

$$\dot{m}t = 0.4 \cdot \text{DCR} \cdot 30.48 \text{ s}$$

(5-39)

ja laskee reaktionopeuden, lämmöntuoton ja lämmönsiirron veteen olevissa olosuhteissa, uudet olosuhteet aika-askeleen lopussa ja toistaa sitten saman proseduurin. Yleisesti kuumat partikkelit jäähtyvät oksidikerroksen kasvaessa. Kun pallon lämpötila laskee 1366 K:iin, lasku lopetetaan.

5.3.7 Lämmönsiirtomalli paineastian yläosiin

Sydänalueen yläreunan ja putkimurtuman välissä poistuvien kaasujen virtauksessa olevat rakenteet voidaan käsitellä MARCH:issa passiivisina lämpönieluina. Enintään neljä rakennetta sallitaan. Ison LOCA:n tapauksessa yksi rakenteista voi olla höyrykehitin. Tarvittavat syöttötiedot ovat rakenteen alkulämpötila, massa kertaa lämpökapasiteetti, lämmönsiirtopinta-ala, virtauksen ekvivalentti halkaisija ja virtauspinta-ala.

Lämmönsiirron höyryn ja vedyn seoksesta kuhunkin rakenteeseen määrää ohjelman laskema lämmönsiirtokerroin. Ensimmäinen sydämen yläpuolinen rakenne myös vastaanottaa lämpösäteilyä sydänalueen yläosasta.

Lämmönsiirto kaasusta rakenteisiin analysoidaan aliohjelmassa EXITQ ratkaisemalla seuraava yhtälö T_2 :n, T'_s :n ja Q :n suhteen kullekin rakenteelle:

$$\begin{aligned} Q &= \dot{m} C_{pm} (T_2 - T_1) \Delta t = h A_h \left(\frac{T_2 + T_1}{2} - \frac{T_s + T'_s}{2} \right) \\ &= MC_{ps} (T'_s - T_s) \end{aligned} \quad (5-40),$$

jossa Q = virtaavasta kaasuseoksesta rakenteeseen siirtynyt energia aika-askeleen Δt aikana

\dot{m} = kaasuseoksen massavirrantiheys

C_{pm} = " " ominaislämpö

T_1, T_2 = kaasun lämpötila ennen ja jälkeen rakenteen

Δt = aika-askel
 h = lämmönsiirtokerroin
 A_h = " -pinta-ala
 T_s, T'_s = rakenteen lämpötila ennen ja jälkeen lämmönsiirron
 MC_{ps} = rakenteen massa kertaa lämpökapasiteetti.

Jos mallin käsittelemä rakenne on höyrykehitin, T'_s :ksi asetetaan sekundääripiirin kyllästyslämpötila kiehutettaessa asiaankuuluva määrä sekundäärivettä. Kaasuseoksen ominaislämpö on

$$C_{pm} = \frac{C_{pst} m_{st} + C_{pH} m_H}{m} \quad (5-41),$$

jossa C_{pst}, C_{pH} = höyry ja vedyn ominaislämmöt
 m_{st}, m_H = " " massavirrantiheydet
 m = $m_{st} + m_H$

ja

$$C_{pst} = 0.43 + 0.8 \frac{T_1}{10000} \text{ Btu/lb/F} \quad (5-42)$$

$$C_{pH} = 3.4 + 0.11 \frac{T_1}{1000} \text{ Btu/lb/F}, \quad T_1 \leq 1000 \text{ F}$$

$$= 3.26 + 2.48 \frac{T_1}{10000} \text{ Btu/lb/F},$$

$$T_1 > 1000 \text{ F} \quad (5-43)$$

ja lämmönsiirtokertoimeksi valitaan pienempi h_1 :stä ja h_2 :sta, kun

$$h_1 = 0.0144 C_{pm} \frac{G^{0.8}}{d^{0.2}} \text{ Btu/hr/ft}^2/\text{F} \quad (5-44)$$

$$h_2 = 0.2 |T_1 - T_s|^{1/3} \text{ Btu/hr/ft}^2/\text{F} \quad (5-45),$$

jossa G = massavirrantiheys lb/hr/ft^2

A = virtauspinta-ala (ft^2)

d = ekvivalentti virtauksen halkaisija (ft).

Ensimmäisen rakenteen T_1 on sama kuin kaasun lämpötila sydänalueen yläosassa. Muiden rakenteiden T_1 on kaasun lämpötilan poistuessa edellisestä rakenteesta.

Yhtälössä (5-40) lasketun Q :n lisäksi ensimmäiseen sydämen yläpuoliseen rakenteeseen siirtyy lämpöä myös säteilemällä sydämen yläosasta. Jos sydämen yläosa on kiinteässä tilassa, QR rajoittuu päällimmäisen noodikerroksen jälkilämpöön. Sydämensulamismallissa B QR voi saavuttaa kaikkien sulaneiden noodien yhteenlasketun jälkilämpötehon. $BOIL$ laskee QR :n seuraavasti:

$$QR = \sum_{\substack{\text{ylä-} \\ \text{aks.-} \\ \text{noodit}}} 0.173 F A_R \left\{ (T_{\text{rad}}/100)^4 - (T_{\text{SR}}/100)^4 \right\} \quad (5-46),$$

jossa QR = säteilylämmönsiirto (Btu/hr)
 F = näkyvyyskerroin (syöttötietona)
 A_R = noodin säteilypinta-ala (ft^2)
 T_{rad} = polttoainesauvan lämpötila noodissa ($^{\circ}\text{R}$)
 T_{SR} = rakenteen lämpötila ($^{\circ}\text{R}$).

Ensimmäisen rakenteen lämpötila aika-askelen lopussa BO lasketaan kaavasta

$$T'_{s1} = T_{s1} + \frac{Q_R \Delta t + Q}{(MC_p)_{s1}} \quad (5-47),$$

jossa T_{s1} on rakenteen lämpötila aika-askelen alussa.

5.3.8 Lämmönsiirtomalli paineastian alaosiin

Reaktorisydämen alapuoliset paineastian sisäosat ja paineastian pohja on mallinnettu kolmeksi lämpöä absorboivaksi rakenteeksi. Ensimmäiseksi rakenteeksi ajatellaan yleensä ensimmäinen sydämen alapuolinen hilalevy, toiseksi toinen hilalevy ja loput sisäosat ja kolmanneksi rakenteeksi paineastian pohja. Kun paineastian pohja on täynnä, rakenteet siirtävät lämpöä primääripiirin veteen.

Syöttötietoina tarvitaan alkulämpötila, massa kertaa lämpökapasiteetti, lämmönsiirtopinta-ala, paksuus ja etäisyys sydänalueen pohjasta kullekin rakenteelle.

Rakenteen lämpötila ja siihen varastoituneen lämpöenergian määrä paineastian pohjan ollessa täysi lasketaan yhtälöstä

$$Q = hA(T_{\text{sold}} - T_W)\Delta t \quad (5-48),$$

jossa Q = rakenteesta veteen siirtynyt lämpömäärä
 h = lämmönsiirtokerroin
 A = lämmönsiirtopinta-ala
 T_{sold} = rakenteen lämpötila edellisen aika-askeleen lopussa
 T_W = veden lämpötila
 Δt = aika-askele.

Lämmönsiirtokerroin lasketaan kaavasta

$$h = \frac{1}{\frac{1}{HC} + \frac{D}{2k}} \quad (5-49),$$

$$\text{jossa } HC = 2.02 \cdot 10^8 (T_{\text{sold}} - T_W)^{-2.575} \left(\frac{P}{15}\right)^{0.25} \quad (5-50),$$

$$T_{\text{sold}} - T_W \geq 42$$

$$\text{tai } HC = 44.5 (T_{\text{sold}} - T_W)^{1.523} \left(\frac{P}{15}\right)^{0.25} \quad (5-51),$$

$$T_{\text{sold}} - T_W < 42$$

jossa P = primääripiirin paine (psia)

T_{sold}, T_W = lämpötiloja (F)

HC = konvektiivinen lämmönsiirtokerroin (Btu/hr/ft²/F)

k = rakenteen lämmönjohtavuus

D = rakenteen paksuus

ja rakenteen uusi lämpötila saadaan kaavasta

$$T_{\text{snew}} = T_{\text{sold}} - Q/CM \quad (5-52),$$

jossa CM = rakenteen massa kertaa lämpökapasiteetti.

Sydämen paljastuttua ja veden pinnan laskettua ensimmäisen hilalevyn alapuolelle hilalevyn lämpötila lasketaan sen perusteella, kuinka paljon sydänmateriaalia on romahtanut paineastian pohjalle ja kuinka paljon on jäljellä hilalevyn päällä. Ensimmäisen hilalevyn ja sen päällä olevan sydänmateriaalin oletetaan olevan samassa lämpötilassa. Tämän hilalevyn oletetaan kannattavan sydäntä (syöttötieto). Kun hilalevyn lämpötila ylittää (käyttäjän antaman) rikkoutumislämpötilan, hilalevyn oletetaan pettävän, ja kaiken pirstaloituneen sydänmateriaalin oletetaan putoavan paineastian pohjalla olevaan veteen, jossa se sammutetaan (quenching). Sammutuksessa vapautuva lämpömäärä, jälkilämpö ja vesi-metalli -reaktiolämpö kiehattavat jäljellä olevaa vettä. Kun kaikki vesi on haihtunut, siirrytään aliohjelma HEAD:iin.

5.3.9 Primääripiirin vuotomalli

5.3.9.1 Pienet LOCA:t ja transientit (PRIMP)

Pienien jäähtymisenmenetyssonnettomuuksien ja transienttien tapauksessa primääripiirin paine ja jäähtymisen vuotonopeus lasketaan aliohjelmassa PRIMP. Painelaskua käsitellään kohdassa 5.3.10. Suuren LOCA:n tapauksessa primääripiirin paine oletetaan yhtä suureksi kuin suojarakennuksen paine. Ison LOCA:n jäähtymisen ulospuhallus (blowdown) annetaan syöttötietoina aliohjelmassa INITIAL; jäähtymisen vuotonopeus asettuu kiehtuksen aikana arvoon, jolla primääripiirin paine = suojarakennuksen paine.

PRIMP olettaa höyrynoodin primääripiirin yläpäähän ja vesinoodin alapäähän. Jos veden pinta on (käyttäjän antaman) murtuman alapuolella, primääripiiristä vuotaa höyryä; muussa tapauksessa vuotaa vettä. MARCH:issa ei ole kaksifaasivuotomahdollisuutta. Käyttäjä voi määritellä kaksifaasivirtauskertoimen vesivuodolle, jos veden lämpötila on vähemmän kuin 11 K alijäähtynyttä. Kerroin vaikuttaa kuitenkin vain veden vuotonopeuteen, ei vuodon höyrysisältöön.

Höyryn ja veden vuotonopeus on minimi suutinvirtauksesta G ja kriittisestä virtauksesta G_c . PRIMP:in virtaus höyrylle on

$$G = 5778 \text{ CBRK} (\rho \cdot DP)^{0.5} \text{ (lb/min/ft}^2\text{)} \quad (5-53)$$

$$G_c = 1642 (\rho \cdot P)^{0.5} \text{ (lb/min/ft}^2\text{)} \quad (5-54),$$

joissa CBRK = suuttimen kerroin (orifice coefficient),
käytetään arvoa 0.583

DP = paineastian ja suojarakennuksen paine-ero

P = paineastian paine

ρ = kaasun tiheys.

Höyryn ja vedyn seoksille kaasun tiheys määritellään $(STM + H_2)/VOL$, ja höyryn ja vedyn vuotonopeudet oletetaan suoraan verrannollisiksi niiden massaosuuksiin kaasutilavuudessa. Veden vuoto lasketaan kaavasta

$$G = 5778 \text{ CBRK} (\rho_L \cdot DP/TPM)^{0.5} \text{ (lb/min/ft}^2\text{)} \quad (5-55)$$

ja

$$G_c = 1570.2 (P/TPM)^{0.813} \text{ (lb/min/ft}^2\text{)} \quad (5-56),$$

jossa ρ_L = veden tiheys (lb/ft³)

TPM = kaksifaasikerroin (syöttötietona).

Vuotava massavirta on $WLK = ABRK \cdot GMIN$ (lb/min), jossa ABRK on vuodon pinta-ala ja GMIN on minimi G :stä ja G_c :stä. Höyryvuoto ylipaineventtiileistä saadaan kaavasta

$$WVENT = CSRV \cdot (\rho \cdot P)^{0.5} \text{ (lb/min)}, P \geq PSET \quad (5-57),$$

jossa CSRV on syöttötietona annettava vakio, joka määrää venttiilin virtauksen. Ylipaineventtiilien kautta tapahtuville vesivuodoille lasketaan tehollinen murtumapinta-ala ASRV:

$$ASRV \cdot 1642 (\rho \cdot P)^{0.5} = CSRV (\rho \cdot P)^{0.5} \quad (5-58).$$

Paineenalennusventtiilien (vent valve) vuoto lasketaan vedenvuotoyhtälöistä arvolla $ABRK = ASRV$.

PRIMP:in mallit pienentävät paineenalennusventtiilien kautta tapahtuvaa vuotoa siten, että primääripiirin paine ei laske ylipaineventtiilin asetuspaineen PSET alapuolelle. Näin ollen mikäli vuoto nopeus ei ylitä venttiilin kapasiteettia, lasku antaa vakiovuotonopeuden, jolla primääripiirin paine pysyy PSET:issä. Paineenalennusventtiilien avaus- ja sulkemis- sykliä ei ole eksplisiittisesti mallitettu.

PRIMP laskee myös MARCH:in (tai BOIL:in) aika-askeleen suuruuden ja rajoittaa jäähdytteen kuohahdusnopeutta pienien LOCA-transienttien tapauksessa. Aika-askelkriteeri rajoittaa paineenmuutoksen kahteen prosenttiin/aika-askel. Kuohahdusnopeuskriteeri rajoittaa paineenmuutoksen yhteen prosenttiin aika-askelta kohti.

5.3.9.2 Hallittu primääripiirin paineenalennus

MARCH sisältää kaksi primääripiirin paineenalennusoptiota. Ensimmäisessä voidaan määrättyinä ajankohtina muuttaa murtuman suuruutta, ja näin simuloida ohjattavan ylipaineventtiilin avaamista ja sulkemista tai automaattista paineenalennusjärjestelmää.

Toinen optio vaatii syöttötietoja IVENT NLMACE:ssa, jolloin voidaan aloittaa sekä primääripiirin että suojarakennuksen paineenalennus. Kun sydäimestä poistuvan kaasun keskimääräinen lämpötila ylittää TVNT2:n, kaikki primääripiirin ylipaineventtiilit avataan ja ulospuhallus ohjataan suojarakennuksen osastoon NRPV2 (joka annetaan NLMACE:ssa).

5.3.9.3 Suuret LOCA:t

Suuren LOCA:n tapauksessa primääripiirin vuoto suojarakennukseen tapahtuu kahdessa vaiheessa: 1) ulospuhallusvaiheessa ja 2) ulospuhalluksen jälkeisessä vaiheessa. Ulospuhallusvaiheen massan ja entalpian siirrot suojarakennukseen annetaan syöttötietoina NLINTL:ssä. Syöttötiedot saadaan esimerkiksi RELAP- tai TRAC-ohjelmistojen tuloksista. Suojarakennuksen vasteet massan ja entalpian lisäykseen lasketaan aliohjelmassa MACE.

Ulospuhallusvaiheen jälkeen sydämessä jäljellä oleva vesi kiehutetaan pois kohdassa 5.3.1 kuvatuin lämmönsiirtomallein. Paineastian pohjalla oleva vesi kiehuu pois putoavan sulan sydänmassan jäädyttämisen, aikaisemmin pudonneen materiaalin jälkilämmön ja vesi-metalli -reaktion vaikutuksesta. Primääripiirin vuotovirtaus lasketaan siten, että primääripiirin ja suojarakennuksen paineet ovat yhtäsuuret kullakin aika-askeleella.

5.3.10 Primääripiirin paineen laskumalli (PRIMP)

Kohdan 5.3.9.33 mukaan ulospuhalluksen jälkeen primääripiirin paine = suojarakennuksen paine suuren LOCA:n tapauksessa. Suojarakennuksen paine lasketaan MACE-ohjelmistolla.

Transienttien ja pienten putkirikkojen tapauksessa primääripiirin paine lasketaan aliohjelmassa PRIMP seuraavasti: Ensin lasketaan massatasapaino-oletuksien avulla höyryn ja vedyn massat primääripiirin kaasun täyttämässä osissa:

$$STM = STM_B + (\dot{M}_S - WSBRK)\Delta t \quad (5-59)$$

$$H2 = H2_B + (\dot{M}_H - WHBRK)\Delta t \quad (5-60),$$

joissa $STM, H2$ = höyryn ja vedyn massat primääripiirissä
 $STM_B, H2_B$ = höyryn ja vedyn massat primääripiirissä edellisen aika-askelen lopussa
 \dot{M}_S, \dot{M}_H = sydänalueesta poistuvan höyryn ja vedyn massat aikayksikössä
 $WSBRK,$ = primääripiiristä aikayksikössä vuotavan höyryn ja vedyn massat
 $WHBRK$
 Δt = aika-askel.

Kaasun tilavuus primääripiirissä on

$$V_g = V_p - V_w \quad (5-61),$$

jossa V_p = primääripiirin kokonaistilavuus (syöttötieto)

$$V_w = M_w / \rho_w, \text{ veden tilavuus primääripiirissä} \quad (5-62)$$

M_w = veden massa primääripiirissä, joka saadaan BOIL:in

massatasapainolaskuista
 ρ_w = primääripiirin veden tiheys.

Primääripiirin kaasun lämpötila on

$$TGX = \frac{M_{gB} TGX_B + (\dot{M}_S + \dot{M}_H) \Delta t \cdot TGEX}{M_{gB} + (\dot{M}_S + \dot{M}_H) \Delta t} \quad (5-63)$$

jossa M_{gB} , TGX_B = primääripiirin kaasun massa ja lämpötila edellisen aika-askeleen lopussa.

$TGEX$ = sydäimestä poistuvan kaasun lämpötila.

Primääripiirin kaasujen osapaineet lasketaan niiden massoista, tilavuudesta ja lämpötilasta ideaalikaasun tilanyhtälöä hyväksikäyttäen:

$$PSV = \frac{STM}{V_g} RS (TGX + 460) \quad (5-64)$$

$$PH2 = \frac{H2}{V_g} RH (TGX + 460) \quad (5-65),$$

jossa PSV , $PH2$ = höyryn ja vedyn osapaineet primääripiirissä
 RS , RH = höyryn ja vedyn kaasuvakiot.

RH oletetaan vakioksi = 767/144, mutta RS lasketaan kyllästyneen höyryn ominaisuuksista kaavalla

$$RS = \frac{PR}{\rho_s} (T_w + 460) \quad (5-66),$$

jossa T_w = primääripiirin veden lämpötila

PR = veden kyllästymispaine lämpötilassa T_w

ρ_s = höyryn kyllästymistiheys (T_w , PR).

Kokonaispaine primääripiirissä on

$$PVSL = PSV + PH2 \quad (5-67),$$

ja höyryn ja veden kyllästymisominaisuudet ovat seuraavalla aika-askeleella PVSL:ää vastaavat. Ominaisuudet saadaan aliohjelmasta PROPS.

6. TMI 2 -ONNETTOMUUSLASKUT MARCHILLA

6.1 MARCHin syöttötiedot

MARCHin syöttötietomuuttujille annetaan arvot luetteloina kahdessa tiedostossa (liite 1), ja ne tulostuvat taulukko-muodossa tulostustiedoston alkuun.

Useat syöttötiedot ovat käyttäjän määrittelemiä ehtoja, joilla on oleellinen vaikutus laskennan tuloksiin. Laitoksen tekniset tiedot annetaan yleensä dokumenteista löydettävissä olevassa muodossa, mutta joitakin arvoja (esim. reaktorin keskinormaalitasossa olevan veden poikkileikkauspinta-ala) joudutaan laskemaan piirroksien avulla.

Ohjelmistossa on kullekin syöttötietomuuttujalle oletusarvo, jota käytetään, mikäli muuttujan arvoa ei määritellä syöttötiedoissa eikä ohjelman laskemana. Oletusarvot eivät useinkaan ole tyypillisiä arvoja eivätkä edes johda mielekkäisiin tuloksiin.

MARCHin ajovirtatiedostossa määritellään päivittäistiedosto (dayfile), johon tulostuvat ajonaikaiset komennot, jotkut virheilmoitukset ja tulostustoiminnat (liite 2).

6.2 MARCHin tulostustiedot

MARCHin eräiden muuttujien arvot tulostuvat taulukoituina käyttäjän määrittelemien aikaväleihin tulostustiedostoon (liite 3). BOILin ja MACEn tulostusaikaväli määritellään erikseen; tämän työn ajoissa on käytetty yhden ja kymmenen minuutin välejä. Kaikkien polttoaineenoodien alkaessa sulaa tulostetaan jokaisella laskennan aika-askeleella 16 tärkeintä keskiarvoistettua sulavaa sydänmassaa kuvaavaa suuretta.

MARCHin piirto-ohjelmaa MARPLT ei Suomessa ole otettu käyttöön.

6.3 TMI 2 -onnettomuuden kulku

Harrisburgissa Pennsylvaniassa sijaitsevassa Three Mile Island 2 -painevesireaktorilaitoksessa 28 maaliskuuta 1979 sattunut onnettomuus valittiin tässä työssä testaus- ja sovel-lutuskohteeksi lähinnä siksi, että tapaus tunnetaan yleisesti ja onnettomuusreaktorin purkaminen tuo piakkoin kokeellista tietoa polttoaineen vaurioitumisesta. Seuraava esitys perustuu lähteisiin /62, 64, 66/.

6.3.1 Onnettomuuden alkusyyt

6.3.1.1 Paineistimen venttiilivuodot

Normaalin käytännön mukaisesti venttiileistä vuotava jäähdyte ohjataan vuotosäiliöön (drain tank, kuva 6.1). Viranomaisten käsityksen mukaan venttiilit vuotivat sallittua enemmän, minkä vuoksi vuotosäiliön pinta oli tavanomaista korkeammalla ja putkisto normaalia lämpimämpi. Tämä johti myöhemmin vääriin johtopäätöksiin suurempien jäähdytemäärien vuotaessa.

6.3.1.2 Hätäsyöttövesiventtiilien kiinniolo

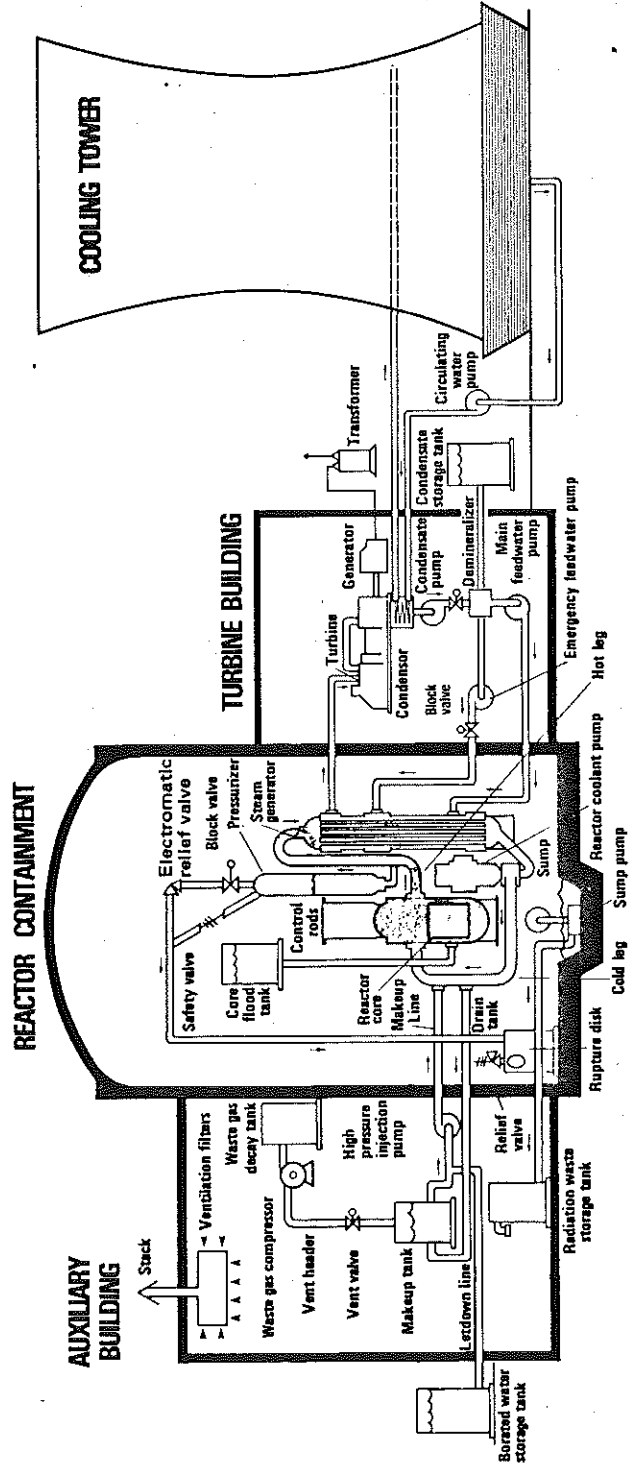
Vaikka hätäsyöttövesiventtiilit näyttävät olleen auki yllä-pitohuollon jälkeen kaksi päivää aiemmin, ne eivät olleet auki onnettomuuden alkaessa. Tämä esti hätäsyöttöveden pump-paamisen höyrykehittämiin transientin jälkeisten kahdeksan minuutin aikana.

6.3.1.3 Lauhteenpuhdistuslinjan tukos

Lauhteenpuhdistin (demineralizer, kuva 6.1) sisältää mm. ioninvaihtohartseja, joita yritettiin siirtää regeneraattori-säiliöön 11 tuntia ennen onnettomuutta. Käyttöhenkilökunnan yrittäessä avata lauhteenpuhdistimen ja regeneraattorisäiliön välistä tukosta lauhdepumppu laukesi.

6.3.2 Lämpönielun menetys

Lauhteen virtauksen menetys johti heti pääsyöttövesipumppujen



Kuva 6.1. TMI 2 -ydinvoimalaitos /64/.

laukeamiseen ja lähes yhtäaikaa turbiinin laukeamiseen. Häätäsyöttövesijärjestelmän pumput käynnistyivät automaattisesti.

Höyrykehittimien syöttöveden menetys heikensi lämmönsiirtoa primääripiiristä (loss-of-heatsink accident, LOHA). Jäähdytteen kuumeneminen nosti painetta yli paineistimen ylipaineventtiilin asetusarvon (15.55 MPa). Kahdeksan sekunnin kuluttua paineen nousu laukaisi pikasulun. Tähän saakka kaikki järjestelmät toimivat suunnitellulla tavalla.

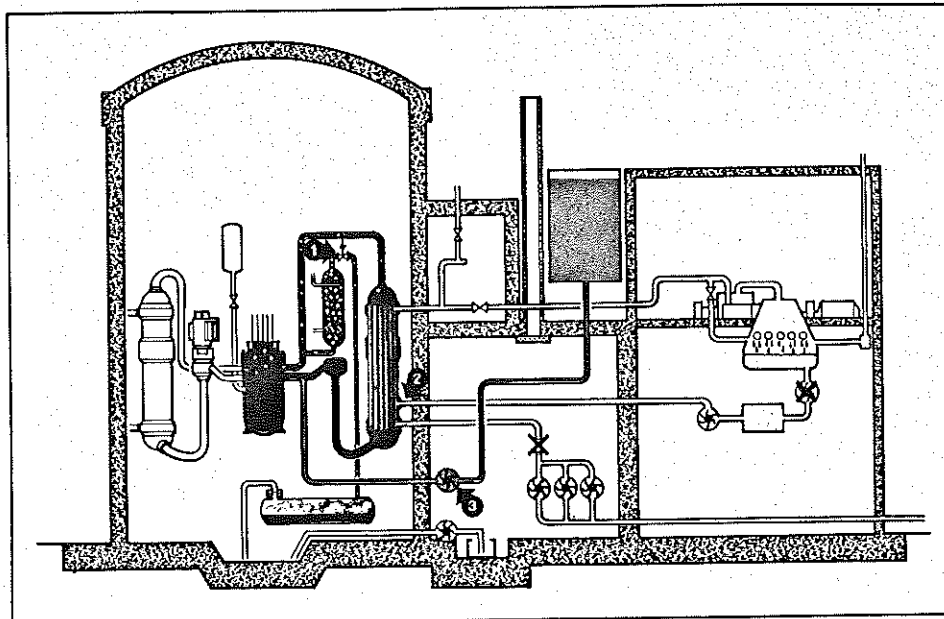
14 sekuntia onnettomuuden alun jälkeen häätäsyöttövesipumput saavuttivat täyden käyttöpaineen, mutta kiinnioloileiden venttiilien takia vesi ei virrannut höyrykehittämiin (kuva 6.2, piste 2). Sekuntia aiemmin oli primääripiirin paine laskenut alle ylipaineventtiilin sulketumisasetusarvon, mutta venttiili oli juuttunut auki (kuva 6.2, piste 1).

6.3.3 Jäähdytteen menetys

Kahden minuutin kuluttua paineen lasku käynnisti booratun veden korkeapaineruiskutuksen primääripiiriin (kuva 6.2, piste 3). Paineistimen pinnankorkeus näytti nousevan jatkuvasti, jolloin primääripiiri muuttuisi "kovaksi" vastoin valmistajan antamia käyttöohjeita. Myöhemmin on todettu primääripiirin kiehumisen antaneen väärän kuvan pinnankorkeuden noususta. Operaattorit pysäyttivät kuitenkin toisen korkeapaineruiskutuspumpun toisen jäädessä toimintaan pienellä virtauksella ajanhetkellä 4 min 30 s.

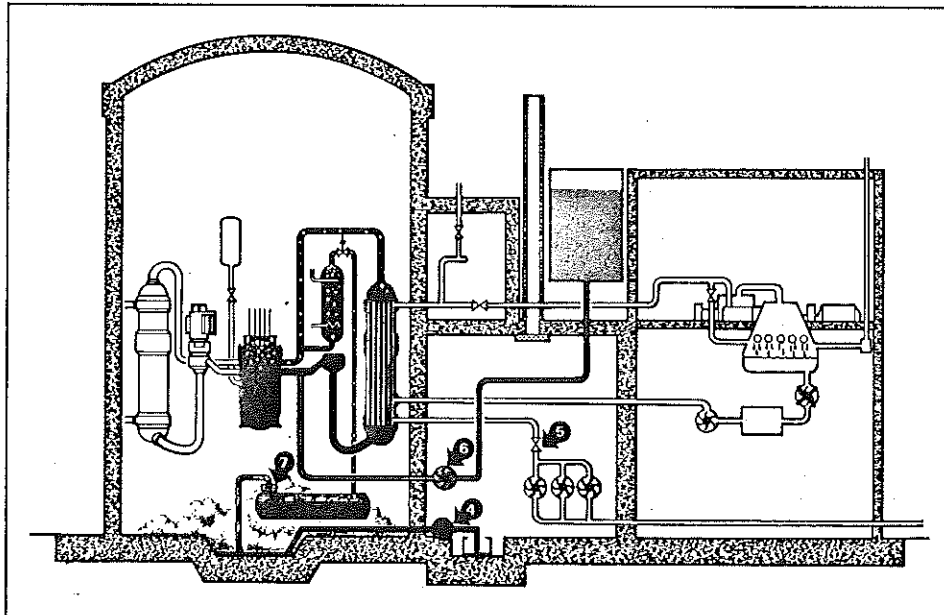
Kahdeksan minuutin kuluttua joku operaattoreista huomasi höyrykehittimien pinnankorkeuden ja paineen laskeneen liian alas, ja häätäsyöttövesiventtiilien havaittiin olevan kiinni. Venttiilit avattiin, jolloin kuumen ja kylmän haaran lämpötilat laskivat (kuva 6.3, piste 5).

73 minuutin kuluttua toisen kiertopiirin pumput laukesivat kavitoinnista johtuvan värähtelyn vuoksi. 100 minuutin kuluttua sama tapahtui toisessakin piirissä (kuva 6.4, piste 8).



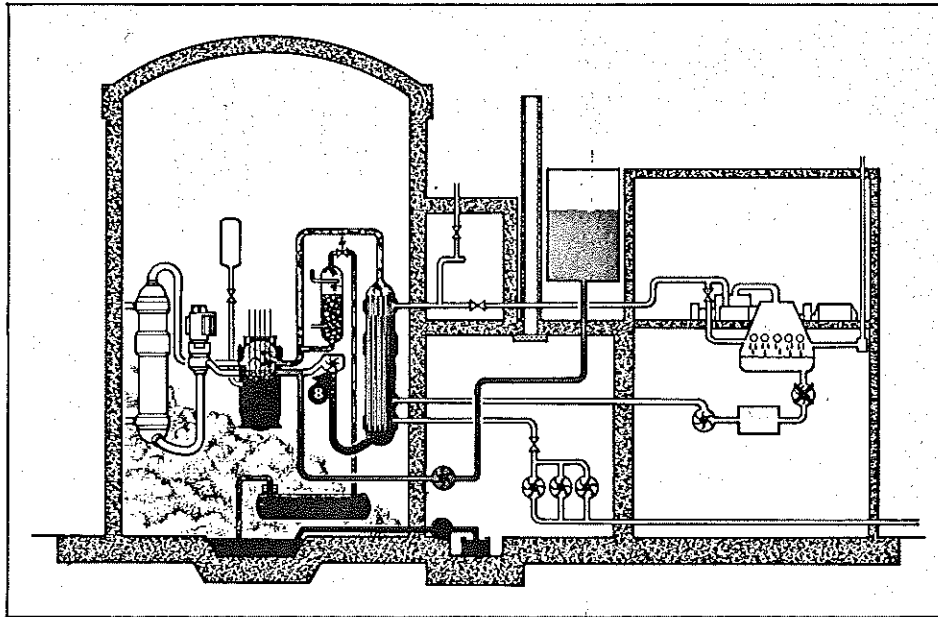
1-6 Minutes

Kuva 6.2. TMI 2 -laitoksen tila 1...6 min turbiinin laukeamisen jälkeen /66/.



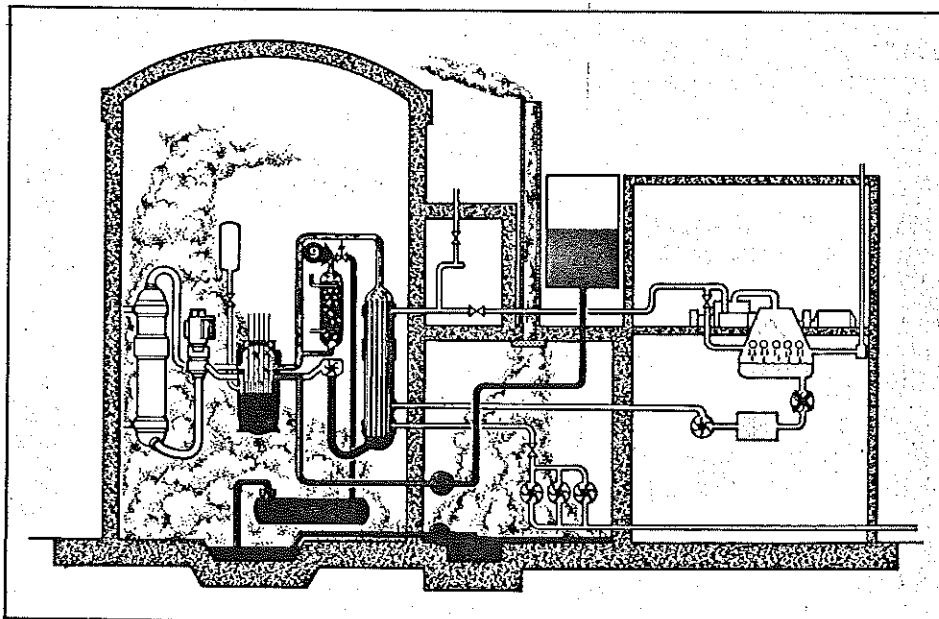
6-20 Minutes

Kuva 6.3. TMI 2 -laitoksen tila 6...20 min turbiinin laukeamisen jälkeen /66/.



20 Minutes - 2 Hours

Kuva 6.4. TMI 2 -laitoksen tila 20 min ... 2 h turbiinin laukeamisen jälkeen /66/.



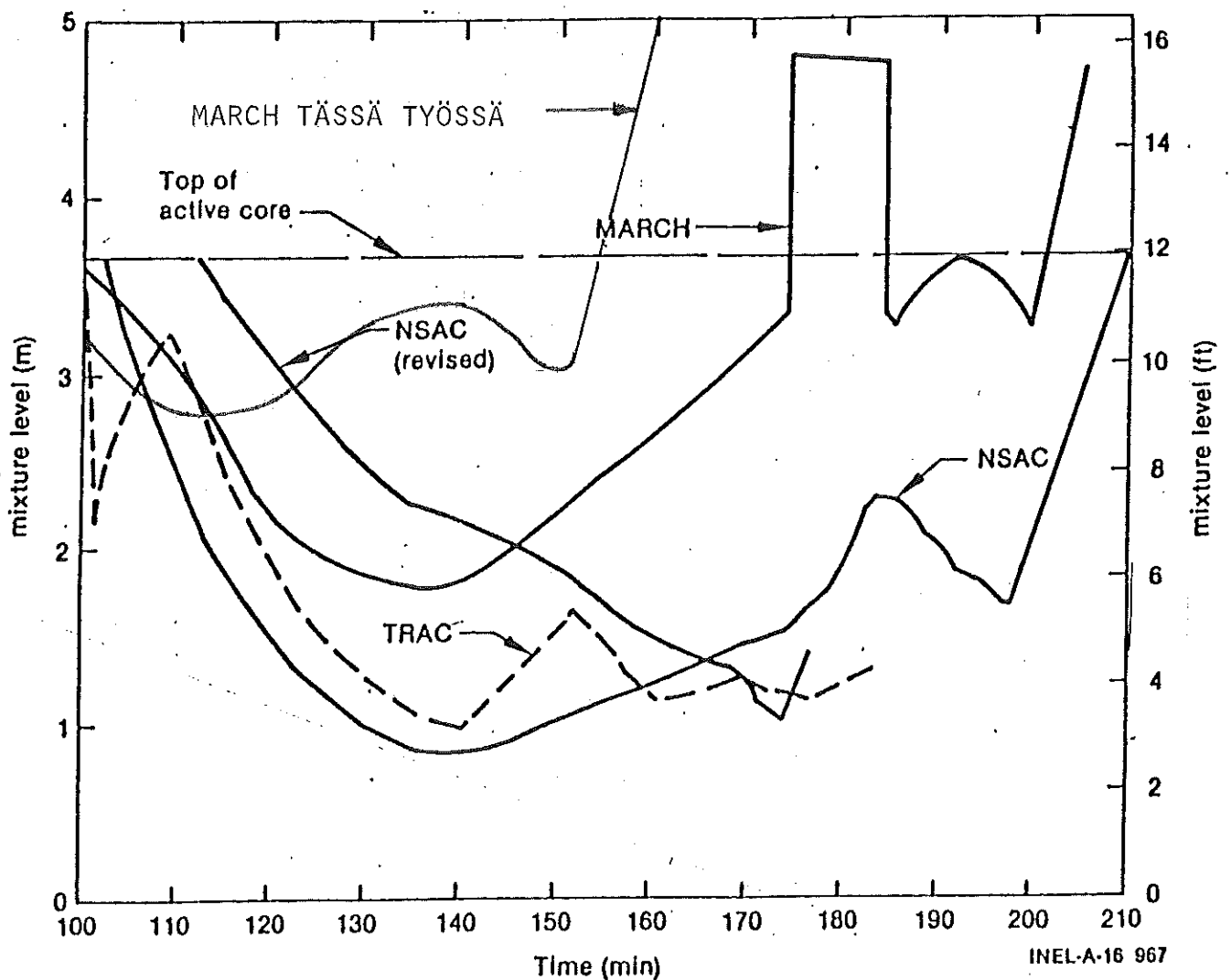
2 - 6 Hours

Kuva 6.5. TMI 2 -laitoksen tila 2...6 h turbiinin laukeamisen jälkeen /66/.

Primääripiirin vettä menetettiin paineistimen ylipaineventtiilin kautta jatkuvasti enemmän kuin hätäjähdytysvettä ruiskutettiin tilalle. 142 minuutin kuluttua operaattorit sulki ylipaineventtiiliä edeltävän sulkuventtiilin, jolloin primääripiirin paine ja höyry-vesi -seoksen pinnankorkeus alkoivat jälleen nousta (kuva 6.5, piste 9).

6.3.4 Polttoaineen vaurioituminen

Polttaine ei varsinaisesti sulanut vaan pirstaloitui kylmän hätäjähdytysveden peittäessä paljastuneen polttoaineen. Sydämen paljaanaoloajasta on esitetty lukuisia tuloksia (kuva 6.6) /67/.



Kuva 6.6. Vesi-höyry -seoksen pinnankorkeus TMI 2 -onnettomuusreaktorissa eri lähteiden mukaan /67/.

6.4 Laskennan tulokset

Tässä työssä laskettiin TMI 2 -tapausta eri korkeapaine-ruiskutuksen tilavuusvirroilla ja paineistimen sähkömagneettiventtiilin virtauspinta-aloilla (taulukko 6.1), koska laitoksen todellisia onnettomuudenaikaisia arvoja ei ollut käytettävissä. Kuvasta 6.7 ilmenevät laskujen perusteena olleet tärkeimmät operaatiot turbiinin laukeamisen jälkeen.

Taulukko 6.1. Paineistimen sähkömagneettiventtiilin virtauspinta-alat, HPI-järjestelmän tilavuusvirrat, sydämen paljastumisajankohdat, jäädytteen pinnankorkeuden minimiarvot ja niiden esiintymisajankohdat eri ajoissa.

AJO	AB m^2	WEC m^3/s	$t_{uncovery}$ min	Y_{min} m	t_{min} min
TMI 2/11	0.0020	0.015	94...154	2.20	145
TMI 2/12	0.0020	0.011	66...	0	89
TMI 2/13	0.0025	0.015	60...	0	95
TMI 2/14	0.0022	0.017	107...145	2.52	127

Neljästatoista ajosta TMI 2/11 jäljitteli parhaiten aiempia arvioita höyry-vesi -seoksen pinnankorkeuden vaihteluista, joihin sitä on verrattu kuvassa 6.6.

Kuvassa 6.8 on esitetty ajon TMI2/11 antama primääripiirin vuotovirta \dot{m} , paine P , polttoainenooidien maksimilämpötila T_{max} ja höyry-vesi -seoksen pinnankorkeus Y ajan funktiona 90...190 minuuttia turbiinin laukeamisen jälkeen.

Höyry-vesi -seoksen pinta laskee polttoainealueelle ajanhetkellä $t = 94$ min. Ylempi kolmannes polttoaineesta on ajoittain paljaana, kunnes jäädytteseoksen pinta nousee jälleen polttoaineen yläpuolelle ajanhetkellä $t = 154$ min. Polttoaineen maksimilämpötila on n. 1200 K. Primääripiirin paineen nousu

EMOV OPEN 20 CM²

AUX FW 4315 KG/S

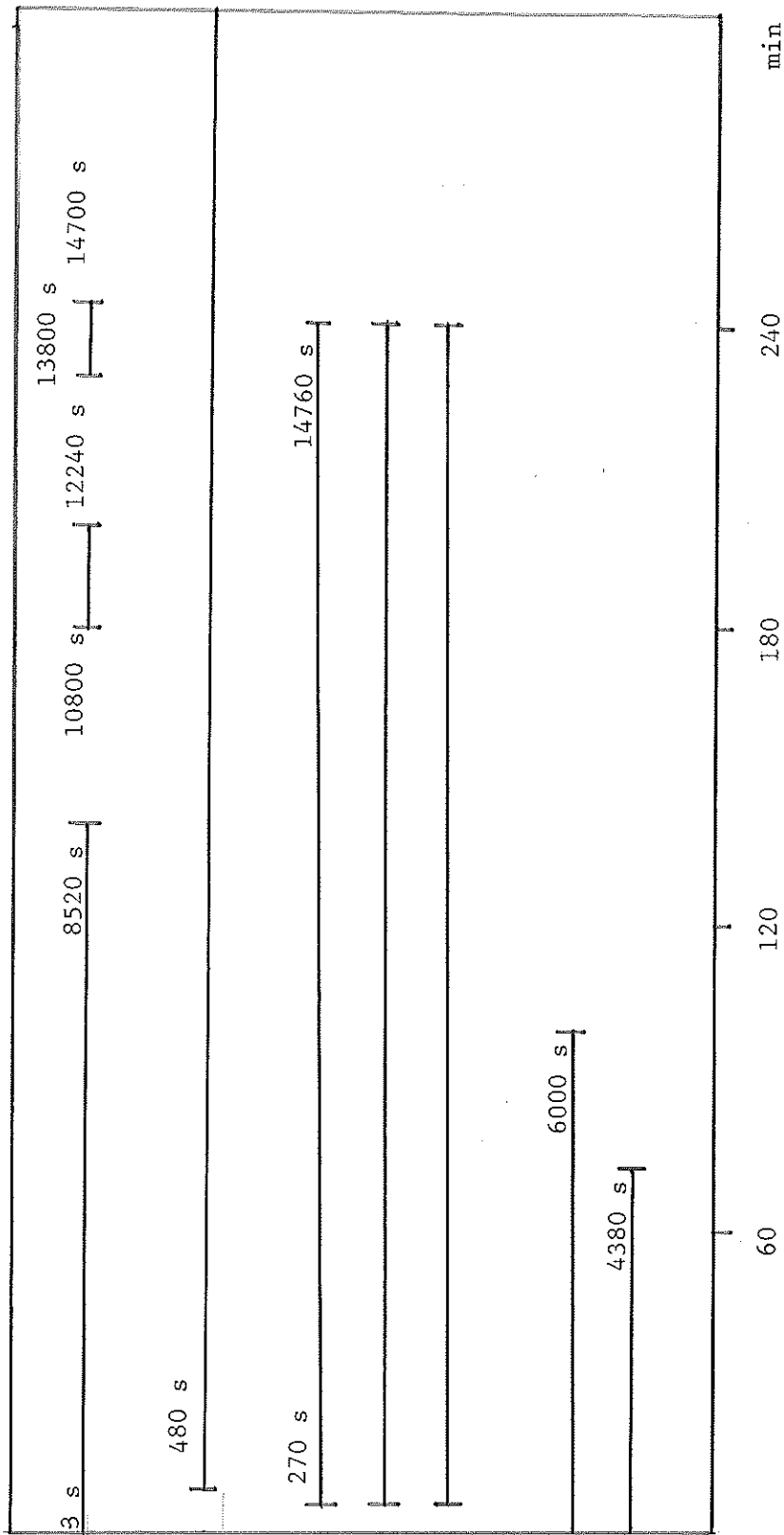
HPI A

B 115 L/S

C 0 L/S

RC LOOP B ON

LOOP A ON



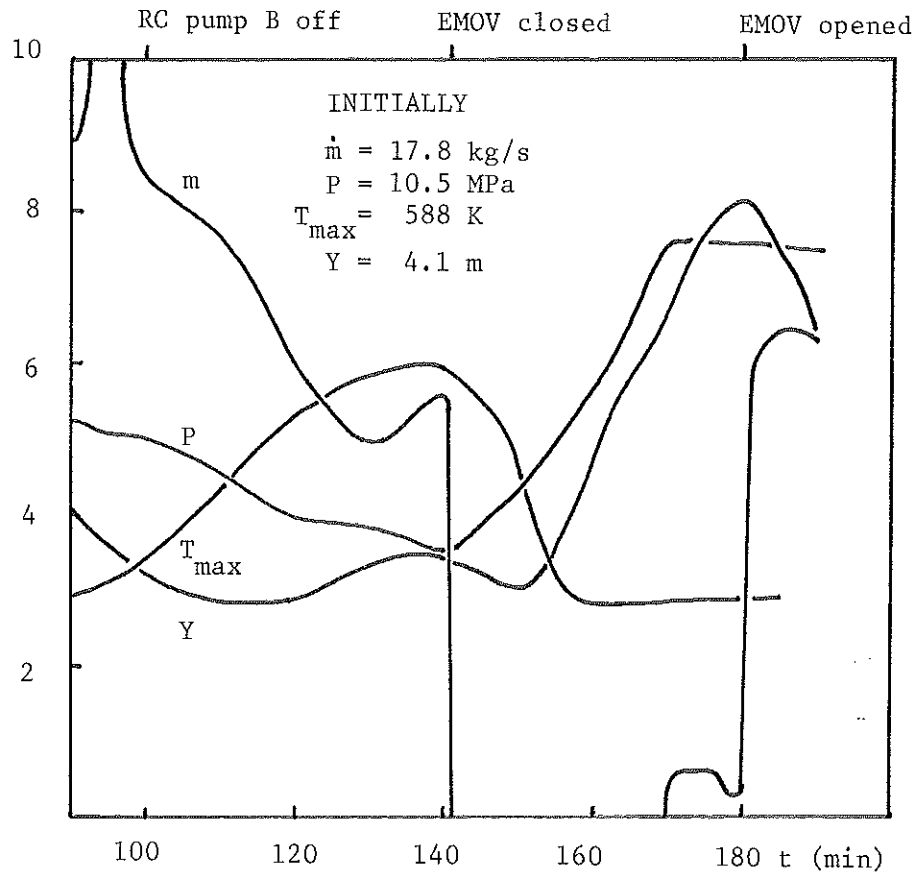
EMOV (Electromagnetically Operated Valve) = paineistimen sähkömagneettiventtiili

AUX FW (Auxiliary Feedwater) = höyrykehittimen hätäsyöttövesi

HPI (High Pressure Injection) = korkeapaineruiskutus

RC (Recirculation) = pääkiertopumppi

Kuva 6.7. TMI 2 -onnettomuuslaskujen hätäjäähdytysstrategia.



Kuva 6.8. TMI 2 -primääripiirin tärkeimmät suureet turbiinin laukeamisesta lasketun ajan funktiona TMI 2/11 -laskennan mukaan.

yli 15.55 MPa:n avaa paineistimen varoventtiilin, kun $t = 170$ min; kymmenen minuuttia myöhemmin avataan myös sähkömagneettiventtiili, jolloin vuotovirta nousee yli 12 kg/s:aan.

6.5 Tulosten arviointi

Parhaan tässä työssä lasketun arvion mukaan 30 % reaktorisydäimestä oli ajoittain paljaana n. 60 minuutin aikana. Aiemmat arviot osoittavat 50...70 % sydäimestä olleen paljaana n. 100 minuutin aikana (kuva 6.6). Tulosten vertailu osoittaa, että

- 1) tulokset ovat johdonmukaisia turvalaitteiden, pumppujen ja venttiilien kulloiseenkin tilaan nähden, mutta
- 2) tietoja laitteiden tilasta tulisi tarkentaa tapauksen tarkempaa jäljittelyä varten;
- 3) hätäjähdytystä ei olisi pitänyt pienentää näin radikaalisti.

6.6 MARCHin käyttökelpoisuuden arviointi

Kuten kappaleista 5.3.1 ja 5.3.5 ilmenee, MARCHissa ei ole mallinnettu luvuissa 2 ja 3 käsiteltyjä polttoaineen vaurioitumisilmiöitä. Polttoaineen on oletettu sulavan annetussa sulamislämpötilassa muodostumislämpöä (heat of fusion) vastaavan energiamäärän absorboituessa polttoainenoodiin. Suojakuoren oksidoituminen ja sen lämmöntuotto on mallinnettu kahden vaihtoehdoisen mallin avulla.

Laskennan tuloksena saadaan kunkin polttoainenoodin keskimääräinen lämpötila, kunkin aksiaalitason noodien suojakuoren oksidikerroksen paksuus ja sulaneiden noodien osuus siinä sekä lukuisia koko polttoainetta koskevia arvoja (liite 3).

MARCHilla ei voida yksityiskohtaisesti arvioida polttoaineen vaurioitumisilmiöitä, vaan se sopii paremmin polttoaineen vakavan vaurioitumisen seurauksien, turvalaitteiden vaikutusten ja suojarakennuksen käyttäytymisen arviointiin.

MARCHin malleja on ehdotettu kehitettäväksi /27/, ja työ on käynnissä /68/. Mikäli MARCHin tyyppisiä sydämensulamisonnettomuuksia kokonaisuutena käsitteleviä ohjelmistoja halutaan Suomessa soveltaa, tulisi MARCHin puutteellisuuksia korjata ja seurata alan kehitystä ulkomailla vertailukelpoisten tulosten saamiseksi. MARCHin soveltaminen suomalaisiin laitoksiin on TMI 2 -kokeilua helpompaa, koska laitosten tiedot ovat saatavilla.

7. YHTEENVETO

Työssä on käsitelty kevytvesireaktorin polttoaineen käyttäytymistä vakavissa reaktorionnettomuuksissa ja arvioitu amerikkalaisen MARCH-ohjelmiston soveltuvuutta näiden ilmiöiden laskennalliseen arviointiin.

Työn alussa on määritelty vakava reaktorionnettomuus, kuvailtu onnettomuuksien mahdollisia käynnistymistapoja ja onnettomuuden etenemistä sekä suuruusluokkatarkasteluin arvioitu onnettomuuden rajoittamis- ja estämismenetelmiä.

Suomessa säteilyturvallisuuslaitos esittää polttoaineen turvallisuutta koskevat vaatimukset, joista on johdettu polttoaineen vaurioitumisen estämiseen ja jäähdytettävyyden säilymiseen tähtäävät suunnittelurajat. Työssä on tarkasteltu muutamia vaurioitumismekanismeja koskevia tutkimustuloksia.

Hätäjäähdytyksen varmistamiseksi on arvioitava polttoainesauvojen paisumis- ja puhkeamiskäyttäytymistä ja lämmönsiirtoolosuhteita vahingoittuneen kohdan ympäristössä. Saksalaisien tulosten valossa hätäjäähdytys ei esty polttoainesauvan deformatiivisuuden vuoksi. Suojakuoren oksidoituminen pienentää pullistuma-aluetta aksiaalisuunnassa. Suuret kuumenemisnopeudet pienentävät puhkeamisvenymää puhkeamislämpötila-alueella 800...1000 °C. Superplastisen venymän esiintymislämpötiloja eri kuumenemisnopeuksilla on arvioitu REBEKA-mallilla ja verrattu koetuloksiin.

Suojakuoren puhkeamisjännitykseen vaikuttavista fissiotuotteista merkittävin ryhmä on jodiyhdisteet, joille on määritetty jännityskorroosion kannalta kriittinen jodikonsentraatio lämpötilan funktiona. Lämpötila-alueella 600...700 °C voitaisiin kriittinen jodikonsentraatio (2.23 mg/cm³) saavuttaa 35 000 MWd/tU palamalla, mikäli kaikki jodi vapautuu. Kokonaisvapautumisasteeksi on kuitenkin LOCA-kokeissa havaittu 6 %.

Suojakuoren haurastuminen neutronisäteilytyksen vuoksi ei ole polttoaineen vaihdon ansiosta kriittistä. Oleellisin

haurastumistapa on hapettuminen $Zr + 2H_2O$ -reaktiossa, jonka nopeudesta eri lämpötiloissa on esitetty useita korrelaatioita. Saksalaislähteiden mukaan reaktionopeus kiihtyy alle $1000^{\circ}C$ lämpötiloissa (break-away -efekti) oksidikerroksen halkeillessa.

Hapettuneen suojakuoren määrää kuvaavalle suojakuoriekvi-valentille on esitetty uutta arvoa $ECR \geq 10 \%$, jonka yläpuolella polttoainesauva voi menettää eheyttä.

Suojakuoren hapettumisreaktiossa syntyvä vety diffundoituu suojakuoreen ja haurastuttaa sitä. Vedyn vaikutusta on vaikea erottaa hapettumisen vaikutuksesta.

Reaktiivisuusonnettomuudessa polttoainesauvan pirstoutuessa vapautuva mekaaninen energia voi nostaa jäähdytteen painetta jopa yli 10 MPa:lla.

Reaktorin sammutuksen jälkeinen lämmönkehitys arvioidaan laskuissa standardin ANS 5.1-1971 mukaan. On osoitettu, että standardi antaa liian pieniä lämmönkehityksen arvoja ajanhetkille yli 500 s reaktorin sammutuksesta.

Reaktiivisuustransientti sulattaa polttoainetta keskustasta alkaen. Sula polttoaine työntyy polttoaineen halkeamia pitkin kaasuaukkoon asti ja mahdollisesti kontaktiin suojakuoren kanssa.

Jäähdytteenmenetysonnettomuuksissa polttoainesauvoja ympäröi oksidoiva vesihöyry. Polttoainesauvojen ja välitukien kontaktipintojen sulaminen alkaa $1250^{\circ}C$ (inertissä ympäristössä $1000^{\circ}C$:ssa). Välituet ovat sulina $1850^{\circ}C$:ssa (inertissä ympäristössä $1150^{\circ}C$:ssa) ja polttoainesauvat kokonaisuudessaan sulina viimeistään $2400^{\circ}C$:ssa. Uudelleen sulatettaessa sulamislämpötila on $1950^{\circ}C$. Reaktorisydämen teräsosat alkavat sulaa oksidoitumisasteesta riippuen $1300...1400^{\circ}C$:ssa.

Sulan sydänmateriaalin lämpökapasiteettia, viskositeettia ja lämmönjohtavuutta koskevia tuloksia on esitetty. Sulanut polttoaine voi muodostaa koossapysyvän kerroksen sydänalueelle, pirstalekerroksen välitukien tai hilalevyn varaan tai se voi

romahtaa paineastian pohjalle. Höyryräjähdysmahdollisuudesta ja vaikutuksista ollaan erimielisiä. Eri konfiguraatioiden jäähdytettävyyssominaisuudet poikkeavat toisistaan.

Sulan sydänmateriaalin ja paineastiateräksen välillä ei ole havaittu merkittäviä metallurgisia reaktioita eikä eutektista sulamista.

Laskennallisessa osassa tutustuttiin MARCH-ohjelmiston käyttämiin ydinvoimalaitosprosessien ja onnettomuusmekanismien malleihin ja sovellettiin MARCHia TMI 2 -tapauksen laskentaan. Heikon dokumentin lisäksi työtä hankaloitti TMI-laitoksen ominaisuuksien ja käyttötietojen puute.

Neljäntoista ajon jälkeen parhaiten aiempia arvioita jäljittelevä tulos osoitti reaktorisydämen ylemmän kolmanneksen olleen paljastuneena 94...154 minuuttia turbiinin laukeamisen jälkeen. Polttoaineen maksimi keskimääräinen lämpötila oli 1200 K.

MARCHilla saadut tulokset ovat johdonmukaisia turvalaitteiden, pumppujen ja venttiilien kulloiseenkin tilaan nähden, mutta tietoja laitoksen tilasta tulisi tarkentaa tapauksen tarkempaa jäljittelyä varten. TMI:ssä noudatettu hätäjäähdysstrategia osoittautui vääräksi: operaattorit eivät tienneet primääripiirin höyrypitoisuutta ja pienensivät hätäjäähdystä paineistimen täyttymisen estämiseksi.

MARCHissa ei ole mallinnettu polttoaineen vaurioitumisilmiöitä, vaan sulaminen ja vaurioituminen perustuvat annettuun lämpötilaan ja parametreihin. Näin ollen MARCHilla ei voida yksityiskohtaisesti arvioida polttoaineen vaurioitumisilmiöitä, vaan se sopii paremmin polttoaineen vakavan vaurioitumisen seurauksien, turvalaitteiden vaikutusten ja suojarakennuksen käyttäytymisen arviointiin.

LÄHTEET

- /1/ SAASTAMOINEN, J.: Reaktoritekniikan perusteet. TKY, Otapaino, Espoo 1974.
- /2/ POWERS, D.A.; MEYER, R.O.: Cladding Swelling and Rupture Models for LOCA Analysis. NUREG-0630, 1980.
- /3/ POWERS, D.A.; MEYER, R.O.: Evaluation of Simulated-LOCA Test that produced large Fuel Cladding Ballooning. NUREG-0536.
- /4/ Dr. FIEGE (Kernforschungszentrum Karlsruhe), esitelmä "Fuel Behaviour". Second German-Finnish Seminar on Nuclear Safety, Espoo, Finland, 29...30.09.1982.
- /5/ SEPOLD, L.; KARB, E.: In-Pile Tests on Fuel Rod Behavior Under LOCA Conditions in the Karlsruhe FR-2 Reactor. CSNI Specialist Meeting on Safety Aspects of Fuel Behaviour in Off-normal and Accident Conditions, Espoo, Finland, 01...04.09.1980. OECD, Paris 1981.
- /6/ WIEHR, K.; EHRBACHER, F.J.; NEITZEL, H.J.: Influence of a Cold Control Rod Guide Thimble on the Ballooning Behaviour of Zircaloy Claddings in a LOCA. CSNI Specialist Meeting on Safety Aspects of Fuel Behaviour in Off-normal and Accident Conditions, Espoo, Finland, 01...04.09.1980. OECD, Paris 1981.
- /7/ HOFMANN, P.; SPINO, J.: Influence of Simulated Fission Products on the Ductility and Time-to-Failure of Zircaloy-4 Tubes in LWR Transients. CSNI Specialist Meeting on Safety Aspects of Fuel Behaviour in Off-normal and Accident Conditions, Espoo, Finland, 01...04.09.1980. OECD, Paris 1981.
- /8/ Oxidation and Embrittlement of Zircaloy-4 Cladding from High Temperature Film Boiling Operation. NUREG/Cr-0517, 1979.

- /9/ BLOOM, E.E.: Irradiation Strenghtening and Embrittlement. Radiation Damage in Metals. American Society for Metals. Metals Park, Ohio.
- /10/ WINBERG, M.: Säteilyvaurion riippuvuus säteilykentän energiajakautumasta. Materiaalifysiikan erikoistyö. TKK/Tf, ydintekniikan laboratorio 1982.
- /11/ WECHSLER, M.S.: Radiation Embrittlement of Metals and Alloys. Proc. Int. Conf. on Fundamental Aspects of Radiation Damage in Metals, Gatlinburg 1975. CONF-751006, U. S. Dept. of Commerce, Springfield, VA 1975.
- /12/ ULLMAIER, H; SCHILLING, W.: Radiation Damage in Metallic Reactor Materials. Physics of Modern Materials. IAEA, Vienna 1980.
- /13/ GERSCHA, A.; KLAUSNITZER, E.; LEITZ, C.: Atomwirtschaft 20 (1975).
- /14/ LUCASSON, P.: Proc. Int. Conf. on Fundamental Aspects of Radiation Damage in Metals, Gatlinburg 1975. CONF-751006, U. S. Dept. of Commerce, Springfield VA 1975.
- /15/ REYMANN, G.A.: High Temperature Oxidation Model for FRAP-T. Workshop on Code Verification - Fuel Behavior Research, Fourth Water Reactor Safety Research Information Meeting, Washington D.C. Idaho National Engineering Laboratory 1976.
- /16/ MACDONALD, P.E. et al: Performance of Unirradiated and Irradiated PWR Fuel Rods tested under Power-Cooling-Mismatch Conditions. Fifth Water Reactor Safety Research Information Meeting, November 7...11, 1977.
- /17/ HINDLE, E.D.; MANN, C.A.; REYNOLDS, A.E.: The Deformation of Zircaloy PWR Cladding with Low Internal Pressures, under mainly Convective Cooling by Steam. CSNI Spec. Mtg. on Safety Aspects of Fuel Behaviour in Off-normal and Accident Conditions, Espoo 1980. OECD, Paris 1980.

- /18/ EDINGTON, J.W. et al: Superplasticity. Prog. Mat. Sci. 21 (2) 1976.
- /19/ HINDLE, E.D.: Zircaloy Fuel Clad Ballooning Tests at 900...1070 K in Steam. ND-(R)-6(S) June 1977, 1st Supplement, October 1977.
- /20/ HOSHI, T.: RIA Fuel Behaviour Research in the NSRR. Japan Atomic Energy Research Institute, Japan 1982.
- /21/ MACDONALD, P.E. et al: Assesment of Light Water Reactor Fuel Damage during A Reactivity Initiated Accident. CSNI Spec. Mtg. on safety aspects of Fuel Behaviour in Off-normal and Accident Conditions, Espoo 1980. OECD, Paris 1980.
- /22/ FUJISHIRO, T. et al: Light Water Reactor Fuel Responses During Reactivity Initiated Accident Experiments. NUREG/CR-0269, 1978.
- /23/ ISHIKAWA, M. et al: RIA Fuel Behaviors in the NSRR Tests. CSNI Spec. Mtg. on Safety Aspects of Fuel Behavior in Off-normal and Accident Conditions, Espoo 1980. OECD, Paris 1980.
- /24/ EL-GENK, M.S.: Molten Fuel Radial Motion in Cladding Melting During a PCM Event in LWRs. Nuclear Engineering and Design 54 1979.
- /25/ EL-GENK, M.S.: Potential for Cladding Thermal Failure in LWRs during High Temperature Transients. CONF-790602-21.
- /26/ EL-GENK, M.S.; GROUCHER, D.W.: Potential for Fuel Melting and Cladding Thermal Failure during a PCM Event in LWRs. CONF-791103-6.
- /27/ RIVARD, J.B. (ed.): Interim Technical Assesment of the MARCH Code. NUREG/CR-2285, SAND81-1672-R3, 1981.
- /28/ MARCH (Meltdown Accident Response Characteristics) Code Description and User's Manual. NUREG/CR-1711, BMI-2064, 1980.

- /29/ WILSON, W.B. et al: Actinide Decay Power. Los Alamos Scientific Laboratory LA-UR 79-283. ANS Annual Meeting, Atlanta 1979.
- /30/ Decay Energy Release Rates following Shutdown of Uranium-Fueled Thermal Reactors. Proposed ANS Standard, 1971.
- /31/ RUOKOLA, E.: Vetyongelma ydinvoimalaitoksilla jäähdytteenmenetysonnettomuuden jälkeen. Diplomityö. TKK/Tf, ydintekniikan laboratorio 1973.
- /32/ SCHANZ, G.; LEISTIKOW, S.: Experimentelle Ergebnisse zu den Ursachen mechanischer Instabilität oxidischer Deckschichten (Breakaway) auf Zirkonium-Legierungen. Vortrag DGM-Tagung Den Haag, Niederlande Juni 1979, IKK K 9025 0685.
- /33/ LEISTIKOW, S.; BENNEK-KAMMERICHS, B.; v. BERG, H.; KRAFT, R.; SCHANZ, G.; JENNERT, D.: Untersuchungen zur Hochtemperatur-Wasserdampf-Oxidation an Zircaloy-Hüllröhren. PNS 4235.2, Projekt Nukleare Sicherheit, Jahrsbericht 1980, KfK 2750, Karlsruhe 1981.
- /34/ HAGEN, S.; HOFMANN, P.; MALAUSCHEK, H.; POLITIS, C.; SKOKAN, A.: Phenomena and Material Behaviour during Meltdown of PWR Fuel Rods. KfK, PNS. CSNI Spec. Mtg. on The Behaviour of Water Reactor Fuel Elements Under Accident Conditions, Spätind, Norway 1976. 1977.
- /35/ ANDERKO, K.; KÜMMERER, K.; THÜMLER, F.: Materialforschung im Kernforschungszentrum Karlsruhe. KfK Nachrichten 13 (1-2) 1981.
- /36/ MAYINGER, F.; REINECKE, H.: Status and Future Needs of Core Meltdown Accident Research. Institut für Verfahrenstechnik der Technischen Universität Hannover. CSNI Spec. Mtg. on The Behaviour of Water Reactor Fuel Elements Under Accident Conditions, Spätind, Norway 1976. 1977.
- /37/ PNS 4244: Reaktionsverhalten von LWR-Corekomponenten bei höheren Temperaturen. GfK-Karlsruhe, PNS-Arbeitsbericht Nr. 51/1975.

- /38/ BMFT-RS 74a: Untersuchung der Metallurgischen Wechselwirkung zwischen Schmelze und RDB-Wand. Final Report. KWU, Erlangen 1975.
- /39/ RIVARD, J.B.; HASKIN, F.E.: LWR Meltdown Analyses and Uncertainties. Sandia National Laboratories, Albuquerque 1981.
- /40/ HAMMAD, F.H.; SHAABAN, H.I.: Interdiffusion of Zircaloy-4 and Ni. Valokopio tuntemattomasta lähteestä.
- /41/ HAMMAD, F.H.; SHAABAN, H.I.: Journal of Nuclear Materials 71 (1978).
- /42/ HAMMAD, F.H.; SHAABAN, H.I.; BARON, J.E.: J. Nucl. Mat. 78 (1978).
- /43/ NAZARÉ, S.; ONDRACEK, G.; SCHULZ, B.: Properties of LWR Core Melts. Projekt Nukleare Sicherheit. CSNI Spec. Mtg. on The Behaviour of Water Reactor Fuel Elements Under Accident Conditions, Spätind, Norway 1976. 1977. M
- /44/ ANDRADE, D.A.: Phil. Mag. 17 (1934).
- /45/ NAZARÉ, S.; ONDRACEK, G.; SCHULZ, B.: Bericht des Kernforschungszentrums Karlsruhe, KfK 2217, 1975.
- /46/ CROSSE, A.V.: J. Inorg. Nucl. Chem. 25 (1963).
- /47/ ALEFELD, G.; VÖLKL, J., ed.: Hydrogen in metals. 1. Basic properties. Topics in Applied Physics 28. Berlin & New York 1978.
- /48/ CORRADINI, M.L.: Steam Explosion Phenomena. Sandia National Laboratories, Albuquerque 1980.
- /49/ Fourth CSNI Spec. Mtg. on Fuel-Coolant Interaction in Nuclear Reactor Safety. Bournemouth 2...5 April 1979. OECD/NEA, Winfrith 1979.

- /50/ MARINO, G.P.; ALLISON, C.M.; MAJUDMAR, D.: SCDAP: A Light Water Reactor Computer Code for Severe Core Damage Analysis. Preprint, EG&G, Idaho 1982.
- /51/ WIEHR, K.; EMLING, A; ERBACHER, F.; HARTEN, U.; JUST, W.; NEITZEL, H.J.; SCHÄFFNER, P.; SCHMIDT, H.; WOGEL, E.: Untersuchungen zur Wechselwirkung zwischen aufblähenden Zircaloy-Hüllen und einsetzender Kernnotkühlung (REBEKA-Programm). PNS 4238. PNS Jahrsbericht, KfK 3250, Karlsruhe 1982.
- /52/ BURMAN, D.L; HOCHREITER, L.E; JACOBS, S.E; PADDLEFORD, D.F; SHELL, S.E.; YEH, H.C.: Degraded Core Cooling Calculations for TMI-2. Trans. Am. Nucl. Soc. 34 (1980).
- /53/ HSIEH, T.S.; ALLISON, C.M.; HOWE, T.M.: Debris Thermal Hydraulics Analysis in SCDAP. Trans. Am. Nucl. Soc. 43 (1982).
- /54/ SQUARER, D.; PIECZYNSKI, A.T.; HOCHREITER, L.E.: Effect of Debris Bed Pressure, Particle Size and Distribution on Degraded Nuclear Reactor Core Coolability. Nucl. Sci. Eng. 80 (1) (1982).
- /55/ EL-WAKIL, M.M.: Nuclear Heat Transport. International Textbook Company, London 1971.
- /56/ Theoretical and Experimental Investigation of the Thermo-hydraulic Behaviour of a Molten Core in the Reactor Vessel and on the Concrete of the Basement. Annual Report on Reactor Safety Research Projects Sponsored by the Ministry for Research and Technology of the Federal Republic of Germany 1976. GRS-F-36, Köln 1977.
- /57/ RYTI, H.: Stationäärinen lämmön siirtyminen. Tekniikan käsikirja 5 s. 1...76. Jyväskylä 1975.
- /58/ Reactor Safety Study: An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants, WASH-1400, 1975. NUREG-74/014.

- /59/ MCADAMS, W.H.: Heat Transmission. McGraw-Hill 1954.
- /60/ WILSON, J.F. et al.: The Velocity of Rising Steam in a Bubbling Two Phase Mixture. ANS Transactions 5 (1) 151 1962.
- /61/ SLIFER, B.C.; HENCH, J.E.: Loss-Of-Coolant Accident and Emergency Core Cooling Models for General Electric Boiling Water Reactor. NEDO-10329, 1971.
- /62/ BARKER, B. (ed.): Nuclear Safety After TMI. A reprint of EPRI Journal, June 1980.
- /63/ COHEN, B.L.: Physics of the Reactor Meltdown Accident. Nucl. Sci. Eng. 80 47-60 (1982).
- /64/ LEWIS, E.E.: Nuclear Power Reactor Safety. John Wiley, New York 1977.
- /65/ Directory of Nuclear Reactors Vol. X: Power and Research Reactors. IAEA Vienna 1976.
- /66/ DAVIES, L.M.: The Three-Mile Island Incident. Atomic Energy Technical Unit, Harwell 1979.
- /67/ CROUCHER, D.W.: TMI-2 Core Status Summary: A Basis for Tool Development for Reactor Disassembly and Defueling. EG&G, Idaho Falls 1981.
- /68/ CYBULSKIS, P.; WOOTON, R.O.; DENNING, R.S.: Development of MARCH 2. Battelle's Columbus Laboratories, Ohio 1982.
- /69/ MATTILA, L.: Kevytvesireaktoreiden polttoaineen suunnittelu ja käyttö. VTT/YDI työraportti PKA-20/82, Helsinki 1982.
- /70/ MONTGOMERY, D.W.: Oconee Nuclear Steam Supply System. Nucl. Eng. Int. 15 (1971) 167.
- /71/ KUJAMÄKI, T.: Kevytvesireaktorin polttoaineen käyttäytyminen normaaliolosuhteissa. Diplomityö. TKK/Tf, ydintekniikan laboratorio 1973.

- /72/ Polttoaineen suunnittelurajat ja yleiset suunnitteluvaatimukset. Säteilyturvallisuuslaitos, ohje YVL 6.2. Helsinki 1983.
- /73/ GLASSTONE, S.; SESONSKE, A.: Nuclear Reactor Engineering. Third Edition. Van Nostrand Reinhold, New York 1981.
- /74/ MALÉN, K.; TARKPEA, P.: Evaluation of Creep in Oxidizing Zircaloy During a Temperature Transient. Proc. Spec. Mtg. on The Behaviour of Water Reactor Fuel Elements Under Accident Conditions, Spätind, Norway 1976. 1977.
- /75/ NEITZEL, H.; ROSINGER, H.E.: The Development of a Burst Criterion for Zircaloy Fuel Cladding Under LOCA Conditions. AECL-6420, KfK 2893, Karlsruhe, February 1980.
- /76/ HOFFMAN, P.; ECKSTEIN, H.; SPINO, J.; ZIMMERMANN, H.; SCHNEIDER, H.; BURBACH, J.; GAUSMANN, G.; KURZ, K.; METZGER, H.; SCHECKEL, B.: Untersuchungen zum Einfluss des Oxidbrennstoffes und von Spaltprodukten auf die mechanischen Eigenschaften von Zircaloy-Hüllrohren bei Störfalltransienten. PNS 4235.3, Projekt Nukleare Sicherheit, Jahrsbericht 1980, KfK 2950, Karlsruhe 1981.
- /77/ Filtrerad tryckavlastning av reaktorinneslutningar. Slutrapport, November 1982. Studsvikbiblioteket, Nyköping 1982.
- /78/ ZYSZKOWSKI, W.: Thermal Explosion in Nuclear Reactors. Analysis of the Experimental Results. INR-1761, Warszawa 1978.
- /79/ CORRADINI, M.; DRUMHELLER, D.: Phenomenological Modelling of Steam Explosions. CONF-800403, 1980.
- /80/ ZYSZKOWSKI, W.: Basic Understanding of the Thermal Explosion Phenomenon. INR-1762, Warszawa 1978.
- /81/ HARLOW, F.; RUPPEL, H.: Propagation of Liquid-Liquid Explosion. Los Alamos 1981.
- /82/ EVANS, N.; MITCHELL, D.; NELSON, L.; CORRADINI, M.: Recent Results from the Sandia Steam Explosion Program. SAND-82-2269C, New Mexico 1982.

- /83/ SHERMAN, M.: Load Characterization: Hydrogen Combustion and Steam Explosion. SAND-82-1340C, New Mexico 1982.
- /84/ SKOKAN, A.; HOLLECK, H.; PEERS, M.: Chemical Reactions between Light Water Reactor Core Melt and Concrete. Nuclear Reactor Technology 46 (1979).
- /85/ CORRADINI, M.; SWENSON, D.; WOODFIN, R.: Analysis of Containment Failure Due to Steam Explosions Following a Postulated Core Meltdown in a Light Water Reactor. Nuclear Safety 23 (1982) 1.
- /86/ MAYINGER, F.: Wie sind Dampfexplosionen im Lichte neuerer Erkenntnisse zu Beurteilen? Atomwirtschaft Feb. 1982.

Syöttötietotiedosto MARF5.

```

F*
BWR SAMPLE PROBLEM
F
$NLHAR
IECC=0,NPAIR=2,IPDTL=7,
VOLC=1,67E6,DTINIT=.025,TAP=2.628E6,
DTINIT=.25,
$END
$NLINTL
T(1)=0,,0,5,W(1)=2*1.2087E6,EW(1)=2*633.35,
$END
STEEL    CONCRETE
DRYWELL1 DRYWELL2  CONCSHELL MISCSTEEL MISCNC

$NLSLAB
NHAT=2,NSLAB=5,
DEN(1)=487,,157,,HC(1)=.113,,238,TC(1)=25,,.8,
IVL(1)=1,4*2,IVR(1)=1,4*2,
NNO1(1)=2*9,2*3,10,NNO2(1)=2*0,9,2*0,
HAT1(1)=2*2,2*1,2,HAT2(1)=3*2,1,2,
SAREA(1)=19500,,19500,,73236,,199257,,11718,,
HIF(1)=2*0,,100,,2*0,,DTIX(1)=3*0,,1,0,0,,
X(1)=0,,.01,,.03,,.07,,.15,,.31,,.63,1,27,2,335,
X(10)=0,,.01,,.03,,.07,,.15,,.31,,.63,1,27,2,335,

X(19)=0,,.01,,.021,,.03,,.05,,.09,,.17,,.33,,.65,1,29,2,57,3,5,
X(31)=0,,.007,,.015,
X(34)=0,,.01,,.03,,.07,,.15,,.31,,.63,1,27,2,1,2,96,
TEMP(1)=9*135,,34*80,,
$END
$NLECC
RWSTH=2,49E6,ECCRC=.43,CSFRC=2,,DTSUB=-100,,WTCMV=-100,,
$END
$NLECX
$END
$NLC SX
SQR=1,847E6,SWFR=61090,,SWSR=65833,,STP1R=185,,STS1R=90,,
$END
$NLC COOL
$END
$NLHACE
NCAV=1,VCAV=2727,,
HCAV=1,VCAV=50000,,
NCUB=2,ICECUR=-1,FALL=.8,
WPOOL=9,67E6,YFOOL=100,,VDRY=50000,,VTORUS=1.572E6,WVMAX=324200,,
NSHP=-2,NSHP2=2,
VC(1)=270100,,1,4E6,AREA(1)=4000,,12000,,HUM(1)=.5,.9,
TEMPD(1)=135,,80,,

N=2,
NS(1)=2,NC(1)=2,NT(1)=-7,C1(1)=45.0,C2(1)=.583,C3(1)=7.0,C4(1)=0,,
NS(2)=1,NC(2)=2,NT(2)=1,C1(2)=10,,C2(2)=7450,,C3(2)=100,,C4(2)=400,,
KT(1,2)=1,KT(2,1)=1,
$END
$NLBOIL
NNT=49600,HR=49600,ISTR=2,ISG=0,IHR=1,
QZERO=1.3082E10,H=12.5,HO=-6.7,DC=15.96,ACOR=84.3,ATOT=251,,
WATBH=200000,,D=.04025,DF=.03417,DH=.0487,CLAF=.605543,XDD=3.28E-6,
RHOCU=68.79,PSET=1180,,CSRV=5342,,WFE2=2400,,TFE00=540,,
YBRK=8.33,DTFNTB=5,,VOLP=24590,,VOL5=9638,,
TT(1)=5*540,,
CH(1)=2395,,16320,,4413,,10330,,21110,,
AH(1)=1295,,6636,,250,,8300,,687,,
BD(1)=.43,,.5,,.17,,.021,,.522,
AR(1)=250,,66.5,0,,-8.3,-16.6,
ATOT=188.5,HO=-9.95,AR(4)=-12,,-19.9,
F(1)=.47,,.49,,.53,,.64,,.77,,.95,1.12,1.27,1.35,1.44,1.47,1.5,
1.5,1.47,1.44,1.35,1.27,1.12,.95,.77,.64,.53,.49,.47,
PF(1)=1.5,1.3,1.2,1.1,1,,.95,,.9,,.8,,.7,,.55,
VF(1)=10*1,
FDCR=.528,
$END

```

Syöttötietotiedosto MARF5 (jatkoa) ja MARF4.

```
$NLHEAD  
WZRC=174658,,WFEC=30447,,WUO2=366400,,WGRID=175928,,NHEAD=93501,,  
DBH=20,917,THICK=,522,  
$END  
$NLHOT  
FLRMC=12000,,BP=,12,  
DP=2,,  
$END  
$NLINTR  
RO=322.6,R=6000,,WALL=1000,,  
TF=3,,  
TF=36010,,  
$END  
--EDI/TOP--
```

```
F$  
OBURAE EWR LARGE LOCA, NO ECC  
$CHANGE  
FRST=1000,,  
IHOTX=2,,  
IHOTX=0,,  
CPSTP=200,,  
TRST=20,00,  
IFLOT=3,  
JS=-1,IFISH=0,NCT7=0,NCST=1,LST7=1,  
$  
--EDI/TOP--
```

Ajovirtatiedosto MARTES.

```

PHUHTA,T3000.
USER,YDI1973,STLBO.
ATTACH,MARCHA.
GET,MARF5,MARF4.
MARCHA,MARF5,,,MARF4,PL=15000.
DAYFILE,MTEDF.
REPLACE,MTEDF.
REWIND,OUTPUT.
PURGE,UPH/NA.
DEFINE,UPH.
COPYCI,OUTPUT,UPH.
RETURN,OUTPUT.
EXIT.
DAYFILE,MTEDF.
REPLACE,MTEDF.
REWIND,OUTPUT.
PURGE,UPH/NA.
DEFINE,UPH.
COPYCI,OUTPUT,UPH.
RETURN,OUTPUT.
--EOI/TOF--

```

Päivittäistiedosto MTEDF.

```

21.35.45.PHUHTA,T3000.
21.35.45.USER,YDI1973,.
21.35.45.ATTACH,MARCHA.
21.35.45.GET,MARF5,MARF4.
21.35.46.MARCHA,MARF5,,,MARF4,PL=15000.
21.35.46.//LOADER 538 .006 CP .062 RT//LOADER 014066/040000-040000 CN 1 TH
21.43.47. EXIT
21.43.47. 170200 MAXIMUM EXECUTION FL.
21.43.47. 457.305 CP SECONDS EXECUTION TIME.
21.43.47.DAYFILE,MTEDF.
--EOI/TOF--

```