilla mittausdataa useista eri epästabiilius ilmiöistä, on olemassa myös oletettuja onnettomuustilanteita, joihin ei ole millään laitoksella koskaan päädytty. Näitä ovat esimerkiksi reaktiivisuuden epästabiilius polttoaineen suoja-kuoren kuivumisen yhteydessä ja termohydraulinen epästabiilius epäonnistuneen pikasulun (ATWS) jälkeen. Tämänkaltaisista tapauksista saadaan tietoa vain termohydrauliikan ja neutronikinetiikan mallinnuksella. (SOAR on BWRs 1997, 270-274.)

## **5 TERMOHYDRAULIIKAN LASKENTAKOODIT YDINVOIMALAITOKSEN TOIMINNAN MALLINTAMISESSA**

Termohydrauliikan laskentakoodien (THSC) tarkoitus on mallintaa luotettavasti ydinvoimalaitoksen tai jonkin sen osajärjestelmän toimintaa. Päämääränä on selvittää voimalassa käytettävän kiertoaineen/jäähdytteen termohydraulinen tila ja ajallinen käyttäytyminen määrättyillä reunaehdoilla. Neutronikinetiikan, eli ydinreaktorin fissiotehon laskennan, voi sisältää termohydrauliikan laskentakoodiin tai toteuttaa erillisellä neutronikinetiikan laskentaohjelmalla (NKC). Neutronikinetiikkaohjelmalla voidaan mallintaa fissiotehon nopeita muutoksia ajan suhteen. Malliin voidaan laskennan lisäksi sisällyttää eri signaali- ja säätöparametreja. Näiden tarkoituksena on ohjata systeemin toimintaa kuten pumppujen pyörimisnopeutta, reaktoritehoa, sisääntulolämpötilaa jne. laskettujen muuttujien/parametrien arvojen perusteella.

Termohydrauliikan mallintamisella on tarkoitus kyetä myös simuloimaan oletettuja onnettomuustilanteita. Ne ovat siten tärkeä työkalu myös ydinvoimalaitosten stabiiliustutkimuksissa. Epästabiiliustilanteet asettavat kuitenkin haasteita mallinnukseen. Esimerkiksi kriittisen lämpövuon mallintaminen oskillaatio olosuhteissa on hankalaa (Amit Mangal et. al, 2012). Laskentaa voidaan jakaa erikseen nk. steady state -ajoon ja transientti -ajoon. Steady state ajossa malli ajetaan tasapainotilaan, jossa termohydrauliset arvot eivät muutu tiettyissä olosuhteissa. Transientti ajon alussa tasapainotilannetta poikkeutetaan halutulla tavalla, jolloin laskentatuloksina saadaan poikkeutuksesta ilmenneet seuraukset. Laskentamallin epävarmuustekijöiden määrittäminen on haastavaa. Laskenta tulisi tehdä luonnollisesti niissä rajoissa, kuin kyseinen ohjelma on suunniteltu ja validoitu käytettäväksi. Eri termohydrauliikka- ja neutronikinetiikkalaskentaohjelmia on esitetty kootusti liitteessä 1.

### **5.1 Termohydrauliikan laskentakoodien toimintaperiaate**

Termohydrauliikan laskentakoodit ratkaisevat systeemin tilaa massan, liikemäärän ja energian säilymisyhtälöiden avulla. Näitä yhtälöitä kutsutaan yleisesti nimillä säilyvyysyhtälöt tai Navier Stokes -yhtälöt. Säilyvyysyhtälöt ovat muodoltaan osittaisdifferentiaaliyhtälöitä (PDE). Yhtälöt 9, 10 ja 11 esittävät yksidimensionoiset ratkaisut massan, liikemäärän ja energian säilymiselle yksifaasisen putkivirtauksen tapauksessa, jossa putkelle poikkipinta-ala on oletettu vakioksi. Yhtälöt on kirjoitettu epästationääristilalle (Graham Wallis 1969, s. 35).

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z}(\rho w) = 0 \quad (9)$$

$$\rho \left( \frac{\partial w}{\partial t} + v \frac{\partial w}{\partial z} \right) = -\frac{\partial p}{\partial z} - g\rho \cos \theta - \frac{\tau P}{A} \quad (10)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \left[ \rho \left( u + \frac{w^2}{2} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ w\rho \left( h + \frac{w^2}{2} \right) \right] = \frac{1}{A} \left( q' - \frac{\partial W}{\partial z} \right) - \rho w g \cos \theta \quad (11)$$

Missä  $u$  ominaissisäenergia [J/kg]

$W$  ominaistyö [J/kg]

Mallinnettaessa geometria jaetaan eripituisiin noodeihin. Jokaisessa noodissa saadaan laskettua keskimääräiset arvot ratkaistaville muuttujille, joita ovat esim. nopeus, paine, ja lämpötila. Yhtälöt ratkaistaan ajasta riippumattomasti ja laskentaa jatketaan aika-askeleittain ennalta määrättyyn ajanhetkeen saakka. Ratkaisuna saadaan jokaiselle noodille em. muuttujien ajasta riippuva käyttäytyminen. Laskentaohjelmien ratkaisuun on kaksi tapaa. Säilyvyysyhtälöt voidaan linearisoida ja käyttää Laplace -muunnoksia. Tällöin kyseessä on nk. *Frequency domain code*. Jos taas käytetään numeerista integrointia, puhutaan nk. *Time domain code*:sta Gonella et. al., 2007).

Säilyvyysyhtälöitä tarvitaan kolme, jos mallinnettava kiertoaine on yksifaasisessa tilassa tai kaikkien faasien voidaan olettaa käyttäytyvän yhden faasin mukaisesti. Tällöin mallia kutsutaan nimellä EVET -malli. Mallinnettavan jäähdytteen ollessa kaksifaasisessa tilassa ongelmaksi muodostuu faasien välisten vuorovaikutusten kuvaaminen. Todellisuudessa kaksifaasivirtauksen neste- ja höyryfaaseilla on eri nopeudet. Nopeuserot ovat riippuvaisia kaksifaasivirtausmuodosta. Nk. drift flux -mallissa käytetään yhteisesti neste-höyryseokselle yhteistä liikemäärän säilymisyhtälöä (yhtälö 9), kun taas massan- ja energian säilymisyhtälöt ratkaistaan molemmille faaseille erikseen. Koska säilymisyhtälöitä on vain yksi, pitää faasien välinen nopeusero sekä aukko-osuus tuntea. Drift flux -mallissa nämä saadaan lasketuksi eri virtauskiehunta-alueille kokeellisesti määrättyjen parametrien avulla (Gonella et. al., 2007).

Kaikki kaksifaasivirtauksen säilyvyysyhtälöt voidaan ratkaista myös erikseen neste- ja kaasufaasille. Tästä tulee nimitys 6 -yhtälömalli tai UVUT-malli, jota pidetään luotetta-

vimpana termohydrauliikan mallinnuksessa. Tuntemattomien muuttujien lisäksi ratkaisuis-  
sa tarvitaan apuna useita parametrejä, joiden arvot ovat mahdollista määrittää vain kokeel-  
lisesti. Tällöin ratkaisutapaa kutsutaan ns. semi-empiiriseksi ratkaisuksi. (Amit Mangal a.  
et. al, 2012.).

## **5.2 Neutronikinetiikka osana mallinnusta**

Koska reaktorin fissioteho riippuu jäähdytteen termohydraulisesta tilasta ja päinvastoin, on  
termohydrauliikan ja neutronikinetiikan laskenta toteutettava yhtäaikaaisesti. Neut-  
ronikinetiikkaa voidaan laskea nk. pistekinetiikkayhtälöillä tai 3D mallintamisella. Aghaie  
et. al mukaan 3D mallintaminen toteutetaan yleensä ulkoisena; termohydrauliikan lasken-  
nasta riippumattomana ohjelmana. Kinetiikkaohjelma ottaa vastaan THSC-koodilta dataa,  
kuten polttoaineen lämpötiloja, veden aukko-osuuksia ja nesteen sekä höyryn tiheyksiä ja  
antaa paluuarvona tiedot polttoainetehosta takaisin THSC-koodille. Tällöin etuna on se,  
että molempia koodeja (THSC ja NKC koodit) voidaan kehittää ja ylläpitää toisistaan riip-  
pumatta. (Aghaie, Zolfaghari, Minuchehr, 2012.)

Pistekinetiikkalaskenta sisällytetään yleensä THSC-koodiin. Esimerkkinä TRACE ohjel-  
misto tarjoaa sisäänrakennetun neutronikinetiikkalaskentaohjelman, joka mallintaa neut-  
ronivuota reaktorissa pistekinetiikan avulla (Trace V5.0 User's Manual, 2009, s. 417).

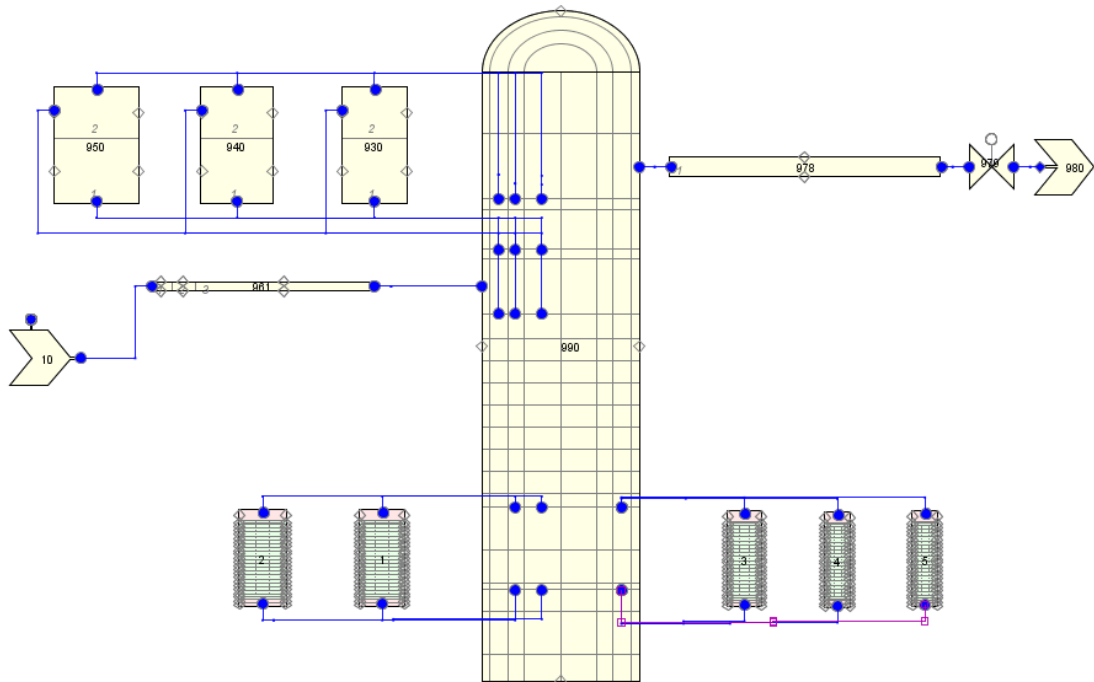
## **5.3 Esimerkkilaskenta massavirran jakaumasta ESBWR - reaktorisydämessä**

Esimerkkilaskennan tarkoituksena oli tutkia massavirran jakaumaa ESBWR luonnonkier-  
toreaktorin sydämessä amerikkalaisella TRACE-systeemikoodilla. Tavoitteena oli määrit-  
tää maksimaalista massavirtaa sydämen keskiosassa lisäämällä reaktorin sisääntulon kitka-  
vastuksia sen ulkoreunoilla.

Reaktorimalli muokattiin aikaisemmasta mallista, jolla on simuloitu Oskarshamn-2 -  
reaktoria. Muokattu malli koostuu seuraavista TRACE-komponenteista: reaktorin painesäi-  
liöstä (VESSEL), viidestä polttoainekanaavakomponentista (CHAN), kolmesta höyrynerotin  
komponentista (SEPD), sekä kahdesta putkikomponentista (PIPE), jotka edustavat reaktoriin  
sisään tulevaa syöttövesilinjaa ja siitä lähtevää tuorehöyrylinjaa. Sisääntulo on yhdis-  
tetty nk. FILL-komponenttiin ja ulostulo BREAK-komponenttiin. Lisäksi polttoainekana-



viin on liitetty tehontuottokomponentti (POWER). Kuvassa 7 on esitetty mallin kaikki hydrauliiikkakomponentit.

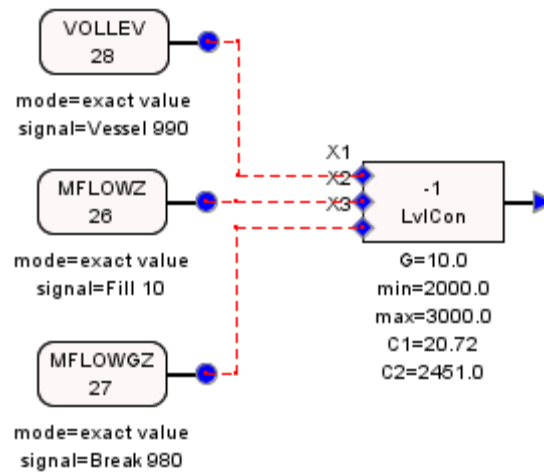


**Kuva 7.** ESBWR -mallin hydrauliiikkakomponentit ja niiden liitokset (VESSEL komponentti 990; CHAN komponentit 1, 2, ... ,5; SEPD komponentit 930, 940, 950; FILL komponentti 10; BREAK komponentti 980; VALVE komponentti 978; PIPE komponentit 951, 978)

Oskarshamn reaktorimallia muutettiin vastaamaan luonnonkiertoreaktoria poistamalla siitä pääkiertopumput (PUMP), lyhentämällä reaktorin polttoainekanavat ja pidentämällä reaktorin painesäiliön korkeus ESBWR:n dimensioita vastaaviksi.

Painesäiliökomponentissa virtauslaskenta suoritetaan muista komponenteista poiketen 3-dimensionaalisesti. Painesäiliö jakaantuu radiaalisuunnassa neljään ja aksiaalisuunnassa 21 noodiin. Radiaalisuunnassa noodi 4. edustaa downcomeria. Downcomerin pinnankorkeuden pysymiseen halutulla korkeudella käytettiin kuvan 8 mukaista säätöjärjestelmää. Syötöparametreina säätöjärjestelmä saa joka aika-askeleella hetkellisen pinnankorkeuden, sekä

syöttöveden ja tuorehöyryn massavirran arvot. Säätojärjestelmän säädettävä kohde on syöttöveden massavirta.



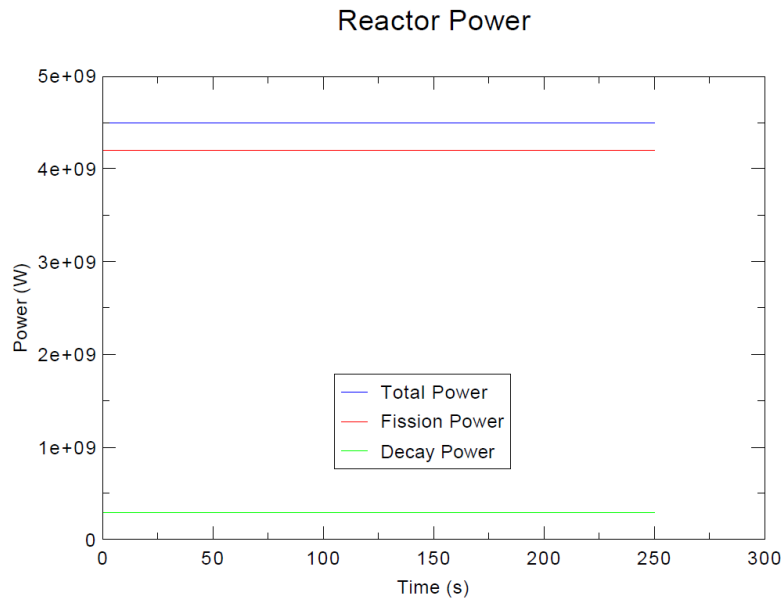
**Kuva 8.** Downcomer:n pinnankorkeuden säätojärjestelmä.

Reunaehtoina laskennassa olivat vakioiksi määrätty sisääntulon paine, lämpötila ja massavirta sekä ulostulon paine. Kuten kappaleessa 4 on esitetty, massavirta ei ole luonnonkiertoreaktorissa riippumaton muuttuja. Näin ollen mallissa ei periaatteessa voitaisi käyttää normaalia FILL -komponenttia, jossa sekä massavirta että sisääntulopaine ovat etukäteen määriteltäviä. ESBWR -reaktorissa sekä tuleva syöttöveden massavirta että paine voidaan molemmat kuitenkin säätää toisistaan riippumattomasti, jolloin TRACE:n tarjoaman FILL -komponentin käyttö on perusteltua. Taulukossa 1 on esitetty laskennan reunaehdot. Syöttöveden painetta lukuun ottamatta muut taulukon arvot löytyvät myös ESBWR -laitoksen Design Control Document:n ensimmäisestä kappaleesta (GEH. 2010).

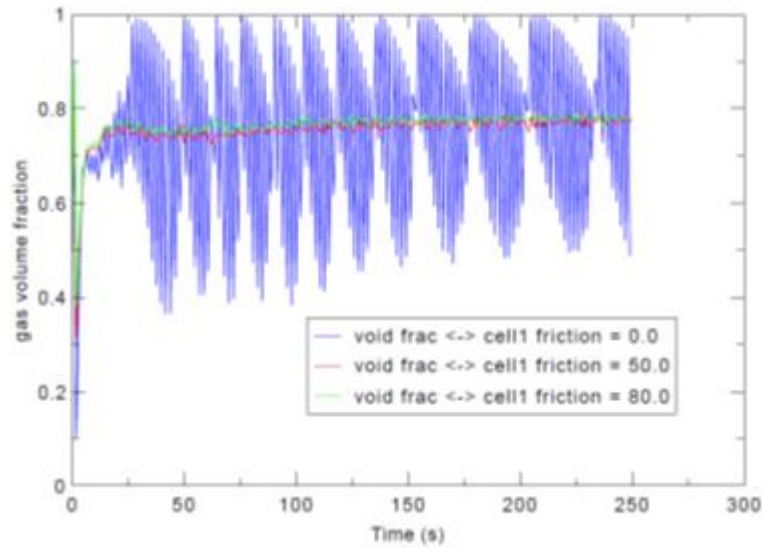
**Taulukko 1.** Esimerkkilaskennan reunaehdot ja vakioalkuarvot

1)	Syöttöveden lämpötila	488,75 K
2)	Syöttöveden massavirta	2451,0 kg/s
3)	Sisääntulopaine	7,5 Mpa
4)	Ulostulopaine	7,171MPa
5)	Ulostulolämpötila	560,61 K
6)	Terminen teho	4500 MW

Reaktoriteho lasketaan TRACE ohjelmassa sisäänrakennetulla pistekinetiikkalaskennalla. Työtä varten reaktiivisuuden takaisinkytkennät jätettiin pois mallista, ja reaktoriteho asetettiin vakioksi. Reaktoriteho on esitetty kuvassa 9.

**Kuva 9.** ESBWR -reaktorin fissio- ja jälkilämpö- ja kokonaisteho TRACE -mallissa.

Sydämen tilaa stabiloitiin lisäämällä virtausvastuksia reaktorin sisäänmenoon. Virtausvastuksien vaikutusta sisäänmenossa, ennen aktiivisen polttoaineen alkamiskohtaa, on havainnollistettu kuvassa 10 aukko-osuudella.



**Kuva 10.** Aukko-osuus eri virtausvastuksilla sydämen sisäänmenossa.

Kuten kuvasta 7 nähdään, on reaktorisydän mallinnettu viidellä CHAN-komponentilla. ESBWR-reaktorin 1132 polttoainennippua on jaettu näihin kanavakomponentteihin; keskimäiseen (Central) 514 nippua, ja ulommaisiin (semiperipheral) 514 nippua ja (peripheral) 104 nippua (GEH, 2010). Näin massavirta voidaan laskea reaktorissa kolmella alueella erikseen.

Fissiotehoa pienennettiin uloimmissa polttoainennippuissa (peripheral) laskettiin noin 35 % muiden polttoainennippujen keskimääräiseen aksiaalitehoon verrattuna. Myös muiden nippujen tehoa säädettiin halutun suuruiseksi. Lisäämällä virtausvastusta ulommaisten nippujen (peripheral) sisäänmenoon, saatiin virtausta lisättyä sydämen keskiosissa. Sydämen ohivirtaus ja massavirta downcomer:ssa säädettiin halutun suuruiseksi lisäämällä virtausvastuksia VESSEL-komponenttiin. TRACE-laskentatuloksena saatiin neste- ja höyryn paineet, lämpötilat ja aukko-osuudet ja tiheydet eri komponenteille, joiden avulla painehäviötermiä voitiin laskea. Muuttamalla nippukohtaisia tehoja reaktorisydämessä tuloksista havaittiin massavirran ja painehäviötermien herkkyys sydämen radiaaliselle tehojakaumalle TRACE-laskennassa. Laskentatulokset VESSEL-komponentille ja niistä lasketut painehäviötermiä ovat nähtävillä liitteessä II. Tuloksia on edelleen mahdollista verrata muilla laskentaohjelmilla laskettuihin arvoihin.

## 6 YHTEENVETO

Tässä työssä käsiteltiin luonnonkierron käyttöä ja mahdollisuuksia ydinvoimasovelluksissa. Luonnonkierrolla on tärkeä asema ydinturvallisuudessa jälkilämmön poistossa. Luonnonkierron hyödyntäminen voi tuoda hyötyä sekä ydinvoimalaitoksen turvallisuuteen että taloudellisuuteen. Luonnonkiertojärjestelmät eivät vaadi ulkopuolista tehoa toimiakseen ja voivat olla siten monissa sovelluksissa aktiivisia järjestelmiä luotettavampia. Suurten kaupallisten kiehumisvesireaktoreiden pääkiertopiirin toteuttamisesta luonnonkierrolla ei ole vielä käytännön kokemusta. Laajamittaista tutkimusta on sitä vastoin tehty maailmanlaajuisesti paljon luonnonkiertoreaktoreiden turvallisuuden varmistamiseksi.

Luonnonkierto on pakkokiertoa herkempi epästabiiliudelle. Varsinkin luonnonkiertoreaktorin käynnistyksessä esiintyy monia mahdollisuuksia esimerkiksi reaktorin termisen tehon, paineen ja massavirran oskillaatioille. Näiden tarkka tunteminen on tärkeää, jotta reaktori voidaan kaikissa tilanteissa pitää luotettavasti stabiililla tilalla. Epästabiilit tilat voivat aiheuttaa useita ei toivottuja ilmiöitä, joista esimerkkinä ovat mm. mekaaniset värähtelyt reaktorin rakenteissa. Pahimmillaan epästabiili tila voi johtaa onnettomuustilanteeseen, joka mahdollistaa radioaktiivisuuden pääsyn primääriveteen tai ulos primäärikerrosta. Tällöin myös ihmiset tai muu eliöstö voivat joutua radioaktiivisen aineen vaikutusalueelle. Kaikista onnettomuustilanteista seuraa terveystarpeiden lisäksi myös taloudellista haittaa.

Ydinvoimalaitoksien toiminnan luotettavuutta voidaan varmistaa mallintamalla sitä nk. termohydrauliikan laskentakoodeilla. Näitä THSC-koodeja voidaan käyttää laitossimulaattoreina mallintamalla niillä normaalikäyttöä sekä oletettuja onnettomuustilanteita. THSC-koodeihin on sisäänrakennettuna tai ulkoisesti liitetty neutronikinetiikan laskentaohjelma, jonka tehtävä on huolehtia ydinreaktorin termisen tehon ja sen muutosten laskennasta.

Työn kokonaisuus oli haastava ja käsitti laajan aiheen. Jotta työ oli mahdollista rajata sopivan mittaiseksi, esitettyjä ilmiöitä, laskentaa ja mallinnusta on käsitelty mahdollisimman lyhyesti. Laajemmassa kirjallisuustyössä olisi mahdollisuus paneutua syvällisemmin ja yksityiskohtaisemmin etenkin eri reaktoryyppien stabiiliuteen ja mallintamiseen.

## LÄHTEET

- Aghaie M., Zolfaghari A., Minuchehr A. 2012. Coupled neutronic thermal–hydraulic transient analysis of accidents in PWRs. Iran. [verkkojulkaisu]. [viitattu: 14.9.2012]. Saatavissa: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0306454912002599>
- Ambrosini, W., Di Marco, P., Ferreri, J.C. 2000. Linear and Nonlinear Analysis of Density Wave Instability Phenomena. ISSN 03928764. [verkkojulkaisu]. [viitattu: 12.1.2013]. Saatavissa: [http://www.imamu.edu.sa/Scientific\\_selections/abstracts/Math/Linear%20and%20Nonlinear%20Analysis%20of%20Density.pdf](http://www.imamu.edu.sa/Scientific_selections/abstracts/Math/Linear%20and%20Nonlinear%20Analysis%20of%20Density.pdf)
- Boure, J.A., Bergles, A.E., Tong, L.S. 1973. Review of two phase flow instability. USA. Nuclear Engineering and Design DOI:10.1016/0029-5493(73)90043-5
- Brennen Christopher. 2011. Fundamentals of Multiphase Flows. Cambridge University Press, California. USA. ISBN 0521 848040. 407s. [verkkojulkaisu]. [viitattu: 14.9.2012]. Saatavissa: <http://authors.library.caltech.edu/25021/>
- Colombo Marco, Cammi Antonio, Papini Davide, Ricotti Marco E. 2011. RE-LAP5/MOD3.3 study on density wave instabilities in single channel and two parallel channels. Italia. [verkkojulkaisu]. [viitattu: 14.9.2012]. Saatavissa: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0149197011002496>
- Gartia M.R., Vijayan P.K., Pilkhwal D.S. 2006. A generalized flow correlation for two-phase natural circulation loops. Intia. [verkkojulkaisu]. [viitattu: 20.1.2013]. Saatavissa: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S002954930600135X>
- GEH. 2011. The ESBWR Plant General Description. [verkkojulkaisu]. [viitattu: 8.2.2013]. Saatavissa: [www.ne.doe.gov/np2010/pdfs/esbwrGenera%20DescriptionR4.pdf](http://www.ne.doe.gov/np2010/pdfs/esbwrGenera%20DescriptionR4.pdf)
- GEH. 2010. ESBWR Design Control Document. [verkkojulkaisu]. [viitattu: 8.2.2013]. Saatavissa: <http://adamswebsearch2.nrc.gov/webSearch2/main.jsp?AccessionNumber=ML103440266>
- Gonella V., Prasad Durga, Pandey Manmohan, Kalra Manjeet S. 2007. Review of research on flow instabilities in natural circulation boiling systems. Intia. [verkkojulkaisu]. [viitattu: 14.9.2012]. Saatavissa: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0149197007000480>
- IAEA. 2009. Passive Safety Systems and Natural Circulation in Water Cooled Nuclear Power Plants. International atomic energy agency. Vienna. 2009. ISBN 978–92–0–111309–2. [verkkodokumentti]. [viitattu: 9.11.2012]. Saatavissa: <http://www-pub.iaea.org/books/iaeabooks/8192/Passive-Safety-Systems-and-Natural-Circulation-in-Water-Cooled-Nuclear-Power-Plants>

IAEA. 2008. Thermophysical Properties of Materials For Nuclear Engineering: A Tutorial and Collection of Data. International atomic energy agency, Vienna,. ISBN 978-92-0-106508-7. s. 40. [verkkodokumentti]. [viitattu: 9.11.2012]. Saatavissa: <http://www-pub.iaea.org/books/iaeabooks/7965/Thermophysical-Properties-of-Materials-for-Nuclear-Engineering-A-Tutorial-and-Collection-of-Data>

Incropera Frank P., DeWitt David P., Bergman Theodore L., Lavine Adrienne S. 2007. Fundamentals of Heat and Mass Transfer. 6th ed. USA. ISBN 978-0-471-45728-2. 998 s.

Ishii Mamoru, Hibiki Takashi. 2011. Thermo-Fluid Dynamics of Two-Phase Flow. e-ISBN 978-1-4419-7985-8. USA. [verkkodokumentti]. [viitattu: 2.2.2013]. Saatavissa: <http://www.springer.com/materials/mechanics/book/978-1-4419-7984>

Jafari Jalil, D'Auria Francesco, Kazeminejad Hadi Davilu Hossein. 2002. Analysis of Natural Circulation Performance of The Designed Thermohydraulic Test Loop. Slovenia. [verkkodokumentti]. [viitattu: 9.11.2012]. Saatavissa: <http://www.djs.si/proc/gora2002/pdf/0208.pdf>

Jain Vikas, Nayak A.K., Vijayan P.K., Saha D., Sinha R.K. 2009. Experimental investigation on the flow instability behavior of a multi-channel boiling natural circulation loop at low-pressures. Intia. [verkkojulkaisu]. [viitattu: 14.9.2012]. Saatavissa: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0894177710000099#>

Wang Jong-Rong, Lin Hao-Tzu, Shih Chunkuan, Hsieh Chang-Lung, Weng Tung-Li, Chiang Show-Chyuan. 2007. In-phase and out-of-phase modes stability analysis with LAPUR5 code for Kuosheng. [verkkojulkaisu]. [viitattu: 14.9.2012]. Saatavissa: [http://www.researchgate.net/publication/228399740\\_In-phase\\_and\\_out-of-phase\\_modes\\_stability\\_analysis\\_with\\_LAPUR5\\_code\\_for\\_Kuosheng](http://www.researchgate.net/publication/228399740_In-phase_and_out-of-phase_modes_stability_analysis_with_LAPUR5_code_for_Kuosheng)

Juhn P.E., Kupitz J., Cleveland J., Cho B., Lyon R.B. 2000. IAEA activities on passive safety systems and overview of international development. Itävalta. [verkkodokumentti]. [viitattu: 2.2.2013]. Saatavissa: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0029549300002600#>

Kruners Magnus. 1998. Analysis of instability event in Oskarshamn-3, Feb. 8, 1998, with SIMULATE-3K. ISSN 1104-1374. [verkkodokumentti]. Ruotsi. [viitattu: 2.2.2013]. Saatavissa: [http://www.stralsakerhetsmyndigheten.se/Global/Publikationer/SKI\\_import/010803/89963831622/98-42.pdf](http://www.stralsakerhetsmyndigheten.se/Global/Publikationer/SKI_import/010803/89963831622/98-42.pdf)

Mangal Amit, Jain Vikas, Nayak A.K. 2012. Capability of the RELAP5 code to simulate natural circulation behavior in test facilities. Intia. [verkkojulkaisu]. [viitattu: 14.9.2012]. Saatavissa: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0149197012000820#>

Nayak A.K., Dubey P., Chavan D.N., Vijayan P.K. 2006. Study on the stability behavior of two-phase natural circulation systems using a four-equation drift flux model. Intia. [verk-

kojulkaisu]. [viitattu: 14.9.2012]. Saatavissa:  
<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0029549306003876#>

Strømsvåg Dag. 2011. Fundamental mechanisms of density wave oscillations and the effect of subcooling. Diplomityö. Norwegian University of Science and Technology. Saatavissa: <http://ntnu.diva-portal.org/smash/search.jsf>

Division of Safety Analysis Office of Nuclear Regulatory Research U. S. Nuclear Regulatory Commission. 2009. Trace V5.0 User's Manual. USA. 673s.

Vihavainen Juhani. 2012. Ydinvoimalaitosten termohydrauliikka. Luentokalvot. Lappeenrannan teknillinen yliopisto

Vyas H.P., Raj V. Venka, Nayak A.K. 2010. Experimental investigations on steady state natural circulation behavior of multiple parallel boiling channel system. Intia. [verkkojulkaisu]. [viitattu: 14.9.2012]. Saatavissa:  
<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0029549310005388>

Wallis Graham b. 1969. One-dimensional Two-phase Flow. USA. LCCN 75-75170 67942, 408 s.

Yuan Zhou, Xiao Yan, Yanlin Wang, Yanjun Liu, Yanping Huang. 2011. Experimental study of two phase flow instability in parallel narrow rectangular channels. Kiina. [verkkojulkaisu]. [viitattu: 14.9.2012]. Saatavissa:  
<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0306454912002393>



## Olemassa systeemikoodeja ja neutronikinetiikkalaskentaohjelmia (Gonella et. al., 2007)

List of time domain codes		
Code	Thermal hydraulics	Neutronics/features
RAMONA-4B	Four-equation 1D drift flux model with thermal non-equilibrium between the two phases. Liquid can be subcooled, saturated or superheated but vapour is considered to be saturated and uses explicit numerical scheme (Rohatgi et al., 1997).	Uses 3D neutron kinetics. Considers local pressure dependencies. Can simulate start-up transients (Paniagua et al., 1999).
RETRAN-3D	Five-equation model with slip between phases.	1D neutron kinetics.
RELAP5	Six-equation two-fluid model. Uses semi-implicit finite difference technique. Provides an option to select implicit finite difference technique.	Point neutron kinetics. Offers special process models. Widest international acceptance (RELAP, 1995).
TRACG	Six-equation two-fluid model and uses explicit numerical schemes. Its earlier version TRAC has built-in numerical damping to achieve stable solutions. This renders the simulation of instabilities non-conservative.	3D neutron kinetics.
TRACPF1	Six-equation two-fluid model and has 3D thermal hydraulics capability. Modified version TRACPF1/MOD2 has the capability of 1D, 2D and 3D analysis of thermal hydraulics.	3D neutron kinetics.
ATHLET	Five-equation drift flux model and accounts for thermal and mechanical non-equilibrium. Uses fully implicit numerical scheme.	Can be coupled with NKC. Developed for analysis of anticipated and abnormal plant transients, small and intermediate leaks, and large breaks in LWRs.
CATHARE-2	Six-equation two-fluid model. All kinds of two-phase flow patterns can be treated. Zero, 1D, 2D modules are available.	3D neutron kinetics.
POLCA-T	Five-equation drift flux model with thermal non-equilibrium between phases. Used to analyze scenarios such as control rod failures, boron shutdown, etc.	3D neutron kinetics.
COBRAIIIC/ MIT2	Three-equation homogeneous model. It is used for DNBR (departure from nucleate boiling ratio) analysis in LWR sub-channels.	Coupled with 3D neutronic code SIMULA.
FLOCAL	1D four-equation drift flux model consisting of momentum, energy and mass balance equations for mixture along with additional mass balance for vapour phase.	Pure thermal hydraulic code primarily developed to simulate instabilities in natural circulation system. Code was validated with experimental results of CIRCUS test facility (Manera et al., 2005).

## List of 3D neutron kinetic and severe accident analysis codes

Code	Description	Features
<i>3D neutron kinetics codes</i>		
DYN3D	3D neutron kinetics based on nodal expansion method for solving the two-group neutron diffusion equation.	Burn-up calculation. Option of external coupling with thermal hydraulic code ATHLET.
NEM	3D neutron kinetics with multigroup nodes.	Option for modelling 3D Cartesian, cylindrical and hexagonal geometries coupled with TRACPF1 thermal hydraulic code.
PARCS	3D neutron kinetics. Code applicable to both PWR and BWR cores loaded with rectangular or hexagonal fuel assemblies.	Can be coupled with TRAC-M and RELAP5.
NESTLE	A multidimensional neutronics code. Can solve two or four group neutron diffusion equations in Cartesian or hexagonal geometries.	Several different core symmetry options are available including quarter, half and full core options for Cartesian geometry and 1/6, 1/3 and full core options for hexagonal geometry.
SIMULA	3D neutron kinetics with one, two or six groups. Solves the neutron diffusion equations in one or two groups, on 3D coarse-mesh nodes (quarter or full fuel assemblies) using a linear-discontinuous finite difference scheme.	Coupled with thermal hydraulic code COBRAIIIC/MIT2.
<i>Severe accident analysis codes</i>		
VICTORIA	Developed to analyze fission product behaviour within the reactor coolant system (RCS) during severe accident situation (Bixer et al., 1992).	It can predict in detail, the release of radio-nuclides and radioactive materials from fuel and transport in the RCS during core degradation.
SCDAP	Models the core behaviour during a severe accident. It works in combination with RELAP5/MOD3 to describe the overall RCS thermal hydraulic response, core damage progression, and fission product release and transport during severe accidents up to the point of reactor vessel or the system failure (Allison et al., 1992).	It uses the detailed fission product code VICTORIA to describe the fission product release and transport during severe accidents. The code includes many generic component models from which the general systems can be simulated (SCDAP/RELAP5, 1997).
MELCOR	A fully integrated code that models all phases of the progression of severe accidents in LWRs (Madni, 1992). Can model a wide range of phenomena and their interactions.	Models have been coded with optional adjustable parameters to facilitate uncertainty analysis and sensitivity studies (Summers et al., 1992).

TRACE -systemikoodin laskentatuloksia ESBWR reaktorille.

Worksheet	Description	Hyperlink
	This spreadsheet is provided to allow calculation of the pressure drops through the TRACE ESBWR model, for evaluation of their reasonableness. Data from TRACE should be entered into the cells coded Red, to allow the calculation of TRACE pressure drop. This is a non-proprietary version of a spreadsheet used to calculate the pressure drops through the ESBWR recirculation loop, from pressure, elevation, density, flowrate etc. in the TRACG output file. The TRACG output file data has been "corrupted" by making random changes to it. The corrupted data is marked with this Red highlighting:	
	The formulas are basic hydrostatic pressure, and Bernoulli's law equations which are not GEH proprietary.	
	Note the nodalization of the TRACG model which supplied the data is different from the LOCA spreadsheet as follows:	
	1) The nodalization is 3 dimensional, with 6 azimuthal theta sections, so Cells 1-6 are in ring 1, cells 19-24 are the downcomer, ring 4.	
	2) There are 3 additional levels, L6, L7 & L8 which do not exist in the LOCA deck Adjustments to the cell formulas may be needed because of 1) and 2). Where data for 24 cells are entered, start with entering data from TRACE Cell/Ring 1 in Cell 1, Cell/Ring 2 in Cell 7, Cell/Ring 3 in Cell 13 and Cell/Ring 4 in Cell 19	
	Values in Levels 6,7,8 can be deleted. Enter TRACE Level 6 data in the rows labeled Level 9, and add a new column showing the TRACE level number	
	Some changes to the formulas may be needed because of 1) & 2), if so I hope you can determined them	
	After entering the data send the spreadsheet back, and I'll compare the pressure drop to our values, and recommend some tuning of loss coefficients	
	JUN elevations for CHAN components should be used to determine the locations for CHAN inlet and exit in the TRACG analysis, and used in the "Axial Location" columns of worksheet "RPV_P_T_Flow_SI for locations 4 and 4a.	
RPV_DP_SI	Provides the pressure differences and related mass flow rates in SI units. The "Comments" column indicates the requirements condition(s), and any additional clarification. Static head (values in DP_Static column) is calculated considering cells in the range and using summing quantities $DZ * [(\alpha * \rho_{hog} + (1 - \alpha) * \rho_{hol})]$ . The void fraction values for appropriate VSSL rings at an axial level, are averaged for the static head calculation. Mass flow rates are obtained from the worksheets "Total_Mass_Flow-Axial", and "Total_Mass_Flow-Radial".	<a href="#">RPV_DP_SIA1</a>
RPV_P_T_Flow_SI	This worksheet feeds the worksheet "RPV_DP_SI".	<a href="#">RPV_P_T_Flow_SIA1</a>
Pressure	Provides tabulated pressure values (in Pascal) for the VSSL cells in the TRACG steady state output file "SS_IC_3K_SP0.OUT" (DRFSection 0000-0098-0549, Rev.0) at time=400 sec. These values are used in worksheet "RPV_P_T_Flow_SI" and "RPV_P_T_Flow_English". Also used in calculating the static heads in worksheet "RPV_DP_SI".	<a href="#">PressureIA1</a>
Void Fraction	Provides tabulated void fraction values for the VSSL cells in the TRACG steady state output file "SS_IC_3K_SP0.OUT" (DRFSection 0000-0098-0549, Rev.0) at time=400 sec. Appropriate values from this worksheet are used to calculate location specific arithmetic average void fractions in worksheets "RPV_P_T_Flow_SI", and "RPV_P_T_Flow_English". Void fractions from this worksheet are also used in the worksheet "RPV_DP_SI" to calculate the static heads in the "DP_Static" column.	<a href="#">Void FractionIA1</a>
ML-Z	Provides tabulated ML-Z (axial liquid mass flow rate) values for the VSSL cells in the TRACG steady state output file "SS_IC_3K_SP0.OUT" (DRFSection 0000-0098-0549, Rev.0) at time=400 sec.	<a href="#">ML-ZIA1</a>
MV-Z	Provides tabulated MV-Z (axial vapor mass flow rate) values for the VSSL cells in the TRACG steady state output file "SS_IC_3K_SP0.OUT" (DRFSection 0000-0098-0549, Rev.0) at time=400 sec.	<a href="#">MV-ZIA1</a>
Total Mass Flow-Axial	Provides total axial mass flow rate in VSSL cells as ML-Z+MV-Z. These values are used in worksheet "RPV_P_T_Flow_SI" for calculating mass flows.	<a href="#">Total Mass Flow-AxialIA1</a>
ML-R	Provides tabulated ML-R radial liquid mass flow rate) values for the VSSL cells in the TRACG steady state output file "SS_IC_3K_SP0.OUT" (DRFSection 0000-0098-0549, Rev.0) at time=400 sec.	<a href="#">ML-RIA1</a>
MV-R	Provides tabulated MV-R radial vapor mass flow rate) values for the VSSL cells in the TRACG steady state output file "SS_IC_3K_SP0.OUT" (DRFSection 0000-0098-0549, Rev.0) at time=400 sec.	<a href="#">MV-RIA1</a>
Total Mass Flow-Radial	Provides total radial mass flow rate in VSSL cells as ML-R+MV-R. These values are used in worksheet "RPV_P_T_Flow_SI" for calculating mass flows.	<a href="#">MV-RIA1</a>
TL	Provides tabulated liquid temperature values for the VSSL cells in the TRACG steady state output file "SS_IC_3K_SP0.OUT" (DRFSection 0000-0098-0549, Rev.0) at time=400 sec.	<a href="#">TLIA1</a>
TV	Provides tabulated vapor temperature values for the VSSL cells in the TRACG steady state output file "SS_IC_3K_SP0.OUT" (DRFSection 0000-0098-0549, Rev.0) at time=400 sec.	<a href="#">TVIA1</a>
Separator Mass Flow	Provides inlet and exit and separator TEE side branch mass flow rates for the separators groups connected to Rings 1, 2, and 3 of the VSSL from the TRACG steady state output file "SS_IC_3K_SP0.OUT" (DRFSection 0000-0098-0549, Rev.0) at time=400 sec. Separator average static head is given in cell B24, and calculated from the static head in separator primary cells. Separators in Theta Sectors 1 and 6 in each of the Rings 1, 2, and 3 are used to evaluate the static head.	<a href="#">Separator Mass FlowIA1</a>

DP*								
Negative value indicates pressure drop, positive value indicates pressure increase								
DP Locations	Item	Formula	DP* (kPa)	DP_static (kPa)	Total Flow, (kg/s)	Liquid Flow, kg/s	Vapor Flow, kg/s	Notes
1 to 2	Below Separator Barrel Liquid exit in Downcomer(DC), to Upper DC	P2-P1	15,67	N/A	0,00E+00	0,00E+00	0,00E+00	P1 represents Pressure at location 1 in the Figure in Worksheet *RPV_Figure 3.9-7_Markup, P2 at location 2, etc. This definition applies to other RPV pressure locations considered in this worksheet. The total flow is downcomer flow at location 2.
1a to 2	Below Peripheral Separator Barrel Liquid exit in Downcomer(DC), to Upper DC	P2-P1a	17,25	#DIV/0!	0,00E+00	0,00E+00	0,00E+00	Pressure increase (P2-P1a) shall be greater than or equal to the DP value. (Note: Downcomer flow at Location 2 equals this total flow plus feedwater flow.)  The liquid and vapor flows are separator discharge flows exiting the separator barrels to downcomer. Void fraction is for VSSL Level 19 (where Separator TEE side branch is connected), Ring 3. Static head is evaluated from top of Level 19 (Location 1a) to center of Level 18 (Location 2). Void fraction of Rings 3 and 4 of Level 19 has been averaged to evaluate static head of Level 19.
2 to 3	Upper Downcomer below Chimney Head Elevation to Lower Downcomer above Shroud Legs	P3-P2	93,76	91,91	0,00E+00	0,00E+00	0,00E+00	Pressure increase from 2 to 3, (P3-P2), shall be greater than or equal to the DP value. Flow rates are in downcomer (Location 2). Void fraction is ~ zero, so static head is that due to liquid.
3 to 4	Lower Downcomer to Core Inlet	P4-P3	-7,10	-0,57	0,00E+00	0,00E+00	0,00E+00	Magnitude of the Pressure drop (P4-P3) shall be less than or equal to the DP value. Flow rates are in downcomer above shroud legs (Location 3). Void fraction is ~zero, so static head is due to liquid.
3 to 4a	Lower Downcomer to Core Inlet (Peripheral)	P4a-P3	-4,98	-0,57	0,00E+00	0,00E+00	0,00E+00	Flow rates are in downcomer above shroud legs (Location 3)
4 to 5	Core DP: DP from just below bundle inlet to just above bundle exit at top guide	P5-P4	-60,72	N/A	0,00E+00	0,00E+00	0,00E+00	Magnitude of Core pressure drop shall be less than or equal to the DP value.. Flow rates are in Lower Plenum at core inlet (Location 4).
4a to 5a	Core DP: DP from just below bundle inlet to just above bundle exit at top guide (Peripheral)	P5a-P4	-48,81	N/A	0,00E+00	0,00E+00	0,00E+00	
5 to 6	Bottom of Chimney to Top of Chimney	P6-P5	-25,67	0,00	0,00E+00	0,00E+00	0,00E+00	Magnitude of Chimney Pressure drop shall be greater than or equal to the DP value. Static head is calculated based on average void fraction of chimney cells - also use is made of the fact that Chimney levels have same height - and liquid and vapor densities, respectively, are assumed to be constant within the Chimney. Flow rates are at Location 5.
5a to 6a	Bottom of Chimney to Top of Chimney (peripheral)	P6a-P5a	-35,67	N/A	0,00E+00	0,00E+00	0,00E+00	
6 to 7	Top of Chimney to top of Upper Plenum	P7-P6	-8,07	-8,00	0,00E+00	0,00E+00	0,00E+00	Magnitude of the DP value indicates the minimum required pressure decrease. Static head is calculated based on average void fraction of upper plenum cells, and liquid and vapor densities, respectively, are assumed to be constant in the upper plenum. Flow rates are at Location 6.
6a to 7a	Top of Chimney to top of Upper Plenum (Peripheral)	P7a-P6a	-11,06	N/A	0,00E+00	0,00E+00	0,00E+00	Liquid and vapor flows are at chimney exit.
7 to 1	Top of Upper Plenum to Vessel Cell at exit of Separator Barrel	P1-P7	-7,87	N/A				
7a to 1a	Top of Upper Plenum to Vessel Cell at exit of Separator Barrel (peripheral)	P1a-P7a	-10,49	N/A				
7 to 8	Separator DP from just below standpipe to just above Separator Barrels	P8-P7	-15,22	#REF!	0,00E+00	0,00E+00	0,00E+00	Magnitude of the Separator Pressure drop shall be less than or equal to the DP value. Liquid and vapor flows are those at separator inlet (Location 7). Flows represent total of flows at inlet to all Separators.
7a to 8a	Separator DP from just below standpipe to just above Separator Barrels (Peripheral)	P8a-P7a	-19,63	N/A	0,00E+00			Liquid and vapor flows are those at separator inlet.
8 to 9	Dryer DP	P9-P8	1,69	-1,66	0,00E+00	0,00E+00	0,00E+00	Magnitude of the Pressure drop should be less than or equal to the DP value to assure the Dryer skirt is not uncovered. Static head is calculated based on average void fraction of vessel cells in each of the two levels, L23 (rings 1-3) and L24; liquid and vapor densities, respectively, are assumed to be for the particular level. Flows represent total of flows at exit of all Separators.
8a to 9	Dryer DP (Peripheral)	P9-P8a	5,05	N/A	0,00E+00			
8 to 10	Dryer Bottom to Dryer Skirt Outside Bottom	P10-P8	-9,94	0,10	0,00E+00	0,00E+00	0,00E+00	Magnitude of the Pressure drop should be less than or equal to the DP value to assure the Dryer skirt is not uncovered. Static head is calculated based on average void fraction of vessel cells in each of the two levels, L23 (rings 1-3), Level 23 (Ring 4) and L22 (Ring 4); liquid and vapor densities, respectively, are assumed to be for the particular level. Static head of Level 24 cancels out along the DP path from Location 8 to Location 10. Flows are total flows at dryer exit.
Check Natural Circulation Loop DP		(P1-P2)+(P2-P3)+(P3-P4)+(P4-P5)+(P5-P6)+(P6-P7)+(P7-P1)	0,00					

Description	TRACG VSSL Level	Axial loc	Elevation (m)	TRACG Cells	Pressure (Pa)	Void Frac	M-Z Total (kg/s)	ML-Z (kg/s)	MV-Z (kg/s)	M-R Total (kg/s)	ML-R (kg/s)	MV-R (kg/s)	TL (K)	TV	RHOL (kg/m <sup>3</sup> )	RHOV (kg/m <sup>3</sup> )
Vessel Cell below exit at Bottom Separator Barrel		19 cell top	19,104	1 to 18	7,181589E+06	0,0190									737,77	37,543
Peripheral Vessel Cell below exit at Bottom of Separator Barrel		19 cell top	19,104	13 to 18	7,180012E+06	0,0171									737,77	37,544
Upper Downcomer (DC) below Chimney Head Elevation		18 cell center	16,063	19 to 24	7,197260E+06	0,0000									738,23	37,492
Lower DC above shroud legs		3 cell center	3,638	19 to 24	7,291020E+06	0,0000									769,85	38,223
Lower Plenum just Below Core (CHAN JUN1=3,831 m, VSSL Level 3 Center=3,638 m)		CHAN JUN 1 3 Elevation	3,714	1 to 18	7,283916E+06	0,0000									769,05	38,171
Lower Plenum just Below Peripheral Bundles (CHAN JUN1=3,831 m, VSSL Level 3 Center=3,638 m)		CHAN JUN 3 1 Elevation	3,714	13 to 18	7,286036E+06	0,0000									769,05	38,171
Above Top of Core (Chimney Bottom)		10 cell bottom	7,896	1 to 18	7,223193E+06	0,5026									738,48	37,708
Above Chimney Partitions		17 cell bottom	14,510	1 to 18	7,197524E+06	0,4955									737,76	37,577
Above Top of Peripheral Bundles (Chimney Bottom)		10 cell bottom	7,896	13 to 18	7,237229E+06	0,2940									740,43	37,776
Chimney Partitions		17 cell bottom	14,510	13 to 18	7,201554E+06	0,2908									737,46	37,645
Bottom of Separator		18 cell top	16,616	1 to 18	7,189455E+06	0,5061									737,95	37,551
Separator		18 cell top	16,616	13 to 18	7,190499E+06	0,3032									737,52	37,626
Top of Separator (Dryer Bottom )		23 cell bottom	21,821	1 to 18	7,174236E+06	0,9959									737,78	37,628
Top of Peripheral Separator (Dryer Bottom Peripheral)		23 cell bottom	21,821	13 to 18	7,170872E+06	0,9962									737,78	37,552
Steam Dome		24 cell center	26,092	1 to 18	7,175923E+06	1,0000									737,8	37,545
Above Bottom of Outer Side of Dryer Skirt		22 cell bottom	21,321	19 to 24	7,164292E+06	1,0000									738,03	37,453

(CELL 1 = RING 1, CELL 7 = RING 2, CELL 13 = RING 3, and CELL 19 = RING 4)

Pressure				Output taken at 2000 sec (last timestep in the file above)			
Region	Elevation (m)	DZ (m)	Level	Cell 1	Cell 7	Cell 13	Cell 19
LP	1,2000E+00	1,2000	1	7,3057E+06	7,3057E+06	7,3057E+06	7,3143E+06
LP	3,1469E+00	1,9469	2	7,2937E+06	7,2936E+06	7,2936E+06	7,3021E+06
LP, DC	4,1290E+00	0,9821	3	7,2824E+06	7,2823E+06	7,2822E+06	7,2910E+06
BP, DC	4,4050E+00	0,2760	4	7,2778E+06	7,2777E+06	7,2776E+06	7,2863E+06
BP, DC	5,9290E+00	1,5240	5	7,2287E+06	7,2304E+06	7,2363E+06	7,2795E+06
BP, DC, Not in LOCA	6,4397E+00	0,5107	6				
BP, DC, Not in LOCA	6,9503E+00	0,5107	7				
BP, DC, Not in LOCA	7,4610E+00	0,5107	8				
BP, DC	7,8960E+00	0,4350	9	7,2158E+06	7,2170E+06	7,2231E+06	7,2663E+06
Chimney, DC	8,5100E+00	0,6140	10	7,2079E+06	7,2090E+06	7,2147E+06	7,2566E+06
Chimney, DC	9,5100E+00	1,0000	11	7,2064E+06	7,2074E+06	7,2121E+06	7,2505E+06
Chimney, DC	1,0510E+01	1,0000	12	7,2040E+06	7,2049E+06	7,2089E+06	7,2430E+06
Chimney, DC	1,1510E+01	1,0000	13	7,2015E+06	7,2025E+06	7,2056E+06	7,2354E+06
Chimney, DC	1,2510E+01	1,0000	14	7,1991E+06	7,2000E+06	7,2024E+06	7,2279E+06
Chimney, DC	1,3510E+01	1,0000	15	7,1967E+06	7,1976E+06	7,1992E+06	7,2203E+06
Chimney, DC	1,4510E+01	1,0000	16	7,1943E+06	7,1951E+06	7,1959E+06	7,2128E+06
UP, DC	1,5510E+01	1,0000	17	7,1919E+06	7,1926E+06	7,1927E+06	7,2052E+06
UP, DC	1,6616E+01	1,1060	18	7,1894E+06	7,1900E+06	7,1894E+06	7,1973E+06
Outside-Sep, DC	1,9104E+01	2,4880	19	7,1922E+06	7,1922E+06	7,1922E+06	7,1859E+06
Outside-Sep, DC	1,9542E+01	0,4380	20	7,1816E+06	7,1816E+06	7,1816E+06	7,1749E+06
Outside-Sep, DC	2,1321E+01	1,7790	21	7,1788E+06	7,1789E+06	7,1789E+06	7,1669E+06
Outside-Sep, DC	2,1821E+01	0,5000	22	7,1777E+06	7,1776E+06	7,1777E+06	7,1642E+06
Dryer, Upper DC	2,4773E+01	2,9520	23	7,1770E+06	7,1770E+06	7,1770E+06	7,1636E+06
Steam Dome	2,7410E+01	2,6370	24	7,1759E+06	7,1759E+06	7,1759E+06	7,1759E+06

Void Fraction				Output taken at 2000 sec (last timestep in the file above)			
Region	Elevation (m)	DZ (m)	Level	Cell 1	Cell 7	Cell 13	Cell 19
LP			1	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
LP			2	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
LP, DC			3	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
BP, DC			4	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
BP, DC			5	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
BP, DC			6				
BP, DC			7				
BP, DC			8				
BP, DC			9	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
Chimney, DC			10	0,7125	0,7098	0,5879	0,0000
Chimney, DC			11	0,7042	0,7003	0,5832	0,0000
Chimney, DC			12	0,7039	0,6990	0,5820	0,0000
Chimney, DC			13	0,7038	0,6982	0,5814	0,0000
Chimney, DC			14	0,7037	0,6976	0,5811	0,0000
Chimney, DC			15	0,7036	0,6971	0,5810	0,0000
Chimney, DC			16	0,7037	0,6968	0,5809	0,0000
UP, DC			17	0,7061	0,6944	0,5815	0,0000
UP, DC			18	0,7186	0,6894	0,6164	0,0000
Outside-Sep, DC			19	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
Outside-Sep, DC			20	0,0426	0,0409	0,0554	0,0131
Outside-Sep, DC			21	0,8438	0,8460	0,8600	0,3367
Outside-Sep, DC			22	0,9973	0,9973	0,9914	1,0000
Dryer, Upper DC			23	0,9954	0,9958	0,9924	1,0000
Steam Dome			24	1,0000	1,0000	1,0000	1,0000