

# Model izračuna reaktorske faze teških nesreća u nuklearnoj elektrani

---

Šadek, Siniša

Doctoral thesis / Disertacija

2010

*Degree Grantor / Ustanova koja je dodijelila akademski / stručni stupanj:* **University of Zagreb, Faculty of Electrical Engineering and Computing / Sveučilište u Zagrebu, Fakultet elektrotehnike i računarstva**

*Permanent link / Trajna poveznica:* <https://urn.nsk.hr/urn:nbn:hr:168:993841>

*Rights / Prava:* [In copyright](#) / [Zaštićeno autorskim pravom.](#)

*Download date / Datum preuzimanja:* **2024-07-23**



*Repository / Repozitorij:*

[FER Repository - University of Zagreb Faculty of Electrical Engineering and Computing repository](#)



SVEUČILIŠTE U ZAGREBU  
FAKULTET ELEKTROTEHNIKE I RAČUNARSTVA

Siniša Šadek

**MODEL IZRAČUNA REAKTORSKE FAZE TEŠKIH  
NESREĆA U NUKLEARNOJ ELEKTRANI**

Doktorska disertacija

Zagreb, 2010.

Doktorska disertacija izrađena je u Zavodu za visoki napon i energetiku  
Fakulteta elektrotehnike i računarstva, Sveučilišta u Zagrebu

Mentor: Dr.sc. Nenad Debrecin, redoviti profesor FER-a Zagreb

Doktorska disertacija ima 174 stranice

Disertacija br.:

Povjerenstvo za ocjenu doktorske disertacije:

1. Dr.sc. Nikola Čavlina, redoviti profesor  
Sveučilište u Zagrebu, Fakultet elektrotehnike i računarstva
2. Dr.sc. Nenad Debrecin, redoviti profesor  
Sveučilište u Zagrebu, Fakultet elektrotehnike i računarstva
3. Dr.sc. Željko Bogdan, redoviti profesor  
Sveučilište u Zagrebu, Fakultet strojarstva i brodogradnje

Povjerenstvo za obranu doktorske disertacije:

1. Dr.sc. Nikola Čavlina, redoviti profesor  
Sveučilište u Zagrebu, Fakultet elektrotehnike i računarstva
2. Dr.sc. Nenad Debrecin, redoviti profesor  
Sveučilište u Zagrebu, Fakultet elektrotehnike i računarstva
3. Dr.sc. Željko Bogdan, redoviti profesor  
Sveučilište u Zagrebu, Fakultet strojarstva i brodogradnje
4. Dr.sc. Dubravko Pevec, redoviti profesor  
Sveučilište u Zagrebu, Fakultet elektrotehnike i računarstva
5. Dr.sc. Davor Grgić, izvanredni profesor  
Sveučilište u Zagrebu, Fakultet elektrotehnike i računarstva

Datum obrane disertacije: 29. ožujka 2010. godine

*Roditeljima  
Slavici i Rudolfu  
posvećujem*

*Zadovoljstvo mi je izraziti zahvalnost prof.dr.sc. Nenadu Debrecinu na usmjerenju prema temi disertacije i poticaju kontinuiranom stručnom i znanstvenom usavršavanju.*

*Posebnu zahvalnost dugujem prof.dr.sc. Davoru Grgiću na nesebičnoj pomoći u svim fazama rada, nebrojenim diskusijama i višegodišnjem strpljivom savjetovanju.*

*Zahvalio bih se Nuklearnoj elektrani Krško što su ustupili program MAAP te podatke i računalni model elektrane.*

*Također bih se zahvalio kolegama iz Innovative Systems Software, LLC Chrisu Allisonu, Richardu Wagneru i Larryju Siefkenu na dozvoli korištenja programa SCDAP/RELAP5 i pomoći tijekom razvoja novih modela.*

# Sadržaj

<b>1 UVOD .....</b>	<b>1</b>
<b>2 REAKTORSKA FAZA TEŠKIH NESREĆA .....</b>	<b>4</b>
2.1 OKSIDACIJA MATERIJALA U JEZGRI .....	6
2.1.1 Oksidacija legure Zircaloya.....	6
2.2 GUBITAK CJELOVITOSTI JEZGRE .....	9
2.2.1 Napuhivanje i pucanje obloga gorivnih šipki.....	10
2.2.2 Likvefakcija i dislokacija konstrukcijskih materijala i obloga gorivnih i regulacijskih šipki.....	10
2.2.3 Likvefakcija i dislokacija goriva .....	13
2.3 ISTJECANJE RASTALJENOG MATERIJALA U DONJI PLENUM .....	16
2.4 ISPUŠTANJE FISIJSKIH PRODUKATA.....	18
2.4.1 Smanjenje ostatne topline u donjem plenumu zbog ispuštanja fisijских produkata .....	19
2.5 PONAŠANJE RASTALJENOG MATERIJALA U DONJEM PLENUMU .....	22
2.5.1 Eksperimentalna istraživanja.....	24
<b>3 IZRAČUN SBO AKCIDENTA ZA NE KRŠKO POMOĆU PROGRAMA SCDAP/RELAP5 I MAAP4.....</b>	<b>33</b>
3.1 RAČUNALNI MODELI NE KRŠKO ZA PROGRAME SCDAP/RELAP5 I MAAP4.....	34
3.1.1 SCDAP/RELAP5 model .....	34
3.1.2 MAAP4 model .....	37
3.1.3 Početni i rubni uvjeti u SCDAP/RELAP5 i MAAP4 modelu.....	39
3.2 REZULTATI SCDAP/RELAP5 I MAAP4 IZRAČUNA.....	41
3.2.1 Rezultati izračuna za Scenarij 1 .....	41
3.2.2 Rezultati izračuna za Scenarij 2 .....	50
<b>4 MATEMATIČKI MODEL PRIJENOSA TOPLINE U DONJEM PLENUMU .....</b>	<b>59</b>
4.1 PRIRODNA CIRKULACIJA RASTALJENOG MATERIJALA.....	60
4.2 VOĐENJE TOPLINE KROZ KORU I STIJENKU POSUDE .....	61
<b>5 PRIRODNA CIRKULACIJA RASTALJENOG MATERIJALA U DONJEM PLENUMU.....</b>	<b>63</b>
5.1 ULAZNI PODACI ZA ANALIZU.....	64
5.2 CFD MODEL.....	67
5.3 REZULTATI CFD IZRAČUNA.....	70
<b>6 TOPLINSKI IZRAČUN DONJEG PLENUMA .....</b>	<b>77</b>
6.1 IZRAČUN KORIŠTENJEM PROGRAMA ANSYS .....	78
6.1.1 Model donjeg plenuma.....	78
6.1.2 Rezultati izračuna.....	84
6.2 IZRAČUN KORIŠTENJEM PROGRAMA COUPLE.....	93
6.2.1 Model donjeg plenuma.....	93
6.2.2 Rezultati izračuna.....	99
6.3 IZRAČUN KORIŠTENJEM PROGRAMA MAAP4.....	111
6.3.1 Rezultati izračuna.....	112
6.4 USPOREDBA REZULTATA ANSYS-A, COUPLE-A I MAAP-A .....	117

<b>7 PRIJENOS TOPLINE ZRAČENJEM U DONJEM PLENUMU.....</b>	<b>120</b>
7.1 MODEL IZMJENE TOPLINE ZRAČENJEM .....	121
7.2 UVOĐENJE MODELA U PROGRAM COUPLE .....	123
7.2.1 Model horizontalne strukture .....	123
7.2.2 Matrični zapis jednadžbi radijativne izmjene topline.....	125
7.2.3 Određivanje vidnih faktora.....	126
7.2.4 Implementacija modela radijativne izmjene topline .....	127
7.3 REZULTATI IZRAČUNA .....	136
<b>8 ZAKLJUČAK.....</b>	<b>141</b>
<b>9 LITERATURA .....</b>	<b>143</b>
<b>10 POPIS AKRONIMA, OZNAKA I INDEKSA .....</b>	<b>151</b>
10.1 POPIS AKRONIMA .....	151
10.2 POPIS OZNAKA I INDEKSA .....	152
<b>11 PRILOZI .....</b>	<b>154</b>
11.1 MATEMATIČKI MODEL VOĐENJA TOPLINE U RAČUNALNOM PROGRAMU COUPLE .....	154
11.1.1 Primjena metode konačnih elemenata .....	156
11.1.2 Trostrani element u Kartezijevom koordinatnom sustavu .....	159
11.1.3 Model prijenosa topline u osno simetričnom modelu .....	162
11.1.4 Vremenska diskretizacija .....	166
11.2 REPREZENTACIJA DONJEG PLENUMA REAKTORSKE POSUDE U PROGRAMU COUPLE ..	167
11.2.1 Određivanje čvorova mreže konačnih elemenata koji sudjeluju u radijativnoj izmjeni topline .....	168
11.2.2 Povezivanje radijativnog modela s COUPLE-om.....	170
<b>SAŽETAK.....</b>	<b>171</b>
<b>ABSTRACT .....</b>	<b>172</b>
<b>KLJUČNE RIJEČI/KEY WORDS .....</b>	<b>173</b>
<b>ŽIVOTOPIS.....</b>	<b>174</b>



## Popis slika

SLIKA 2-1: NAJVAŽNIJI DOGAĐAJI TIJEKOM TEŠKIH NESREĆA U OVISNOSTI O TEMPERATURI .....	5
SLIKA 2-2: IZGLED OBLOGE GORIVNIH ŠIPKI ZA VRIJEME OKSIDACIJE .....	7
SLIKA 2-3: KONAČNO STANJE UNUTAR REAKTORSKE POSUDE U NE OTOK TRI MILJE .....	9
SLIKA 2-4: FE-ZR FAZNI DIJAGRAM.....	11
SLIKA 2-5: AG-ZR FAZNI DIJAGRAM.....	11
SLIKA 2-6: NI-ZR FAZNI DIJAGRAM .....	12
SLIKA 2-7: FAZNI DIJAGRAMI TROKOMPONENTNOG U-ZR-O SUSTAVA NA TEMPERATURI A) 1273 K, B) 1773 K, C) 2073 K, D) 2178 K, E) 2223 K, F) 2273 K.....	15
SLIKA 2-8: PREUSMJERAVANJE PROTOKA PARE ZBOG NAKUPLJANJA RASTALJENOG MATERIJALA U JEZGRI .....	16
SLIKA 2-9: ISTJECANJE RASTALJENOG MATERIJALA U DONJI PLENUM .....	17
SLIKA 2-10: ISPUŠTANJE FISIJSKIH PRODUKATA IZ GORIVNE ŠIPKE.....	18
SLIKA 2-11: TIJEK IZRAČUNA TEŠKE NESREĆE U NE KRŠKO .....	23
SLIKA 2-12: SKICA BAZENA RASTALJENOG MATERIJALA S PRIKAZOM TOPLINSKIH TOKOVA .....	25
SLIKA 2-13: OMJER LOKALNE I SREDNJE NUSSELTOVE ZNAČAJKE U OVISNOSTI O KUTU $\theta$ .....	25
SLIKA 2-14: EKSPERIMENTALNO POSTROJENJE ACOPO .....	26
SLIKA 2-15: KONFIGURACIJA SKRUĆENOG MATERIJALA U EKSPERIMENTU FARO L-28 (DIMENZIJE SU U MILIMETRIMA) .....	27
SLIKA 2-16: FAZNI DIJAGRAM TROKOMPONENTNOG U-ZR-O SUSTAVA NA TEMPERATURI 2873 K .....	31
SLIKA 2-17: INVERZNO USLOJAVANJE RASTALJENOG MATERIJALA .....	31
SLIKA 2-18: DOPRINOS OSTATNOJ TOPLINI VAŽNIJIH SLABO HLAPLJIVIH FISIJSKIH PRODUKATA I NJIHOV AFINITET PREMA KISIKU .....	32
SLIKA 3-1: NODALIZACIJA NE KRŠKO ZA PROGRAM SCDAP/RELAP5 .....	35
SLIKA 3-2: RADIJALNI PRESJEK MODELA JEZGRE ZA PROGRAM SCDAP/RELAP5.....	36
SLIKA 3-3: TERMOHIDRAULIČKI MODEL JEZGRE ZA PROGRAM SCDAP/RELAP5 .....	37
SLIKA 3-4: NODALIZACIJA PRIMARNOG KRUGA NUKLEARNE ELEKTRANE KOJU KORISTI PROGRAM MAAP4 .....	38
SLIKA 3-5: MODEL JEZGRE KOJI KORISTI PROGRAM MAAP4 .....	39
SLIKA 3-6: TLAK U PRIMARNOM KRUGU, SCENARIJ 1 .....	42
SLIKA 3-7: MASENI PROTOK PRIMARNOG RASHLADNOG FLUIDA KROZ OŠTEĆENE BRTVE PRIMARNIH PUMPI, SCENARIJ 1 .....	43
SLIKA 3-8: MASA VODE U PRIMARNOM KRUGU, SCENARIJ 1 .....	43
SLIKA 3-9: KOLABIRANI NIVO VODE U REAKTORSKOJ POSUDI, SCENARIJ 1 .....	44
SLIKA 3-10: MAKSIMALNA TEMPERATURA JEZGRE, SCENARIJ 1 .....	44
SLIKA 3-11: TOPLINSKA SNAGA OSLOBOĐENA TIJEKOM OKSIDACIJE U JEZGRI, SCENARIJ 1 .....	45
SLIKA 3-12: MASA PROIZVEDENOG VODIKA ZA VRIJEME PROCESA OKSIDACIJE, SCENARIJ 1.....	45
SLIKA 3-13: NAPREDOVANJE TALJENJA JEZGRE PREMA REZULTATIMA SCDAP/RELAP5 IZRAČUNA, SCENARIJ 1 .....	46
SLIKA 3-14: NAPREDOVANJE TALJENJA JEZGRE PREMA REZULTATIMA MAAP4 IZRAČUNA, SCENARIJ 1 .....	47
SLIKA 3-15: TLAK U AKUMULATORIMA, SCENARIJ 1 .....	48
SLIKA 3-16: TOPLINSKA SNAGA PRENESENA U PAROGENERATORIMA S PRIMARNE NA SEKUNDARNU STRANU, SCENARIJ 1 .....	49
SLIKA 3-17: TLAK U PRIMARNOM KRUGU, SCENARIJ 2.....	51
SLIKA 3-18: MASENI PROTOK PRIMARNOG RASHLADNOG FLUIDA KROZ OŠTEĆENE BRTVE PRIMARNIH PUMPI, SCENARIJ 2 .....	52

SLIKA 3-19: TOPLINSKA SNAGA PRENESENA U PAROGENERATORIMA S PRIMARNE NA SEKUNDARNU STRANU, SCENARIJ 2 .....	52
SLIKA 3-20: MASA VODE U PRIMARNOM KRUGU, SCENARIJ 2 .....	53
SLIKA 3-21: KOLABIRANI NIVO VODE U REKTORSKOJ POSUDI, SCENARIJ 2 .....	53
SLIKA 3-22: MAKSIMALNA TEMPERATURA JEZGRE, SCENARIJ 2 .....	54
SLIKA 3-23: MASA PROIZVEDENOG VODIKA ZA VRIJEME PROCESA OKSIDACIJE, SCENARIJ 2 .....	55
SLIKA 3-24: TLAK U AKUMULATORIMA, SCENARIJ 2 .....	55
SLIKA 3-25: NAPREDOVANJE TALJENJA JEZGRE PREMA REZULTATIMA SCDAP/RELAP5 IZRAČUNA, SCENARIJ 2 .....	56
SLIKA 3-26: NAPREDOVANJE TALJENJA JEZGRE PREMA REZULTATIMA MAAP4 IZRAČUNA, SCENARIJ 2 .....	57
SLIKA 4-1: PRIJENOS TOPLINE U DONJEM PLENUMU (1 – RASTALJENI MATERIJAL, 2 – KORA, 3 – REKTORSKA POSUDA) .....	59
SLIKA 4-2: JEDNODIMENZIONALNI PRIKAZ PROBLEMA PROMJENE FAZE .....	61
SLIKA 5-1: GUSTOĆA SNAGE U RASTALJENOM MATERIJALU U DONJEM PLENUMU .....	66
SLIKA 5-2: MREŽA KONAČNIH ELEMENATA, CFD IZRAČUN .....	67
SLIKA 5-3: ILUSTRACIJA PRIRODNE CIRKULACIJE U DONJEM PLENUMU .....	70
SLIKA 5-4: BRZINA STRUJANJA <i>CORIUMA</i> , DVODIMENZIONALNI PRIKAZ, CFD IZRAČUN .....	71
SLIKA 5-5: GUSTOĆA <i>CORIUMA</i> , CFD IZRAČUN .....	72
SLIKA 5-6: TEMPERATURA <i>CORIUMA</i> U CENTRALNOJ OSI DONJEG PLENUMA, CFD IZRAČUN .....	73
SLIKA 5-7: TEMPERATURA <i>CORIUMA</i> U SREDIŠNJEM DIJELU DONJEG PLENUMA, CFD IZRAČUN .....	73
SLIKA 5-8: TEMPERATURA <i>CORIUMA</i> UZ BOČNI RUB REKTORSKE POSUDE, CFD IZRAČUN .....	74
SLIKA 5-9: TEMPERATURA <i>CORIUMA</i> , DVODIMENZIONALNI PRIKAZ, CFD IZRAČUN .....	75
SLIKA 5-10: GUSTOĆA <i>CORIUMA</i> AKO NEMA UNUTRAŠNJEG IZVORA TOPLINE, DVODIMENZIONALNI PRIKAZ, CFD IZRAČUN .....	76
SLIKA 6-1: PRESJEK DONJEG PLENUMA NE KRŠKO .....	79
SLIKA 6-2: MREŽA KONAČNIH ELEMENATA, ANSYS IZRAČUN .....	79
SLIKA 6-3: IZMJENA TOPLINE ZRAČENJEM IZMEĐU KORE (1), STIJENKE REKTORSKE POSUDE (2) I DONJE PLOČE UNUTRAŠNJE POSUDE (3) .....	80
SLIKA 6-4: KOEFICIJENT PRIJELAZA TOPLINE S VANJSKE STRANE STIJENKE REKTORSKE POSUDE NA ZRAK UNUTAR ZAŠTITNE ZGRADE .....	83
SLIKA 6-5: TEMPERATURA RASTALJENOG MATERIJALA, ANSYS IZRAČUN .....	84
SLIKA 6-6: TEMPERATURA REKTORSKE POSUDE, $\theta = 25^\circ$ , ANSYS IZRAČUN .....	85
SLIKA 6-7: TEMPERATURA REKTORSKE POSUDE, $\theta = 50^\circ$ , ANSYS IZRAČUN .....	85
SLIKA 6-8: TEMPERATURA REKTORSKE POSUDE, $\theta = 80^\circ$ , ANSYS IZRAČUN .....	86
SLIKA 6-9: TEMPERATURA U SREDIŠTU STIJENKE REKTORSKE POSUDE, ANSYS IZRAČUN .....	86
SLIKA 6-10: TOPLINSKI GUBICI IZ REKTORSKE POSUDE, ANSYS IZRAČUN .....	87
SLIKA 6-11: TOPLINSKI GUBICI IZ DONJEG PLENUMA REKTORSKE POSUDE, 2D PRIKAZ, ANSYS IZRAČUN .....	88
SLIKA 6-12: PROSTORNA RASPODJELA TEMPERATURE U DONJEM PLENUMU, ANSYS IZRAČUN .....	89
SLIKA 6-13: TEMPERATURA DONJE PLOČE UNUTRAŠNJE POSUDE, ANSYS IZRAČUN .....	90
SLIKA 6-14: POVRŠINSKA TEMPERATURA KORE, ANSYS IZRAČUN .....	90
SLIKA 6-15: TOPLINSKI TOK KROZ DONJU PLOČU UNUTRAŠNJE POSUDE, ANSYS IZRAČUN .....	91
SLIKA 6-16: TOPLINSKI GUBICI IZ KORE, ANSYS IZRAČUN .....	91
SLIKA 6-17: MREŽA KONAČNIH ELEMENATA, COUPLE IZRAČUN .....	94
SLIKA 6-18: TERMOHIDRAULIČKI MODEL DONJEG PLENUMA ZA COUPLE IZRAČUN .....	94
SLIKA 6-19: TLAK UNUTAR PRIMARNOG KRUGA, RUBNI UVJET ZA COUPLE IZRAČUN .....	95
SLIKA 6-20: UNUTRAŠNJA ENERGIJA TEKUĆE I PARNE FAZE U REKTORSKOJ POSUDI, RUBNI UVJET ZA COUPLE IZRAČUN .....	96

SLIKA 6-21: VOLUMNI UDIO PARE U REAKTORSKOJ POSUDI, RUBNI UVJET ZA COUPLE IZRAČUN .....	96
SLIKA 6-22: UNUTRAŠNJA ENERGIJA TEKUĆE I PARNE FAZE NA MJESTU ISTJECANJA IZ PRIMARNOG KRUGA, RUBNI UVJET ZA COUPLE IZRAČUN.....	97
SLIKA 6-23: VOLUMNI UDIO PARE NA MJESTU ISTJECANJA IZ PRIMARNOG KRUGA, RUBNI UVJET ZA COUPLE IZRAČUN.....	97
SLIKA 6-24: MASENI PROTOK PARNE I TEKUĆE FAZE NA MJESTU ISTJECANJA IZ PRIMARNOG KRUGA, RUBNI UVJET ZA COUPLE IZRAČUN .....	98
SLIKA 6-25: VISINA DISLOCIRANOG MATERIJALA U DONJEM PLENUMU, COUPLE IZRAČUN ....	99
SLIKA 6-26: RASPODJELA DEBLJINE KORE U OVISNOSTI O KUTU OTKLONA OD VERTIKALE POSUDE, COUPLE IZRAČUN .....	100
SLIKA 6-27: TEMPERATURA RASTALJENOG MATERIJALA, COUPLE IZRAČUN .....	102
SLIKA 6-28: TEMPERATURA REAKTORSKE POSUDE, $\theta = 25^\circ$ , COUPLE IZRAČUN.....	102
SLIKA 6-29: TEMPERATURA REAKTORSKE POSUDE, $\theta = 50^\circ$ , COUPLE IZRAČUN.....	103
SLIKA 6-30: TEMPERATURA REAKTORSKE POSUDE, $\theta = 80^\circ$ , COUPLE IZRAČUN.....	103
SLIKA 6-31: TEMPERATURA U SREDIŠTU STIJENKE REAKTORSKE POSUDE, COUPLE IZRAČUN.....	104
SLIKA 6-32: TEMPERATURA REAKTORSKE POSUDE, $\theta = 25^\circ$ , OVISNOST O UVJETIMA PRIJENOSA TOPLINE S KORE NA STIJENKU POSUDE, COUPLE IZRAČUN.....	105
SLIKA 6-33: TEMPERATURA REAKTORSKE POSUDE, $\theta = 37^\circ$ , OVISNOST O UVJETIMA PRIJENOSA TOPLINE S KORE NA STIJENKU POSUDE, COUPLE IZRAČUN.....	106
SLIKA 6-34: TEMPERATURA REAKTORSKE POSUDE, $\theta = 50^\circ$ , OVISNOST O UVJETIMA PRIJENOSA TOPLINE S KORE NA STIJENKU POSUDE, COUPLE IZRAČUN.....	106
SLIKA 6-35: MREŽA KONAČNIH ELEMENATA, COUPLE IZRAČUN: A) GRUBA MREŽA, B) ORIGINALNA MREŽA, C) FINA MREŽA .....	108
SLIKA 6-36: TEMPERATURA RASTALJENOG MATERIJALA, UTJECAJ VELIČINE MREŽE, COUPLE IZRAČUN.....	109
SLIKA 6-37: TEMPERATURA KORE, UTJECAJ VELIČINE MREŽE, COUPLE IZRAČUN .....	109
SLIKA 6-38: TEMPERATURA REAKTORSKE POSUDE, UNUTRAŠNJI RUB, $\theta = 62^\circ$ , UTJECAJ VELIČINE MREŽE, COUPLE IZRAČUN.....	110
SLIKA 6-39: TEMPERATURA REAKTORSKE POSUDE, VANJSKI RUB, $\theta = 62^\circ$ , UTJECAJ VELIČINE MREŽE, COUPLE IZRAČUN .....	110
SLIKA 6-40: MODEL DONJEG PLENUMA U PROGRAMU MAAP4.....	111
SLIKA 6-41: TEMPERATURA RASTALJENOG MATERIJALA, MAAP4 IZRAČUN .....	113
SLIKA 6-42: TEMPERATURA REAKTORSKE POSUDE, $\theta = 25^\circ$ , MAAP4 IZRAČUN.....	113
SLIKA 6-43: TEMPERATURA REAKTORSKE POSUDE, $\theta = 50^\circ$ , MAAP4 IZRAČUN.....	114
SLIKA 6-44: TEMPERATURA U SREDIŠTU STIJENKE REAKTORSKE POSUDE, MAAP4 IZRAČUN.....	114
SLIKA 6-45: TEMPERATURA REAKTORSKE POSUDE, $\theta = 25^\circ$ , OVISNOST O PROMJERU MLAZA, MAAP4 IZRAČUN.....	115
SLIKA 6-46: TEMPERATURA REAKTORSKE POSUDE, $\theta = 37^\circ$ , OVISNOST O PROMJERU MLAZA, MAAP4 IZRAČUN.....	116
SLIKA 6-47: TEMPERATURA RASTALJENOG MATERIJALA .....	118
SLIKA 6-48: TEMPERATURA REAKTORSKE POSUDE, UNUTRAŠNJI RUB, $\theta = 50^\circ$ .....	118
SLIKA 6-49: TEMPERATURA REAKTORSKE POSUDE, SREDINA, $\theta = 50^\circ$ .....	119
SLIKA 6-50: TEMPERATURA REAKTORSKE POSUDE, VANJSKI RUB, $\theta = 50^\circ$ .....	119
SLIKA 7-1: ZATVORENI SUSTAV ISPUNJEN S TRANSPARENTNIM MEDIJEM.....	121
SLIKA 7-2: MODEL VOĐENJA TOPLINE KROZ HORIZONTALNU PLOČU U DONJEM PLENUMU.....	123
SLIKA 7-3: MODEL DONJEG PLENUMA NAKON UVOĐENJA HORIZONTALNE STRUKTURE .....	124
SLIKA 7-4: ELEMENTARNE PLOHE DVAJU OPĆENITO SMJEŠTENIH TIJELA U PROSTORU ZA POTREBE ODREĐIVANJA VIDNOG FAKTORA.....	126
SLIKA 7-5: GRAFIČKI PRIKAZ POVRŠINA KOJE SUDJELUJU U IZMJENI TOPLINE ZRAČENJEM .....	127

SLIKA 7-6: DISKRETIZACIJA DONJE POTPORNE PLOČE JEZGRE U SVRHU RAČUNANJA VIDNIH FAKTORA .....	129
SLIKA 7-7: DISKRETIZACIJA GORNJE POVRŠINE DISLOCIRANOG MATERIJALA (NA ELEVACIJI 0,24 METRA OD DNA POSUDE) U SVRHU RAČUNANJA VIDNIH FAKTORA .....	130
SLIKA 7-8: DISKRETIZACIJA JEDNOG SLOJA FEM MREŽE NA POVRŠINI DISLOCIRANOG MATERIJALA (NA ELEVACIJI 0,24 METRA OD DNA POSUDE) U SVRHU RAČUNANJA VIDNIH FAKTORA .....	131
SLIKA 7-9: PODJELA GORNJE POVRŠINE DISLOCIRANOG MATERIJALA U KONCENTRIČNE PRSTENE (NA ELEVACIJI 1,4 METRA OD DNA POSUDE) U SVRHU RAČUNANJA VIDNIH FAKTORA .....	131
SLIKA 7-10: DISKRETIZACIJA GORNJE POVRŠINE DISLOCIRANOG MATERIJALA (NA ELEVACIJI 1,4 METRA OD DNA POSUDE) U SVRHU RAČUNANJA VIDNIH FAKTORA .....	132
SLIKA 7-11: PRESJEK DONJEG PLENUMA ZA RAČUNANJE VIDLJIVOSTI STIJENKE REAKTORSKE POSUDE PRIJE SLIJEVANJA RASTALJENOG MATERIJALA .....	134
SLIKA 7-12: DISKRETIZACIJA DONJEG PLENUMA ZA RAČUNANJE VIDLJIVOSTI STIJENKE REAKTORSKE POSUDE PRIJE SLIJEVANJA RASTALJENOG MATERIJALA .....	134
SLIKA 7-13: VIDLJIVI DIO STIJENKE REAKTORSKE POSUDE NAKON SLIJEVANJA RASTALJENOG MATERIJALA .....	135
SLIKA 7-14: DISKRETIZACIJA VIDLJIVOG DIJELA STIJENKE REAKTORSKE POSUDE NAKON SLIJEVANJA RASTALJENOG MATERIJALA .....	135
SLIKA 7-15: SLIJEVANJE RASTALJENOG MATERIJALA U DONJI PLENUM .....	136
SLIKA 7-16: ZATVORENA GEOMETRIJA DONJEG PLENUMA UNUTAR KOJE SE TOPLINA IZMJENJUJE ZRAČENJEM .....	137
SLIKA 7-17: VIDNI FAKTORI U DONJEM PLENUMU .....	137
SLIKA 7-18: NETO TOPLINSKA SNAGA KOJA SE IZMJENJUJE ZRAČENJEM U DONJEM PLENUMU. ....	138
SLIKA 7-19: TEMPERATURA U SREDIŠTU REAKTORSKE POSUDE, $\theta = 50^\circ$ , UTJECAJ IZMJENE TOPLINE ZRAČENJEM, COUPLE IZRAČUN .....	139
SLIKA 7-20: TEMPERATURA DONJE PLOČE UNUTRAŠNJE POSUDE (DONJE POTPORNE PLOČE), UTJECAJ IZMJENE TOPLINE ZRAČENJEM, COUPLE IZRAČUN .....	140
SLIKA 11-1: PRIKAZ TOPLINSKOG TOKA U DVODIMENZIONALNO KOORDINATNOM SUSTAVU ..	155
SLIKA 11-2: OSNOVNI LINEARNI TROSTRANI ELEMENT U PROGRAMU COUPLE .....	157
SLIKA 11-3: TROSTRANI ELEMENT U KARTEZIJEVOM KOORDINATNOM SUSTAVU .....	160
SLIKA 11-4: PRIDRUŽIVANJE VOLUMENA ELEMENTA POJEDINIM ČVOROVIMA ZA OSNO SIMETRIČNI TROSTRANI ELEMENT .....	163
SLIKA 11-5: PRIDRUŽIVANJE POVRŠINE ELEMENTA POJEDINIM ČVOROVIMA ZA OSNO SIMETRIČNI TROSTRANI ELEMENT .....	164
SLIKA 11-6: PODJELA ČETVEROSTRANOG NA ČETIRI TROSTRANA ELEMENTA .....	166
SLIKA 11-7: VEZA ORTOGONALNE I SFERNE MREŽE U PROGRAMU COUPLE (ELEMENTI) .....	167
SLIKA 11-8: VEZA ORTOGONALNE I SFERNE MREŽE U PROGRAMU COUPLE (ČVOROVİ) .....	167
SLIKA 11-9: TIPOVI KONAČNIH ELEMENATA U PROGRAMU COUPLE .....	168
SLIKA 11-10: POVRŠINE COUPLE MREŽE KOJE IZMJENJUJU TOPLINU PUTEM ZRAČENJA .....	168
SLIKA 11-11: ODREĐIVANJE ELEMENATA KROZ KOJE PROLAZI GORNJA RAZINA DISLOCIRANOG MATERIJALA .....	169

## Popis tablica

TABLICA 2-1: KOEFICIJENTI KOJI ODREĐUJU BRZINU KEMIJSKIH REAKCIJA FE-ZR, AG-ZR I NI-ZR .....	13
TABLICA 2-2: TERMIČKA SNAGA KOJU PROIZVODE POJEDINI FISIJSKI PRODUKTI I NJHOVO ISPUŠTANJE ZA VRIJEME TEŠKE NESREĆE .....	21
TABLICA 2-3: POČETNI UVJETI I REZULTATI FARO EKSPERIMENATA.....	28
TABLICA 3-1: BROJ GORIVNIH ELEMENATA TE UDIO PROIZVEDENE SNAGE PO POJEDINOJ REGIJI ZA POTREBE SCDAP/RELAP5 MODELA .....	36
TABLICA 3-2: AKSIJALNI FAKTORI SNAGE U JEZGRI.....	37
TABLICA 3-3: POVRŠINA PRESJEKA PUKOTINA NA BRTVAMA PRIMARNIH PUMPI ZA DVA ANALIZIRANA SCENARIJA .....	40
TABLICA 3-4: KOLIČINA RASTALJENOG MATERIJALA U DONJEM PLENUMU, SCENARIJ 1 .....	49
TABLICA 3-5: KOLIČINA RASTALJENOG MATERIJALA U DONJEM PLENUMU, SCENARIJ 2 .....	58
TABLICA 5-1: SASTAV MJEŠAVINE TEKUĆEG MATERIJALA U DONJEM PLENUMU .....	64
TABLICA 5-2: SPECIFIČNI TOPLINSKI KAPACITET I KOEFICIJENT VOĐENJA TOPLINE OKSIDNIH I METALNIH MATERIJALA KORIŠTENI U FLOTRAN IZRAČUNU .....	66
TABLICA 5-3: PARAMETRI ZA <i>K-E</i> MODEL TURBULENCIJA .....	68
TABLICA 6-1: AKTIVNE POVRŠINE I EMISIJSKI FAKTORI ZA POTREBE IZRAČUNA PRIJENOSA TOPLINE ZRAČENJEM .....	80
TABLICA 6-2: TOPLINSKA SVOJSTVA ČELIKA SA533.....	81
TABLICA 6-3: TOPLINSKA SVOJSTVA NEHRĐAJUĆEG ČELIKA SS304 .....	81
TABLICA 6-4: TOPLINSKA SVOJSTVA KORE .....	81
TABLICA 6-5: ODSUPANJE REZULTATA DOBIVENIH KORIŠTENJEM GRUBLJE I FINIJE MREŽE OD REZULTATA DOBIVENIH S REFERENTNOM MREŽOM.....	107

## 1 UVOD

Siguran rad nuklearne elektrane danas je jedan od najvažnijih uvjeta za prihvaćanje izgradnje i pogona elektrane od strane javnosti. Pritom mogućnost teške nesreće, tj. oštećenja jezgre i prvenstveno ispuštanja radioaktivnosti u okoliš, zauzima posebno mjesto, kako u raspravama o prihvatljivosti nuklearne energetike, tako i u nuklearnim istraživanjima.

Nesreća u nuklearnoj elektrani Otok Tri Milje [Broughton, 89] pokazala je da je akcident topljenja jezgre u komercijalnoj nuklearnoj elektrani moguć, dok je s druge strane teška nesreća u nuklearnoj elektrani Černobilj [Howieson, 87] pokazala da sve tri fizikalne barijere koje sprječavaju istjecanje radioaktivnosti u okoliš (obloga goriva, primarni rashladni krug, zaštitna zgrada) mogu biti izgubljene. Iako nuklearna elektrana Černobilj nije imala pravu zaštitnu zgradu kakvu ima većina današnjih elektrana, nesreća je izazvala iznimno negativne reakcije u javnosti i rezultirala kako usporavanjem, tako i potpunom obustavom nuklearnog programa u pojedinim zemljama. Akcident čija je posljedica veliko ispuštanje radioaktivnosti u okoliš, a koji se ranije smatrao gotovo nemogućim, potaknuo je razvoj opsežnog istraživačkog programa s ciljem razumijevanja i sprječavanja njegovih posljedica.

Teška nesreća (eng. *severe accident*) definirana je kao nesreća čije su posljedice puno ozbiljnije od graničnog projektnog kvara (DBA). Pritom se podrazumijeva da će doći do značajnog oštećenja reaktorske jezgre (djelomično ili potpuno taljenje jezgre) i do ispuštanja fisijskih produkata. Teške nesreće obuhvaćaju složene fizikalno-kemijske i radiološke procese koji se obično dijele u dvije faze:

- Reaktorska faza obuhvaća zagrijavanje jezgre, oksidaciju metalnih struktura, ispuštanje vodika, taljenje goriva i ostalih struktura u jezgri, dislokaciju rastaljenog materijala, oštećenje reaktorske posude i ispuštanje rastaljenog materijala u zaštitnu zgradu.
- Izvanreaktorska faza obuhvaća procese porasta tlaka i temperature u zaštitnoj zgradi nakon ispuštanja hladioca, rastaljenog materijala i nakupljenih plinova iz primarnog rashladnog kruga (RCS), kemijske reakcije između rastaljenog materijala i struktura zaštitne zgrade, kao i transport radioaktivnih plinova i aerosola.

Uzrok teške nesreće može biti bilo koji kvar koji će dovesti do gubitka hlađenja jezgre reaktora u kombinaciji s neraspoloživošću sustava za zaštitno hlađenje jezgre (ECCS). Gubitkom hlađenja jezgra će se početi zagrijavati zbog proizvodnje ostatne topline što će, u slučaju duljeg izostanka sigurnosnog ubrizgavanja vode u primarni krug, rezultirati oštećenjem, odnosno taljenjem jezgre. Vremenski gledano, period od početnog događaja do otkrivanja jezgre varira od nekoliko minuta do nekoliko sati ovisno o termohidrauličkim uvjetima u primarnom krugu i o raspoloživosti ECCS sustava. Kasniji slijed događaja primarno ovisi o temperaturi jezgre, dok su stupanj oksidacije jezgre i količina proizvedenog vodika određeni količinom, odnosno brzinom isparivanja vode u jezgri.

Istraživanje fizikalno-kemijskog ponašanja reaktorske jezgre tijekom teške nesreće dat će odgovore na sljedeća pitanja:

- kako i na koji će način jezgra izgubiti svoju početnu strukturu,
- kakva će konfiguracija pri tome nastati,
- koliko vodika će se proizvesti tijekom oksidacije metalnih struktura u jezgri zbog njihove reakcije s parom,
- kakav je utjecaj degradacije jezgre na ispuštanje fisijskih produkata,
- koji procesi utječu na transport krutih i rastaljenih materijala unutar jezgre i u donji plenum reaktorske posude,

- da li je moguće osigurati hlađenje rastaljenog materijala i krhotina goriva zbog djelomične blokade rashladnih kanala,
- da li će, zbog čega i na koji način doći do dislokacije taljevine iz jezgre u donji plenum reaktorske posude,
- da li će doći do oštećenja reaktorske posude i ispuštanja rastaljenog materijala u zaštitnu zgradu.

Neke od ovih nepoznanica adresirat će se unutar disertacije.

Rad će se fokusirati na analizu ponašanja taljevine u donjem plenumu. Sastav i količina rastaljenog materijala odredit će se na temelju integralnog izračuna pomoću programa SCDAP/RELAP5 i MAAP4. Radi se o kvalificiranim programima za izračun posljedica teške nesreće pri čemu je scenarij kvara proizvoljan. U prezentiranim izračunima konkretno će biti pretpostavljen kvar kompletnog gubitka izmjeničnog napajanja. Ovaj se kvar najčešće koristi kao rubni kvar s najtežim posljedicama po cjelovitost reaktora jer osim što rezultira kompletnim gubitkom hlađenja, dodatno dolazi i do ispuštanja rashladnog fluida kroz oštećene brtve primarnih pumpi.

CFD izračun će se provesti kako bi se odredila konfiguracija dislociranog materijala u donjem plenumu. Ukoliko je masa tog materijala velika, on će najvjerojatnije biti potpuno rastaljen. Ovisno o intenzitetu prirodne cirkulacije doći će do potpunog miješanja, odnosno nastanka homogene smjese, ili do razdvajanja oksidnih od metalnih materijala. Oksidi bi u tom slučaju potonuli na dno posude, dok bi metali bili istisnuti na vrh. Prilikom certificiranja Westinghouseovih reaktora AP-600 i AP-1000 razmatrane su razne granične konfiguracije [Theofanous, 97], [Rempe, 97]. Utvrđeno je da je najkritičnija konfiguracija ona u kojoj je masa istisnutog metala mala jer će metalni sloj koji dobro vodi toplinu fokusirati toplinski tok pa će doći do naglog porasta temperature posude u kontaktu s tim slojem. Sama prirodna cirkulacija rastaljenog materijala ovisi o Prandtlovoj i Rayleighjevoj značajki fluida. One određuju intenzitet cirkulacije (laminarno ili turbulentno strujanje) te mogućnost uslojavanja zbog smanjenog prodiranja toplije struje fluida kroz hladnije stagnantne slojeve na dnu posude [Nourgaliev, 97], [Dinh, 97].

Razvijene su brojne korelacije na temelju eksperimentalnih podataka za koeficijent prijelaza topline na rubovima bazena rastaljenog materijala [Jahn, 74], [Mayinger, 76], [Theofanous, 97a], [Asfia, 96]. Njihov nedostatak je da su bazirane na eksperimentima sa simulacijskim materijalima u uvjetima nižeg tlaka i temperature nego u samom reaktoru u nuklearnoj elektrani. Međutim, za odabir pojedine korelacije dovoljno je poznavati Rayleighjevu značajku fluida, stoga ju treba izračunati prije same analize.

Toplinsko opterećenje stijenke reaktorske posude ovisi o unutrašnjem izvoru topline u rastaljenom materijalu, odnosno o ostatnoj toplini, koja direktno ovisi o koncentraciji fizijskih produkata. Tijekom degradacije reaktorske jezgre i premještanja materijala u donji plenum dolazi do ispuštanja plinovitih i hlapljivih fizijskih produkata čime se smanjuje ostatna toplina. Prilikom procjene ostatne topline moraju se koristiti eksperimentalni podaci jer količina ispuštenih fizijskih produkata ovisi o brojnim fizikalnim i kemijskim procesima koje je nemoguće adekvatno modelirati. Proizvodnja toplinske snage unutar dislociranog materijala određuje se kombiniranjem eksperimentalnih podataka o ispuštanju fizijskih produkata i računskih rezultata za proizvodnju topline po pojedinom fizijskom produktu.

Jedan od nedovoljno istraženih aspekata je izmjena topline putem zračenja između rastaljenog materijala i struktura unutar posude. Toplinsko zračenje se ne može zanemariti jer je taljevina na temperaturi od 3000 K. Na tako visokim temperaturama toplinski tok koji nastaje zbog zračenja topline je istog reda veličine kao i konvektivni tok. Strukture poput potporne ploče jezgre i unutrašnje posude će se pojačano zagrijavati i ako dođe do njihovog taljenja dogodit će se kolaps kompletne jezgre i struktura u gornjem plenumu. Utjecaj

toplinskog zračenja unutar posude na porast temperature konstrukcijskih materijala bio je adresiran u radu Liaqata [Liaqat, 01] na pojednostavljenom modelu donjeg plenuma. U ovom će se radu model radijacijske izmjene topline implementirati u postojeći FEM model uz odgovarajuću prilagodbu vidnih faktora postojećoj geometriji.

Izračun zagrijavanja stijenke reaktorske posude posljednji je korak u analizi reaktorske faze teških nesreća. Danas se provode detaljne FEM analize [Willschütz, 01], [Willschütz, 06] ponašanja materijala uslijed pojačanih toplinskih i mehaničkih naprezanja. Cilj im je odrediti mjesto i vrijeme do pucanja posude od trenutka slijevanja rastaljenog materijala. Programi poput SCDAP/RELAP5 i MAAP4 imaju različit pristup ovoj problematici. Prvi koristi FEM model donjeg plenuma, dok drugi koristi model s koncentriranim parametrima. Usporedbom njihovih rezultata ocijenit će se sposobnost predviđanja posljedica teške nesreće i na temelju toga zaključiti da li su oni, i u kojoj mjeri, primjenjivi za provođenje analiza. Naposljetku, ti se rezultati primjenjuju u izradi smjernica za upravljanje teškim nesrećama, te u simulatorima nuklearnih elektrana (primjer je NE Krško).



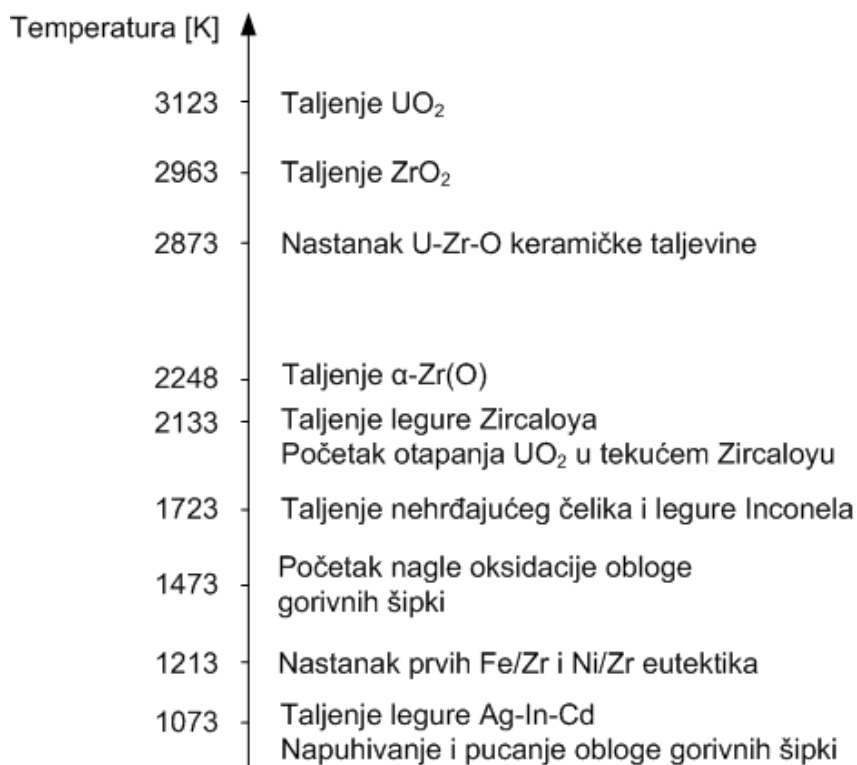
## 2 REAKTORSKA FAZA TEŠKIH NESREĆA

Količina i sastav rastaljenog materijala u donjem plenumu reaktorske posude ovise o procesima u jezgri koji su prethodili istjecanju *coriuma* (izraz *corium* u kontekstu u kojem će se koristiti u ovoj disertaciji označava rastaljenu smjesu materijala koji čine reaktorsku jezgru; u istom smislu će se koristiti izrazi *rastaljeni materijal* i *taljevina*). Toplinski odziv stijenke reaktorske posude određen je, dakle, prvom fazom teške nesreće koja uključuje pregrijavanje i oksidaciju jezgre, te taljenje gorivnih šipki i potpornih struktura. Dodatno, na njega utječu termohidraulički procesi u reaktorskoj posudi.

Razina oštećenja jezgre primarno ovisi o dva faktora, maksimalnoj temperaturi jezgre i količini vode, odnosno vodene pare. Što su maksimalna temperatura i vrijeme provedeno na maksimalnoj temperaturi veće, to će količina rastaljenog materijala biti veća. S druge strane, o količini vodene pare ovisi stupanj oksidacije i što je on veći to će udio oksidnih u odnosu na metalne materijale biti veći. S obzirom da oksidni materijali imaju koeficijent vođenja topline za red veličine manji od koeficijenta vođenja topline metala, njihov veći udio utjecat će na smanjenje prijenosa topline s *coriuma* na stijenku posude.

Slijed najvažnijih događaja s obzirom na porast temperature dan je na slici 2-1. Kompletan slijed događaja je sljedeći:

1. Plastična deformacija obloge gorivnih šipki te ovisno o tlaku, pucanje zbog napuhivanja ili kolapsa obloge na gorivne tablete.
2. Taljenje legure apsorbera (Ag-In-Cd) te, nakon njezinog istjecanja kroz oštećenu oblogu od nehrđajućeg čelika, kemijske reakcije s vodicama regulacijskih šipki i oblogama gorivnih šipki izrađenima od Zircaloya.
3. Kemijske eutektičke reakcije između legura Zircaloya i Inconela, Zircaloya i nehrđajućeg čelika u PWR reaktorima, te bor-karbida ( $B_4C$ ) i nehrđajućeg čelika u BWR reaktorima.
4. Oksidacija Zircaloya zbog reakcije s parom i  $UO_2$  koja može rezultirati pucanjem oksidnog sloja zbog termičkog šoka.
5. Oksidacija nehrđajućeg čelika i Inconela zbog reakcije s parom.
6. Taljenje metalnog Zircaloya i stabiliziranog  $\alpha$ -Zircaloya ( $\alpha$ -Zr(O)).
7. Lokalna, ograničena oksidacija goriva uslijed reakcije s parom u područjima visoke koncentracije pare.
8. Reakcija  $UO_2$  goriva s krutim ili tekućim Zircaloyem zbog koje može doći do djelomičnog taljenja i pucanja  $UO_2$ , pri čemu nastaje taljevina U-Zr-O koja može sadržavati keramičke  $(U, Zr)O_{2-x}$  primjese kod viših koncentracija kisika.
9. Kemijska (eutektička) reakcija  $\alpha$ -Zr(O) i cirkonij-dioksida ( $ZrO_2$ ), te  $\alpha$ -Zr(O) i  $UO_2$ .
10. Reakcija između  $ZrO_2$  i  $UO_2$  kao posljednjih krutih materijala u jezgri pri čemu nastaje taljevina U-Zr-O koja se dalje miješa s ostalim materijalima (Fe, Ni, Cr, ...). Nastanak bazena rastaljenog materijala unutar jezgre.
11. Slijevanje rastaljenog materijala u donji plenum reaktorske posude.
12. Degradacija reaktorske posude uslijed termičkog i mehaničkog naprezanja te kemijskog razaranja.



Slika 2-1: Najvažniji događaji tijekom teških nesreća u ovisnosti o temperaturi

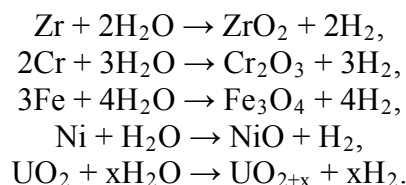
Procesi za vrijeme reaktorske faze teških nesreća mogu se podijeliti u nekoliko grupa:

- oksidacija materijala u jezgri,
- gubitak cjelovitosti jezgre,
- ispuštanje fizijskih produkata,
- istjecanje taljevine u donji plenum,
- procesi u donjem plenumu (interakcija taljevine i vode, prirodna cirkulacija taljevine i zagrijavanje reaktorske posude).

Za realnu analizu teških nesreća u obzir bi trebalo uzeti sve moguće konfiguracije i kemijski sastav oštećene jezgre, odnosno rastaljenog materijala, u određenom trenutku tijekom tranzijenta. Jasno da je to nemoguće jer taljenje jezgre je stohastički proces koji ovisi o trenutnim termohidrauličkim uvjetima. No, poopćena analiza procesa degradacije jezgre koja se temelji na dosadašnjem iskustvu baziranom na provedenim eksperimentima daje zadovoljavajuće rezultate koji su i kvalitativno i kvantitativno u skladu s izmjerenim vrijednostima nakon teške nesreće u NE Otok Tri Milje koja je do danas jedina teška nesreća relevantna za sigurnost postojećih nuklearnih elektrana. U idućim su poglavljima procesi za vrijeme reaktorske faze teških nesreća detaljnije opisani.

## 2.1 Oksidacija materijala u jezgri

Na povišenim temperaturama (>1000 K), UO<sub>2</sub> gorivo i metali u jezgri kemijski će reagirati s vodenom parom. Oksidacija je iznimno egzotermna reakcija koju još dodatno prati oslobađanje vodika. Eksplozija vodika unutar reaktorske posude izazvala bi pucanje posude, ispuštanje fisijjskih produkata te moguće oštećenje zaštitne zgrade. Kemijske reakcije oksidacije su sljedeće:

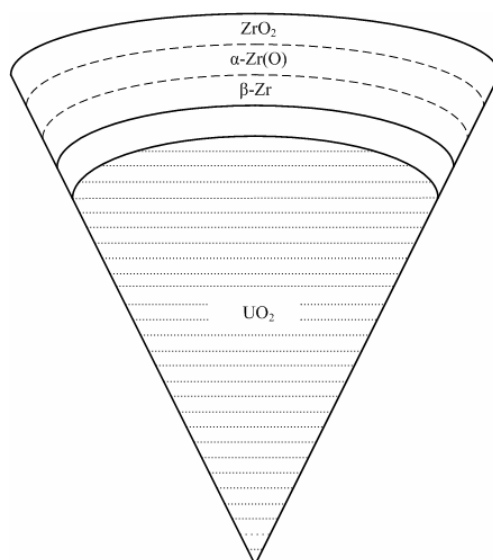


Najvažnija reakcija je oksidacija cirkonija jer ga u jezgri ima najviše (u oblogama gorivnih šipki i vodilicama regulacijskih šipki) i zbog same kinetike reakcije (brzina oksidacije naglo raste na temperaturi većoj od 1473 K). Zbog toga će oksidacija cirkonija, točnije legure Zircaloya, biti opisana malo detaljnije.

### 2.1.1 Oksidacija legure Zircaloya

Oksidacijom jednog kilograma cirkonija oslobađa se 6,45 MJ topline. Tijekom oksidacije na vanjskoj strani obloge gorivnih šipki stvara se sloj cirkonij-dioksida. Cirkonij-dioksid, s obzirom da je keramički materijal, ima loša mehanička svojstva pa na visokim temperaturama, uslijed promjene opterećenja, može doći do njegovog pucanja. Vodik koji se oslobađa za vrijeme oksidacije predstavlja veliku prijetnju jer je lako zapaljiv, a u većim koncentracijama i eksplozivan.

Tijekom oksidacije nastaju dva oksidna sloja, slika 2-2. S unutrašnje strane formira se sloj kisikom zasićenog cirkonija,  $\alpha$ -Zr(O), a s vanjske strane nastaje sloj cirkonij-dioksida, ZrO<sub>2</sub>. Maseni udio kisika u metalnom Zircaloyu, čija se kruta faza zove beta Zircaloy, je manji od 4 %. Maseni udio kisika u  $\alpha$ -Zr(O) je između 4 % i 25 %, a u cirkonij-dioksidu je veći od 25 %. Slika 2-2 prikazuje izgled obloge gorivnih šipki uz pretpostavku da gorivo UO<sub>2</sub> i obloga međusobno ne reagiraju. Ako gorivo i obloga dođu u međusobni kontakt, obloga će oksidirati s unutrašnje strane zbog difuzije atoma kisika iz UO<sub>2</sub> u leguru Zircaloya [Hofmann, 84], [Olander, 83]. Ova reakcija nije toliko egzotermna kao reakcija između Zircaloya i pare, a s obzirom da ne dolazi ni do ispuštanja vodika ona se redovito zanemaruje prilikom analiza teških nesreća.



Slika 2-2: Izgled obloge gorivnih šipki za vrijeme oksidacije

Kinetika reakcije slijedi parabolički zakon rasta (proporcionalna je s  $\sqrt{t}$ ), a brzina reakcije eksponencijalno raste s porastom temperature. Povećanje debljine oksidnog sloja  $\delta$  dano je sljedećom jednačbom:

$$\delta = \sqrt{2Ae^{-\frac{B}{T}}t}. \quad (2-1)$$

Koeficijenti  $A$  i  $B$  određuju se na temelju eksperimentalnih mjerenja, a ovise o temperaturi.

Cirkonij-dioksid mijenja kristalnu strukturu na temperaturi 1853 K zbog čega se mijenja i brzina oksidacije [Schanz, 04]. Naime,  $ZrO_2$  na toj temperaturi rekristalizira iz tetragonske u kubičnu fazu kroz koju je difuzija pare mnogo brža pa metalni cirkonij ispod sloja oksida počinje naglo oksidirati. Zbog toga su razvijene posebne korelacije za niže i za više temperature. Najpoznatije korelacije na niskim temperaturama su Cathcart i Leistikow/Schanz korelacija, a na visokim temperaturama Urbanic/Heidrick i Prater/Courtright korelacija [Schanz, 03].

Brzina oksidacije eksponencijalno raste s porastom temperature što drugim riječima znači da između brzine oksidacije i temperature postoji pozitivna povratna veza. Toplina koja se oslobađa zbog oksidacije nekoliko je puta veća od ostatne topline u trenutku kada temperatura jezgre dosegne 1800 – 1900 K. Temperatura jezgre zbog toga naglo poraste i, ako je udio neoksidiranog materijala velik, doći će do intenzivnog taljenja goriva.

Osim o temperaturi, oksidacija ovisi o raspoloživosti pare u jezgri i brzini difuzije atoma kisika kroz oblogu gorivnih šipki. Općenito, koeficijent difuzije je eksponencijalna funkcija temperature. Na nižim temperaturama koeficijent opada s porastom debljine oksidnog sloja, no jednom kada temperatura prijeđe 1473 K, oksidni sloj više ne predstavlja nikakvu prepreku protoku pare. Brzina oksidacije je u tom trenutku ograničena samo raspoloživošću pare, tj. ovisi o termohidrauličkim uvjetima u reaktorskoj posudi. S porastom koncentracije vodika tijekom oksidacije, parcijalni tlak pare potreban da para prođe do metalnog cirkonija postaje sve veći. Na taj način dolazi do stagnacije u procesu oksidacije.

Brzina zagrijavanja jezgre određuje količinu cirkonija raspoloživog za oksidaciju. Ako je ta brzina veća od 0,5 K/s, debljina zaštitnog sloja cirkonij-dioksida neće biti dovoljna da zadrži rastaljeni Zircaloy. Naime, proces oksidacije će biti prebrz da se stvori potrebna količina  $ZrO_2$  koji bi osigurao cjelovitost gorivnih šipki. Tekući Zircaloy će se probiti kroz

oksidni sloj i polako teći u niže, hladnije dijelove jezgre. Sa stajališta proizvodnje vodika, brzo zagrijavanje jezgre je povoljno jer jednom kada dođe do dislokacije cirkonija, odnosno legure Zircaloya, oksidacija se prekida. Ako je brzina porasta temperature manja od 0,5 K/s, oksidacija će teći sporije i novonastali sloj  $ZrO_2$  će biti dovoljno debeo da spriječi istjecanje rastaljenog Zircaloya. Cjelovitost šipki će biti sačuvana sve dok temperatura jezgre ne dosegne temperaturu taljenja keramičkih materijala (2830 K), osim ako u međuvremenu ne dođe do plavljenja jezgre pa oksidirane šipke ispucaju zbog termičkog šoka. U svakom slučaju, količina proizvedenog vodika će biti puno veća nego u slučaju brzog zagrijavanja jezgre.

Jedna od ključnih mjera za zaustavljanje procesa oksidacije i ublažavanje posljedica teške nesreće je ubrizgavanje hladne vode u reaktorsku posudu iz ECCS sustava. Ovisno o stanju jezgre prije ubrizgavanja i količini ubrizgane vode, ova mjera može imati i pozitivnih i negativnih posljedica. Ako se u kratkom vremenskom periodu ubrizga velika količina vode, ona može zaustaviti porast temperature jezgre, spriječiti daljnju oksidaciju i osigurati cjelovitost gorivnih šipki. Međutim, ako je količina vode premala, ubrizgana voda će početi naglo isparivati rezultirajući porastom temperature jezgre, proizvodnjom vodika, ispuštanjem fizijskih produkata i konačno, taljenjem jezgre. Da bi se spriječio ovakav scenarij potrebno je ubrizgati što veću količinu vode u što kraćem periodu (protok vode mora biti što veći) u ranoj fazi akcidenta kada je temperatura jezgre još relativno niska ( $< 1500$  K).

Druga negativna posljedica plavljenja jezgre je pucanje oksidiranih gorivnih šipki zbog termičkog šoka. Plavljenje područja unutar jezgre u kojima vladaju temperature veće od temperature taljenja Zircaloya (2133 K), a niže od eutektičke temperature smjese  $UO_2$  i  $ZrO_2$  (2873 K) može dovesti do kolapsa pregrijanih neoštećenih gorivnih šipki. Pritom najvjerojatnije neće doći do povećane proizvodnje vodika jer je preostali Zircaloy ili kompletno oksidiran ili već ranije rastaljen i relociran u niže dijelove jezgre. Kolaps gorivnih šipki će rezultirati povećanim ispuštanjem fizijskih produkata, a novonastalu konfiguraciju jezgre, u obliku sloja krhotina goriva i konstrukcijskih materijala, bit će teže hladiti.

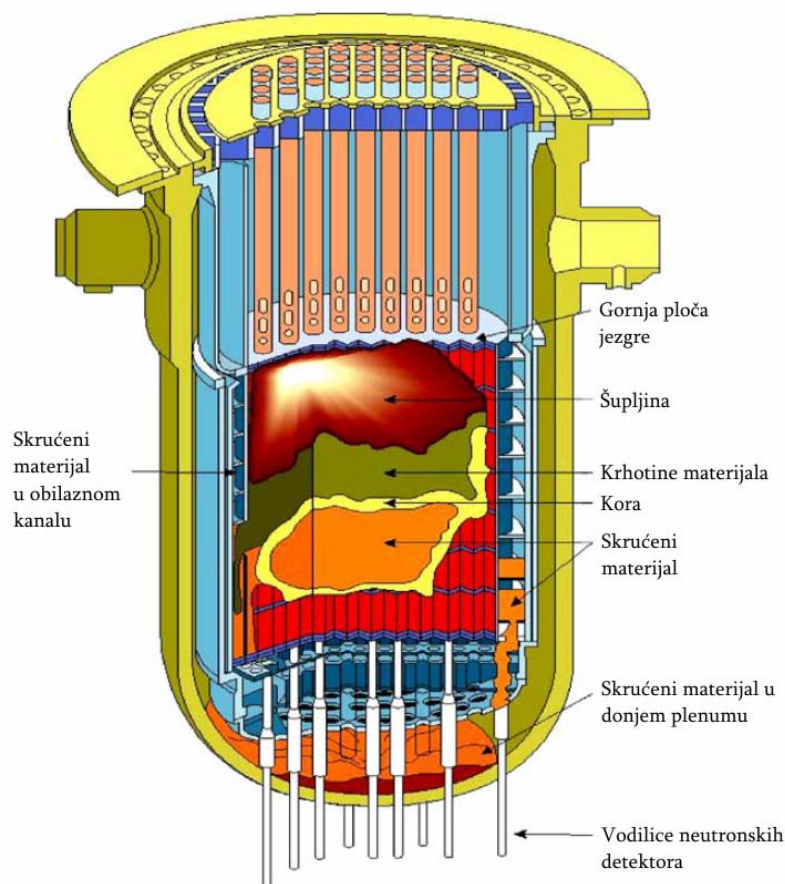
Problem plavljenja pregrijanih i oksidiranih gorivnih šipki adresiran je unutar QUENCH eksperimentalnog programa koji se provodi u Istraživačkom centru u Karlsruheu. Do sada je provedeno već 15 eksperimenata čiji su rezultati publicirani u brojnim tehničkim izvještajima i znanstvenim radovima [Sepold, 01], [Sepold, 07], [Steinbrück, 06].

## 2.2 Gubitak cjelovitosti jezgre

Vremenski period u kojem će doći do gubitka cjelovitosti jezgre jako je velik; traje od nekoliko minuta do nekoliko sati. Pritom temperature variraju od 1000 K do 3000 K. Specifična vremena i temperature ovise o termohidrauličkom odzivu elektrane, brzini zagrijavanja, količini vode u jezgri, tlaku u sustavu i o vrsti reaktora. Ovdje će biti analizirani procesi samo u elektranama tipa PWR jer će sve analize unutar disertacije biti provedene za NE Krško.

Kako cjelovitost jezgre prije svega ovisi o lokalnoj temperaturi, do procesa degradacije doći će istovremeno u raznim dijelovima jezgre. Lokalne efekte je teško predvidjeti i oni su više stohastičke prirode. Zato će se uzeti da karakteristična sekvenca tranzijenta ovisi o globalnom porastu temperature jezgre pri čemu će lokalni efekti biti zanemareni. U skladu s ovom pretpostavkom može se predvidjeti da će slijed događaja prilikom oštećenja jezgre biti sličan onome kao kod nesreće u elektrani Otok Tri Milje. Slika 2-3 prikazuje konačno stanje unutar reaktorske posude u NE Otok Tri Milje.

Plavljenje jezgre hladnom vodom, do kojeg može doći u bilo kojem trenutku ovisno o raspoloživosti sustava za sigurnosno ubrizgavanje, može poremetiti ustaljeni tijek događaja jer će izazvati naglu promjenu geometrije jezgre. Nepoznanice oko konačnog izgleda jezgre pritom će biti puno veće, no najvjerojatnije će doći do pucanja oksidiranih šipki koje su zbog oksidacije postale krhke. Takav scenarij se dogodio u NE Otok Tri Milje gdje je došlo do formiranja sloja krhotina nakon što je u pogon ponovno puštena jedna od primarnih pumpi. Hlađenje novonastalog sloja krhotina ovisit će o njegovoj poroznosti, a brzina oksidacije o količini neoksidiranog materijala, prvenstveno cirkonija.



Slika 2-3: Konačno stanje unutar reaktorske posude u NE Otok Tri Milje

### 2.2.1 Napuhivanje i pucanje obloga gorivnih šipki

Kod akcidenata na niskom tlaku dolazi do napuhivanja obloga gorivnih šipki na temperaturama 1000 – 1200 K zbog toplinskog rastezanja i nakupljanja fizijskih produkata u zazoru gorivne šipke. Vrijeme i temperatura na kojoj će doći do pucanja ovise o unutrašnjem tlaku šipke i mehaničkim karakteristikama obloge.

Ako je tlak u primarnom krugu visok, do pucanja obloge doći će tek kada temperatura dosegne vrijednost od oko 1300 K. Naime, tada do napuhivanja obloge neće doći već će se ona najvjerojatnije priljubiti uz gorivo. U tom će slučaju do oštećenja obloge doći zbog njenog topljenja za vrijeme kemijske reakcije s potpornim rešetkama izrađenima od Inconela.

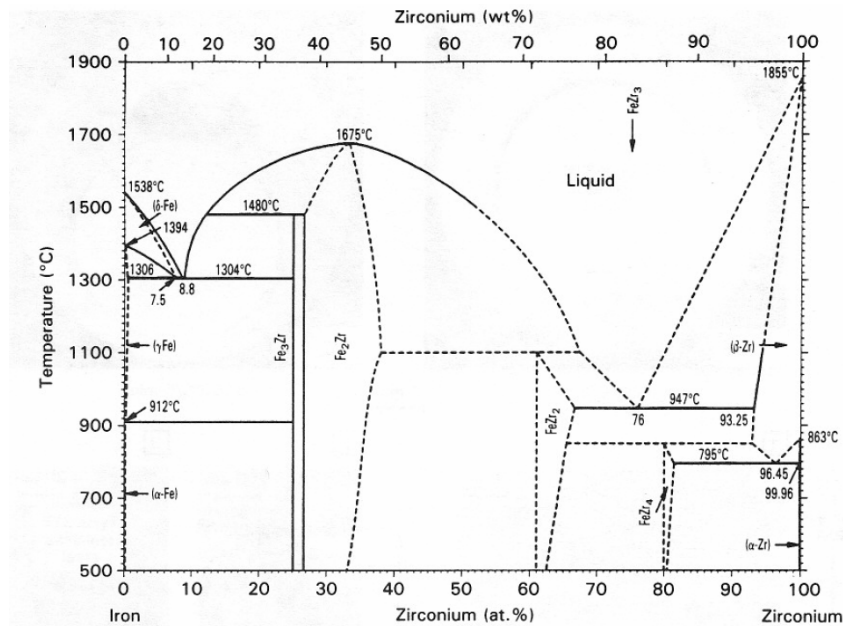
Najznačajnije posljedice napuhivanja i pucanja obloga gorivnih šipki su ispuštanje fizijskih produkata, izlaganje unutrašnje strane obloge pari što dovodi do njene pojačane oksidacije te smanjenje površine protoka rashladnog sredstva.

### 2.2.2 Likvefakcija i dislokacija konstrukcijskih materijala i obloga gorivnih i regulacijskih šipki

Kemijske reakcije između konstrukcijskih materijala i obloga gorivnih i regulacijskih šipki na temperaturama između 1300 K i 1700 K dovest će do ranog oštećenja jezgre. Radi se o sljedeće tri reakcije koje će rezultirati likvefakcijom pojedinih struktura:

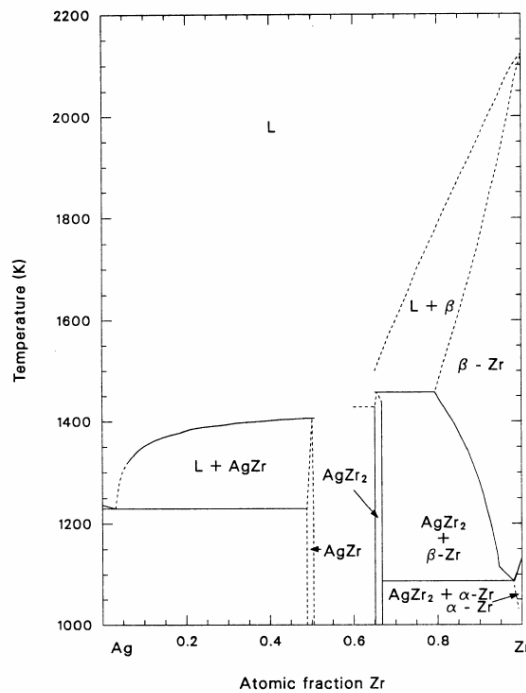
1. Reakcija između obloga i vodicica regulacijskih šipki (Fe – Zr reakcija).
2. Reakcija između neutronskog apsorbera, u kojem najveći udio otpada na srebro, i vodicica regulacijskih, odnosno obloga gorivnih šipki (Ag – Zr reakcija).
3. Reakcija između obloga gorivnih šipki i potpornih rešetki (Zr – Ni reakcija).

Reakcija između obloga i vodicica regulacijskih šipki uzrokovat će ispuštanje neutronskog apsorbera, legure Ag-In-Cd. Ta se legura tali na relativno niskoj temperaturi od 1073 K pa će u trenutku oštećenja obloge regulacijske šipke, apsorber biti u tekućem stanju. Ag-In-Cd legura je stabilna u kontaktu s nehrđajućim čelikom, međutim izaziva likvefakciju Zircaloya. Slika 2-4 prikazuje fazni dijagram Fe – Zr sustava [Hofmann, 94]. Iz dijagrama se vidi da tekuće faze nastaju već na temperaturi 1220 K, međutim, do značajnijeg taljenja doći će na temperaturama većim od 1400 K. Kinetika reakcije je takva da se Zircaloy tali nešto brže od nehrđajućeg čelika. Oksidni sloj s vanjske strane obloge usporava do neke mjere kemijsku reakciju ali ju ne može zaustaviti.



Slika 2-4: Fe-Zr fazni dijagram

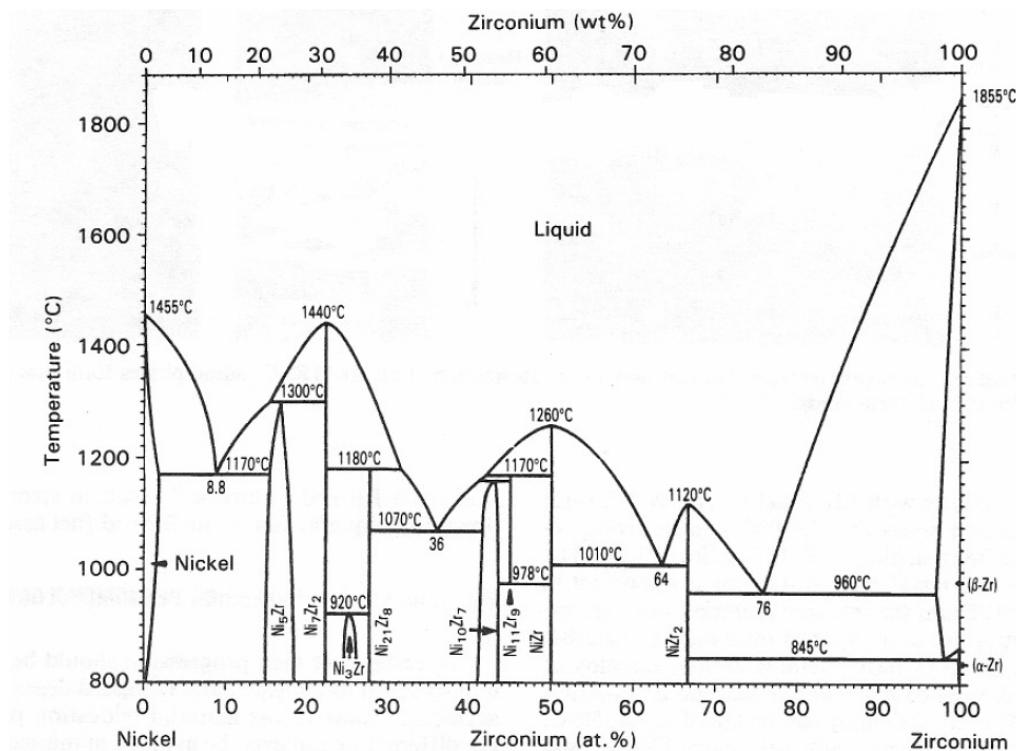
Ispušteni će apsorber reagirati s oblogama susjednih gorivnih šipki i tako ubrzati njihovo taljenje. Topivost cirkonija u rastaljenom srebru naglo raste na temperaturi 1400 K što proizlazi iz Ag-Zr faznog dijagrama, slika 2-5 [Hansen, 58]. Rastaljena Ag-In-Cd legura može čak uzrokovati i nisko-temperaturno topljenje UO<sub>2</sub> goriva. Rastaljena smjesa materijala (Ag, Zr, s malim udjelom Fe i U) može se akumulirati i skruti na dnu jezgre i na taj način uzrokovati blokadu protoka pare. Zbog svega navedenog, Ag-In-Cd legura ubrzava proces oštećenja i taljenja jezgre na prilično niskim temperaturama.



Slika 2-5: Ag-Zr fazni dijagram



Treći važni proces je Ni-Zr kemijska reakcija do koje dolazi zbog kontakta potpornih rešetki izrađenih od Inconela i obloga gorivnih i vodilica regulacijskih šipki. Prve tekuće faze formiraju se na temperaturi 1233 K, slika 2-6 [Hofmann, 94a]. Uspoređujući Fe-Zr i Ni-Zr reakcije, na temperaturi nižoj od 1400 K Inconel napada Zircaloy brže od nehrđajućeg čelika; na temperaturi višoj od 1400 K situacija je obrnuta [Hofmann, 89]. No, u oba je slučaja količina rastaljenog Zircaloya veća od količine rastaljenog nehrđajućeg čelika ili Inconela. Rezultati eksperimenata pokazali su da je na temperaturi višoj od 1550 K došlo do potpunog taljenja uzoraka od Zircaloya, Inconela i nehrđajućeg čelika koji su bili u neposrednom kontaktu [Hofmann, 89].



Slika 2-6: Ni-Zr fazni dijagram

Brzina svih navedenih kemijskih reakcija određena je paraboličkim zakonom, a eksponencijalno raste s porastom temperature. Brzina širenja tekućeg sloja  $x$  unutar materijala dana je izrazom:

$$\frac{x^2}{t} = Ae^{-\frac{B}{RT}} \quad (2-2)$$

Koeficijenti  $A$  i  $B$  određeni su eksperimentalnim putem [Hofmann, 89], [Hofmann, 94a]. Njihove vrijednosti za pojedine reakcije dane su u tablici 2-1.

Posljedice ovih reakcija su sljedeće:

1. Gubitak apsorbera iz jezgre zbog čega raste mogućnost ponovnog postizanja kritičnosti reaktora u trenutku plavljenja jezgre.
2. Skrućivanje rastaljenih konstrukcijskih materijala na dnu jezgre može uzrokovati blokadu protoka pare.
3. Likvefakcija potpornih rešetki sprječava nastanak lokalnih blokada protoku hladioca uzduž jezgre, čime se pospješuje njezino hlađenje.

Tablica 2-1: Koeficijenti koji određuju brzinu kemijskih reakcija Fe-Zr, Ag-Zr i Ni-Zr

Reakcija		A [m <sup>2</sup> /s]	B [J/mol]
Nehrđajući čelik/Zircaloy*	Nehrđajući čelik	3·10 <sup>14</sup>	674700
	Zircaloy	3,205·10 <sup>15</sup>	644800
Ag-In-Cd/Zircaloy**	Ag-In-Cd	-	-
	Zircaloy	1,487·10 <sup>4</sup>	335200
Inconel/Zircaloy*	Inconel	28,84	295000
	Zircaloy	4,435	252100

\* Brzina reakcije ovisi o materijalu, zbog toga je brzina širenja fazne granice različita za nehrđajući čelik, Inconel i Zircaloy

\*\* Legura Ag-In-Cd je već na početku reakcije kompletno rastaljena

Općenito, kemijske će reakcije rezultirati likvefakcijom konstrukcijskih materijala i obloga gorivnih i regulacijskih šipki na temperaturama od 400 K do 800 K nižim od njihovih pojedinačnih temperatura taljenja. Iako se pretežno radi o lokaliziranim oštećenjima, geometrija jezgre će biti narušena te će doći do stvaranja nakupina rastaljenog materijala. Taj će rastaljeni materijal početi otapati cirkonij-dioksid i uran-dioksid što će uzrokovati globalno taljenje jezgre.

### 2.2.3 Likvefakcija i dislokacija goriva

Na temperaturi 2133 K započet će taljenje legure Zircaloya. Rastaljeni Zircaloy će otapati s jedna strane UO<sub>2</sub> gorivo, a s druge strane sloj ZrO<sub>2</sub>, pa će doći do formiranja smjese U-Zr-O čiji sastav ovisi o mnogim faktorima, prvenstveno o brzini zagrijavanja jezgre i intenzitetu oksidacije.

Zbog složene eksperimentalne procedure [Prater, 86], reakcija između rastaljenog Zircaloya i cirkonij-dioksida je slabo istražena. Stoga je danas u računalnim programima praksa da korisnik sam definira uvjete pri kojima će doći do taljenja sloja ZrO<sub>2</sub>. Ako je stupanj oksidacije Zircaloya veći od 20 % pretpostavlja se da će do taljenja ZrO<sub>2</sub> doći tek na temperaturi 2963 K što znači da u tim uvjetima tekući Zircaloy neće biti u mogućnosti otopiti ZrO<sub>2</sub>. Topljenje sloja ZrO<sub>2</sub> s vanjske strane obloge dovelo bi do istjecanja velike količine rastaljenog materijala (U, Zr, O).

Uran-dioksid ima najveću temperaturu taljenja od svih materijala u jezgri, 3123 K. Reakcijom s tekućim Zircaloyem, odnosno mješavinom tekućeg cirkonija i kisika, doći će do likvefakcije tableta UO<sub>2</sub> na temperaturi gotovo 1000 K nižoj od njegove temperature taljenja. Proces započinje na vanjskoj površini tablete goriva i širi se prema središtu tablete. Količina otopljenog UO<sub>2</sub> opisana je paraboličkim zakonom:

$$w_{UO_2} = 0.358 + \sqrt{1.02 \cdot 10^{11} e^{\left(\frac{677000}{RT}\right)} \cdot t}, \quad (2-3)$$

pri čemu je  $w_{UO_2}$  maseni udio UO<sub>2</sub> u taljevini U-Zr-O. Reakcija je vrlo intenzivna; primjerice, na temperaturi 2500 K otopina će sadržavati više od 80 % otopljenog UO<sub>2</sub>. Reakcija će biti to brža što je odgor goriva veći jer će u tom slučaju gorivo biti ispucano pa će u nastale šupljine prodirati rastaljeni Zircaloy koji će ubrzati proces likvefakcije goriva [Jacquemain, 00].

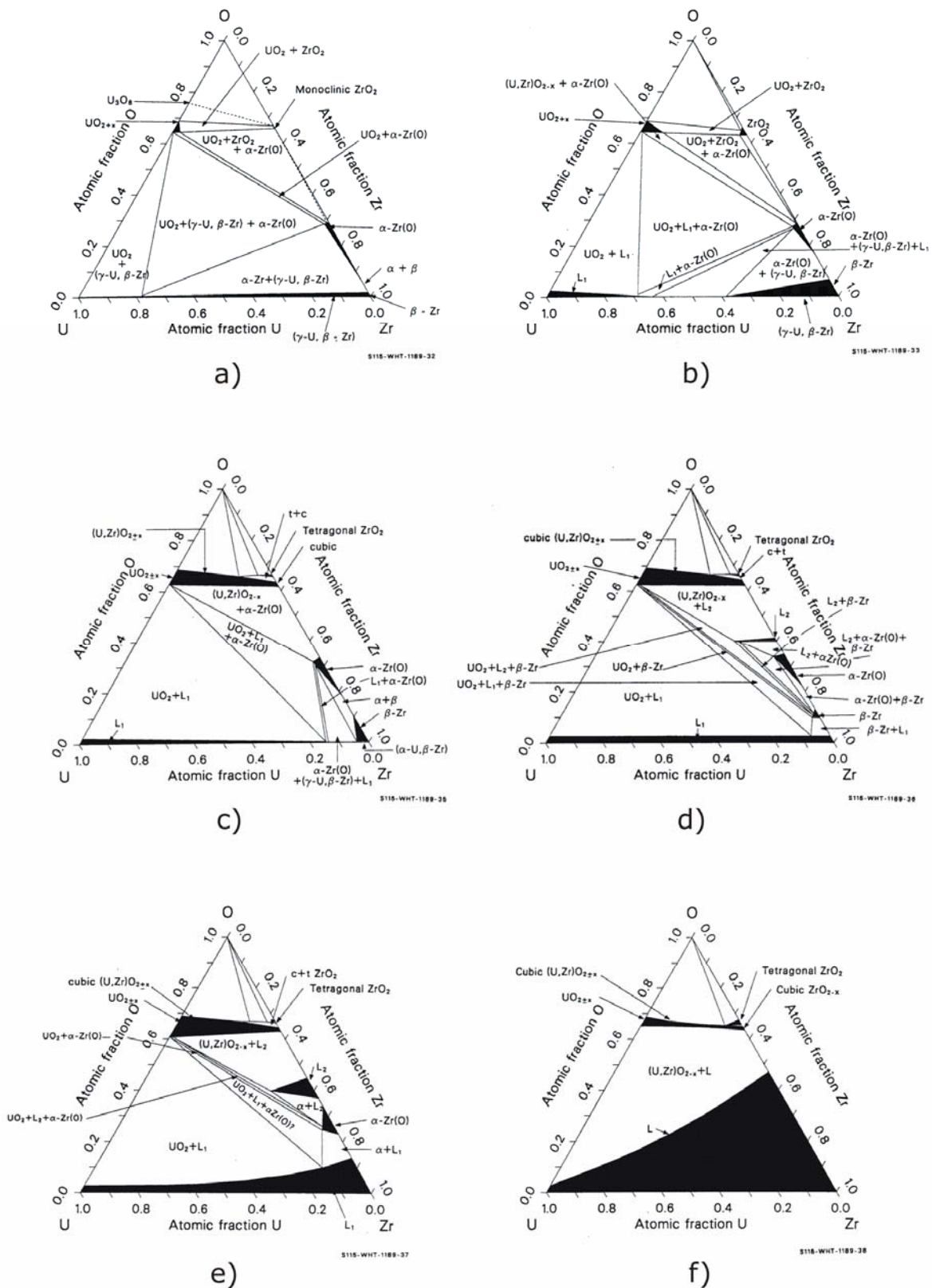
Keramičke faze UO<sub>2</sub> i ZrO<sub>2</sub> nastaju samo iznad kritične koncentracije kisika u otopini. Eksperimentalno je pokazano da ako je maseni udio UO<sub>2</sub> u otopini manji od 35,8 %, do stvaranja keramičke faze (U, Zr)O<sub>2</sub> neće doći [Hofmann, 88], već će uran, cirkonij i kisik formirati homogenu otopinu.

Brzina širenja fazne granice između tekućeg Zircaloya i  $\text{UO}_2$  dana je paraboličkim zakonom [Hofmann, 89]:

$$\frac{x^2}{t} = 1,62 \cdot 10^{-4} e^{-\frac{189120}{RT}}. \quad (2-4)$$

Ako tijekom reakcije dolazi do oksidacije Zircaloya, što će većinom biti ispunjeno, tada ona neće biti toliko intenzivna kao u inertnoj atmosferi. Kim je pokazao da se porastom koncentracije kisika u rastaljenom Zircaloyu količina otopljenog  $\text{UO}_2$  smanjuje [Kim, 88]. U slučaju da sav Zircaloy oksidira, do likvefakcije  $\text{UO}_2$  i  $\text{ZrO}_2$  bi došlo tek na eutektičkoj temperaturi sustava  $\text{UO}_2\text{--ZrO}_2$ , 2873 K [Romberger, 67].

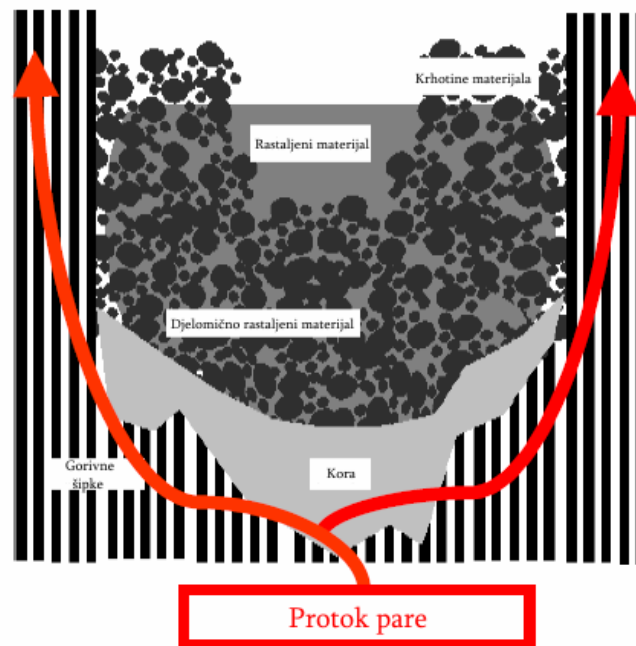
Reakcija će se odvijati sve dok koncentracija kisika u otopini ne prijeđe granicu topivosti koja ovisi o temperaturi smjese. Da bi se odredila temperatura na kojoj će doći do formiranja tekućih faza potrebno je poznavati atomski udio urana, cirkonija i kisika u smjesi. Na žalost, fazni dijagrami su iznimno složeni za trokomponentni U-Zr-O sustav i u većini današnjih računalnih programa reproducirani su samo do određene mjere. Daleko najbolji model se nalazi unutar SCDAP modula za program SCDAP/RELAP5 [SCDAP, 97]. Primjeri faznih dijagrama U-Zr-O sustava za šest različitih temperatura prikazani su na slici 2-7. Sve donedavno, jedini podaci za U-Zr-O sustav na temperaturama većim od 1200 K bili su podaci koje su publicirali Hofmann [Hofmann, 79] i Skokan [Skokan, 84] pa su na temelju tih podataka ovi dijagrami i izrađeni. Eksperimenti RASPLAV i MASCA provedeni prije nekoliko godina omogućili su izradu faznih dijagrama za temperature do 3000 K. Više o tome bit će riječi u poglavlju u kojem se govori o rezultatima ovih eksperimenata.



Slika 2-7: Fazni dijagrami trokomponentnog U-Zr-O sustava na temperaturi a) 1273 K, b) 1773 K, c) 2073 K, d) 2178 K, e) 2223 K, f) 2273 K

### 2.3 Istjecanje rastaljenog materijala u donji plenum

Taljenje keramičkih materijala kao posljednjih krutih materijala u jezgri predstavlja značajan korak u težini posljedica nesreće. Kada su gorivne šipke još bile na mjestu, para koja ih je hladila mogla je odvesti veliku količinu ostatne topline. Sada, kada je geometrija jezgre izgubljena, hlađenje će biti otežano. Naime, doći će do stvaranja bazena rastaljenog materijala u koji će para teško ulaziti. Para će najvjerojatnije strujati oko bazena *coriuma* koji će biti okružen korom, slika 2-8. Rastaljeni materijal neće trenutno iscuriti iz jezgre već će lagano prodirati u hladnije dijelove i pritom se skrućivati. Ovisno o okolnoj temperaturi doći će do stvaranja deblje ili tanje kore koja će okruživati *corium*.



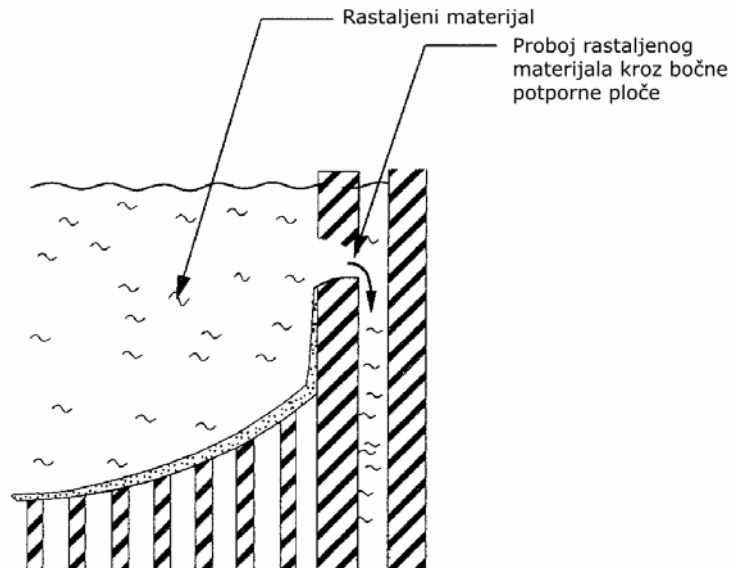
Slika 2-8: Preusmjerenje protoka pare zbog nakupljanja rastaljenog materijala u jezgri

Kora, koju većinom čine keramički materijali, nastat će zbog intenzivnog hlađenja rastaljenog materijala konvekcijom i radijacijom prema okolnim strukturama. Proces širenja *coriuma* unutar jezgre diktiran je naizmjeničnim pucanjem i ponovnim formiranjem kore zbog ograničene površine prijelaza topline. Kada kora popusti, taljevina će se proširiti u područje u kojem vladaju niže temperature. Zbog ubrzanog hlađenja, oko bazena *coriuma* stvorit će se čvrsta kora koja će nakratko zaustaviti proces širenja, međutim kako je toplinski tok s unutrašnje strane kore puno veći od odvedene topline, kora će vremenom postajati sve tanja. Pucanjem kore ovaj proces će se nastaviti sve dok taljevina ne dođe u kontakt s rubnim dijelovima jezgre (plašt jezgre). Zbog varijacija u tlaku sustava doći će do mehaničkog pucanja kore, topljenja plašta jezgre (eng. *core baffle*) i konačno do istjecanja taljevine u donji plenum. Pritom će također doći do dislokacije neotopljenih krhotina goriva i konstrukcijskih materijala koji su se nalazili na kori s njezine gornje strane.

Analizom naprezanja u kori utvrđeno je da je najkritičnija lokacija spoj gornje i bočne kore [Allison, 96]. Naprezanje na tom mjestu ovisi o razlici tlakova koji djeluju s unutrašnje i vanjske strane kore i što je ta razlika veća, naprezanje je jače.

Rastaljeni se materijal unutar jezgre širi zbog gravitacijskih sila u radijalnom i aksijalnom smjeru. Ekvivalentni polumjer jezgre je 1,5 metara, dok je njena visina oko 3,5 metara. Iz ovih se podataka vidi da će fronta rastaljenog materijala prije prodrijeti do bočnih

potpornih ploča nego do donje potporne ploče jezgre, u slučaju kada bi brzina širenja taljevine bila jednaka u oba smjera. Brzina širenja u aksijalnom smjeru je manja od one u radijalnom zbog većeg gradijenta temperature kako se ide prema dnu jezgre. Donji dijelovi jezgre su bolje hlađeni jer su još djelomično potopljivi vodom u trenutku kada dođe do taljenja keramičkih materijala. Zbog toga će do istjecanja materijala u donji plenum doći kroz obilazni kanal nakon proboja bočnog plašta jezgre, slika 2-9.



Slika 2-9: Istjecanje rastaljenog materijala u donji plenum

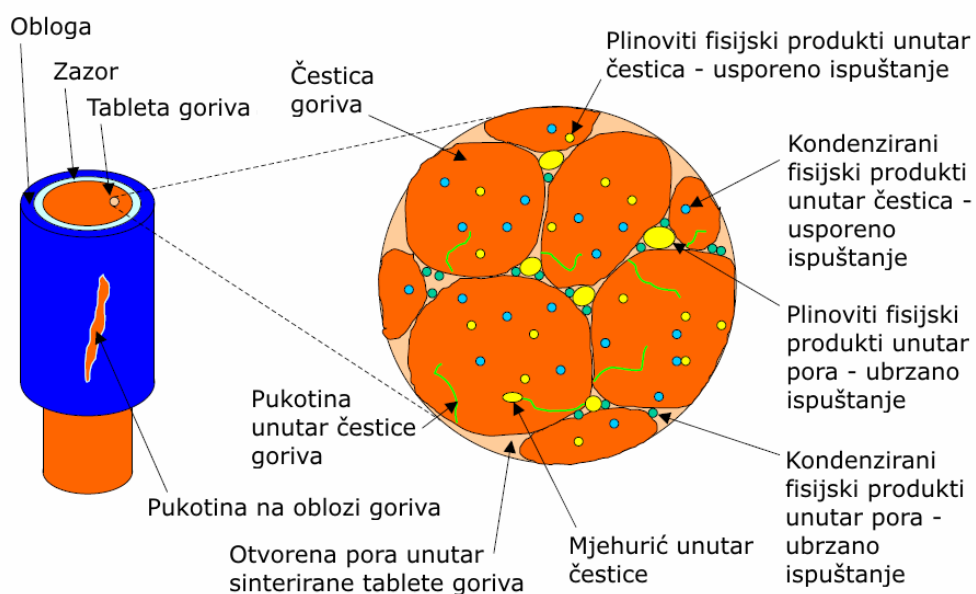
## 2.4 Ispuštanje fisijskih produkata

Ispuštanje fisijskih produkata iz oštećenog goriva utjecat će na količinu radioaktivnosti akumuliranu u zaštitnoj zgradi. Međutim, ono će također utjecati i na samo napredovanje akcidenta jer, ovisno o dizajnu reaktora i odgoru goriva, ispuštanje fisijskih produkata smanjuje vrijednost ostatne topline u gorivu za 30-40 %.

Početni inventar fisijskih produkata u jezgri ovisi o opterećenju i vremenu rada reaktora. Količina ispuštenih fisijskih produkata i njihov kemijski oblik usko su vezani za dizajn reaktora jer ovise o vrsti materijala u jezgri i termohidrauličkim uvjetima u primarnom krugu. Ispuštanje je podijeljeno u dvije faze:

1. Do prvog značajnijeg ispuštanja dolazi nakon pucanja obloge goriva kada se pretežno ispuštaju plinoviti produkti (kripton i ksenon), slika 2-10. Fisijski produkti će se nakupljati unutar čestica goriva i zbog difuzije kretati prema rubovima čestica. Njihovo kretanje će biti ubrzano ako unutar čestica postoje pukotine čiji se broj povećava s odgorom goriva. Jednom kada su ispušteni iz čestica goriva, fisijski će se produkti ubrzano kretati kroz pore između čestica, ispuštati iz tableta goriva i akumulirati u zazoru gorivnih šipki. Nakon pucanja obloge, doći će do ispuštanja u primarni krug.
2. Drugo ispuštanje nastupa zbog degradacije goriva, a pritom je količina ispuštenih fisijskih produkata (preostali plinoviti i lako hlapljivi produkti poput joda, cezija i telurija) puno veća nego kod prvog ispuštanja. Kako je količina cezija otprilike deset puta veća od količine joda, jod se ispušta u obliku cezij-jodida, a preostali cezij kao cezij-hidroksid. Telurij se ispušta u svom elementarnom obliku, ali može reagirati i sa Zircaloyem i tako biti zadržan unutar *coriuma*. Prilikom izračuna ispuštanja mora se uzeti u obzir stvaranje aerosola zbog isparivanja konstrukcijskih (željezo) i regulacijskih (srebro, kadmij) materijala na koje će se vezati fisijski produkti. Fizika aerosola zbog toga igra važnu ulogu kod izračuna raspodjele izvora zračenja u reaktorskoj posudi i primarnom krugu.

Ispuštanje fisijskih produkata detaljno je opisano u izvještaju Europske komisije [Hocke, 95].



Slika 2-10: Ispuštanje fisijskih produkata iz gorivne šipke

### 2.4.1 Smanjenje ostatne topline u donjem plenumu zbog ispuštanja fisijskih produkata

Za vrijeme teških nesreća doći će do ispuštanja određene količine fisijskih produkata, prije svega plinovitih i lako hlapljivih, a u manjoj mjeri i srednje i slabo hlapljivih produkata. Svrha ovog poglavlja je procijeniti vrijednost ostatne topline u dislociranom materijalu koji se nalazi u donjem plenumu na temelju eksperimentalnih podataka o količini ispuštenih fisijskih produkata.

U eksperimentima provedenim u postrojenjima u američkom Nacionalnom laboratoriju u Oak Ridgeu [Osborne, 87], [Osborne, 92], Grenobleu u Francuskoj [Ducros, 01], [Pontillon, 05], japanskom VEGA postrojenju [Kudo, 07], [Kudo, 07a], kanadskom laboratoriju u Chalk Riveru [Cox, 93], [Iglesias, 90], te u francuskom Phebus FPT postrojenju u Cadaracheu [Jacquemain, 00] dobiveni su podaci o koncentraciji ispuštenih fisijskih produkata u ovisnosti o vrsti, odgoru i temperaturi goriva, atmosferi (para, vodik, zrak), tlaku, stupnju oksidacije cirkonija, itd. Nažalost, rezultati ovih eksperimenata se jako razlikuju, pa je neodređenost u procjeni velika. Zbog toga su uzete konzervativne vrijednosti s minimalnim ispuštanjima koje će dati najveću vrijednost ostatne topline u donjem plenumu.

U analizi su korišteni podaci o 31 fisijskom produktu. Termička snaga koju generira pojedini fisijski produkt uzeta je iz izračuna ostatne topline za NE Krško za 13. ciklus korištenjem računalnog programa ORIGEN2 [Grgić, 97]. Rezultati tog izračuna navedeni su u tablici 2-2. Vrijednosti u tablici odgovaraju trenutku odmah nakon obustave reaktora.

Za plemenite plinove ksenon i kripton, te lako hlapljive fisijske produkte jod i cezij uzeto je ispuštanje od 90 %, odnosno 80 %. Eksperimenti su pokazali gotovo stopostotno ispuštanje plemenitih plinova, te nešto manje od 100 % joda i cezija. Problem kod joda i cezija je što su kemijski vrlo aktivni pa za vrijeme nesreće može doći do stvaranja njihovih spojeva koji imaju nizak stupanj hlapljivosti. Ti će spojevi ostati zarobljeni u rastaljenom materijalu za vrijeme dislokacije u donji plenum. No ipak, vrijednost od 80 % je donja granica ispuštanja i u realnom slučaju će ta vrijednost biti veća. Za antimon i telurij, iako oba spadaju u skupinu lako hlapljivih produkata, uočeno je slabije ispuštanje u inertnoj atmosferi (zrak). Naime, ti će produkti nakon taljenja  $UO_2$  goriva reagirati s cirkonijem i ostati zarobljeni u košuljici goriva. Tek će pojačanom oksidacijom cirkonija doći do njihovog ispuštanja u elementarnom obliku i, dodatno, telurija u obliku spoja telurija i kositra [Collins, 87]. No, iako je većina eksperimenata pokazala da će ispuštanje antimona i telurija biti tek neznatno manje od ispuštanja joda i cezija, konzervativno je njihovo ispuštanje uzeto da će iznositi 60 %.

Ispuštanje molibdena također raste sa stupnjem oksidacije cirkonija. Dodatno, molibden reagira s cezijem što smanjuje njegovu hlapljivost. Ispuštanje molibdena je zbog toga uzeto da iznosi 50 %.

Jedini eksperimenti u kojima je mjereno ispuštanje kositra bili su provedeni u Oak Ridgeu pri čemu je to ispuštanje izmjereno da iznosi oko 30 %. Slično kao i za kositar, i za rubidij ima vrlo malo podataka pa je tako u izvještaju Phebus FPT1 eksperimenta navedeno da ispuštanje rubidija iznosi 65 %.

Barij, tehnecij, rodij i paladij ponašaju se obrnuto od telurija, antimona i molibdena jer se njihovo ispuštanje smanjuje kako cirkonij oksidira. Ispuštanje barija kao najvažnijeg predstavnika ove grupe ovisi o trajanju procesa taljenja jezgre i o prisutnosti željeznih oksida u jezgri koji smanjuju hlapljivost barija. Uz pretpostavku da se ispuštanje odvija u parnoj atmosferi i da uvijek postoji određena količina rastaljenog željeza, ispuštanje će biti minimalno (5 %).

Za srebro i indij je u Phebus FPT1 izvještaju navedeno ispuštanje u granicama između 5 % i 15 %. Ovdje je uzeta minimalna vrijednost od 5 %.



Zanimljivo je ponašanje rutenija. Rutenij je slabo hlapljivi fisijski produkt, no zato njegov oksid  $\text{RuO}_2$  brzo ishlapljuje. Podaci o ispuštanju rutenija jako variraju i kreću se od manje od 1 % do preko 50 % neovisno o tome da li su eksperimenti provedeni u parnoj ili inertnoj atmosferi. Vrijednost od 5 % ispuštanja je samo gruba procjena jer je neodređenost u ocjeni ispuštanja rutenija velika.

Stroncij i itrij su jako važni fisijski produkti jer imaju značajan doprinos u proizvodnji ostatne topline. Eksperimenti u postrojenju u Grenobleu i u japanskom postrojenju VEGA dali su okvirne podatke o njihovom ispuštanju, a vrijednost od 5 % uzeta je kao srednja izmjerena vrijednost.

Svi ostali fisijski produkti su slabo hlapljivi i za njih Lewis [Lewis, 08] u svojem radu navodi vrijednosti ispuštanja od 1 % pa do 10 %. Iznimka je europij čije se ispuštanje procjenjuje na 15 % i koji se ponaša slično kao i barij jer mu hlapljivost raste u inertnoj atmosferi.

Produkt ispuštanja i termičke snage koju generiraju fisijski produkti predstavlja ostatnu toplinu koja se gubi za vrijeme dislokacije *coriuma* u donji plenum. Na temelju provedene analize procjenjuje se da će u materijalu kada se slegne u donjem plenumu biti akumulirano oko 70 % početne ostatne topline. Neki autori [Müller, 06a] navode da će fisijski produkti u dislociranom materijalu generirati samo 30 % ostatne topline uz pretpostavku da će svi lako hlapljivi i veliki dio srednje hlapljivih fisijskih produkata biti ispušteni.

Na kraju, još jednom valja napomenuti da je ovo samo gruba procjena ispuštanja i da rezultati možda ne odgovaraju stvarnom stanju. Razlike u eksperimentalnim rezultatima varirale su od 10 % pa do čak 80-90 % i teško je bilo odrediti pravu vrijednost. Stoga su ovdje korištene dosta konzervativne vrijednosti, ali koje ipak imaju svoju teorijsku, odnosno eksperimentalnu podlogu.

Tablica 2-2: Termička snaga koju proizvode pojedini fizijski produkti i njihovo ispuštanje za vrijeme teške nesreće

<b>Fisijski produkt</b>	<b>Termička snaga [W]</b>	<b>Ispuštanje [%]</b>
Germanij	$1.059 \cdot 10^5$	1
Arsen	$4.515 \cdot 10^5$	1
Selenij	$9.331 \cdot 10^5$	1
Brom	$2.682 \cdot 10^6$	1
Kripton	$3.549 \cdot 10^6$	90
Rubidij	$7.046 \cdot 10^6$	65
Stroncij	$6.067 \cdot 10^6$	5
Itrij	$9.504 \cdot 10^6$	5
Cirkonij	$4.694 \cdot 10^6$	1
Niobij	$9.745 \cdot 10^6$	1
Molibden	$3.949 \cdot 10^6$	50
Tehnećij	$5.445 \cdot 10^6$	5
Rutenij	$1.199 \cdot 10^6$	5
Rodij	$1.405 \cdot 10^6$	5
Paladij	$1.436 \cdot 10^5$	5
Srebro	$2.082 \cdot 10^5$	5
Indij	$3.822 \cdot 10^5$	5
Kositar	$8.973 \cdot 10^5$	30
Antimon	$3.573 \cdot 10^6$	60
Telurij	$3.855 \cdot 10^6$	60
Jod	$8.798 \cdot 10^6$	80
Ksenon	$4.278 \cdot 10^6$	90
Cezij	$7.782 \cdot 10^6$	80
Barij	$4.591 \cdot 10^6$	5
Lantan	$7.979 \cdot 10^6$	1
Cerij	$1.884 \cdot 10^6$	1
Praseodimij	$2.759 \cdot 10^6$	1
Neodimij	$3.638 \cdot 10^5$	1
Prometij	$4.074 \cdot 10^5$	1
Samarij	$6.776 \cdot 10^4$	1
Europij	$1.069 \cdot 10^5$	15

## 2.5 Ponašanje rastaljenog materijala u donjem plenumu

Cjelovitost reaktorske posude u donjem plenumu ovisi o količini, sastavu i konfiguraciji rastaljenog materijala te o proizvodnji ostatne topline. Količina i sastav određeni su procesima u prethodnoj fazi akcidenta: oksidacijom i taljenjem goriva i konstrukcijskih materijala. Konfiguracija ovisi o brzini istjecanja materijala, širini mlaza, te o količini vode u donjem plenumu. Udio ostatne topline određen je količinom ispuštenih fizijskih produkata u prethodnim fazama akcidenta.

### 1. *Količina i sastav materijala*

Količina rastaljenog materijala ovisi o vrsti akcidenta i eventualnim akcijama operatera. Što je jezgra dulje otkrivena to će se više materijala rastaliti. Najteže će posljedice nastupiti ako ECCS sustav nije raspoloživ pa se voda u jezgru ubrizgava samo iz akumulatora. Operater ima mogućnost manualnog aktiviranja pumpi međutim ako je u tom trenutku jezgra pregrijana, ubrizgavanje hladne vode bi moglo dovesti do pucanja gorivnih šipki zbog termičkog šoka.

Pod sastavom materijala prije svega se misli na omjer oksidnih i metalnih materijala čija se toplinska svojstva bitno razlikuju. Oksidni ( $UO_2$ ,  $ZrO_2$ ) i metalni (Fe, Zr) materijali čine glavninu *coriuma*. Udio ostalih materijala poput srebra, nikla i kroma dovoljno je mali da se njihov utjecaj na svojstva i ponašanje *coriuma* može zanemariti. Cirkonij ima veliki afinitet prema kisiku i njegova će oksidacija rezultirati pretvaranjem metalnog cirkonija u oksidni cirkonij-dioksid. Količina vode koja se ubrizgava tijekom akcidenta direktno će utjecati na sastav rastaljenog materijala jer će njezinim isparivanjem legura Zircaloya ubrzano oksidirati.

Integralna analiza teške nesreće neophodna je za određivanje količine i sastava rastaljenog materijala [Šadek, 08a]. Za provođenje ovakve analize potrebno je modelirati kompletan primarni i dio sekundarnog kruga koji sudjeluje u izmjeni topline. SCDAP/RELAP5 i MAAP4 računalni programi koristit će se za potrebe integralne analize.

### 2. *Konfiguracija materijala u donjem plenumu*

Kada dođe do slijevanja rastaljenog materijala, donji će plenum najvjerojatnije biti ispunjen vodom. Ovisno o brzini istjecanja i širini mlaza, mlaz će popucati i doći će do fragmentacije rastaljenog materijala. Sa stajališta termičkog opterećenja posude, fragmentacija je pozitivna jer će manje nakupine dislociranog materijala biti lakše ohladiti. Ako je masa taljevine velika, čak i ako dođe do pucanja mlaza, nakupine rastaljenog materijala će se u nekom trenutku spojiti i formirati će se jedinstvena smjesa. Toplinsko opterećenje reaktorske posude ovisit će u tom slučaju o intenzitetu prirodne cirkulacije materijala unutar taljevine.

Ovisno o kemijskom sastavu doći će do razdvajanja oksidnih i metalnih materijala. Oksidi bi zbog veće gustoće mogli potonuti na dno posude i istisnuti metale na vrh. Kako je koeficijent vođenja topline metala gotovo za red veličine veći od koeficijenta vođenja topline oksida, metali će fokusirati toplinski tok na uski dio posude (metala je puno manje nego oksida) što bi moglo izazvati njezino taljenje.

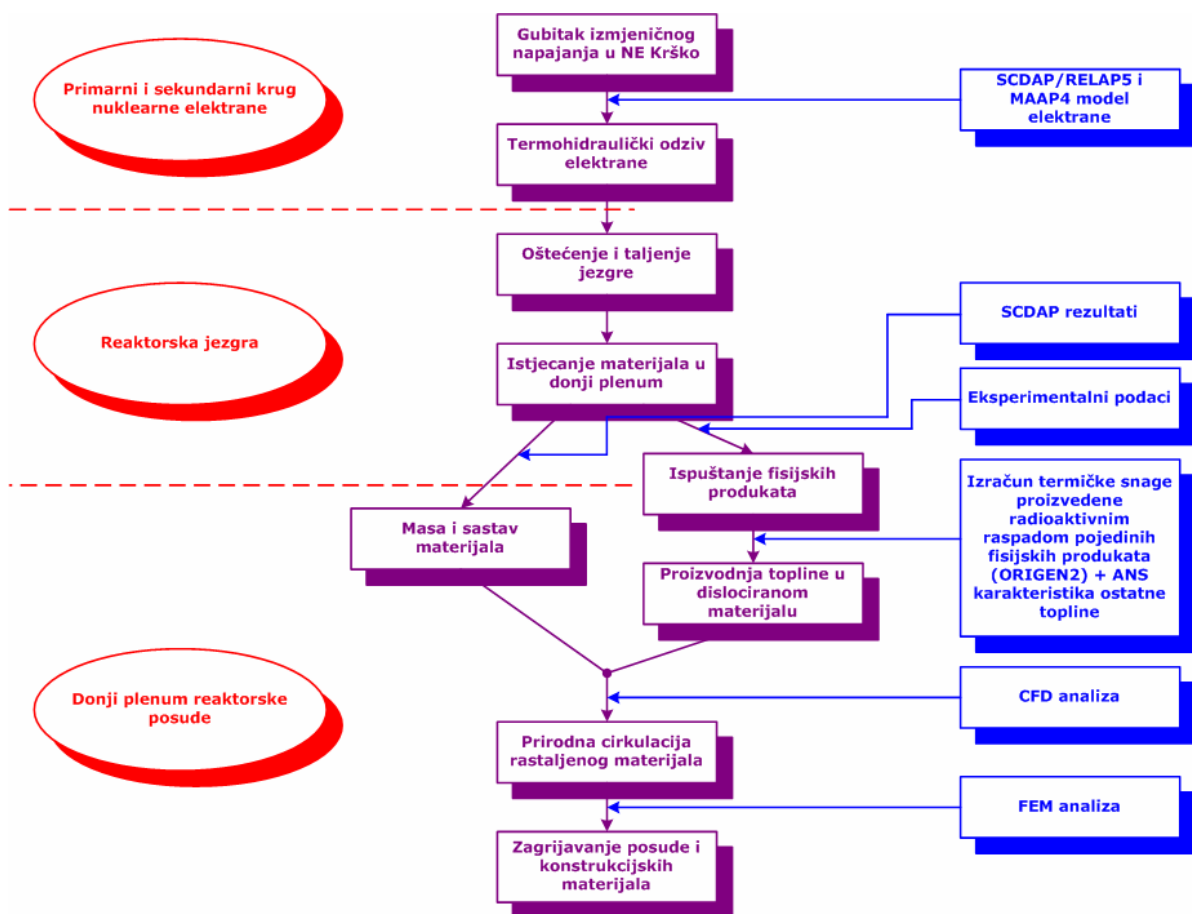
Utjecaj pucanja mlaza taljevine na prijenos topline na posudu ispitat će se izračunom korištenjem MAAP4 programa, dok će se CFD analiza iskoristiti za izračun prirodne cirkulacije. FEM izračunom će se odrediti raspodjela temperatura unutar stijenke reaktorske posude i na taj način ocijeniti cjelovitost posude.

### 3. *Proizvodnja ostatne topline*

Proizvodnja topline unutar rastaljenog materijala izazvat će intenzivnu prirodnu cirkulaciju koja će rezultirati velikim toplinskim tokom na stijenku posude. Za procjenu iznosa ostatne topline u obzir se mora uzeti i ispuštanje fisijskih produkata u ranijoj fazi akcidenta. U prethodnom je poglavlju na temelju eksperimentalnih podataka određena količina ispuštenih fisijskih produkata, a korištenjem računalnog programa ORIGEN2 proizvodnja topline po pojedinom izotopu. Kombiniranjem tih vrijednosti i uzimanjem u obzir vremenske promjene ostatne topline odredit će se ukupno proizvedena ostatna toplina u donjem plenumu.

### 4. *Metodologija izračuna*

Dijagram na slici 2-11 prikazuje tijek izračuna na način na koji će biti proveden unutar ove disertacije. Svaki od pojedinih koraka detaljno je opisan u idućim poglavljima, a rezultati svake prethodne faze izračuna bit će iskorišteni kao početni uvjeti za sljedeću fazu. Cilj ovakve iscrpne analize je izbjeći konzervativne pretpostavke prilikom ocjene količine, sastava i konfiguracije rastaljenog materijala u donjem plenumu. CFD i FEM analize će s druge strane dati najdetaljnije podatke o toplinskom odzivu dislociranog materijala i stijenke reaktorske posude.



Slika 2-11: Tijek izračuna teške nesreće u NE Krško

## 2.5.1 Eksperimentalna istraživanja

Do danas je širom svijeta provedeno više desetaka eksperimenata koji su simulirali ponašanje rastaljenog materijala u donjem plenumu. Ciljevi ovih eksperimenata bili su sljedeći:

1. Odrediti iznos toplinskog toka s rastaljenog materijala na stijenku posude s bočne strane, odnosno na fluid s gornje strane.
2. Istražiti proces interakcije rastaljenog materijala i vode i vidjeti kakva konfiguracija pri tome nastaje. Odrediti da li je novonastalu konfiguraciju lakše ohladiti nego onu koja bi nastala kada ne bi bilo vode.
3. Odrediti utjecaj kemijskog sastava na procese unutar rastaljenog materijala.

S obzirom da je radni fluid na vrlo visokoj temperaturi, eksperimenti su iznimno zahtjevni. Kako bi se smanjile posljedice eventualne nesreće, velik dio njih proveden je sa simulacijskim materijalima (voda, freon, mješavina soli) što je omogućilo da se izvedu u ekstremnim uvjetima (tlakovi, temperature) kakvi će vladati u nuklearnom reaktoru za vrijeme teške nesreće. U eksperimentima koji su bili provedeni s prototipnim materijalima, količina *coriuma* je bila mala, a postrojenja su bila skalirana i do deset puta. Njihovi su rezultati omogućili razumijevanje kemijskih procesa unutar *coriuma* i njegove interakcije s vodom. Ono što je neizvedivo u eksperimentima s prototipnim materijalima je simuliranje unutrašnjeg izvora topline zbog raspada fizijskih produkata. Zbog toga se eksperimenti koji istražuju proces prirodne cirkulacije fluida s unutrašnjim izvorom topline provode s fluidima u koje je ili uronjen grijač, ili su grijani izvana.

Iako su problemi brojni, eksperimenti su doprinijeli boljem razumijevanju procesa u donjem plenumu. Također su omogućili kvantificiranje toplinskog naprezanja posude u kontaktu s rastaljenim materijalom. No, kako eksperimenti ne mogu pokriti cijeli spektar događaja tijekom teške nesreće, postoje još mnoge nepoznanice. Stoga je i danas ovo područje predmet aktivnog istraživanja.

U ovom će poglavlju biti dan kratak opis najvažnijih eksperimenata i njihovih rezultata. Neki od tih rezultata bit će primijenjeni u analizama provedenim unutar disertacije.

### 2.5.1.1 Eksperimenti Mayingera, Jahna i Reinekea (1972 – 1975)

Jedni od pionira u istraživanjima prirodne cirkulacije fluida s unutrašnjim izvorom topline bili su Mayinger, Jahn i Reineke sa Sveučilišta u Hannoveru [Jahn, 74], [Mayinger, 76]. Oni su eksperimentalnim i numeričkim putem pokušali odrediti toplinski tok na stijenske posuda sfernog i prizmatičnog oblika. Istraživanja su bila provedena u svrhu analize teške nesreće u brzim oplodnim reaktorima, no rezultati se mogu primijeniti i na reaktore tipa PWR.

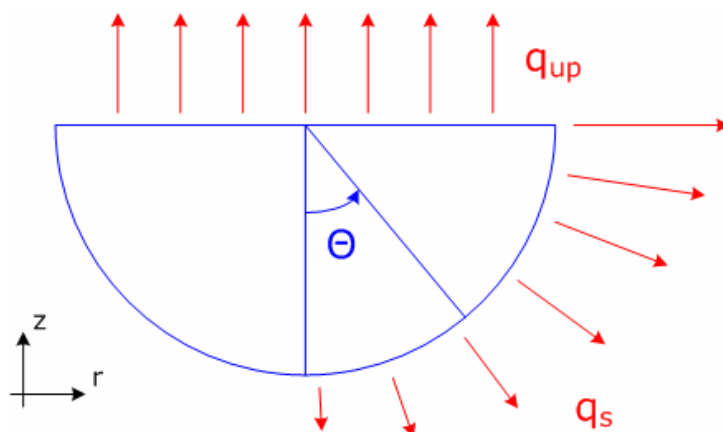
Radni je fluid u eksperimentima bila voda ( $Pr \approx 7$ ,  $10^7 < Ra_{int} < 5 \cdot 10^{10}$ ), a temperatura stijenske posude održavana je konstantnom.

Na temelju eksperimentalnih rezultata i numeričkih izračuna razvijene su korelacije za koeficijent prijelaza topline, preciznije za Nusseltovu značajku, s rastaljenog materijala na posudu, odnosno na fluid s gornje strane. Nusseltova značajka za prijelaz topline s gornje strane, slika 2-12, dana je izrazom:

$$Nu_{up} = 0,36 Ra_{int}^{0,23} \quad (2-5)$$

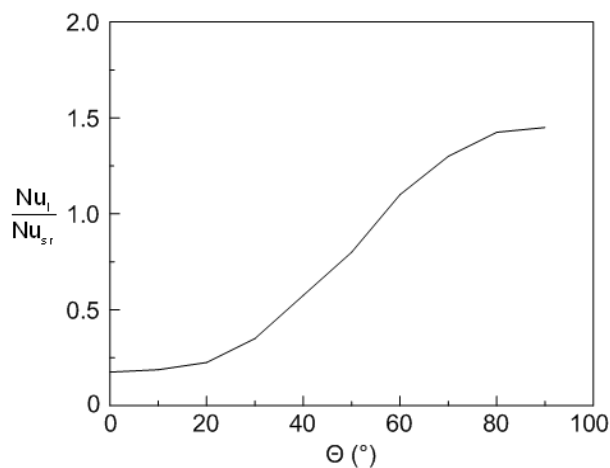
Korelacija za Nusseltovu značajku za prijelaz topline s bočne strane glasi:

$$Nu_s = 0,54Ra_{int}^{0,18} \cdot f(\Theta). \quad (2-6)$$



Slika 2-12: Skica bazena rastaljenog materijala s prikazom toplinskih tokova

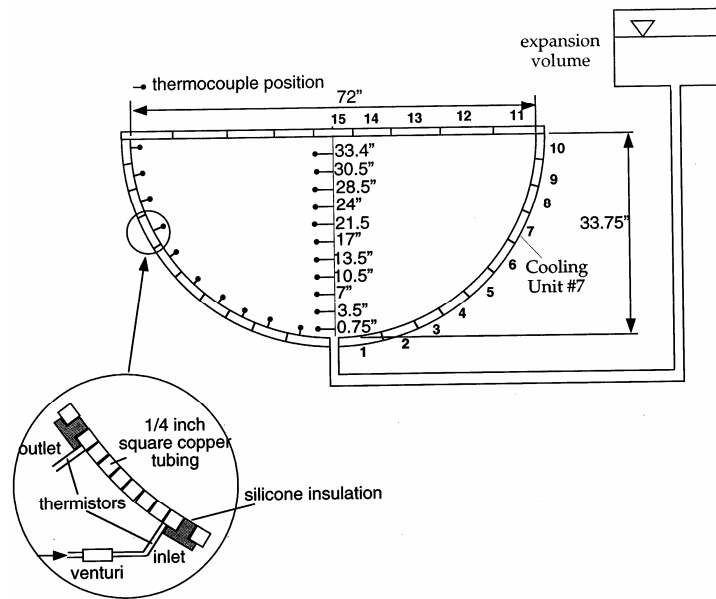
Važan doprinos ovih eksperimenata bila je spoznaja da toplinski tok s bočne strane ovisi o kutu otklona od vertikale posude. Najmanji je na dnu ( $\Theta = 0^\circ$ ) i kontinuirano raste prema vrhu posude ( $\Theta = 90^\circ$ ). Zbog toga se u korelaciju za Nusseltovu značajku za prijelaz topline s bočne strane uvodi funkcija  $f(\Theta)$  koja je definirana kao omjer lokalne i srednje Nusseltove značajke. Vrijednosti funkcije variraju između 0,15 za  $\Theta = 0^\circ$  i 1,45 za  $\Theta = 90^\circ$ . Slika 2-13 prikazuje ovisnost ove funkcije o kutu  $\Theta$ .



Slika 2-13: Omjer lokalne i srednje Nusseltove značajke u ovisnosti o kutu  $\Theta$

#### 2.5.1.2 Eksperimenti ACOPO (1996)

Eksperimenti su provedeni u postrojenju ACOPO, slika 2-14, na Sveučilištu u Kaliforniji [Theofanous, 97a], [Theofanous, 00].



Slika 2-14: Eksperimentalno postrojenje ACOPO

Cilj eksperimenata je bio potvrditi strategiju zadržavanja rastaljenog materijala unutar reaktorske posude za postrojenje AP-600 [Theofanous, 97]. Strategija se temelji na hlađenju reaktorske posude izvana pa je u eksperimentima trebalo pokazati da je toplinski tok s vanjske strane posude manji od kritičnog toplinskog toka čime bi se izbjeglo pregrijavanje posude.

Posuda ACOPO postrojenja bila je sfernog oblika polumjera jedan metar. S obzirom na veličinu posude, Rayleighjeva značajka radnog fluida (voda) kretala se između  $10^{12}$  i  $10^{16}$ . Ovo su bili prvi eksperimenti u kojima je korišten fluid čija je Rayleighjeva značajka bila istog reda veličine kao i za *corium* u nuklearnom reaktoru.

Temeljem rezultata, Theofanous [Theofanous, 97a] je izveo nove korelacije za Nusseltovu značajku:

$$Nu_{up} = 1,95 Ra_{int}^{0,18}, \quad (2-7)$$

$$Nu_s = 0,3 Ra_{int}^{0,22} \cdot f(\Theta). \quad (2-8)$$

Eksperimenti su pokazali da Prandtlova značajka vrlo malo utječe na iznos koeficijenta prijelaza topline. To je iznimno važno jer se time daje vjerodostojnost rezultatima eksperimenata sa simulacijskim materijalima s obzirom da se Prandtlove značajke vode i *coriuma* bitno razlikuju ( $Pr_{voda} \approx 4$ ,  $Pr_{corium} \approx 0,5$ ). Nusseltova se značajka, dakle, može bez veće pogreške izraziti samo kao funkcija Rayleighjeve značajke.

### 2.5.1.3 Eksperimenti FARO (1993 – 1997)

Eksperimenti su bili provedeni u postrojenju FARO u JRC Ispra u Italiji [Magallon, 95], [Magallon, 99], [Magallon, 06]. Naglasak eksperimenata je bio na proučavanju procesa interakcije prototipnog rastaljenog materijala i vode s ciljem određivanja konačne konfiguracije. Prolaskom rastaljenog materijala kroz vodu dolazi do fragmentacije mlaza i stvaranja sloja krhotina.

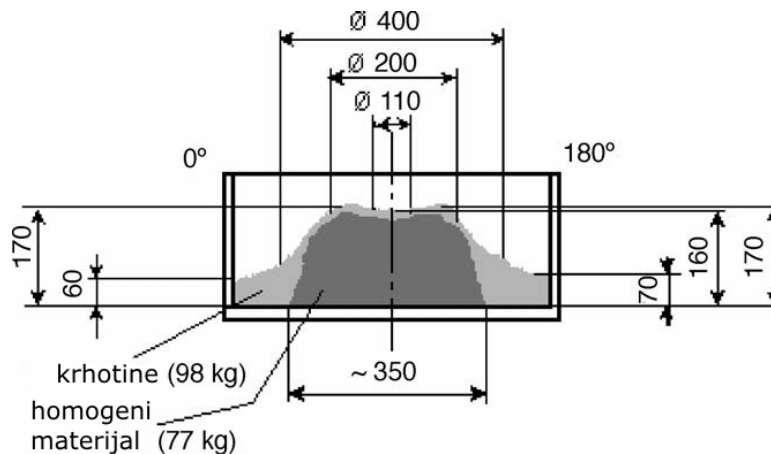
U eksperimentima se 40 – 180 kg rastaljenog materijala ( $UO_2$ ,  $ZrO_2$ , Zr) ulijevalo u cilindričnu posudu s vodom. Promjer posude je bio 0,71 metar. Visina stupca vode, kao i njena temperatura, varirali su od eksperimenta do eksperimenta.

U tablici 2-3 prikazani su uvjeti u kojima su eksperimenti izvedeni i rezultati koji se odnose na masu i konfiguraciju skrućenog materijala.

Iz rezultata se daje zaključiti sljedeće:

1. Što je masa taljevine manja, a količina vode veća, masa krhotina će biti veća u odnosu na masu homogenog sloja materijala. Ovakva konfiguracija je povoljnija sa stajališta toplinskog opterećenja posude jer će manje čestice biti lakše ohladiti zbog veće površine prijelaza topline i manjeg toplinskog kapaciteta.
2. U eksperimentu L-11 u kojem je bilo dodano 4 % cirkonija došlo je do oslobađanja energije zbog oksidacije cirkonija. Ta dodatna energija u kombinaciji s pucanjem mlaza taljevine rezultirala je potpunim raspršenjem materijala pa do stvaranja homogenog sloja nije došlo.
3. Veće pothlađenje vode dovelo je do jačeg raspršenja mlaza taljevine i, prema tome, do intenzivnijeg hlađenja.

Ilustracije radi, slika 2-15 prikazuje konfiguraciju skrućenog materijala u eksperimentu L-28. Vidi se da će do stvaranja nakupine homogenog materijala doći u osi mlaza, a krhotine će biti raspršene na širem području.



Slika 2-15: Konfiguracija skrućenog materijala u eksperimentu FARO L-28 (dimenzije su u milimetrima)

Masa vode je u eksperimentima bila dva do tri puta veća od mase ispuštene taljevine, dok će u nuklearnom reaktoru situacija biti obrnuta. Konfiguracija ohlađenog materijala u donjem plenumu reaktorske posude zbog toga neće odgovarati eksperimentalnoj, već će udio krhotina biti puno manji i takvu će konfiguraciju biti teže ohladiti. Druga važna činjenica je da rastaljeni materijal u eksperimentima nije sadržavao fizijske produkte pa nije došlo do proizvodnje ostatne topline. Zbog toga ostaje otvoreno pitanje konačne konfiguracije jer bi se krhotine materijala mogle početi taliti nakon što sva voda ispari.

Ono što je bitno i što su eksperimenti demonstrirali je da površina skrućenog materijala u kontaktu s donjom pločom posude nije bila glatka već valovita i izbrazdana. U pojedinim dijelovima dubina brazdi je bila i do nekoliko milimetara. U takve pukotine može ulaziti voda i odvoditi toplinu. Lokalne turbulencije, ključanje vode i pojava dvofaznog protoka još će više intenzivirati proces hlađenja. Ovakav mehanizam odvođenja ostatne topline je najvjerojatnije omogućio hlađenje taljevine tijekom nesreće u NE Otok Tri Milje čime je izbjegnuto pucanje reaktorske posude.



Tablica 2-3: Početni uvjeti i rezultati FARO eksperimenata

Eksperiment	Sastav taljevine	Masa [kg]	Temperatura taljevine [K]	Dubina vode [m]	Temperatura vode [K]	Pothlađenje vode [K]	Homogeni sloj skrućenog materijala [kg, wt.%]	Sloj krhotina [kg, wt.%]	Srednja veličina čestica [mm]
L-08	80 wt.% UO <sub>2</sub> + 20 wt.% ZrO <sub>2</sub>	44	3023	1,00	536	12	14, 32	30, 68	3,8
L-11	77 wt.% UO <sub>2</sub> + 19 wt.% ZrO <sub>2</sub> + 4 wt.% Zr	151	2823	2,00	535	2	0, 0	151, 100	3,5
L-14	80 wt.% UO <sub>2</sub> + 20 wt.% ZrO <sub>2</sub>	125	3123	2,05	537	0	20, 16	105, 84	4,8
L-19	80 wt.% UO <sub>2</sub> + 20 wt.% ZrO <sub>2</sub>	157	3073	1,10	536	1	77, 49	80, 51	3,7
L-20	80 wt.% UO <sub>2</sub> + 20 wt.% ZrO <sub>2</sub>	96	3173	1,97	486	0	21, 22	75, 78	4,4
L-24	80 wt.% UO <sub>2</sub> + 20 wt.% ZrO <sub>2</sub>	177	3023	2,02	425	0	27, 15	150, 85	2,6
L-27	80 wt.% UO <sub>2</sub> + 20 wt.% ZrO <sub>2</sub>	117	3023	1,47	424	1	26, 22	91, 78	Nije dostupna
L-28	80 wt.% UO <sub>2</sub> + 20 wt.% ZrO <sub>2</sub>	175	3052	1,44	424	1	77, 44	98, 56	3,0
L-31	80 wt.% UO <sub>2</sub> + 20 wt.% ZrO <sub>2</sub>	92	2990	1,45	291	104	0, 0	92, 100	3,4
L-33	80 wt.% UO <sub>2</sub> + 20 wt.% ZrO <sub>2</sub>	100	3070	1,60	293	124	8, 8	92, 92	2,6

#### 2.5.1.4 Eksperimenti EC-FOREVER (1999 – 2003)

Eksperimenti su provedeni s ciljem utvrđivanja mehanizma oštećenja posude unutar koje se nalazi rastaljeni materijal [Sehgal, 02], [Sehgal, 06].

Eksperimentalno postrojenje izgrađeno je na Kraljevskom institutu za tehnologiju u Stockholmu. Radni je fluid bio mješavina oksida (30 % CaO i 70 % B<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) koji se pomoću grijača održavao na temperaturi 1400 K. Posuda je bila sfernog oblika promjera 0,4 metra, visine 0,75 metara, debljine stijenke 0,015 metara i izrađena od prototipnog reaktorskog čelika.

Rastaljeni oksidni materijal bio je kontinuirano zagrijavan kako bi se simulirala ostatna toplina. Temperatura stijenke posude kretala se u rasponu između 850 K i 1200 K što je dovelo do njene deformacije i kasnije do pucanja. Posuda nije bila hladena niti s vanjske niti s unutrašnje strane.

Najveća deformacija posude izmjerena je pri kutu odklona od vertikale 45° – 60°, dok je do pucanja posude došlo pri većem kutu (> 70 °) ovisno o inicijalnoj visini rastaljenog materijala. Maksimalna deformacija iznosila je oko 13 %, dok je na mjestu pucanja posude bila gotovo dvostruko manja. To pokazuje da do pucanja neće doći na mjestu najveće deformacije, već na mjestu najveće temperature, jer je otprilike na mjestu pucanja posude izmjerena i najveća temperatura.

Od ukupno šest provedenih eksperimenata, dva su uključivala plavljenje posude vodom nakon što je deformacija dosegla određeni iznos (~5 %) kako bi se stvorili uvjeti za nastanak zazora između posude i kore koja okružuje taljevinu. Naime, eksperimentima se željela provjeriti hipoteza o mehanizmu hlađenja posude nakon ulaska vode u zazor. Do stvaranja zazora došlo bi zbog deformacije stijenke posude uslijed termičkih naprezanja. Dodatno se željela ispitati mogućnost hlađenja rastaljenog materijala ubrizgavanjem vode s gornje strane.

Pokazalo se da do stvaranja zazora neće doći. Voda je prodrjela do dubine od samo 60 milimetara ispod gornjeg ruba taljevine što znači da je hlađenje taljevine vodom s gornje strane vrlo ograničeno.

Zaključak eksperimenata je bio da se porastom dubine bazena rastaljenog materijala smanjuje mogućnost hlađenja reaktorske posude ubrizgavanjem vode u samu posudu. Cjelovitost posude bi se mogla sačuvati njezinim hlađenjem izvana što znači da bi reaktorska šupljina (eng. *reactor cavity*) morala biti projektirana na način da se omogući što brže potapanje posude. Na primjer, projekti postrojenja AP-600 i AP-1000 uključuju ovakav način hlađenja posude. S druge strane, u NE Krško ne postoji mogućnost vanjskog hlađenja posude jer je volumen reaktorske šupljine ispod posude prevelik pa voda sporo ispunjava taj prostor. Također bi se morao osigurati i ispuštanje pare nastale isparivanjem vode da se spriječi nagli porast tlaka u šupljini.

Do kritične deformacije posude doći će unutar prva dva sata nakon slijevanja rastaljenog materijala u donji plenum. Ako se u tom vremenskom periodu ne zaustavi rast temperature posude, deformacija će dovesti do pucanja zbog puzanja materijala. Čak i ako u nekom trenutku dođe do ubrizgavanja vode, pitanje je da li se oštećenje posude može spriječiti jer, kao što je već napomenuto, voda prodire u rastaljeni materijal samo do dubine od nekoliko centimetara, a mjesto najveće deformacije se nalazi puno dublje.

#### 2.5.1.5 Eksperimenti RASPLAV i MASCA (1997 – 2004)

U ovim eksperimentima, provedenima u Institutu "Kurčatov" u Moskvi, korišteni su rastaljeni prototipni materijali (UO<sub>2</sub>, Zr, ZrO<sub>2</sub>) na visokim temperaturama (2700 – 3000 K), a taljevina se nalazila unutar posude sfernog oblika [Asmolov, 00], [Asmolov, 03]. Taljevina se

održavala na visokoj temperaturi pomoću grijača instaliranih u stijenske posude. Svrha eksperimenata bila je istraživanje fenomena poput prirodne cirkulacije rastaljenog materijala, uslojavanja materijala u ovisnosti o sastavu taljevine i kemijskim procesima, raspodjele fizijskih produkata, mogućnosti hlađenja, utjecaju oksidacije na svojstva taljevine itd. Rezultati su poslužili za potvrdu vjerodostojnosti prijašnjih eksperimenata sa simulacijskim materijalima i teorijskih razmatranja o ponašanju *coriuma* u donjem plenumu.

Jedna grupa RASPLAV eksperimenata bila je izvedena da se ispita mogućnost hlađenja taljevine. U tim se eksperimentima na sloj rastaljenog oksidnog materijala sastavljenog od  $UO_2$ ,  $ZrO_2$ ,  $Fe_2O_3$ ,  $Cr_2O_3$  i  $Ni_2O_3$  dodavala voda s gornje strane. Rezultati su bili sljedeći:

- Nije došlo do eksplozije pare za vrijeme isparivanja vode.
- Kada se održavao stabilan sloj vode debljine 30 mm iznad taljevine, došlo je do stvaranja kore. Kora se najprije počela stvarati uz stijenu posude, a vremenom se proširila prema središtu.
- Usporedbom skrućenih i ohlađenih uzoraka oksidnog materijala primijećeno je da uzorci koji su bili izloženi vodi imaju veću poroznost od uzoraka koji nisu bili u kontaktu s vodom. Gustoća uzoraka u eksperimentima s vodom bila je oko  $7000 \text{ kg/m}^3$ , a gustoća suhih uzoraka  $7400 \text{ kg/m}^3$ . Za vrijeme reakcije oksidnog materijala i vode, voda je prodirala u rastaljeni materijal i ključala, a novonastala para je, probijajući se prema površini, iza sebe ostavljala pukotine. Kako je sveukupna masa oksidnog materijala bila relativno mala ( $< 2 \text{ kg}$ ) teško je zaključiti do koje će dubine voda prodrijeti u realnim reaktorskim uvjetima kada će količina rastaljenog materijala biti puno veća.
- Toplinski tok za vrijeme filmskog ključanja vode na površini rastaljenog materijala bio je za 35 % veći nego na površini krutog materijala. Razlog tome bile su nestabilnosti na površini između rastaljenog materijala i vode/pare koje su dovele do povećanja površine prijelaza topline.
- Sloj vode iznad rastaljenog materijala spriječio je ispuštanje aerosola.

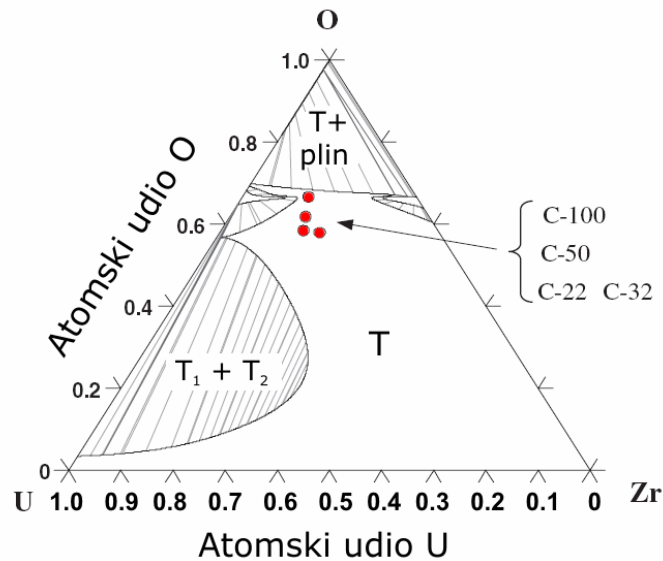
U drugoj grupi RASPLAV eksperimenata želio se ispitati utjecaj kemijskog sastava na konfiguraciju rastaljenog materijala. U tu svrhu korištena je mješavina oksidnih i metalnih materijala ( $UO_2$ ,  $ZrO_2$ , Zr). Pokazalo se da će nastala taljevina biti homogenog sastava, tj. da će oksidni i metalni materijali biti potpuno pomiješani. Kada su se naknadno u tu taljevinu dodali ugljik i željezo, došlo je do razdvajanja oksida i metala. Teži oksidi su se nataložili na dno posude, dok su metali isplivali na površinu. Prema tome, kemijska, a ne fizikalna svojstva odredila su konfiguraciju materijala. Ovi su rezultati bitni s obzirom na sigurnost reaktora jer će unutar *coriuma* redovito biti prisutni i željezo i ugljik što znači da će *corium* biti sastavljen od dvije tekuće faze koje se neće moći miješati, tj. neće kemijski reagirati. Da li će do razdvajanja materijala doći, teško je odgovoriti bez prethodne analize. U obzir treba uzeti pojačano miješanje materijala zbog proizvodnje ostatne topline koje eksperimenti nisu mogli adekvatno simulirati. Rayleighjeva značajka iznosila je u eksperimentima oko  $10^{11}$ , dok će u reaktorskim uvjetima iznositi oko  $10^{15}$ . CFD analizom će se pokušati odgovoriti na pitanje konfiguracije rastaljenog materijala.

U MASCA eksperimentima sastav *coriuma* varirao je u ovisnosti o udjelu oksidiranog cirkonija. Vrste *coriuma* korištene u eksperimentima bile su C-22, C-32, C-50, C-75 i C-100, gdje je C oznaka za *corium*, a broj iza slova C označava stupanj oksidacije cirkonija izračunat prema jednadžbi:

$$C = \frac{N_{ZrO_2}}{N_{ZrO_2} + N_{Zr}} \cdot 100 \quad [\%], \quad (2-9)$$

gdje je  $N_{ZrO_2}$  broj molekula cirkonij-dioksida, a  $N_{Zr}$  broj atoma cirkonija.

Pogleda li se fazni dijagram U-Zr-O sustava na temperaturi 2873 K [Fukusawa, 05], slika 2-16, vidi se da će *corium* u kojem nema nečistoća biti u obliku homogene mješavine.



Slika 2-16: Fazni dijagram trokomponentnog U-Zr-O sustava na temperaturi 2873 K

U smjesu urana, cirkonija i kisika dodani su željezo, ugljik i elementi koji čine fizijske produkte (lantan, cerij, barij, stroncij, niobij, molibden, rutenij).

Rezultati su pokazali da način razdvajanja materijala ovisi o stupnju oksidacije cirkonija. Smanjivanjem stupnja oksidacije dolazi do tzv. inverznog uslojavanja, i stvaranja dvije metalne faze. Teška metalna faza će se nataložiti na dno posude, a lakša će biti na vrhu. Između njih će se formirati sloj oksida, slika 2-17.



Slika 2-17: Inverzno uslojavanje rastaljenog materijala

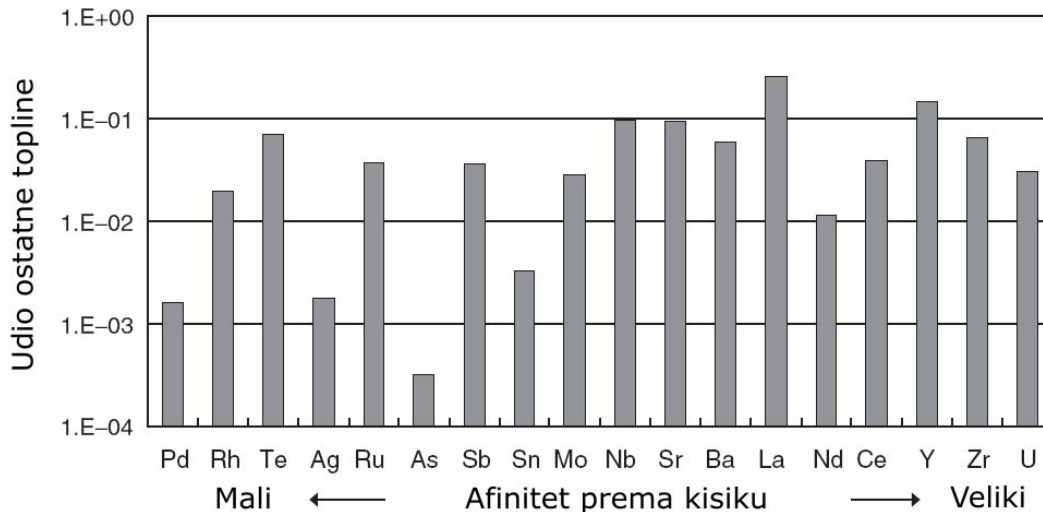
Difuzijom urana iz oksidne u metalnu fazu stvara se teška metalna faza čija je gustoća veća od gustoće oksidne faze. Uzrok tome je kemijska reakcija za vrijeme koje metalni cirkonij istiskuje uran iz uran-dioksida i na sebe veže oslobođene atome kisika. Do reakcije dolazi zato jer metalni cirkonij u taljevini ima veći oksidni potencijal od urana. Seiler [Seiler, 07] je pokazao da se porastom stupnja oksidacije cirkonija masa teške metalne faze smanjuje, jer je reakcija uvjetovana postojanjem određene količine neoksidiranog cirkonija. Nadalje, Seiler je kvantificirao uz koji stupanj oksidacije neće doći do stvaranja teške metalne faze u ovisnosti od broja atoma urana i cirkonija u taljevini. Pokazao je da ako omjer broja

atoma urana i cirkonija (omjer  $U/Zr$ ) iznosi 1,2, granični stupanj oksidacije iznosi 50 %. Za  $U/Zr = 1,45$ ,  $C_{granično}$  je bio 45 %. Uz jaču oksidaciju cirkonija neće doći do stvaranja teške metalne faze jer ima premalo slobodnog metalnog cirkonija.

U jezgri NE Krško omjer  $U/Zr$  jednak je 1,7. Za ovakvu vrijednost omjera broja atoma, ekstrapolacijom se dobije da  $C_{granično}$  iznosi 40 %. Prema tome, ako cirkonij oksidira više od 40 %, do stvaranja teške metalne faze u NE Krško neće doći što će vrlo vjerojatno i biti slučaj jer je očekivana prosječna vrijednost stupnja oksidacije cirkonija oko 50 %.

Problem kod stvaranja teške metalne faze je što će utjecati na debljinu metalnog sloja na vrhu bazena rastaljenog materijala. Porastom mase teškog metalnog sloja, masa lakog metalnog sloja će se smanjivati pa će i debljina toga sloja biti manja. Efekt fokusiranja toplinskog toka će zbog toga biti puno ozbiljniji nego kada je sav metal na vrhu, jer što je gornji metalni sloj tanji to je toplinski tok veći. Metalni sloj na dnu posude ne predstavlja nikakav problem jer je toplinski tok tu najmanji pa će doći do stvaranja debele kore koja će usporiti zagrijavanje posude. Naravno, ovo vrijedi uz pretpostavku da će sile gravitacije nadjačati sile zbog unutrašnjeg izvora topline i da će nemogućnost miješanja oksidnih i metalnih materijala rezultirati njihovim razdvajanjem.

Jedan od važnijih fenomena istraživanih u sklopu projekta MASCA bila je preraspodjela fisijskih produkata između oksidne i metalne faze s ciljem određivanja udjela ostatne topline u pojedinoj fazi. Uočeno je da će se fisijski produkti s većim afinitetom prema kisiku nalaziti u oksidnoj fazi, dok će se fisijski produkti s manjim afinitetom prema kisiku nalaziti u metalnoj fazi. Fukusawa [Fukusawa, 05] je na temelju eksperimentalnih rezultata i termodinamičke baze podataka sortirao najvažnije fisijske produkte na temelju njihovog afiniteta prema kisiku. Slika 2-18 prikazuje doprinos ostatnoj toplini pojedinog fisijskog produkta, a sami fisijski produkti poredani su u smjeru porasta afiniteta prema kisiku.



Slika 2-18: Doprinos ostatnoj toplini važnijih slabo hlapljivih fisijskih produkata i njihov afinitet prema kisiku

Od fisijskih produkata korištenih u eksperimentima niobij, molibden i rutenij nakupljali su se u metalnoj fazi, a lantan, cerij, barij i stroncij u oksidnoj fazi. Uzevši u obzir preraspodjelu fisijskih produkata i njihov doprinos u proizvodnji ostatne topline, može se zaključiti da će otprilike 75 – 90 % topline biti generirano u oksidnoj fazi, a ostatak u metalnoj fazi.

### **3 IZRAČUN SBO AKCIDENTA ZA NE KRŠKO POMOĆU PROGRAMA SCDAP/RELAP5 I MAAP4**

SCDAP/RELAP5 [SCDAP, 97] i MAAP4 [Fauske, 94] su danas jedni od vodećih računalnih programa za analize teških nesreća. Oba programa sadrže termohidrauličke modele primarnog i sekundarnog kruga nuklearne elektrane, te modele degradacije jezgre. Procesi oksidacije i taljenja jezgre ovise o termohidrauličkim uvjetima, stoga je nužno izvršiti integralnu analizu kompletnog nuklearnog postrojenja. Programi SCDAP/RELAP5 i MAAP4 razlikuju se po razini sofisticiranosti modela koje koriste. SCDAP/RELAP5 koristi realne fizikalne modele, mnogo detaljnije od modela u programu MAAP4, koji spada u skupinu parametarskih programa jer njegovi rezultati bitno ovise o odabiru mnogobrojnih korisničkih parametara. Usporedbom rezultata ovih dvaju programa moći će se zaključiti o razini njihove primjenjivosti.

SBO akcident je po definiciji akcident koji uključuje kompletan gubitak napajanja izmjeničnom električnom energijom [10CFR50, 97]. Gubitak izmjeničnog napajanja uključuje gubitak vanjskog (električna mreža) i unutrašnjeg (dizel-agregati) napajanja. Istodobno će doći i do ispada turbine. Zbog neraspoloživosti visokotlačnih pumpi sustava za volumnu i kemijsku kontrolu (CVCS) doći će do oštećenja brtvi primarnih pumpi zbog prestanka njihovog hlađenja i podmazivanja. To će rezultirati gubitkom hladioca kroz brtve pumpi (LOCA), otkrivanjem, pregrijanjem i, u konačnici, taljenjem jezgre. Jedine raspoložive komponente bit će akumulatori u primarnom krugu i pumpe pomoćne pojne vode na parni pogon.

Akcident je odabran jer rezultira relativno brzom degradacijom jezgre s obzirom na neraspoloživost svih aktivnih sustava, a pritom omogućava ispitivanje utjecaja termohidrauličkih uvjeta na tijek akcidenta, poput brzine gubitka rashladnog fluida jezgre, plavljenja jezgre vodom zbog prorade akumulatora, varijacija primarnog tlaka zbog mogućeg pregrijanja i puknuća cijevi tople grane, itd.

### 3.1 Računalni modeli NE Krško za programe SCDAP/RELAP5 i MAAP4

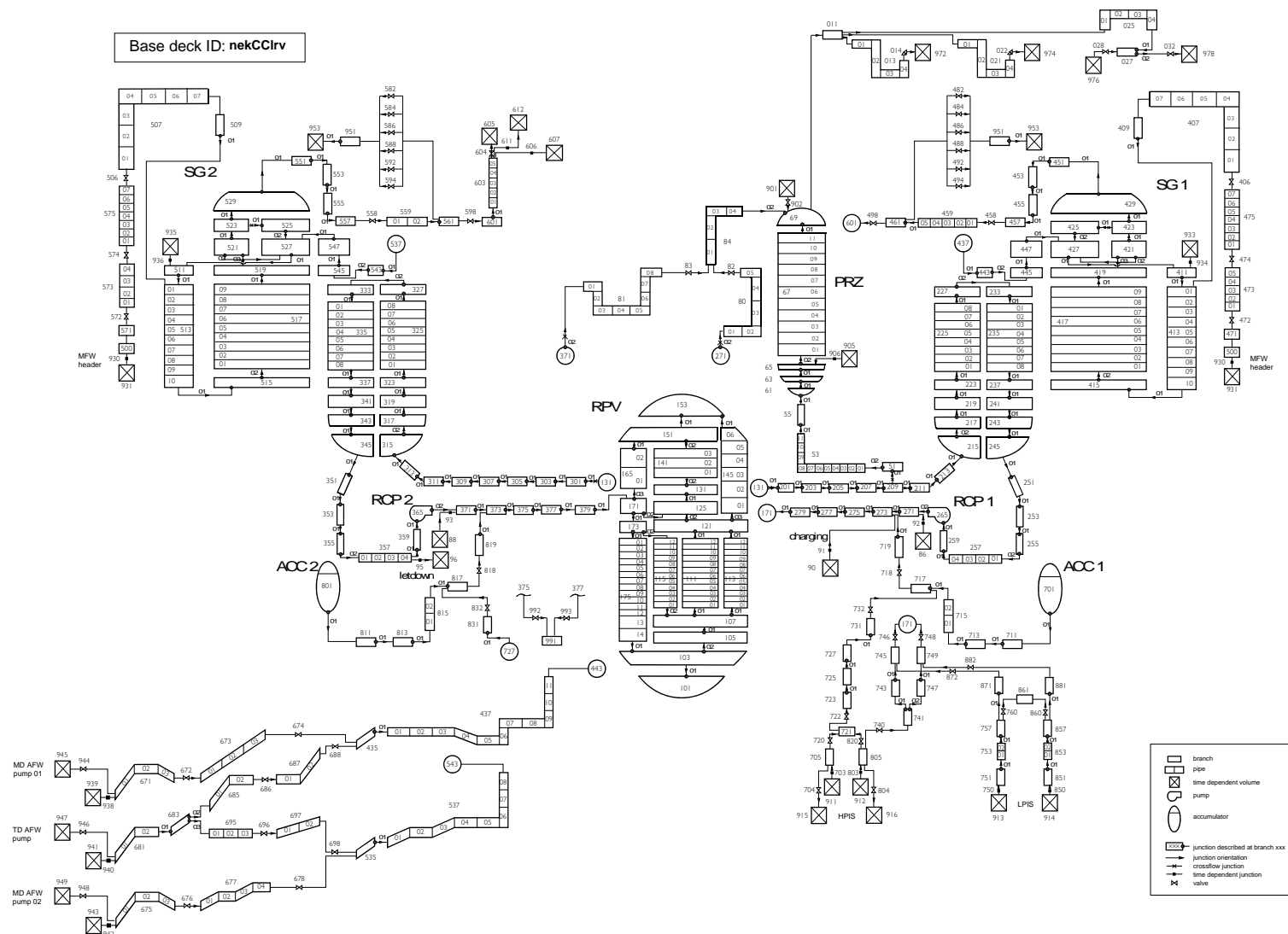
#### 3.1.1 SCDAP/RELAP5 model

Za termohidraulički dio izračuna odgovoran je program RELAP5. RELAP5 je jednodimenzionalni, nehomogeni, neravnotežni, dvofluidni program (separirani tok) koji rješava šest parcijalnih diferencijalnih jednadžbi održanja mase, energije i količine gibanja, posebno za parnu, posebno za tekuću fazu.

Model NE Krško potreban za provođenje analize teške nesreće pripremljen je na osnovi postojeće standardne RELAP5 nodalizacije elektrane [Grgić, 03]. Model je definiran kao skup ulaznih podataka koji opisuju danu konfiguraciju jezgre, primarnog kruga, onih dijelova sekundarnog kruga potrebnih za provođenje izračuna, te početnih i rubnih uvjeta koji zamjenjuju dijelove postrojenja koji nisu direktno predmet izračuna. Model također uključuje i djelovanje kontrolnog i zaštitnog sustava. Matematički model implementiran u računalnom programu daje mogućnost modelu koji opisuje postrojenje na nivou skupa ulaznih podataka da simulira ponašanje stvarnog postrojenja ili jednog njegovog dijela u danim uvjetima.

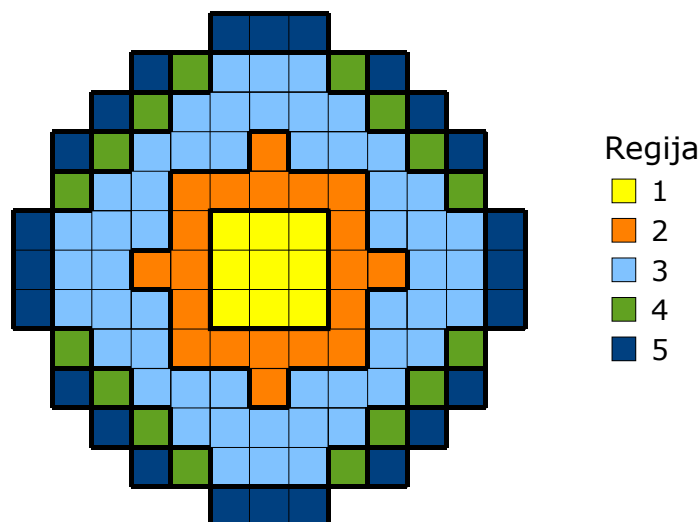
Ulazni podaci za termohidraulički dio izračuna bazirani su na standardnoj RELAP5 nodalizaciji NE Krško, slika 3-1, razvijenoj na Zavodu za visoki napon i energetiku FER-a. Nodalizacija je verificirana, odgovarajuće dokumentirana i korištena za veći broj sigurnosnih analiza i analiza tranzijenata u elektrani [Bajs, 03], [Šadek, 08]. Modelom je obuhvaćen cijeli primarni krug, ECCS sustav, parovodi, te dio sustava glavne i pomoćne pojne vode. Modelirane su spojne linije na CVCS sustav (punjenje i pražnjenje) pod kontrolom sustava za kontrolu nivoa tlačnika. Cjevovodi oba dijela ECCS sustava, s akumulatorima i pumpama visokotlačnog i niskotlačnog sustava za ubrizgavanje, spojeni su na primarni krug. Po rubnim toplinskim strukturama primarnog kruga uzet je u obzir gubitak topline u atmosferu zaštitne zgrade. Glavna pojna voda parogeneratora modelirana je od sabirnog cjevovoda pojne vode do priključka na parogenerator. Modeliran je i dio cjevovoda pomoćne pojne vode s motornim pumpama i turbinskom pumpom. Parovodi su modelirani sa stvarnim fizičkim dimenzijama do parne sabirnice, a poslije kao jedan ekvivalentni parovod do turbine modelirane kao bezdimenzionalni kontrolni volumen opisan sa stvarnim rubnim uvjetima. Zaštitna zgrada je modelirana s jednim kontrolnim volumenom s ekvivalentnim svojstvima.

Za simulaciju procesa u oštećenoj jezgri odgovaran je modul SCDAP koji sadrži modele oksidacije materijala, kemijskih reakcija i taljenja goriva i strukturnih materijala. Sama jezgra je podijeljena u pet koncentričnih regija kako bi se adresirali prostorni efekti. Nesreća u NE Otok Tri Milje i PHEBUS eksperimenti [Jacquemain, 00] pokazali su da će taljenje jezgre započeti u središnjoj osi jezgre te dalje napredovati prema periferiji. Jezgra je stoga podijeljena u pet regija na način da se gorivni elementi s približno jednakom linearnom gustoćom snage grupiraju zajedno, slika 3-2. Broj gorivnih elementa po regijama te udio proizvedene snage prikazani su u tablici 3-1.



Slika 3-1: Nodalizacija NE Krško za program SCDAP/RELAP5





Slika 3-2: Radijalni presjek modela jezgre za program SCDAP/RELAP5

Tablica 3-1: Broj gorivnih elemenata te udio proizvedene snage po pojedinoj regiji za potrebe SCDAP/RELAP5 modela

Regija	Broj gorivnih elemenata	Udio proizvedene snage
1	9	0.09145
2	20	0.16646
3	52	0.5125
4	16	0.13544
5	24	0.09415

Gorivne i regulacijske šipke modelirane su zasebno, kao i neaktivni dijelovi gorivnih šipki. Regulacijske šipke uzete su u obzir jer se pretpostavlja da će automatski sustav za obustavu reaktora biti u funkciji pa će regulacijske šipke upasti u reaktor odmah na početku akcidenta. U obzir je uzeta i točna masa helija (0.06 grama po šipki) koji ispunjava zazor između goriva i obloge gorivnih šipki jer napuhivanje i pucanje obloge šipki prilikom zagrijavanja jezgre direktno ovisi o količini helija. Aktivni dio jezgre je u aksijalnom smjeru podijeljen u 12 ekvidistantnih slojeva. Aksijalni faktori snage dani su u tablici 3-2.

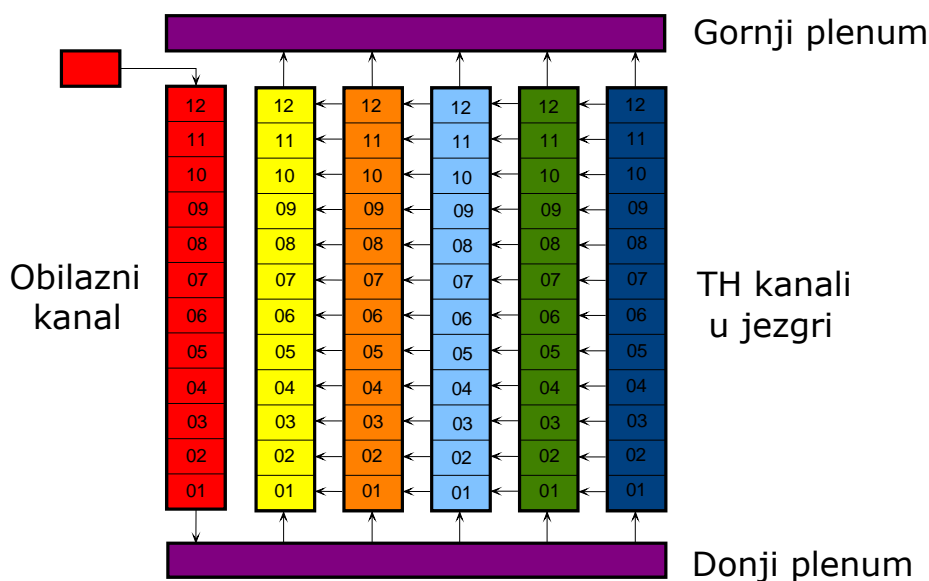
Modelirano je i sedam potpornih rešetki izrađenih od legure Inconela. Njihov utjecaj na tijek akcidenta je dvojak. Prvo, između Inconela i Zircaloya će doći do eutektičkih reakcija na temperaturama višim od 1200 K koje će rezultirati taljenjem tih struktura. Drugo, rastaljeni materijal će se nakupljati na potpornim rešetkama što može dovesti do blokade protoka hladioca. Plašt jezgre je modeliran kao zasebna struktura koja predstavlja posljednju barijeru prema slijevanju istopljenog materijala u donji plenum.

Svakoj regiji jezgre pridružen je jedan termohidraulički kanal kako bi se što preciznije izračunao prijelaz topline s gorivnih šipki na rashladni fluid. Kanali su povezani poprečnim spojnica što omogućuje dvodimenzionalni izračun protoka fluida kroz jezgru, slika 3-3. Takav model je nužan jer u slučaju blokade protoka u aksijalnom smjeru zbog nakupljanja istopljenog materijala, fluid će zaobilaziti te blokade u radijalnom smjeru. Ulazni su podaci za pojedini kanal pripremljeni tako da bitne fizikalne karakteristike pripadnih gorivnih elemenata

budu uvijek sačuvane (površina protoka, volumen, površina prijelaza topline). Hidraulički dijametar (0.0104 metra) baziran je na ukupnom oplakivanom opsegu gorivnih šipki.

Tablica 3-2: Aksijalni faktori snage u jezgri

Aksijalni sloj	Faktor snage
1	0.0509781
2	0.0948187
3	0.0951255
4	0.0931744
5	0.0913835
6	0.0898761
7	0.0887418
8	0.0879895
9	0.0878663
10	0.0885596
11	0.0864361
12	0.0450506



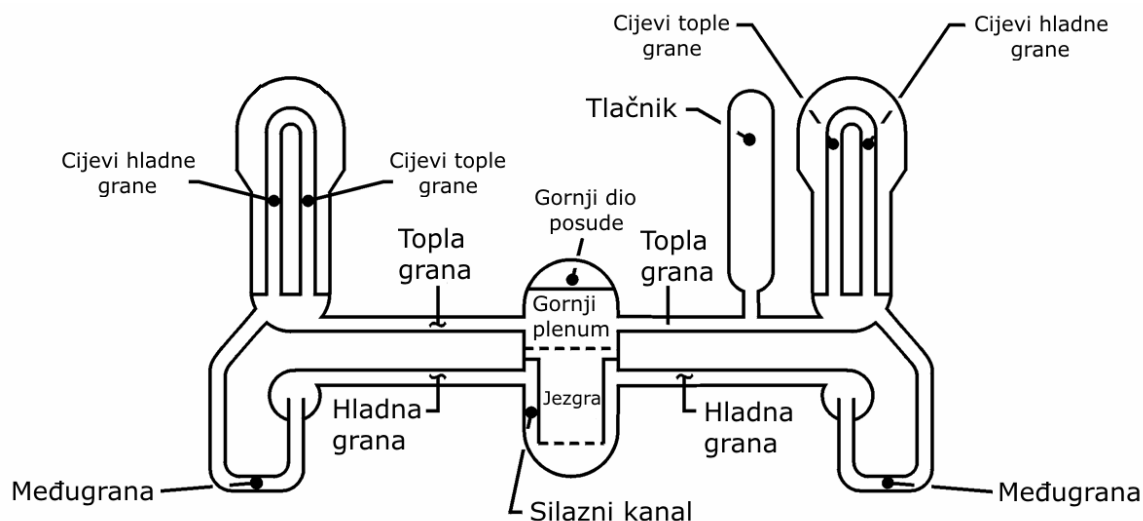
Slika 3-3: Termohidraulički model jezgre za program SCDAP/RELAP5

### 3.1.2 MAAP4 model

MAAP4 koristi puno jednostavnije termohidrauličke modele i modele degradacije jezgre. Nodalizacija je fiksna što znači da korisnik programa mora strogo slijediti upute za unos pojedinih parametara i nema mogućnosti kreiranja vlastitog modela cijele elektrane ili dijelova postrojenja od posebnog interesa. MAAP4 rješava skup običnih diferencijalnih jednadžbi jer koristi modele s koncentriranim parametrima u kojima nema prostorne domene. Iz jednadžbi održanja količine gibanja eliminirana je vremenska ovisnost brzine strujanja fluida, što znači da su te jednadžbe svedene na algebarske jednadžbe. Time se postiglo da je vrijeme izračuna vrlo kratko, gotovo dvadeset puta kraće od vremena izvršavanja programa SCDAP/RELAP5.

Modeli degradacije jezgre su pojednostavljeni na način da nisu toliko bazirani na eksperimentalnim modelima, koliko na parametrima koje određuje sam korisnik. Na primjer, korisnik sâm definira temperature na kojima dolazi do kemijskih reakcija koje će rezultirati pojavom tekućih faza, dok se u programu SCDAP/RELAP5 te temperature izračunavaju na temelju faznih dijagrama pomoću postojećih korelacija u programu na koje korisnik nema nikakvog utjecaja.

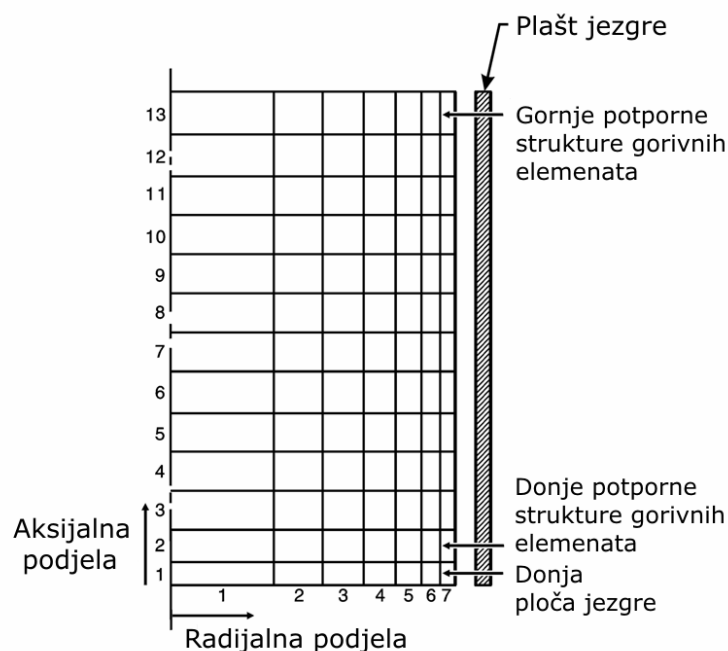
Model NE Krško korišten u analizi pripremljen je na temelju modela razvijenog za potrebe izrade Programa za upravljanje teškim nesrećama (SAMG) i simulatora NE Krško (KFSS), [Bilić-Zabrc, 00]. Program MAAP4, za razliku od programa SCDAP/RELAP5, koristi relativno grubu i fiksnu nodalizaciju. Primarni je krug podijeljen u dvije petlje, jednu u kojoj je došlo do puknuća cjevovoda i drugu koja je neoštećena. Ako nuklearna elektrana ima više od dvije petlje tada se ostale neoštećene petlje grupiraju u jednu. Ukupno je primarni krug podijeljen u šest vodenih (toplu granu, hladnu granu i međugranu za svaku petlju) i 14 plinskih spremnika, slika 3-4. Svaki je vodeni spremnik definiran masom i unutrašnjom energijom vode. Plinski su spremnici definirani temperaturom i masenim udjelom vodika. Gubici topline u primarnom krugu predstavljeni su s 19 toplinskih struktura. Reaktorska se posuda sastoji od četiri termohidraulička kontrolna volumena: silaznog kanala, kanala u kojem se nalazi jezgra, gornjeg plenuma, te gornjeg dijela reaktorske posude.



Slika 3-4: Nodalizacija primarnog kruga nuklearne elektrane koju koristi program MAAP4

Jezgra je podijeljena u sedam radijalnih koncentričnih regija, a u aksijalnom smjeru u 13 slojeva, slika 3-5, od kojih njih 10 predstavlja aktivnu jezgru, a jedan gornji i dva donja sloja predstavljaju neaktivne dijelove (donju ploču jezgre, te gornje i donje potporne strukture gorivnih elemenata).

Potporne rešetke modelirane su u smislu da predstavljaju zapreku prilikom slijevanja istopljenog materijala. Kemijske reakcije između potpornih rešetki i obloga gorivnih elemenata nisu uzete u obzir. Plašt jezgre je modeliran u jednakom smislu kao i u programu SCDAP/RELAP5 što znači da nakon njegovog topljenja počinje istjecanje rastaljenog materijala.



Slika 3-5: Model jezgre koji koristi program MAAP4

### 3.1.3 Početni i rubni uvjeti u SCDAP/RELAP5 i MAAP4 modelu

Kao što je već spomenuto, SBO akcident uključuje kompletan gubitak izmjenične električne energije u nuklearnoj elektrani. Komponente koje će tijekom tranzijenta biti zbog toga neraspoložive su sljedeće:

- primarne rashladne pumpe,
- pumpe glavne pojne vode,
- motorne pumpe pomoćne pojne vode,
- visokotlačne pumpe sustava za zaštitno hlađenje jezgre (HPSI),
- niskotlačne pumpe sustava za zaštitno hlađenje jezgre (LPSI),
- pumpe CVCS sustava,
- grijači tlačnika,
- odušni ventili tlačnika,
- odušni ventili parogeneratora,
- glavni izolacijski ventili parovoda.

Pretpostavlja se da će istovremeno doći i do ispada turbine. Zatvaranjem zaustavnog ventila turbine doći će do izolacije parovoda i naglog porasta tlaka na sekundarnoj strani. Da se spriječi oštećenje opreme zbog previsokog tlaka, sigurnosni će ventili parogeneratora cikličkim otvaranjem i zatvaranjem održavati tlak na otprilike 8,2 MPa.

Pasivne komponente, akumulatori i pumpe pomoćne pojne vode na parni pogon bit će aktivni jer za njihov pogon nije potrebna električna energija. Akumulatori će početi ubrizgavati vodu kada tlak u primarnom krugu padne na 4,96 MPa. Operator će ručno upravljati sustavom pomoćne pojne vode te će održavati nivo vode u parogeneratorima između 10 % i 50 % NR [NEK EOP, 02]. Prema tome, ponor topline na sekundarnoj strani neće biti izgubljen. Voda će u parogeneratoru biti ubrizgavana iz spremnika kondenzata koji sadrži dovoljno vode da se osigura ponor topline u dugotrajnom vremenskom periodu [Šadek, 05].

Analizom su obuhvaćene dva scenarija koja se razlikuju po površini presjeka pukotina na brtvama primarnih pumpi. Cilj ovih izračuna bio je odrediti utjecaj termohidrauličkih uvjeta na tijek akcidenta. Manji presjek pukotine će rezultirati manjim istjecanjem hladioca, sporijim smanjenjem tlaka u primarnom krugu i kasnijim aktiviranjem akumulatora. Veći presjek pukotine će dovesti do ranije prorade akumulatora jer će jače istjecanje rezultirati bržim smanjenjem tlaka. Zbog toga će doći do ranijeg plavljenja jezgre vodom.

Površine presjeka za dva scenarija dane su u tablici 3-3. Scenarij 1 je uzet iz WOG 2000 modela istjecanja rashladnog fluida kroz brtve primarnih pumpi [WOG 2000, 03]. U tom su modelu dane brzine istjecanja hladioca kroz brtve pumpi i vjerojatnosti njihovog pojavljivanja. Brzine istjecanja ovise o broju oštećenih brtvi. Za potrebe analize uzet je scenarij s najvećim gubitkom hladioca. U njemu je pretpostavljeno da će u prvih 780 sekundi biti oštećena samo jedna brtva, a nakon toga da će doći do pucanja i preostale dvije brtve. Zbog toga nakon 780 sekundi dolazi do naglog povećanja brzine istjecanja hladioca. U drugom scenariju je pretpostavljeno da će površina presjeka pukotina biti dva puta veća. S obzirom na veličinu pukotine, oba se scenarija mogu svrstati u akcident *LOCA-e srednje veličine*.

Tablica 3-3: Površina presjeka pukotina na brtvama primarnih pumpi za dva analizirana scenarija

<b>Površina presjeka pukotine</b>	
Scenarij 1	0-780 s: $10^{-5} \text{ m}^2$ >780 s: $2,5 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$
Scenarij 2	$5 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$

## 3.2 Rezultati SCDAP/RELAP5 i MAAP4 izračuna

### 3.2.1 Rezultati izračuna za Scenarij 1

Do pregrijanja i taljenja jezgre došlo je zbog nedovoljnog odvođenja topline što znači da cjelovitost jezgre direktno ovisi o termohidrauličkim uvjetima u primarnom krugu. Gubitkom hladioca smanjila se toplina odvedena iz jezgre. Pritom je došlo i do smanjenja tlaka i pojačanog isparivanja vode, odnosno do pogoršanja uvjeta prijelaza topline s gorivnih šipki na rashladni fluid. Ubrizgavanje vode u parogeneratore sa sekundarne strane prolongiralo je vrijeme do otkrivanja jezgre. U primarnom krugu se najprije, dok je još bio ispunjen vodom, uspostavila prirodna cirkulacija fluida i sve dok je bilo dovoljno vode za efikasno odvođenje topline iz jezgre, parogeneratori su služili kao ponor topline. Za vrijeme prirodne cirkulacije, voda je odvodila toplinu iz jezgre i predavala vodi na sekundarnoj strani parogeneratorsa. Sigurnosni ventili parogeneratorsa održavali su tlak na 8,2 MPa. Do prekida prirodne cirkulacije došlo je kada su se cijevi tople i hladne grane ispunile parom. No, zbog zadržavanja vode u međugrani, koja je na nižoj elevaciji, tlak se nije puno mijenjao. Tek nakon njezinog pražnjenja, otprilike 2000 sekundi nakon prekida prirodne cirkulacije, tlak je počeo padati. Zbog kontinuiranog istjecanja hladioca, smanjilo se odvođenje topline iz primarne strane i temperatura jezgre je počela rasti. Daljnji pad tlaka uzrokovao je proradu akumulatorsa i ubrizgavanje vode u primarni krug, odnosno u reaktorsku posudu. S obzirom da je količina vode ubrizgana iz akumulatorsa relativno mala i da to ubrizgavanje nije kontinuirani proces, mala je vjerojatnost da će ubrizgavanje vode samo iz akumulatorsa biti dostatno da zaustavi proces taljenja jezgre. Akcident kompletnog gubitka izmjeničnog napajanja u kombinaciji s istjecanjem fluida iz primarnog kruga zbog toga spada u skupinu najkritičnijih akcidenta po pitanju cjelovitosti jezgre.

SCDAP/RELAP5 i MAAP4 rezultati prikazani su usporedno kako bi se uočile razlike u predviđanjima ovih dvaju programa. Na slici 3-6 prikazan je tlak u primarnom krugu. U prvih 780 sekundi tlak je sporije opadao jer je presjek pukotine bio mali, odnosno bila je mala brzina istjecanja hladioca kroz brtve pumpi (slika 3-7). Nakon 780 sekundi površina presjeka se povećala 25 puta i brzina je gubitka hladioca naglo porasla. U relativno kratkom periodu primarni je tlak pao na 8 MPa i na toj se vrijednosti zadržao idućih 5000 sekundi. Pretpostavlja se da će tijekom SBO akcidenta operater biti u stanju održavati parogeneratore u operabilnom stanju pa će odvođenje topline iz primarne strane biti osigurano cijelo vrijeme. Tlakovi u primarnom i sekundarnom krugu bili su zbog toga izjednačeni na 8 MPa dok god je međugrana bila ispunjena vodom. Slika 3-8 prikazuje masu vode u primarnom krugu.

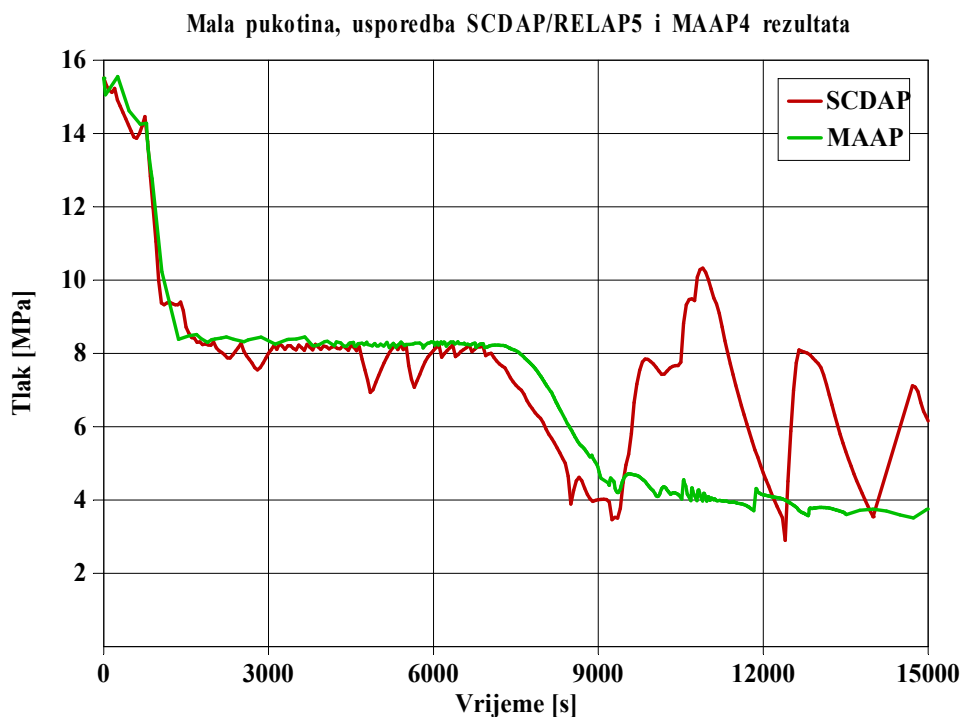
Prekidom prirodne cirkulacije izgubila se mogućnost efikasnog hlađenja jezgre. Voda u jezgri je počela ključati, nivo vode je opadao (slika 3-9), a temperatura rasla (slika 3-10). Aktiviranje akumulatorsa nije postiglo željeni učinak. Ubrizgana je voda ulazila u reaktorsku posudu i odvodila dio topline, međutim kako je ukupna akumulirana toplina u jezgri bila veća od odvedene topline, proces degradacije jezgre se nastavio.

Iz slike 3-10 se vidi nagli porast temperature jezgre u trenutku  $t = 8000$  s. Uzrok tome je bila oksidacija obloga gorivnih šipki tijekom koje se oslobodila velika količina topline. Slika 3-11 prikazuje toplinsku snagu koja se oslobodila za vrijeme oksidacije. Usporedbe radi, prikazana je i ostatna toplina te toplina koja s jezgre prelazi na fluid. Iako je proces oksidacije trajao relativno kratko, on je u kombinaciji s oslobađanjem ostatne topline te smanjenog protoka rashladnog fluida ubrzano zagrijavao jezgru. Zanimljivo je uočiti da se u tom periodu toplina praktički uopće nije odvodila iz jezgre. Para je u principu ovdje samo predstavljala gorivo za reakciju jer se kisik vezao s cirkonijem uz oslobađanje vodika. Stoga, što je količina pare bila veća, to je oksidacija bila intenzivnija. Ubrizgavanje vode iz akumulatorsa je na neki način pogoršalo situaciju jer je voda u pregrijanoj jezgri brzo isparivala čime se dodatno

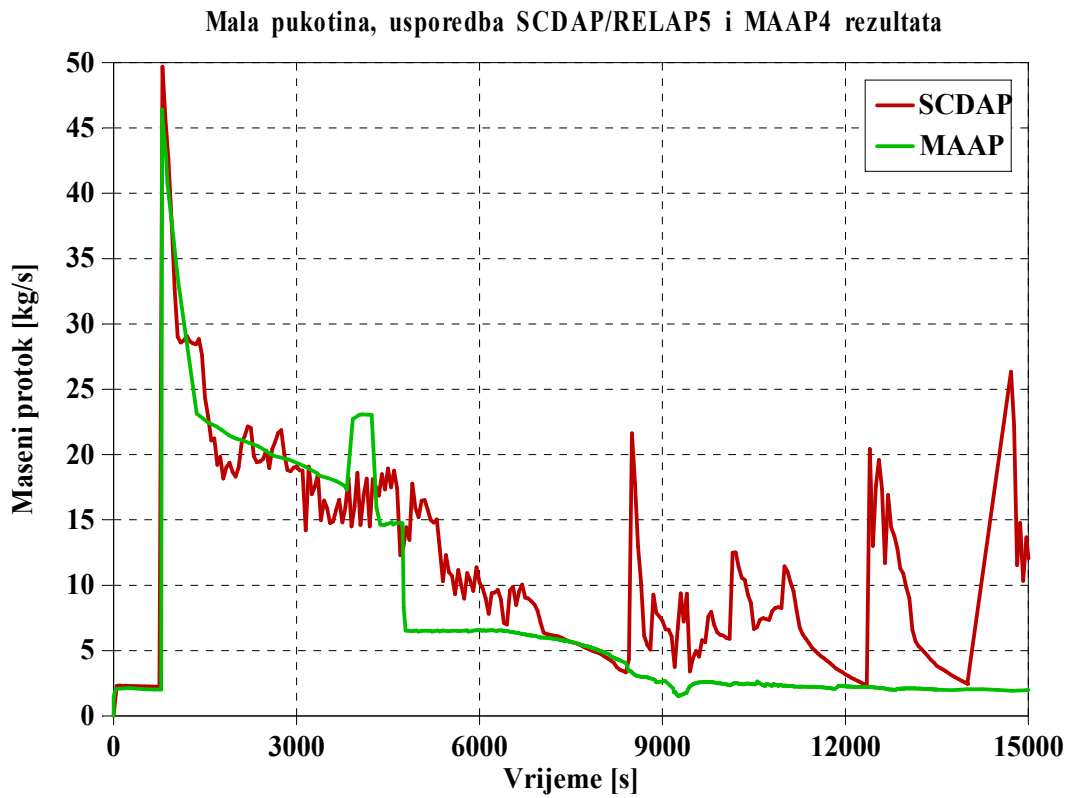
oslobađala nova količina pare. Slika 3-12 prikazuje masu proizvedenog vodika. Do najvećeg je ispuštanja vodika došlo u trenutku kada se jezgra potpuno "otkrila" i kada je maseni protok pare bio najveći. Ispuštena količina vodika od 300 kilograma predstavlja šezdeset postotnu oksidaciju Zircaloya. Gornji dio jezgre je pritom oksidirao puno jače od donjeg dijela, što je i razumljivo s obzirom na više temperature i veću količinu pare.

Oba su programa izračunala ne samo jednaku količinu već i vremenski trenutak maksimalnog ispuštanja vodika. Taj je trenutak određen temperaturom i količinom hladioca u jezgri. Rezultati SCDAP/RELAP5 i MAAP4 izračuna podudaraju se u ranoj fazi akcidenta. Tlakovi su bili manje-više jednaki, isto kao i brzina ispuštanja hladioca kroz brtve pumpi koja ovisi o tlaku. Zbog toga je i razina vode u jezgri bila identična. Količina vode određuje brzinu hlađenja i zagrijavanja jezgre, odnosno njezinu temperaturu. Ključna je činjenica da su oba programa izračunala da će do porasta temperature doći istovremeno. Taj je porast nastupio u trenutku kada se jezgra počela isušivati. Porast temperature u kombinaciji s povećanim protokom pare inicirao je reakciju između cirkonija i pare koja je u kratkom periodu dovela do ispuštanja gotovo 200 kilograma vodika.

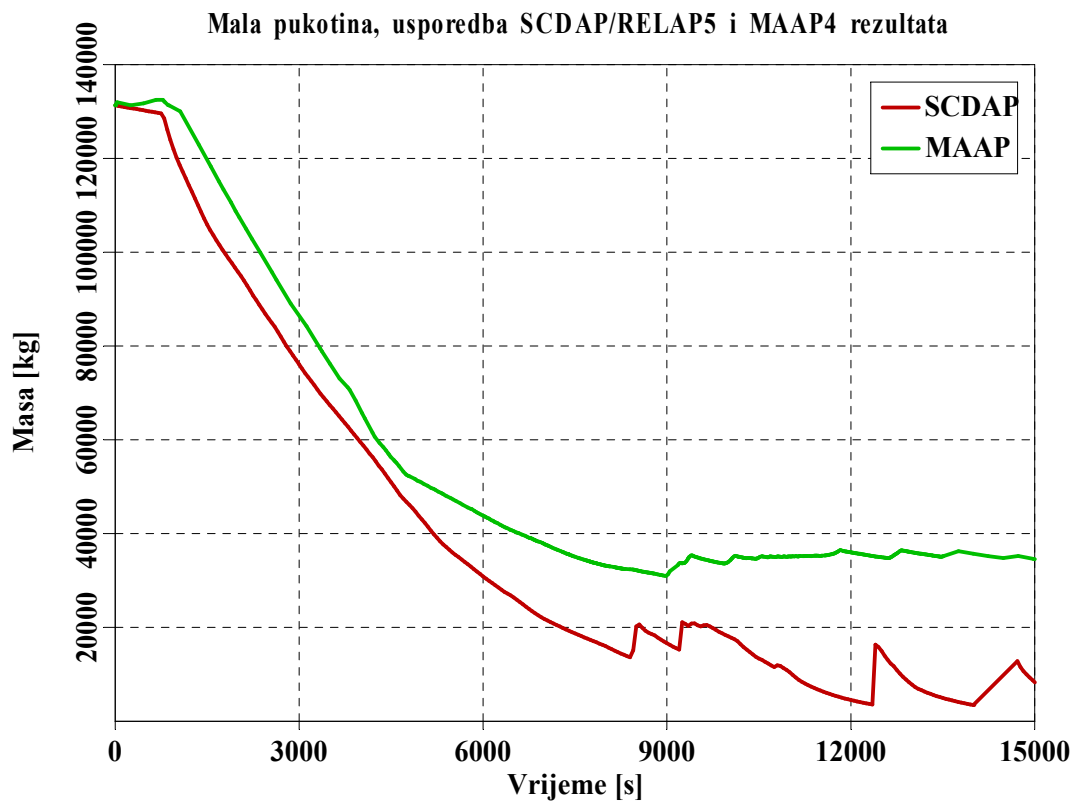
Zbog oksidacije je došlo do promjene kemijskog sastava jezgre jer se metalni cirkonij pretvarao u  $ZrO_2$ .  $ZrO_2$  se tali na puno višoj temperaturi pa je oksidacija s jedne strane imala pozitivan efekt zbog očuvanja integriteta jezgre i sprječavanja većeg taljenja na nižim temperaturama. Negativna strana  $ZrO_2$  je što je on krhak materijal koji će popucati kada dođe u kontakt s hladnom vodom. MAAP4 je izračunao da će se upravo to i dogoditi s unutrašnjim gorivnim elementima. Ako su krhotine materijala većih dimenzija i veće poroznosti, voda, odnosno para će prodirati u sloj krhotina i uspješno ih hladiti. No, ukoliko u nekom trenutku ponestane vode, te će se krhotine lagano taliti pa će se smanjiti površina u kontaktu s vodom i naposljetku će se stvoriti bazen rastaljenog materijala. Akumulatori predstavljaju vrlo ograničen izvor vode, i bez osiguranja operabilnosti sustava za ubrizgavanje vode na niskom i visokom tlaku neće se moći spriječiti taljenje krhotina, kao ni još netaknutih gorivnih elemenata.



Slika 3-6: Tlak u primarnom krugu, Scenarij 1

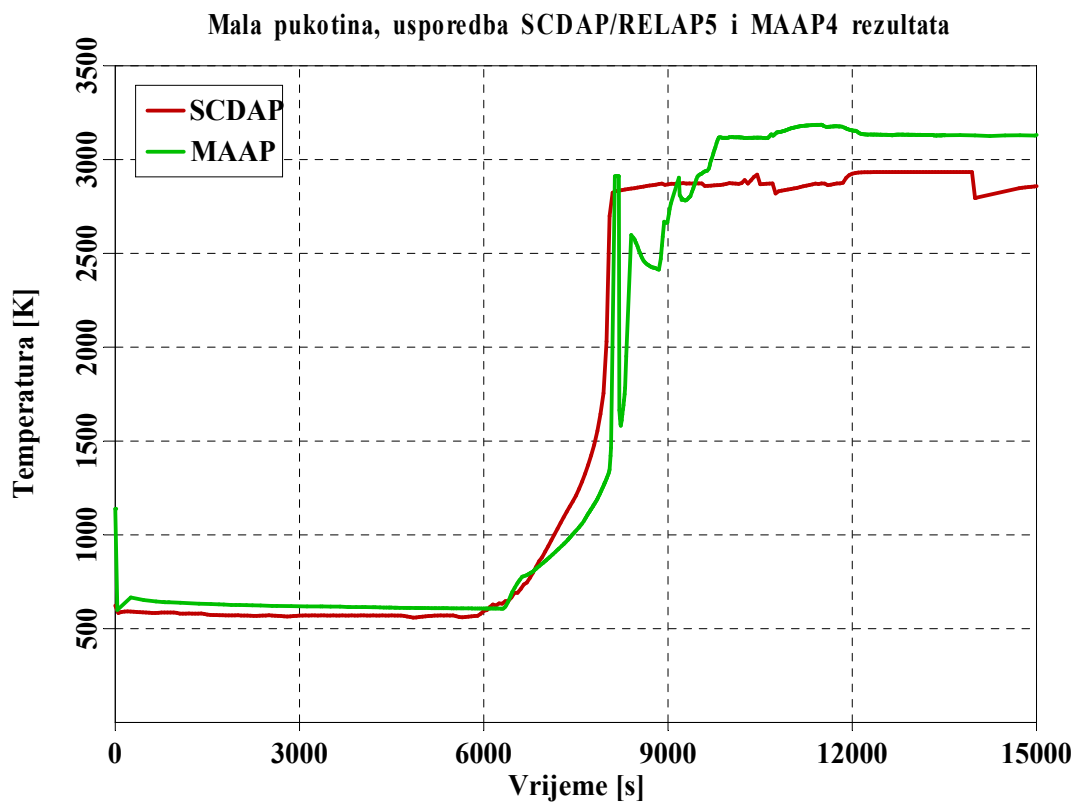
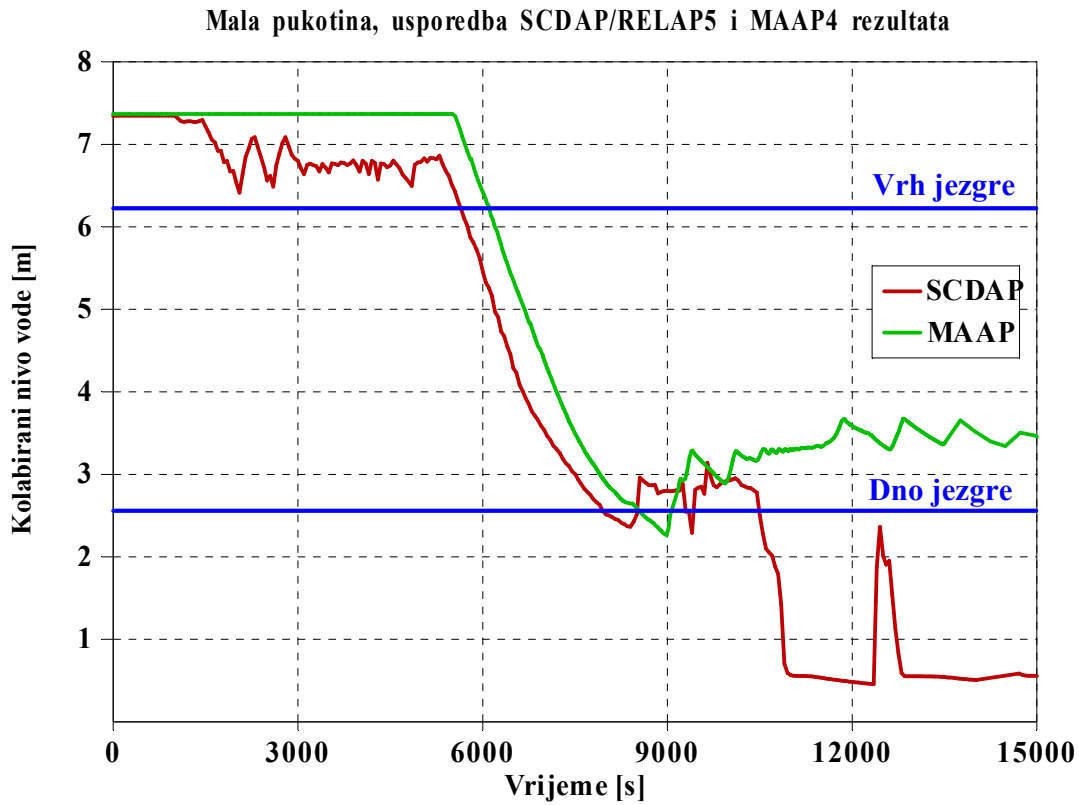


Slika 3-7: Maseni protok primarnog rashladnog fluida kroz oštećene brtve primarnih pumpi, Scenarij 1

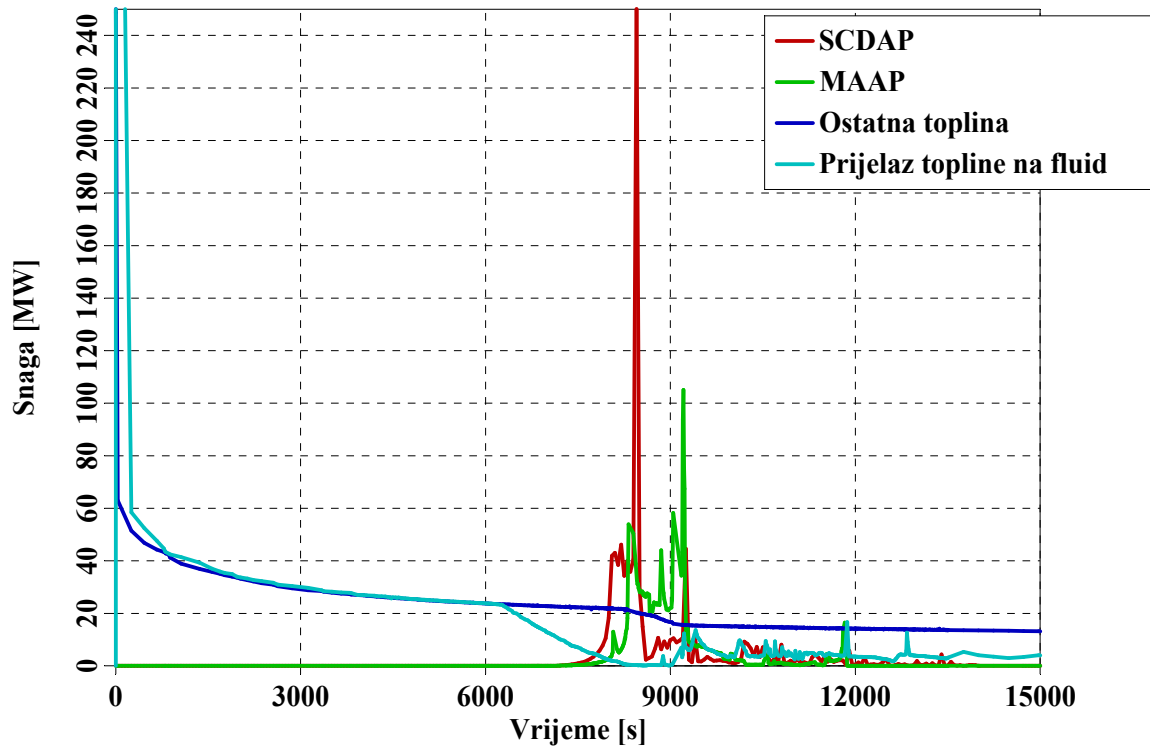


Slika 3-8: Masa vode u primarnom krugu, Scenarij 1



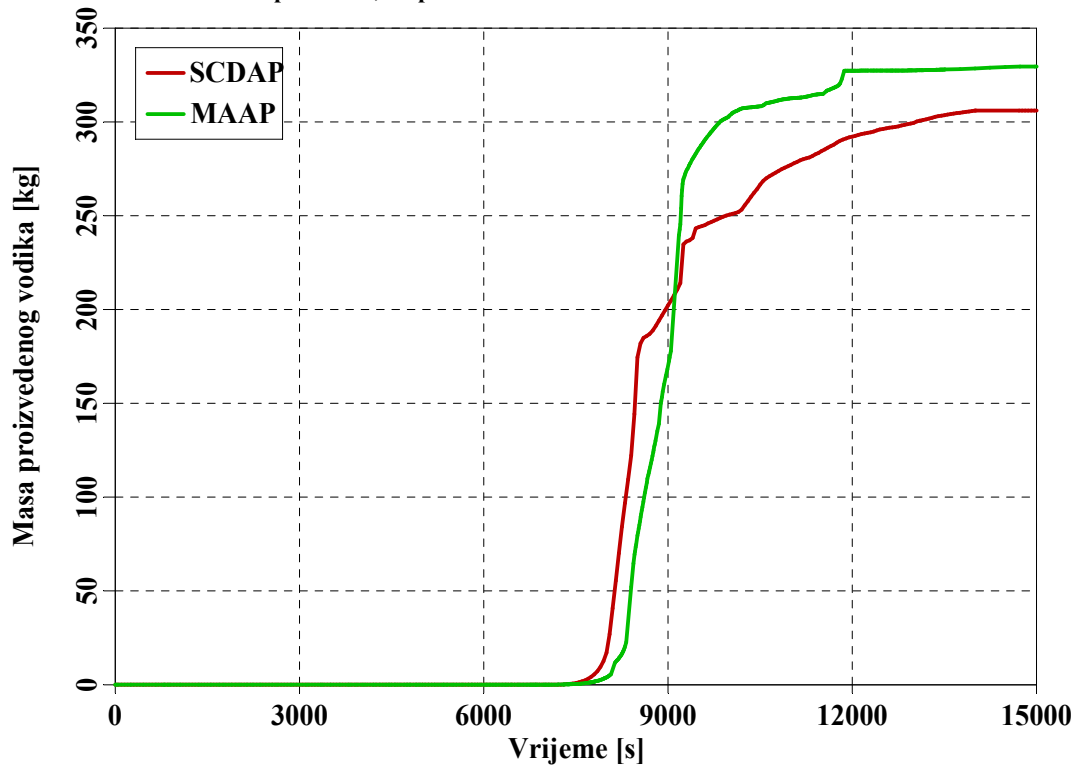


Mala pukotina, usporedba SCDAP/RELAP5 i MAAP4 rezultata



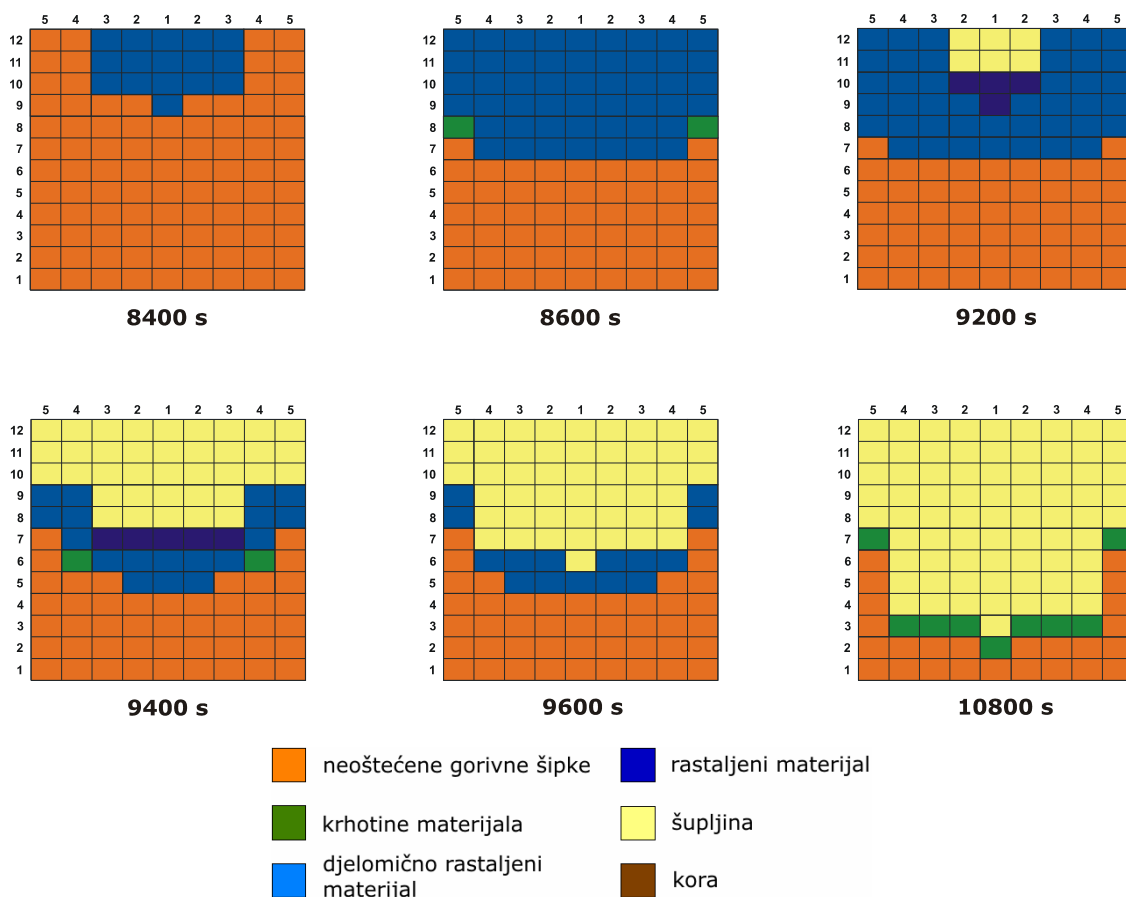
Slika 3-11: Toplinska snaga oslobođena tijekom oksidacije u jezgri, Scenarij 1

Mala pukotina, usporedba SCDAP/RELAP5 i MAAP4 rezultata



Slika 3-12: Masa proizvedenog vodika za vrijeme procesa oksidacije, Scenarij 1

Slike 3-13 i 3-14 prikazuju stanje jezgre u određenim vremenskim trenucima nakon što se jezgra počela taliti. Napredovanje taljenja jezgre prema rezultatima SCDAP/RELAP5 izračuna prikazano je na slici 3-13, a prema rezultatima MAAP4 izračuna na slici 3-14. Maksimalna temperatura tijekom taljenja bila je između 2873 K i 3123 K. Prva vrijednost odgovara temperaturi likvefakcije  $UO_2 - ZrO_2$  sustava, a druga odgovara temperaturi taljenja  $UO_2$ .

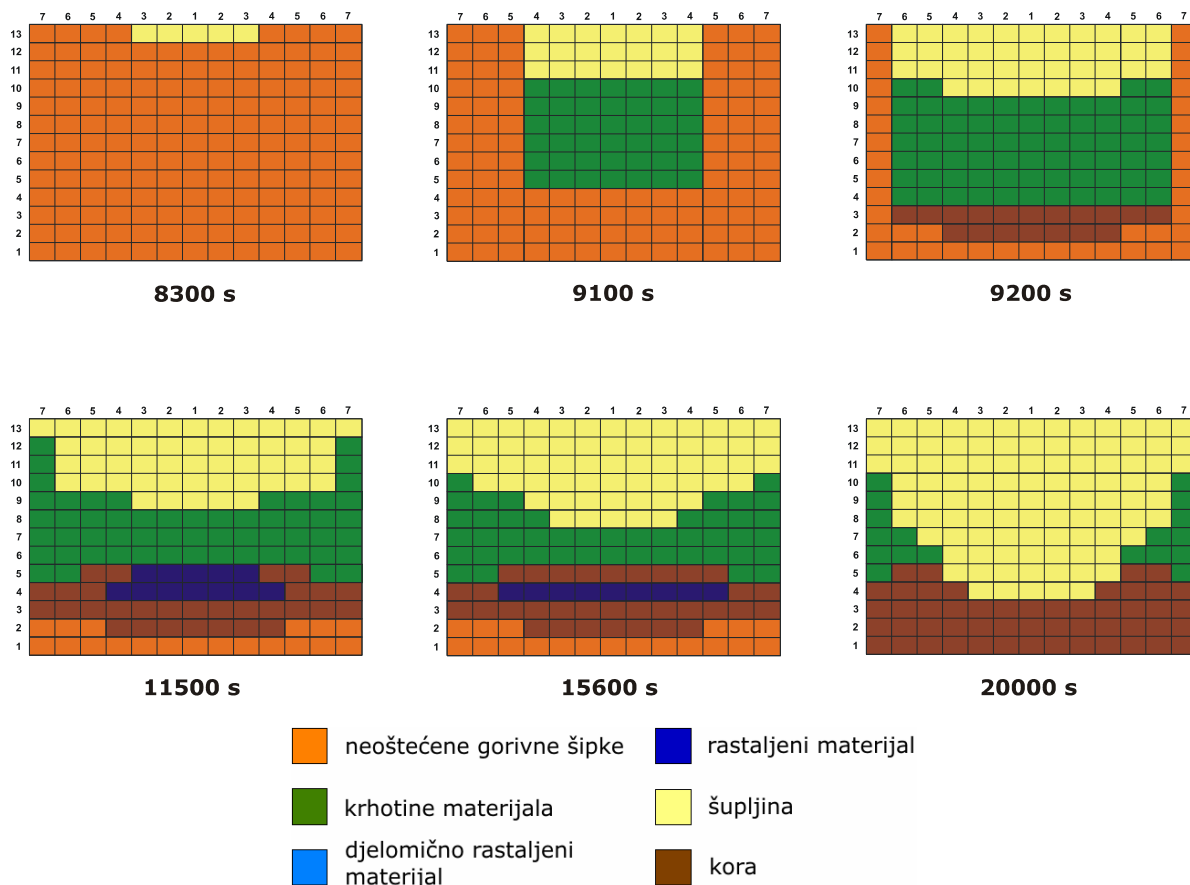


Slika 3-13: Napredovanje taljenja jezgre prema rezultatima SCDAP/RELAP5 izračuna, Scenarij 1

Gledajući SCDAP/RELAP5 rezultate primjećuje se da je proces taljenja gorivnih elemenata bio iznimno brz. U nepunih tisuću sekundi rastalila se gotovo polovica jezgre, a većina se rastaljenog materijala slila u donji plenum. Jezgra se počela taliti u gornjem, središnjem dijelu gdje su temperature bile najviše. Brzina širenja fronte tekućeg materijala ovisi o okolnoj temperaturi. Ako je temperatura dovoljno niska, oko tekućeg će se materijala stvoriti kora koja će zaustaviti daljnje taljenje. Ukoliko su susjedni gorivni elementi na temperaturi nešto višoj od solidus temperature *coriuma*, rastaljeni materijal se neće skruti već će se nastaviti širiti u radijalnom i u aksijalnom smjeru kao što je to ilustrirano na slici 3-13. Dolaskom u kontakt s bočnim potpornim rešetkama, taljevina ih je zagrijavala i u jednom je trenutku došlo do njihovog proboja. Kroz obilazni se kanal taljevina slijevala prema dnu reaktorske posude.

Predviđanje programa MAAP4 bilo je nešto drugačije. Iako je proces degradacije započeo u približno jednakom trenutku kao i kod SCDAP/RELAP5 izračuna, proces je tekao nešto sporije. Cjelovitost je unutrašnjeg dijela jezgre bila izgubljena vrlo rano, ali je zato periferni dio ostao gotovo netaknut. Voda ubrizgana iz akumulatora je efikasno odvodila

toplina iz rubnih dijelova jezgre i tako prolongirala trenutak istjecanja rastaljenog materijala. Isto tako, ona je bila u stanju odvoditi toplinu i iz sloja krhotina formiranog u središnjem dijelu. U trenutku  $t = 11500$  s došlo je do vrlo ograničenog ispuštanja rastaljenog materijala iz jezgre, međutim do značajnijeg je ispuštanja došlo tek u  $t = 15600$  s, 6000 sekundi kasnije u odnosu na predviđanje SCDAP/RELAP5 programa.



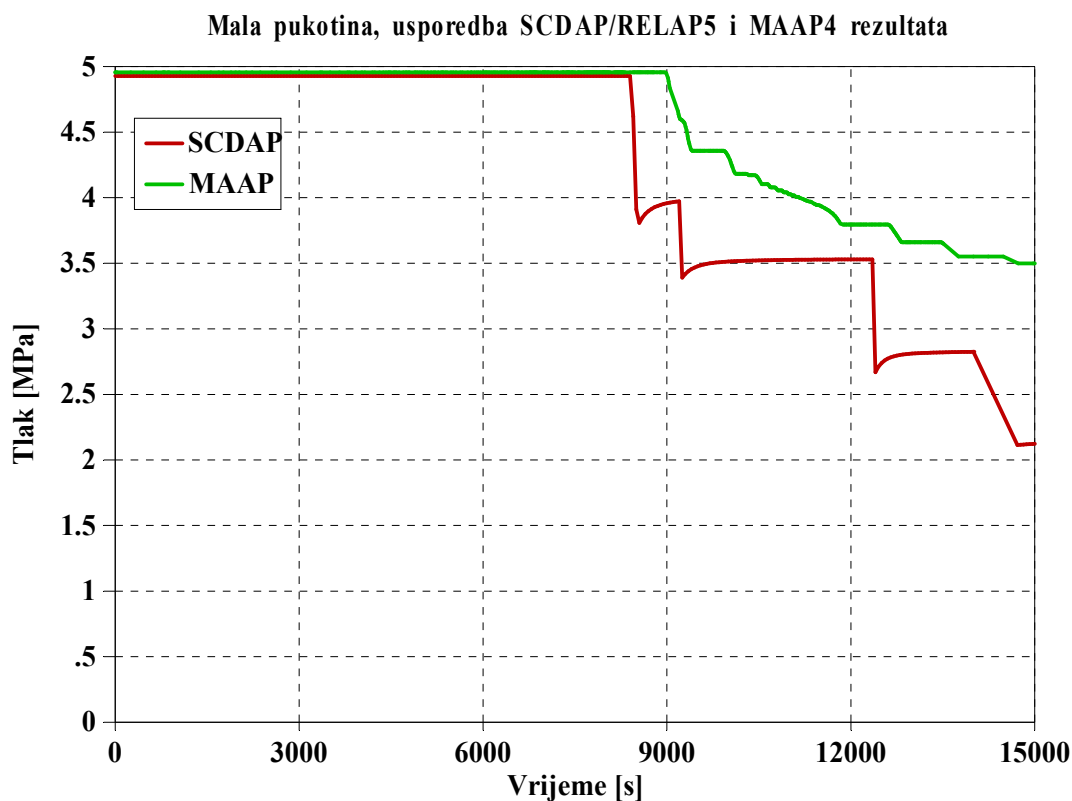
Slika 3-14: Napredovanje taljenja jezgre prema rezultatima MAAP4 izračuna, Scenarij 1

Zanimljivo je pogledati tijek ispuštanja vode iz akumulatora. Slika 3-15 prikazuje tlak u akumulatorima. SCDAP/RELAP5 predviđa da će nakon svake prorade akumulatora tlak u primarnom krugu naglo porasti što će dovesti do zatvaranja izolacijskog ventila akumulatora. Uzrok porasta tlaka će biti ključanje vode u jezgri. MAAP4 rezultati pokazuju da do porasta tlaka neće doći pa će voda biti kontinuirano ubrizgavana u primarni krug.

Veći porast tlaka u SCDAP/RELAP5 izračunu uzrokovao je brže istjecanje fluida kroz mjesto puknuća (slika 3-7). Para nakupljena u jezgri potiskivala je vodu ubrizganu iz akumulatora natrag u hladnu granu prema primarnim pumpama. Zbog toga se vršne vrijednosti brzine istjecanja fluida vremenski podudaraju s vršnim vrijednostima tlaka u primarnom krugu. Naravno, dio vode iz akumulatora je direktno istjecao kroz brtve pumpi i ta je količina bila veća što je tlak veći. Kako MAAP4 nije predvidio nikakvo intenzivno isparivanje, do porasta tlaka u reaktorskoj posudi nije došlo. Voda je zato nesmetano ulazila u posudu i za razliku od SCDAP/RELAP5 izračuna, manje se vode gubilo iz primarnog kruga.

Slika 3-16 prikazuje toplinsku snagu koja se odvodi iz primarnog kruga u parogeneratorima. Kontinuiranim gubitkom hladioca smanjivalo se i odvođenje topline iz jezgre. U trenutku kada je oksidacija dosegla svoj maksimum, odvedena je toplina bila jednaka nuli. Nakon toga je SCDAP/RELAP5 predvidio da se toplina više neće odvoditi, za razliku od MAAP4 čiji je izračun pokazao da će oko 5 MW toplinske snage i dalje biti

odvođeno u parogeneratorima. Iako je ta vrijednost oko tri puta manja od ostatne topline, ona nije zanemariva. Prema tome, voda iz akumulatora je ulazila u jezgru, hladila je, i dio topline predavala u parogeneratorima. Proces degradacije jezgre je zato tekao sporije.

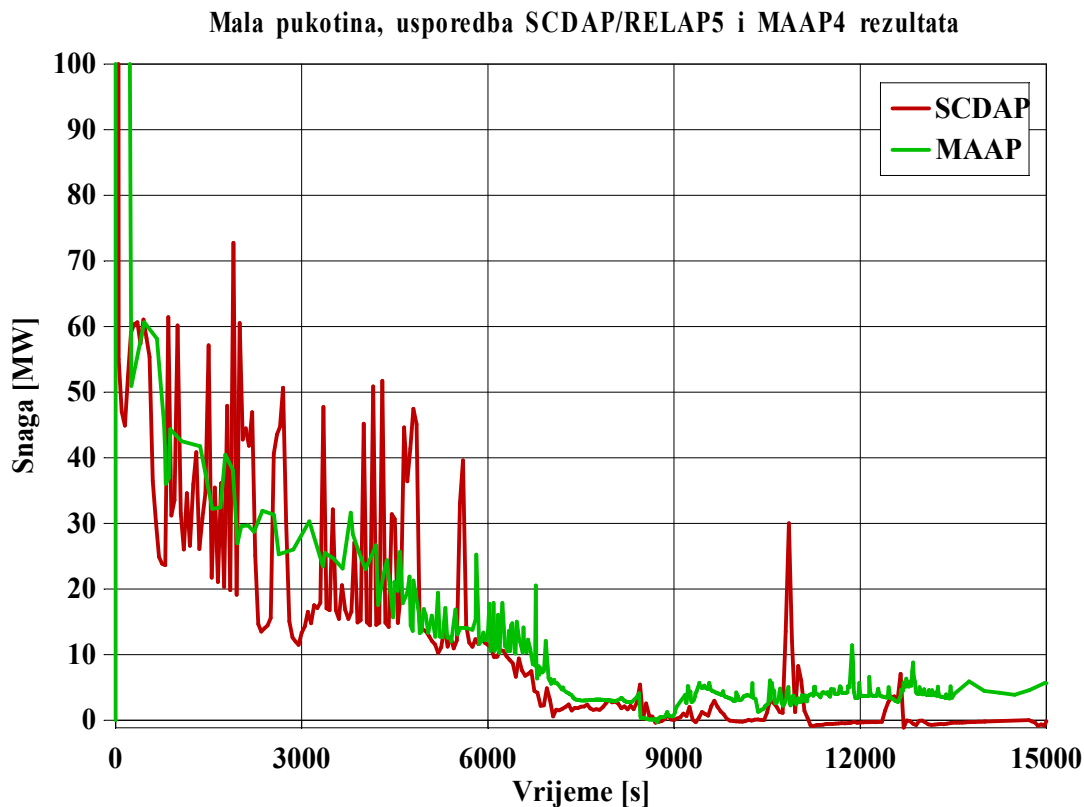


Slika 3-15: Tlak u akumulatorima, Scenarij 1

Ukupna je količina rashladnog fluida u primarnom krugu zbog svega navedenog bila veća po MAAP4 predviđanjima što znači da je i u jezgri bilo više vode, odnosno pare, koja je hladila jezgru. Iz slike 3-9 vidi se da je donji dio jezgre cijelo vrijeme bio potopljen vodom.

Općenito, MAAP4 predviđa sporije ispuštanje hladioca kroz mjesto puknuća i u ranijoj fazi akcidenta pa i u tome treba tražiti razlog kasnijeg taljenja jezgre. No, ono što je ipak najvažnije je da modeli unutar programa MAAP4 uzimaju u obzir mogućnost hlađenja jezgre jednom kada dođe do njezinog značajnijeg oštećenja. Ovakvo predviđanje je u suprotnosti s eksperimentalnim rezultatima i rezultatima akcidenta u NE Otok Tri Milje u kojima je pokazano da kada taljenje jezgre jednom započne, ono će se teško zaustaviti.

Prema SCDAP/RELAP5 rezultatima do proboja rastaljenog materijala kroz plašt jezgre došlo je u  $t = 9400$  s i u narednih se dvadeset minuta u donji plenum slilo oko 70 % početnog inventara jezgre. Prema MAAP4 izračunu cijeli je proces slijevanja, koji je započeo 2000 sekundi kasnije, trajao gotova dva sata iz razloga već spomenutih u tekstu. Konačna bilanca rastaljenog materijala u donjem plenumu prikazana je u tablici 3-4. Prilikom određivanja ukupne mase rastaljenog nehrđajućeg čelika pretpostavljeno je da će se rastaliti i dio potpornih struktura u donjem plenumu.



Slika 3-16: Toplinska snaga prenesena u parogeneratorima s primarne na sekundarnu stranu, Scenarij 1

Tablica 3-4: Količina rastaljenog materijala u donjem plenumu, Scenarij 1

Materijal	UO <sub>2</sub> [kg]	ZrO <sub>2</sub> [kg]	Zr [kg]	Nehrđajući čelik [kg]	Ukupno [kg]
<b>SCDAP/RELAP5</b>	37500	4800	3800	7800	53900
<b>MAAP4</b>	31600	8600	4300	5900	50400

Iz tablice se vidi da oba programa daju približno jednake rezultate. Jedino značajnije odstupanje bilo je prilikom određivanja mase ZrO<sub>2</sub>. SCDAP/RELAP5 promatra gorivnu šipku kao cjelinu, tj. uzima da će se obloga gorivne šipke "zavariti" s gorivom na visokim temperaturama. Zato će paralelno s taljenjem i istjecanjem goriva doći i do taljenja obloge. MAAP4 s druge strane promatra ove dvije komponente odvojeno. S obzirom da se ZrO<sub>2</sub> tali na temperaturi nižoj od temperature taljenja UO<sub>2</sub>, a kako obloga i gorivo nisu u međusobnom kontaktu, relativno gledajući doći će do jačeg taljenja obloge nego goriva. Zbog toga je količina rastaljenog ZrO<sub>2</sub> bila dvostruko veća u MAAP4 izračunu.

### 3.2.2 Rezultati izračuna za Scenarij 2

U ovom je scenariju površina presjeka pukotine bila dvostruko veća nego u Scenariju 1. Masa hladioca i tlak u primarnom krugu su se zato brže smanjivali što je s jedne strane dovelo do ranijeg otkrivanja jezgre, ali, s druge strane, i do ranijeg početka ubrizgavanje vode iz akumulatora. Degradacija jezgre je zato počela ranije nego u Scenariju 1, međutim teže oštećenje jezgre bilo je prolongirano ovisno o količini vode ubrizgane u reaktorsku posudu.

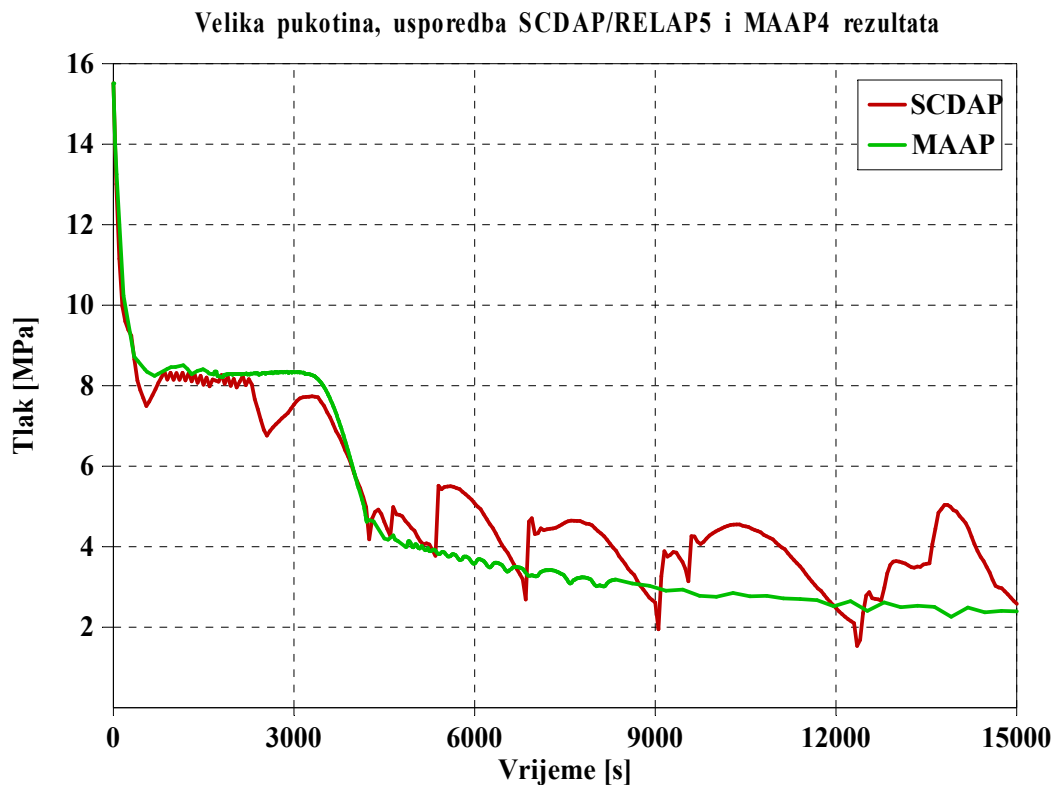
Uspoređujući rezultate s prvim scenarijem, razlike u predviđanjima SCDAP/RELAP5 i MAAP4 su puno veće. Tlak u primarnom krugu prikazan je na slici 3-17. Već nakon 500 sekundi od trenutka pucanja brtvi na pumpama tlak je pao na 8 MPa, jer je brzina gubitka hladioca bila iznimno velika (slika 3-18). Prirodnom se cirkulacijom toplina iz jezgre uspješno odvodila svega sat vremena (slika 3-19) nakon čega je kao rezultat smanjenja mase vode u primarnom krugu (slika 3-20) došlo do opadanja razine vode u jezgri (slika 3-21). Pogoršanjem uvjeta prijelaza topline s gorivnih šipki na rashladni fluid, temperatura jezgre je počela rasti (slika 3-22).

Paralelno s porastom temperature započela je i oksidacija obloga gorivnih šipki. SCDAP/RELAP5 i MAAP4 koriste različite korelacije za izračun oksidacije Zircaloya. SCDAP/RELAP5 koristi Cathcart korelaciju [Cathcart, 76], [Cathcart, 77] na nižim temperaturama i Urbanic/Heidrick korelaciju [Urbanic, 78] na višim temperaturama. MAAP4 na nižim temperaturama također koristi Cathcart korelaciju, a na višim temperaturama Baker/Just korelaciju [Baker, 62]. Zbog istovjetnih korelacija na nižim temperaturama ( $< 1853$  K), temperatura je u početnoj fazi sušenja jezgre rasla jednakom brzinom (slika 3-22). U tom su periodu i primarni tlak i razina vode u posudi bili gotovo identični. U trenutku  $t = 4100$  s maksimalna je temperatura jezgre po MAAP4 izračunu naglo porasla zbog početka oksidacije. Gotovo istovremeno je došlo do prorade akumulatora koji su nakratko smanjili temperaturu, međutim zbog pojačanog isparivanja, oksidacija Zircaloya je dovela do novog porasta temperature. Oksidacija je trajala nekoliko minuta nakon čega se temperatura jezgre počela smanjivati. SCDAP/RELAP5 nije predvidio neku značajniju oksidaciju u toj ranoj fazi. Ove razlike u rezultatima se djelomično mogu pripisati različitim korelacijama za oksidaciju Zircaloya na visokim temperaturama. Drugi bitan razlog je što je temperatura po MAAP4 izračunu počela rasti sto sekundi ranije nego po SCDAP/RELAP5 izračunu. Do rekristalizacije cirkonij-dioksida i nagle oksidacije došlo je prije aktiviranja akumulatora. Temperatura je zato naglo porasla, ali je kontinuirano ubrizgavanje vode ipak na kraju ohladilo jezgru jer je toplina odvedena iz jezgre naposljetku bila veća od topline akumulirane u gorivu tijekom oksidacije.

SCDAP/RELAP5 nije predvidio značajniji porast temperature sve do otprilike dva sata nakon početka akcidenta. Tijekom ta prva dva sata voda ubrizgana iz akumulatora hladila je jezgru. Dio se topline prenosio na sekundarnu stranu parogeneratorske petlje, a dio je odnosio rashladni fluid koji je istjecao kroz brtve pumpi. U trenutku kada akumulatori više nisu mogli pokriti gubitak primarnog hladioca, temperatura jezgre potpomognuta oksidacijom porasla je s 1300 K na 2800 K gotovo trenutno. Za razliku od MAAP4 izračuna, SCDAP/RELAP5 ne uzima u obzir mogućnost da se temperatura jezgre smanji jednom kada dosegne 3000 K pri vrlo ograničenom dobavljanju vode u reaktorsku posudu. Da bi se osiguralo odvođenje ostatne topline potrebno je omogućiti normalan pogon kompletnog ECCS sustava, jer sami akumulatori nisu dovoljni. Bitna razlika između programa MAAP4 i SCDAP/RELAP5 je, prema tome, u predviđanju vremena početka degradacije jezgre. Sve dok ima vode u akumulatorima, MAAP4 predviđa da će jezgra biti uspješno hladena. SCDAP/RELAP5 izračun pokazuje da će do degradacije doći ranije ovisno o termohidrauličkim uvjetima u

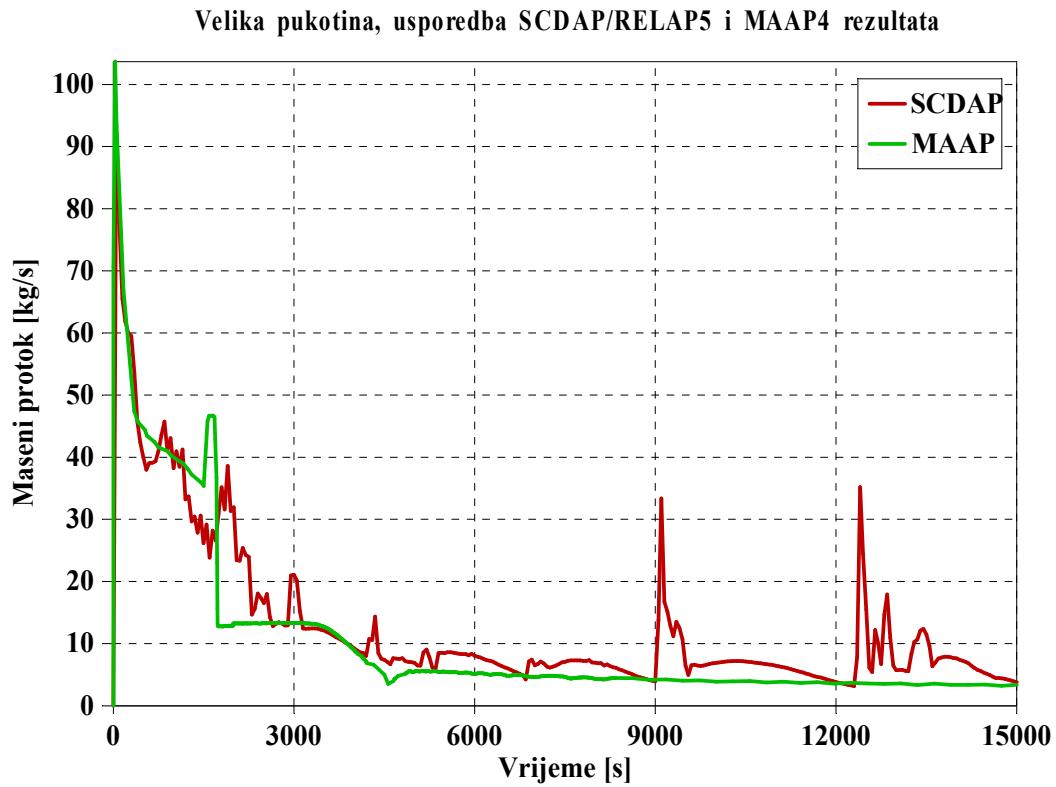
primarnom krugu. Zbog gubitka vode iz primara, tlak u primarnom krugu pada, a time i temperatura zasićenja. U jednom će trenutku stoga doći do isparivanja vode ubrizgane iz akumulatora, a novonastala para će podupirati proces oksidacije zbog čega će temperatura rasti. Daljnje ubrizgavanje vode iz akumulatora nije dostatno da ohladi jezgru i spriječi visoko-temperaturne kemijske reakcije koje će dovesti do gubitka cjelovitosti jezgre.

Zanimljivo je primijetiti da jezgra nije bila potpuno isušena, a ipak je došlo do njezinog taljenja. SCDAP/RELAP5 je predvidio velike oscilacije razine vode u jezgri zbog isprekidanog ubrizgavanja vode, dok MAAP4 predviđa kontinuirano ubrizgavanje. Kolabirani nivo vode u jezgri ne može dati potpunu informaciju o stanju jezgre. Vrijednost kolabiranog nivoa u MAAP4 izračunu bila je svega 30 %, a jezgra je ipak ostala gotovo netaknuta. U SCDAP/RELAP5 izračunu ta je vrijednost varirala između 10 % i 90 %, a jezgra je u svojem središnjem dijelu bila potpuno rastaljena. Ovakvi rezultati su u skladu s eksperimentima [Sepold, 07] koji su pokazali da potapanje vodom teško oštećene jezgre ne jamči njezino uspješno hlađenje.

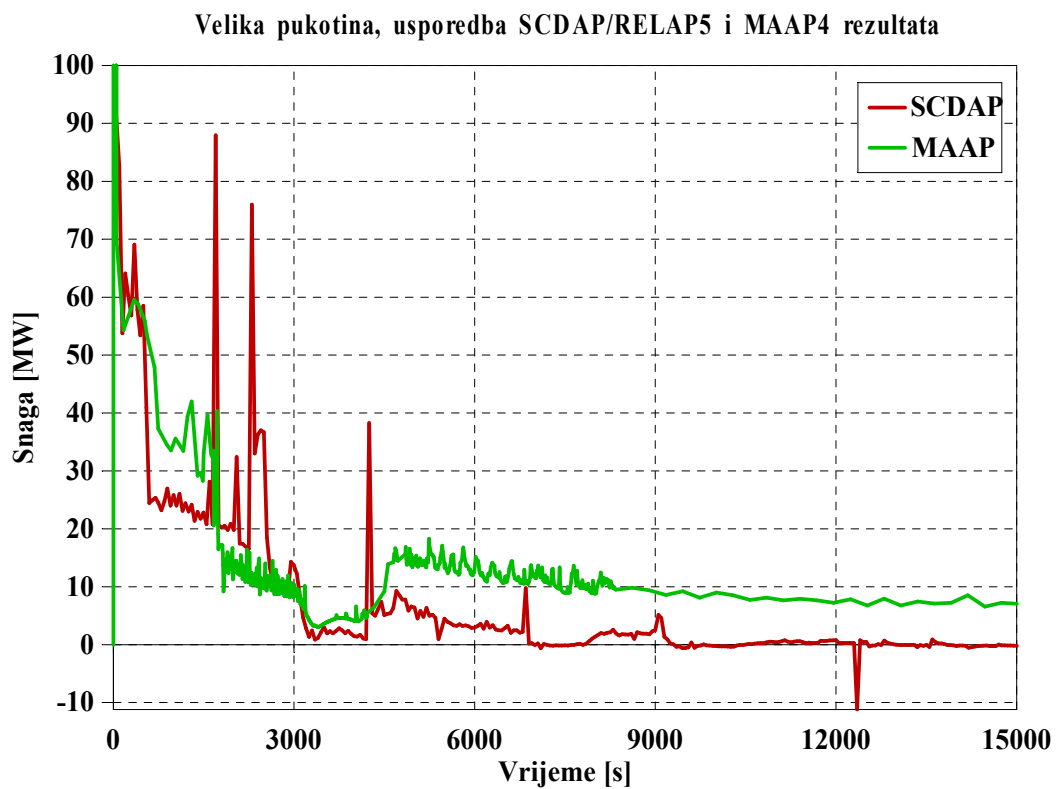


Slika 3-17: Tlak u primarnom krugu, Scenarij 2

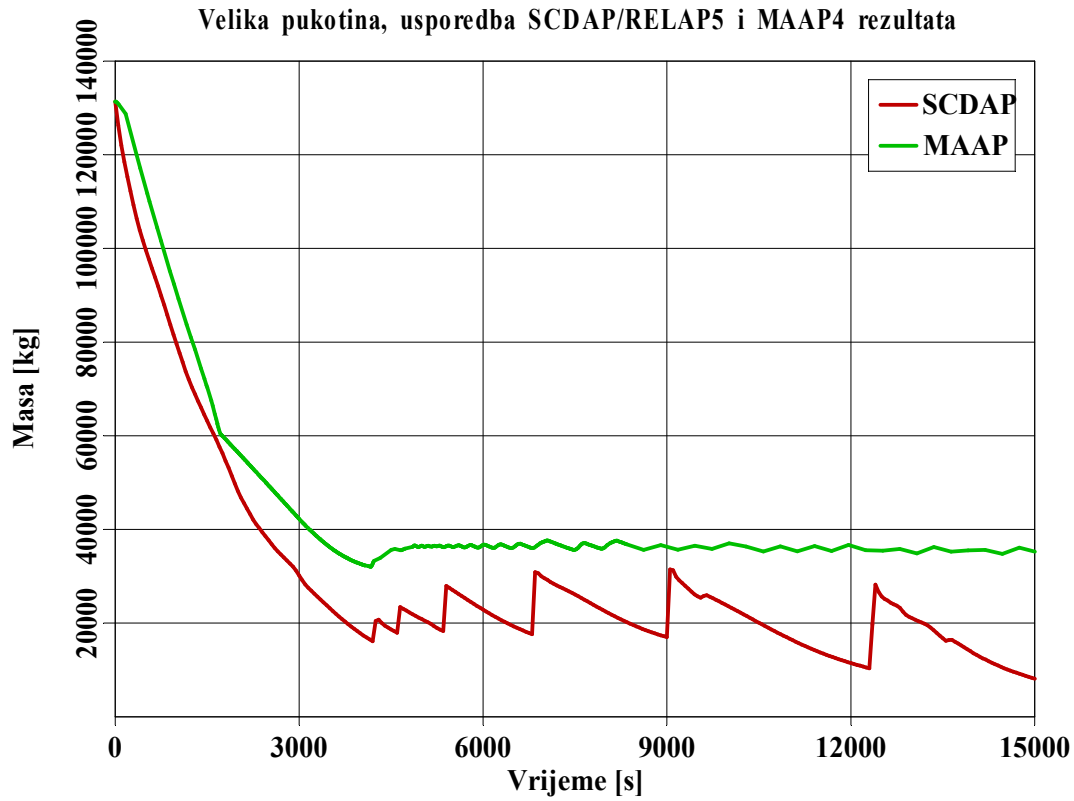




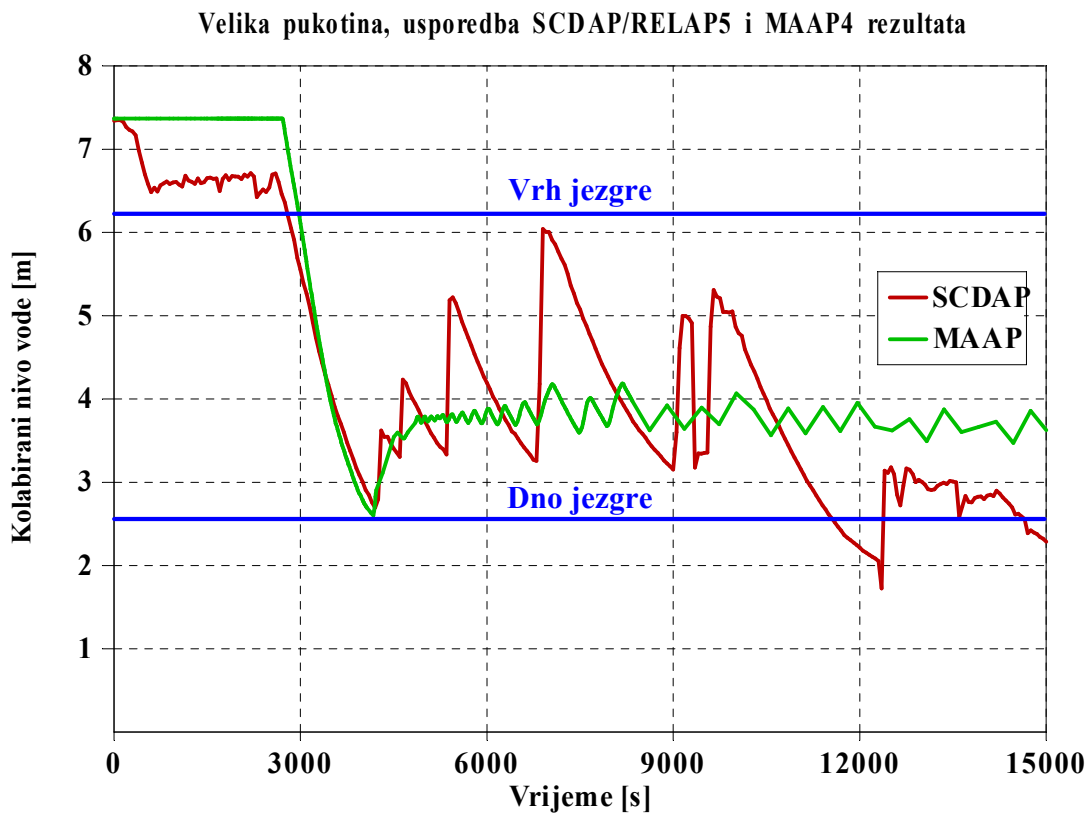
Slika 3-18: Maseni protok primarnog rashladnog fluida kroz oštećene brtve primarnih pumpi, Scenarij 2



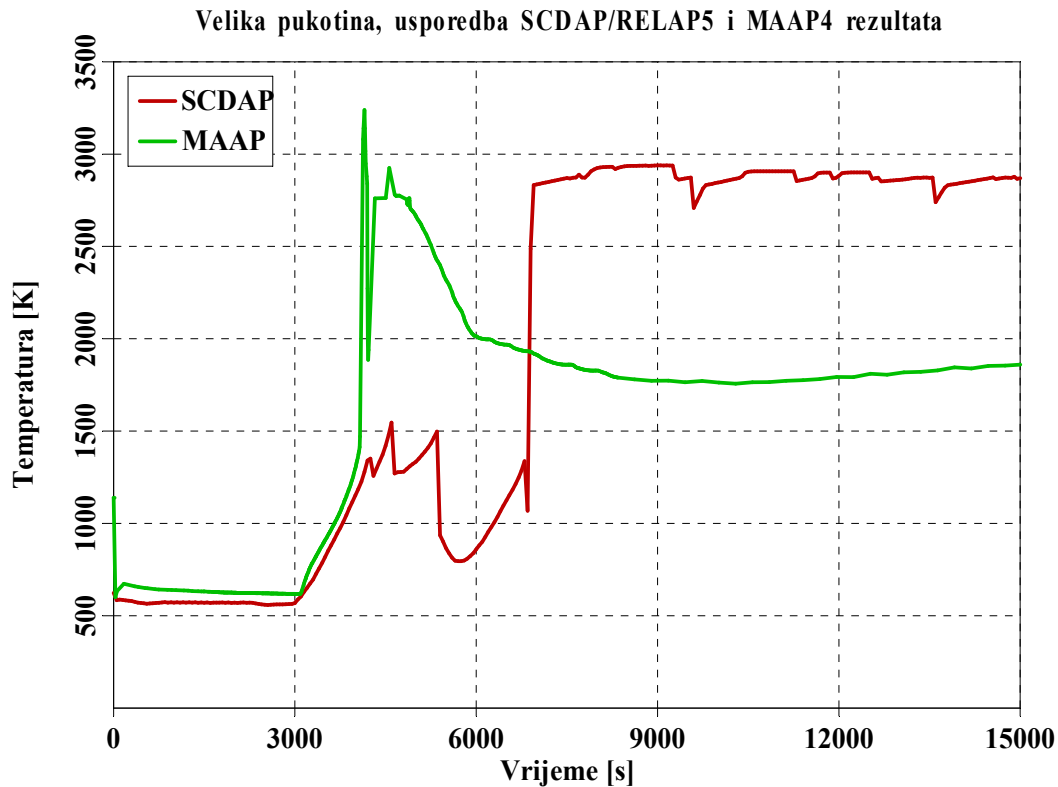
Slika 3-19: Toplinska snaga prenesena u parogeneratorima s primarne na sekundarnu stranu, Scenarij 2



Slika 3-20: Masa vode u primarnom krugu, Scenarij 2



Slika 3-21: Kolabirani nivo vode u reaktorskoj posudi, Scenarij 2

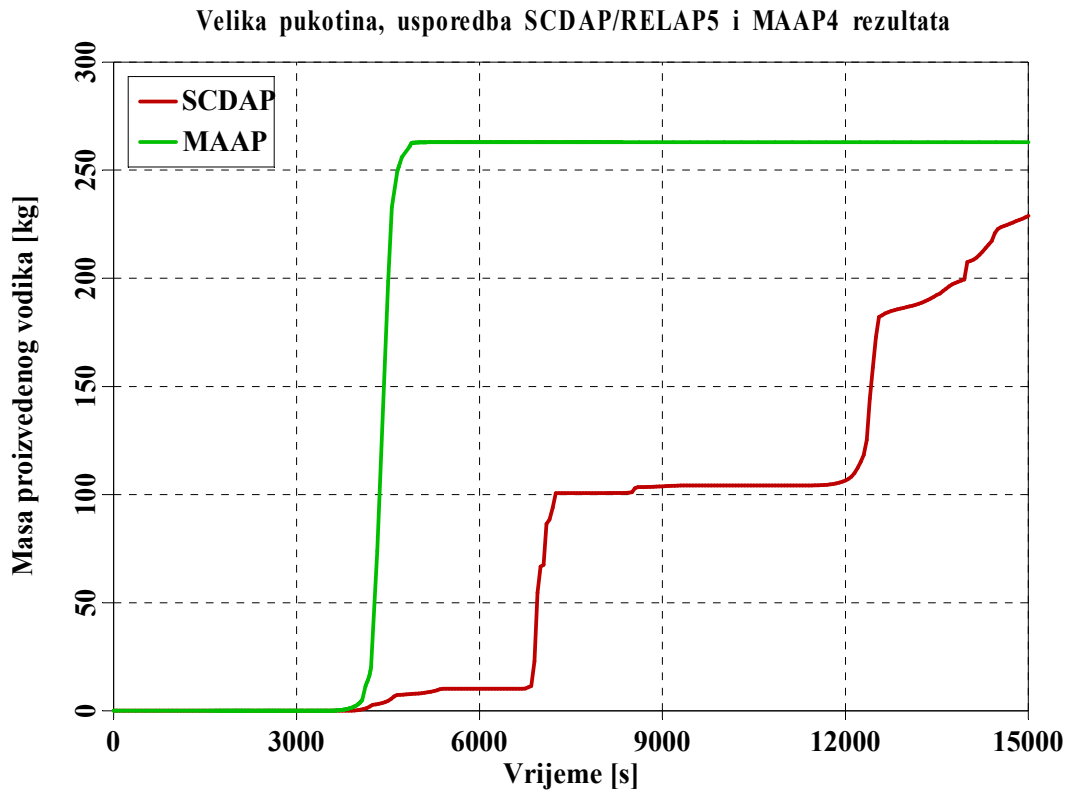


Slika 3-22: Maksimalna temperatura jezgre, Scenarij 2

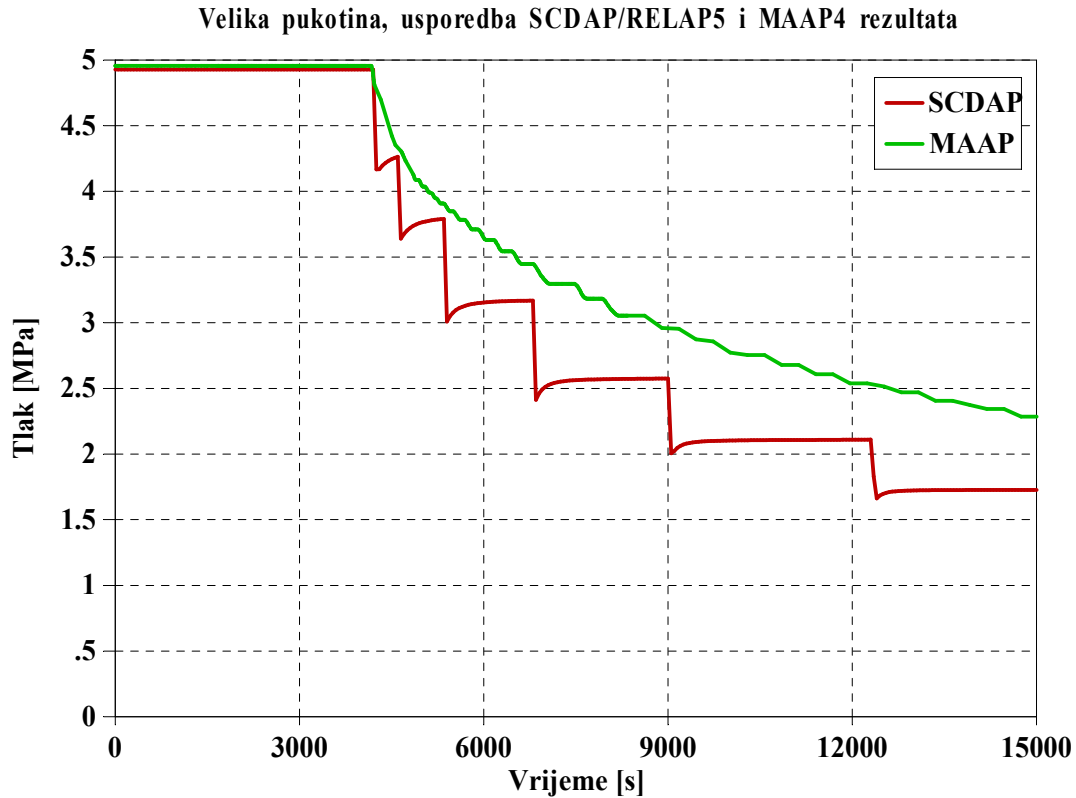
Slika 3-23 prikazuje masu proizvedenog vodika tijekom oksidacije. Većina se vodika prema MAAP4 izračunu proizvela tijekom prve prorade akumulatora kada je i temperatura jezgre dosegla vrijednost veću od 3000 K. Daljnja oksidacija se prekinula kada je temperatura pala ispod 2000 K. Do nove oksidacije došlo je tek u trenutku  $t = 24000$  s. Naime, u tom je trenutku temperatura jezgre narasla na otprilike 2300 K, a voda u jezgri je potpuno isparila. Prije toga je porast temperature bio relativno spor jer se, nakon što se temperatura jezgre spustila, jezgra dosta uspješno hladila kontinuiranim ubrizgavanjem vode u reaktorsku posudu i odvođenjem topline na sekundarnu stranu. Ukupno je proizvedeno 360 kilograma vodika, od čega 70 % u prvom, a 30 % u drugom valu oksidacije.

Proizvodnja vodika kako ju predviđa SCDAP/RELAP5 također se podudara s ispuštanjem vode iz akumulatora (slika 3-24). Tijek oksidacije se može podijeliti u dvije faze. U  $t = 7000$  s gornji dio jezgre je naglo oksidirao pri čemu je ispušteno 100 kilograma vodika. Uzrok tome je bilo brzo isparivanje vode zbog smanjenja tlaka u primarnom krugu u kombinaciji s visokom temperaturom gornjeg dijela jezgre. U idućih 5000 sekundi nije bilo dodatne oksidacije jer je donji, neoksidirani dio, bio potopljen vodom. U  $t = 12000$  s, kada je jezgra bilo potpuno otkrivena, ubrizgana voda iz akumulatora u jezgri je isparivala i pokrenula novi proces oksidacije. U prvoj je fazi oksidacije, prema tome, oksidirao gornji dio, a u drugoj donji dio jezgre.

Uspoređujući proizvedenu količinu vodika u oba scenarija može se zaključiti da je ona otprilike jednaka i kreće se u rasponu između 300 kilograma i 350 kilograma. Ono što se razlikuje je vrijeme u kojem će do tog ispuštanja doći, međutim količina oksidiranog cirkonija će u oba slučaja biti jednaka. Koliko će se naposljetku tog oksidiranog cirkonija istopiti i sliti u donji plenum ovisi o vremenskom tijeku oksidacije, maksimalnoj temperaturi jezgre, količini vode u jezgri i tlaku u reaktorskoj posudi. Masa proizvedenog vodika ne može biti pokazatelj količine rastaljenog oksidnog materijala, tj. na temelju nje se ne može odrediti sastav *coriuma*.

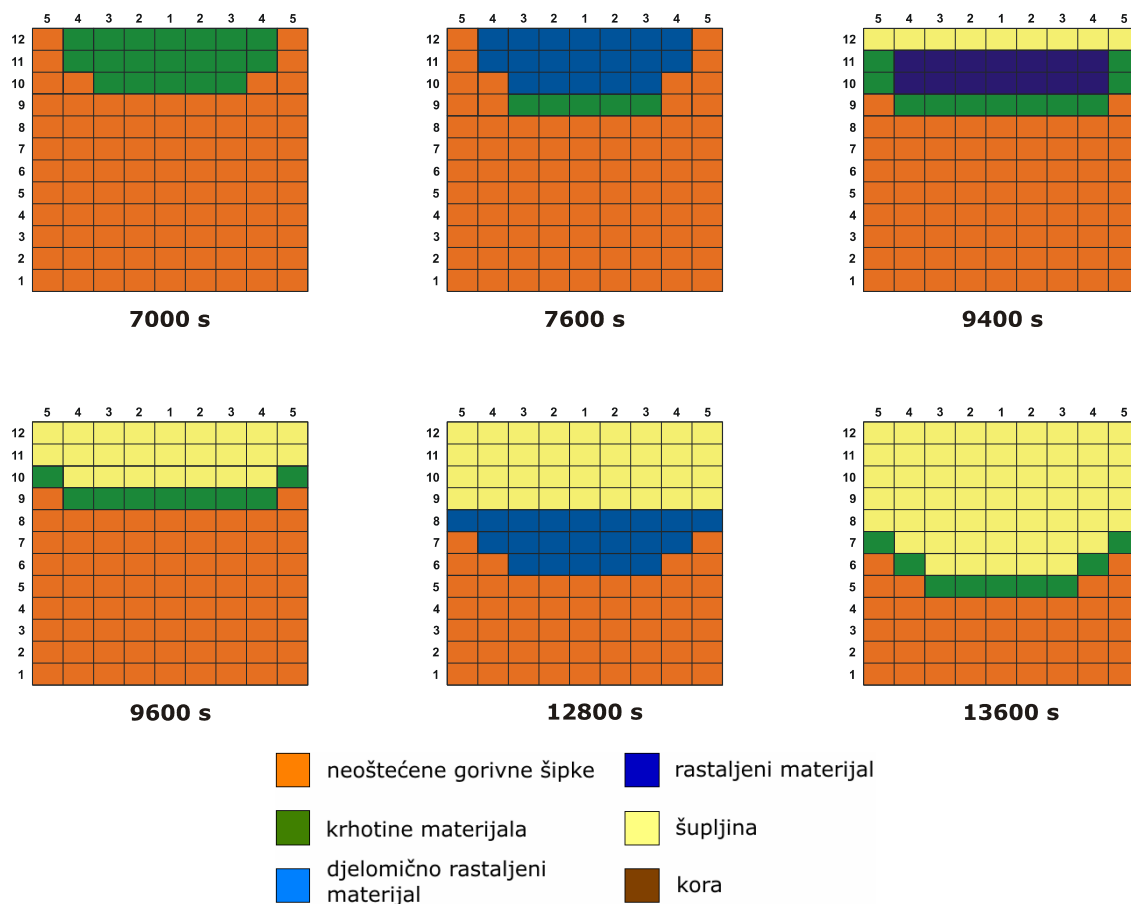


Slika 3-23: Masa proizvedenog vodika za vrijeme procesa oksidacije, Scenarij 2



Slika 3-24: Tlak u akumulatorima, Scenarij 2

Proces taljenja jezgre prikazan je na slikama 3-25 i 3-26. Vremenski je bio dulji nego u scenariju s manjom površinom presjeka pukotine jer se jezgra bolje hladila pa je degradacija tekla sporije.



Slika 3-25: Napredovanje taljenja jezgre prema rezultatima SCDAP/RELAP5 izračuna, Scenarij 2

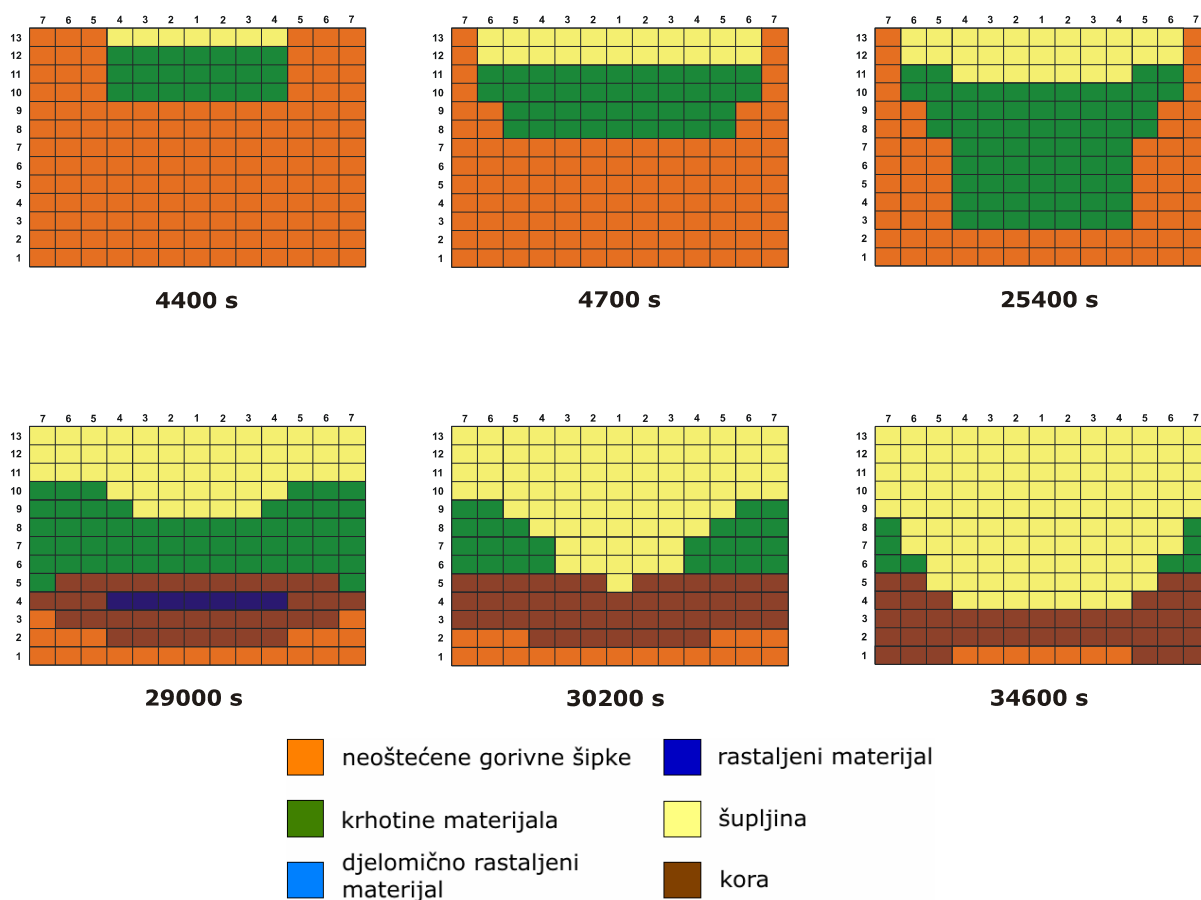
Početak degradacije jezgre podudara se s početkom oksidacije. Oba su programa predvidjela pucanje gorivnih šipki u ranoj fazi kao posljedicu temperaturnih oscilacija u jezgri. Cirkonij-dioksid koji nastaje na vanjskoj strani obloge ima loša mehanička svojstva na visokim temperaturama i slabo podnosi termička naprezanja. Slično je i s uran-dioksidom. Nagli porast temperature tijekom oksidacije i dotjecanje hladne vode u jezgru izazvali su termički šok i fragmentaciju goriva.

Dotok vode iz akumulatora odredio je tijek akcidenta. Kako je MAAP4 predvidio ubrizgavanje puno veće količine vode u samu jezgru, jezgra je bila bolje hladena i više je vremena proteklo do istjecanja rastaljenog materijala. Primarni razlog tome je bio manji protutlak u jezgri pa je voda u nju lakše ulazila. SCDAP/RELAP5 je izračunao da će istjecanje započeti nakon 9600 sekundi, a MAAP4 nakon 29000 sekundi. U tim trenucima jezgra je bila potpuno suha, a njena temperatura oko 3000 K. Istjecanje *coriuma* trajalo je otprilike sat vremena.

Razlika u vremenima u kojima je došlo do ispuštanja istopljenog materijala bila je pet i pol sati. To znači da operater prema MAAP4 izračunu ima pet i pol sati prednosti da osigura rad ECCS sustava pokretanjem dizel-agregata ili da pričekava ponovno uspostavljanje vanjskog izmjeničnog napajanja. U prvom scenariju ta je razlika iznosila nekih sat vremena, ali u ovom

slučaju ona je znatna. SCDAP/RELAP5 ima puno bolje modele za simulaciju degradacije jezgre, a pogotovo termohidrauličke modele o kojima itekako ovisi napredovanje akcidenta.

MAAP4 se danas koristi kao potpora PSA analizama zbog svog kratkog vremena izvršavanja. Njegovi rezultati se, s obzirom na prikazanu analizu, ne mogu uzeti kao relevantni. Korisnik programa MAAP4 mora zato biti svjestan njegovih nedostataka, te prije primjene modela u izračunu, model mora validirati usporedbom s eksperimentalnim rezultatima. To drugim riječima znači da mora pažljivo namjestiti brojne parametre koji utječu na termohidrauličke procese i procese taljenja jezgre. No, i u tom će slučaju rezultati biti upitni jer je eksperimentalna baza podataka na prototipnim reaktorskim uvjetima dosta ograničena, a poopćenje modela, kao što se vidi, nije moguće. Prema tome, za ispravan izračun procesa u oštećenoj jezgri, potrebno je koristiti programe s detaljnim, fizikalnim modelima. Zato će se prilikom određivanja količine i sastava *coriuma* u donjem plenumu za potrebe CFD i FEM analize koristiti rezultati programa SCDAP/RELAP5.



Slika 3-26: Napredovanje taljenja jezgre prema rezultatima MAAP4 izračuna, Scenarij 2

Količina rastaljenog materijala u donjem plenumu dana je u tablici 3-5. MAAP4 je izračunao potpuno jednaku količinu rastaljenog materijala kao i u prvom scenariju, dok je SCDAP/RELAP5 izračunao manju. Glavni razlog za ovakve SCDAP/RELAP5 rezultate je taj što je jezgra bila dulje vremena potopljena vodom. Iako je, dakle, površina presjeka pukotine bila dvostruko veća, masa je rastaljenog materijala bila manja. Povećanjem presjeka pukotine, degradacija jezgre je započela ranije. Jezgra se u prvom scenariju isušila nakon 8000 sekundi, a u drugom nakon 4000 sekundi. Sa stajališta sigurnog pogona elektrane drugi je scenarij stoga opasniji. No, sa stajališta posljedica teške nesreće, drugi će scenarij rezultirati boljim hlađenjem istopljenog materijala. Do njegovog će ispuštanja doći kasnije, a i konačna će masa

biti manja. Ako reaktorska posuda i popusti, zaštitna zgrada kao posljednja barijera prema ispuštanju fizijskih produkata će mehanički i toplinski biti manje opterećena. Zato je sa stajališta rizika okolnog stanovništva drugi scenarij povoljniji.

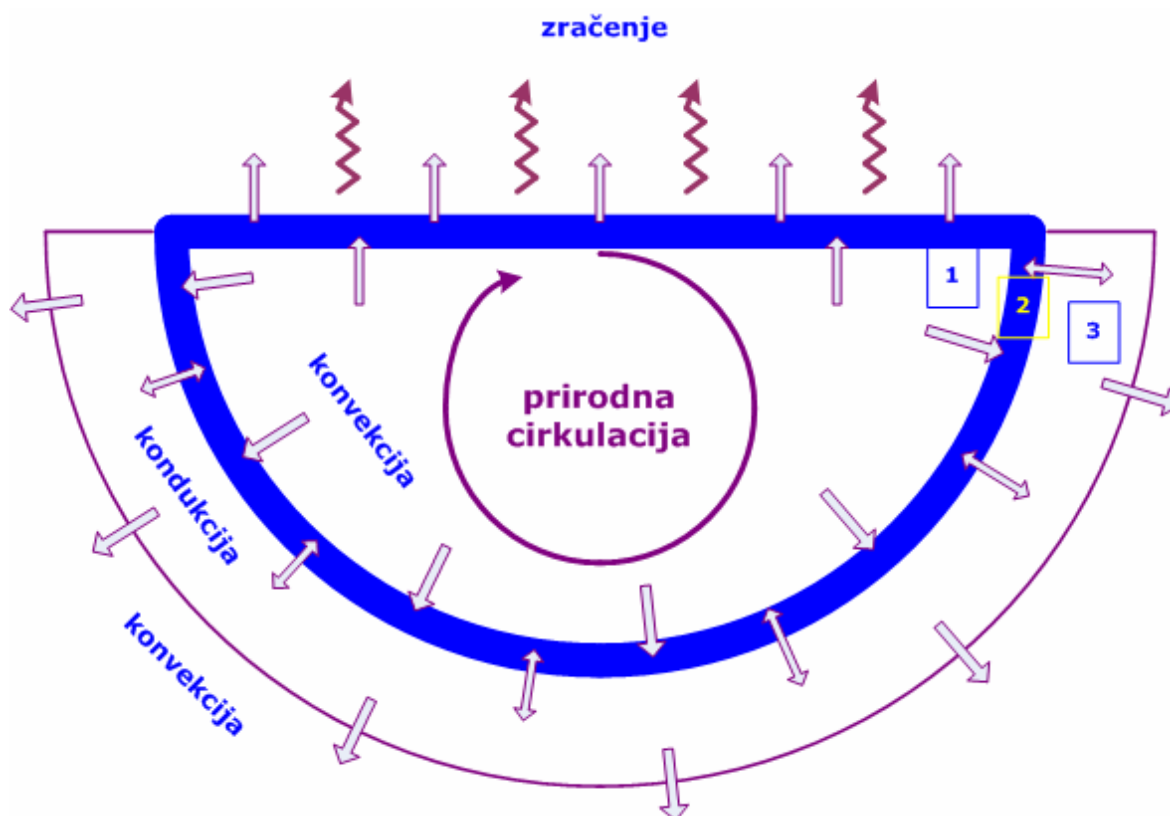
Gledajući SCDAP/RELAP5 rezultate primjećuje se da je masa  $ZrO_2$  niža u odnosu na masu metalnog cirkonija. Glavnina oksidacije se odvijala nakon prestanka istjecanja *coriuma* u donji plenum. Oksidirani cirkonij je stoga ostao zadržan u području jezgre u obliku krhotina, ili kao vanjski sloj na oblogama još uvijek netaknutih gorivnih šipki. Udio oksidnog materijala u donjem plenumu je iznosio 77 % u usporedbi sa 78 % u prvom scenariju. Prema tome, udio  $ZrO_2$  u ukupnoj masi rastaljenog materijala ne igra važnu ulogu jer je njegova masa puno manja od mase  $UO_2$  kao najvažnijeg oksidnog materijala.

Tablica 3-5: Količina rastaljenog materijala u donjem plenumu, Scenarij 2

Materijal	$UO_2$ [kg]	$ZrO_2$ [kg]	Zr [kg]	Nehrđajući čelik [kg]	Ukupno [kg]
<b>SCDAP/RELAP5</b>	28000	1800	3400	5700	38900
<b>MAAP4</b>	35500	8100	2600	4200	50400

## 4 MATEMATIČKI MODEL PRIJENOSA TOPLINE U DONJEM PLENUMU

Toplina se u taljevini proizvodi radioaktivnim raspadom fisijskih produkata. Ta će ostatna toplina izazvati prirodnu cirkulaciju i miješanje rastaljenog materijala. U kontaktu s hladnom stijenkom reaktorske posude tekući će se materijal skrućivati pri čemu će doći do stvaranja kore. Kora će se formirati i s gornje strane. Toplina će se s taljevine na koru prenositi konvekcijom, dok će se kroz koru i stijenku posude širiti kondukcijom. S vanjske strane posude toplina će konvekcijom prelaziti na fluid u reaktorskoj šupljini. S gornje strane kore će prelaziti na paru unutar reaktorske posude. Ovi nabrojani procesi prijenosa topline prikazani su na slici 4-1, a u nastavku će svaki od njih biti detaljnije obrađen.



Slika 4-1: Prijenos topline u donjem plenumu (1 – rastaljeni materijal, 2 – kora, 3 – reaktorska posuda)

Toplina se s kore na posudu ne prenosi nužno čistom kondukcijom jer zbog nepravilne kontaktne površine može doći do stvaranja pukotina i ulaska vode u zazor između kore i posude. Ovaj je efekt posebno adresiran u poglavljima u kojima su opisani rezultati izračuna toplinskog odziva donjeg plenuma NE Krško.

S gornje strane dislociranog materijala toplina će se putem zračenja prenositi na strukture unutar posude. Prijenos topline zračenjem i odgovarajući model radijativne izmjene topline detaljno je obrađen u sedmom poglavlju.



#### 4.1 Prirodna cirkulacija rastaljenog materijala

Općenito, za matematički opis strujanja rastaljenog materijala vrijede standardne jednačbe održanja mase, količine gibanja i energije fluida. Unutar fluida nalazi se unutrašnji izvor topline  $q_V$ . Pretpostavlja se da je fluid viskozan i nestišljiv, a brzina strujanja fluida na rubovima bazena jednaka nuli (*no-slip* uvjet).

Jednačbe održanja su sljedeće:

1. jednačba održanja mase

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0, \quad (4-1)$$

2. jednačba održanja količine gibanja

$$\frac{\partial \rho \vec{v}}{\partial t} + \rho (\vec{v} \cdot \nabla) \vec{v} = \rho \vec{g} + \nabla \cdot (-p + \mu \nabla \vec{v}), \quad (4-2)$$

3. jednačba održanja energije

$$\frac{\partial (\rho c T)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v} c T) - \nabla \cdot (k \nabla T) = \frac{\partial p}{\partial t} + q_V. \quad (4-3)$$

Toplina s taljevine na koru prelazi konvekcijom. Koeficijent prijelaza topline određuje se eksperimentalnim putem, a korelacije za njegov izračun dane su u poglavlju 2.5. Koristeći korelacije Theofanousa, koeficijenti prijelaza topline s taljevine na koru dani su izrazima:

$$h_{up} = 1,95 \frac{k}{R} Ra_{int}^{0,18}, \quad (4-4)$$

$$h_s = 0,3 \frac{k}{R} Ra_{int}^{0,22} \cdot f(\Theta), \quad (4-5)$$

gdje je  $k$  koeficijent vođenja topline taljevine, a  $R$  polumjer sfernog dijela posude.

## 4.2 Vođenje topline kroz koru i stijenku posude

Toplinsku ravnotežu u krutim materijalima opisuje toplinska jednačba s unutrašnjim izvorom topline  $q_V$ :

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) + q_V. \quad (4-6)$$

Problem se može pojednostaviti uz pretpostavku osne simetrije čime gornja jednačba poprima oblik:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + q_V. \quad (4-7)$$

Ova se jednačba rješava primjenom numeričkih metoda. Za prostornu diskretizaciju najčešće se koristi metoda konačnih elemenata, dok se za vremensku diskretizaciju primjenjuje metoda konačnih razlika. U prilogu 11.1 opisan je matematički model vođenja topline u dvije dimenzije implementiran u računalni program COUPLE koji se bazira na ove dvije metode.

Da bi se adresirala promjena faze potrebno je računsku domenu  $\Omega$  podijeliti u dvije domene,  $\Omega_s$  i  $\Omega_l$ , koje predstavljaju krutu i tekuću fazu. Za svaku se domenu postavlja jednačba održanja energije:

$$\rho_s c_s \frac{\partial T_s}{\partial t} = \nabla \cdot (k_s \nabla T_s) + q_{Vs} \quad na \ \Omega_s, \quad (4-8)$$

$$\rho_l c_l \frac{\partial T_l}{\partial t} = \nabla \cdot (k_l \nabla T_l) + q_{Vl} \quad na \ \Omega_l. \quad (4-9)$$

Rješenje problema promjene faze uključuje dva dodatna rubna uvjeta. Uz pretpostavku jednodimenzionalnog modela, slika 4-2, vrijedi sljedeće:



Slika 4-2: Jednodimenzionalni prikaz problema promjene faze

1. Na mjestu fazne granice, temperature krute i tekuće faze su jednake:

$$T_s = T_l = T_f, \text{ za } x = \delta, \quad (4-10)$$

gdje je  $T_f$  temperatura na kojoj dolazi do faznog prijelaza. Položaj fazne granice je funkcija vremena,  $\delta = f(t)$ .

2. Latentna toplina koja se oslobađa za vrijeme skrućivanja, odnosno dovodi za vrijeme taljenja prenosi se, s jedne strane, procesom kondukcije kroz krutu fazu, odnosno, s druge strane, konvekcije s krute na tekuću fazu. Količina oslobođene/dovedene latentne topline kada se fazna granica pomakne za udaljenost  $d\delta$  iznosi  $\rho \cdot L \cdot d\delta$ . Drugim riječima, izraz koji opisuje ovaj proces glasi:

$$k_s \frac{\partial T_s}{\partial x} - h(T_l - T_f) = \rho L \frac{d\delta}{dt}, \quad (4-11)$$

pri čemu je  $h$  koeficijent prijelaza topline definiran izrazima (4-4) i (4-5).

Jednadžbe promjene faze rješavaju se numerički, a danas se koriste dvije metode. Prva je metoda pomične mreže u kojoj se područja tekuće i krute faze tretiraju zasebno, a fazna je granica eksplicitno određena kao pomična granica. Metoda daje vrlo precizno rješenje za izotermnu promjenu faze kod jednostavnije geometrije, no kod složenijih problema njezina primjena postaje previše komplicirana. Zbog toga se češće koristi tzv. metoda entalpije koja uvjete na mjestu faznog prijelaza tretira implicitno bez namjere da *a priori* odredi položaj fazne granice.

U metodi entalpije se za cijelu domenu  $\Omega$  zadaje samo jedna jednadžba održanja energije:

$$\frac{\partial i}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T). \quad (4-12)$$

Ako se uzme da su  $T_s$  i  $T_l$  solidus i likvidus temperature, a  $T_r$  početna referentna temperatura, entalpija je zadana kao:

$$i(T) = \int_{T_r}^T \rho c_s(T) dT \quad \text{za } T < T_s, \quad (4-13)$$

$$i(T) = \int_{T_r}^{T_s} \rho c_s(T) dT + \int_{T_s}^T \left( \rho \frac{dL}{dT} + \rho c_f(T) \right) dT \quad \text{za } T_s \leq T \leq T_l, \quad (4-14)$$

$$i(T) = \int_{T_r}^{T_s} \rho c_s(T) dT + \rho L + \int_{T_s}^{T_l} \rho c_f(T) dT + \int_{T_l}^T \rho c_l(T) dT \quad \text{za } T > T_l, \quad (4-15)$$

pri čemu je  $c_f$  specifični toplinski kapacitet materijala tijekom promjene faze. S druge strane promjena entalpije se može zapisati kao:

$$di = c_{eff} dT. \quad (4-16)$$

Specifični toplinski kapacitet se na mjestu faznog prijelaza mijenja skokovito što može izazvati numeričke oscilacije i sporu konvergenciju rješenja [Dalhuijsen, 86]. Zato se temperaturna promjena entalpije izražava u obliku:

$$\frac{di}{dT} = \frac{dx}{dT}. \quad (4-17)$$

Na ovaj se način izbjegava izračunavanje specifičnog toplinskog kapaciteta, a kako su i entalpija i temperatura glatke funkcije prostorne varijable  $x$ , rješenje se može dobiti u svakoj točki prostora uključujući i faznu granicu.

## 5 PRIRODNA CIRKULACIJA RASTALJENOG MATERIJALA U DONJEM PLENUMU

Rastaljeni materijal koji se slijeva u donji plenum bit će u tekućem stanju pa se za njegovo modeliranje koriste jednadžbe mehanike fluida. Iako neki autori dvoje oko agregatnog stanja [Müller, 06] i pretpostavljaju da će dislocirani materijal sačinjavati mješavina tekućih eutektika i krutih krhotina goriva i strukturnih materijala, u ovoj će se analizi pretpostaviti potpuno tekući materijal. Pretpostavka se temelji na činjenici da su na očekivanim temperaturama od 3000 K svi materijali koji sačinjavaju jezgru (UO<sub>2</sub>, Zircaloy, Inconel, legura Ag-In-Cd, nehrđajući čelik) rastaljeni, bilo zato što je premašena njihova temperatura taljenja, bilo zbog kemijskih reakcija koje su dovele do njihove likvefakcije.

U analizi prirodne cirkulacije koristio se CFD program FLOTRAN [ANSYS, 04] koji za numeričku aproksimaciju koristi metodu konačnih elemenata. FLOTRAN je program koji rješava probleme strujanja fluida i prijenosa topline unutar fluida u tri dimenzije. Pritom je moguće modelirati prisilnu ili prirodnu cirkulaciju, laminarno ili turbulentno strujanje, stišljivi ili nestišljivi fluid, unutrašnji izvor topline, adijabatske rubne uvjete, transport više različitih fluida istovremeno, itd.

CFD analizom se željelo odrediti sljedeće:

1. Izračunati temperaturni profil unutar *coriuma* u donjem plenumu.
2. Provjeriti mogućnost razdvajanja materijala zbog razlike u gustoći oksida i metala na temelju izračunate raspodjele temperatura unutar *coriuma*.

CFD analiza zahtijeva jake računalne kapacitete, a vrijeme izračuna može trajati danima. Današnji programi za analize teških nesreća, poput MAAP-a i SCDAP/RELAP-a, koriste jednostavnije modele za izračun ponašanja *coriuma* u donjem plenumu kako bi vrijeme izvođenja izračuna bilo što kraće. U njima je pretpostavljeno da će varijacije temperature unutar taljevine biti zanemarivo male, tj. da se temperatura neće mijenjati u prostoru već samo u vremenu zbog intenzivnog miješanja i značajnog unutrašnjeg izvora topline.

Što se konfiguracije tiče, SCDAP/RELAP5 pretpostavlja da će *corium* biti homogenog sastava što znači da će metali i oksidi biti potpuno izmiješani, dok MAAP4 omogućava korisniku da sâm definiira konfiguraciju materijala.

CFD analiza će, dakle, ne samo dati uvid u ponašanje istopljenog materijala, već i omogućiti ocjenu primjenjivosti postojećih modela u računalnim programima za analize teških nesreća.

## 5.1 Ulazni podaci za analizu

Sastav rastaljenog materijala određen je na temelju SCDAP/RELAP5 analize. Prednost je dana SCDAP/RELAP5 pred MAAP4 rezultatima zbog detaljnih, fizikalnih modela degradacije jezgre sadržanih u SCDAP-ovim potprogramima. Analiza je pokazala da će se otprilike 70 % jezgre istopiti i sliti u donji plenum. Sâm proces taljenja jezgre trajao je između pola sata i sat vremena što pokazuje da kombinacija proizvodnje ostatne topline, kemijskih reakcija između različitih materijala, oksidacije Zircaloya, otapanja goriva u tekućem cirkoniju, itd., vodi do brze degradacije jezgre.

Za usporedbu, tijekom nesreće u NE Otok Tri Milje 50 % materijala unutar jezgre se ili istopilo ili ispućalo zbog termičkog šoka uslijed ubrizgavanja hladne vode, od čega je samo 20 % materijala ispućeno u donji plenum. Kora koja je okruživala bazen *coriuma* unutar jezgre popustila je u gornjem dijelu bazena pa je došlo do izlivanja ograničene količine rastaljenog materijala. Nekoliko minuta prije pucanja kore, aktiviranje jedne primarne pumpe i pumpi za sigurnosno ubrizgavanje na visokom tlaku dovelo je do potapanja jezgre. Smanjenje volumena bazena olakšalo je njegovo hlađenje pa je daljnje taljenje goriva i ostalih struktura bilo zaustavljeno.

Količina nakupljenog materijala u donjem plenumu dana je u tablici 5-1. Ovakav sastav taljevine temelji se na rezultatima SCDAP/RELAP5 izračuna za prvi scenarij. Taj je scenarij predvidio jaće taljenje jezgre pa je zbog konzervativnosti izračuna prednost dana upravo rezultatima prvog scenarija. Sloj rastaljenog materijala bio je visok 1,4 metra, a njegov polumjer na vrhu 1,7 metara.

Tablica 5-1: Sastav mješavine tekućeg materijala u donjem plenumu

Materijal	UO <sub>2</sub>	ZrO <sub>2</sub>	Zr	Nehrđajući čelik
Masa [kg]	37500	4800	3800	7800

Prilikom pripreme ulaznih podataka za CFD analizu zanemareno je izlivanje srebra u donji plenum. U regulacijskim šipkama jezgre NE Krško nalazi se oko 1100 kilograma srebra unutar legure apsorbera (Ag-In-Cd). Ta se legura tali već na temperaturi od 1073 K, a do njenog će istjecanja doći nakon što probije oblogu od nehrđajućeg čelika. Legura Ag-In-Cd i nehrđajući čelik međusobno neće reagirati pa je to bio jedan od kriterija zašto je upravo nehrđajući čelik izabran kao materijal za izradu obloge. Međutim, tijekom akcidenta doći će do napuhivanja obloge i njenog kontakta s vodilicom od Zircaloya. Eutektička reakcija između nehrđajućeg čelika i Zircaloya dovest će do taljenja obloge i istjecanja apsorbera.

Trenutno nema relevantnih eksperimentalnih podataka o ponašanju srebra unutar *coriuma*. Eksperimenti s prototipnim materijalima uključivali su samo uran, cirkonij, željezo i njihove okside. Zbog toga je srebro u ovoj analizi zanemareno. No, s obzirom da srebro čini tek 2 % ukupne mase *coriuma*, ovim zanemarenjem ne unosi se veća pogreška u izračun.

Masa nehrđajućeg čelika je procijenjena na 7800 kilograma. U samoj se jezgri nalazi samo 250 kilograma nehrđajućeg čelika što odgovara masi obloga regulacijskih šipki. SCDAP/RELAP5 izračun je pokazao da će se rastaliti trećina unutrašnjih struktura u donjem plenumu i dio plašta jezgre što odgovara vrijednosti od 7800 kilograma. Veći dio potpornih stupova i donja ploča unutrašnje posude (donja potporna ploča) koji podupiru jezgru bit će uronjeni u vodu pa će ostati netaknuti. U suprotnom bi njihovim eventualnim taljenjem kompletna jezgra propala u donji plenum što bi dodatno opteretilo reaktorsku posudu i ugrozilo njenu strukturnu stabilnost.

Mješavina materijala unutar *coriuma* je za potrebe CFD analize uzeta kao heterogena smjesa. UO<sub>2</sub> i ZrO<sub>2</sub> čine jedan fluid, a Fe i Zr drugi fluid. RASPLAV i MASCA eksperimenti su pokazali da će rastaljena U-Zr-O smjesa biti homogenog sastava [Fukusawa, 05],

[Fukusawa, 07], no da će dodavanje nečistoća u tu smjesu (Fe, C) dovesti do odvajanja metalnih od oksidnih tekućina. Drugim riječima, oksidi i metali unutar *coriuma* međusobno ne reagiraju.

Oksidi ( $UO_2$ ,  $ZrO_2$ ) i metali (Fe, Zr) su modelirani kao dva odvojena fluida iz dva razloga:

1. Njihova se svojstva razlikuju, pri čemu valja posebno istaknuti koeficijent vođenja topline koji za metale iznosi  $25 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ , a za okside  $2,38 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ . Kako je udio metala svega 22 %, oni bi se u slučaju formiranja posebnog sloja puno brže zagrijavali i fokusirali toplinski tok na uski dio reaktorske posude što bi moglo dovesti do njezinog oštećenja.
2. Zbog razlike u gustoćama, oksidi koji imaju veću gustoću bi mogli potonuli na dno posude. U tom bi slučaju metali bili istisnuti iznad sloja oksida. Efekt fokusiranja bi stoga došao do punog izražaja jer toplinski tok raste prema vrhu bazena *coriuma* [Jahn, 74].

Svojstva smjesa  $UO_2 - ZrO_2$  i Fe – Zr ovise o masenim udjelima dotičnih spojeva, odnosno elemenata. Toplinska svojstva rastaljenih oksida i metala su zbog toga pripremljena na temelju dostupnih podataka iz literature i udjela pojedinih materijala u smjesi. Za temperaturnu ovisnost gustoće i dinamičkog viskoziteta razvijene su korelacije u obliku koji zahtijeva ulazna datoteka za program FLOTRAN. Za specifični toplinski kapacitet i koeficijent vođenja topline uzete su konstantne vrijednosti.

Uzevši u obzir maseni omjer  $UO_2/ZrO_2 = 89/11$ , gustoća oksida može se izraziti u obliku:

$$\rho_{oksid} = 8480 - 1,035(T - 2800). \quad (5-1)$$

Za gustoće  $UO_2$  i  $ZrO_2$  korišteni su podaci iz MATPRO biblioteke [SCDAP, 97].

Gustoća metala, slično kao i gustoća oksida, također se izražava u obliku polinomskog zakona. Podaci za gustoću nehrđajućeg čelika uzeti su iz MATPRO biblioteke, a za gustoću cirkonija korišteni su podaci Korobenka [Korobenko, 01]. Korelacija je izvedena na temelju omjera metala  $Fe/Zr = 67/33$ :

$$\rho_{metal} = 6730 - 0,085(T - 1200). \quad (5-2)$$

Prilikom izvođenja korelacija za dinamički viskozitet korišten je Sutherlandov zakon:

$$\mu_{oksid} = 0,84 \cdot 10^{-3} e^{\frac{5051}{T}}, \quad (5-3)$$

$$\mu_{metal} = 3,33 \cdot 10^{-3} e^{\frac{771}{T}}. \quad (5-4)$$

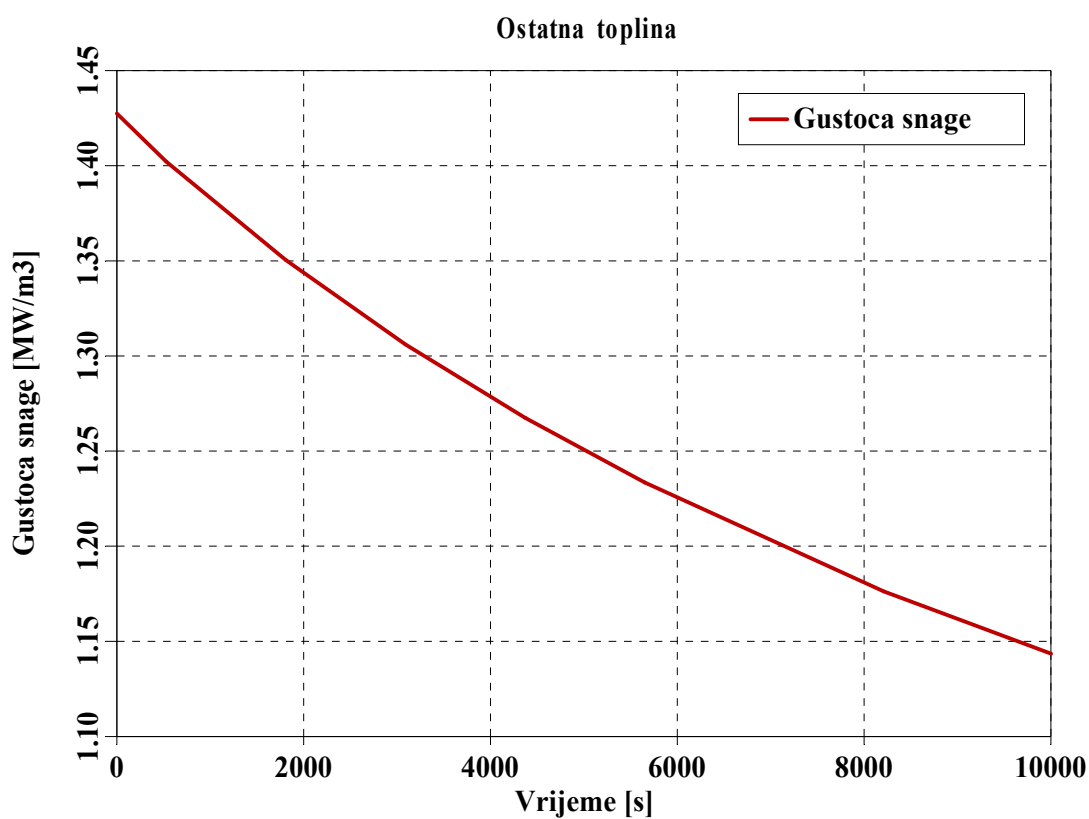
Podaci za dinamički viskozitet cirkonija i cirkonij-dioksida uzeti su iz MATPRO biblioteke. Za dinamički viskozitet  $UO_2$  korišteni su podaci Sudreaau [Sudreau, 97], a za željezo podaci Murilla [Murillo, 08].

Za specifični toplinski kapacitet i koeficijent vođenja topline uzete su konstantne vrijednosti jer se oni vrlo malo mijenjaju s porastom temperature. Podaci o ovim svojstvima uzeti su iz MATPRO biblioteke, osim za koeficijent vođenja topline  $UO_2$  za čiju je vrijednost korišten podatak Finka [Fink, 00]. Tablica 5-2 prikazuje vrijednosti specifičnog toplinskog kapaciteta i koeficijenta vođenja topline oksidnih i metalnih materijala.

Tablica 5-2: Specifični toplinski kapacitet i koeficijent vođenja topline oksidnih i metalnih materijala korišteni u FLOTRAN izračunu

Materijal	Specifični toplinski kapacitet [J/kgK]	Koeficijent vođenja topline [W/m·K]
Oksid	534	2,38
Metal	581	25

Unutrašnji izvor topline zbog radioaktivnog raspada fisijskih produkata modeliran je u skladu s ANS-79 standardom [SCDAP, 97]. Gustoća toplinske snage prikazana je na slici 5-1. U obzir je uzeto smanjenje ostatne topline od 30 % zbog ispuštanja fisijskih produkata.

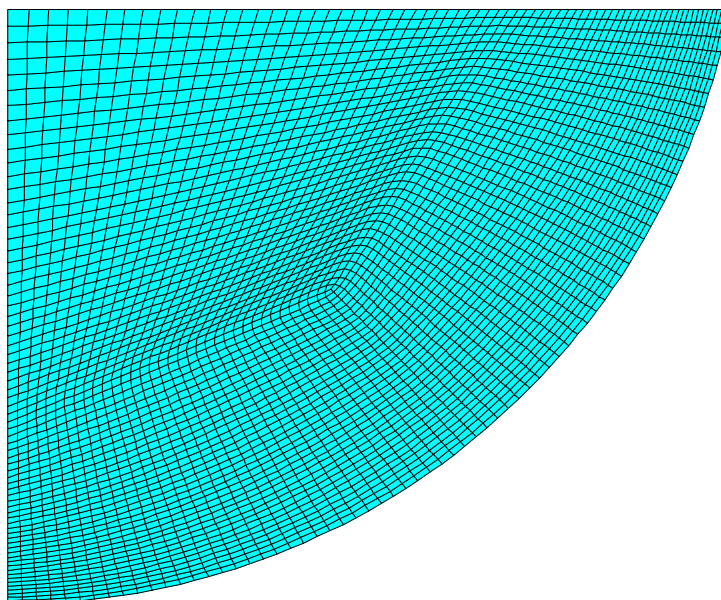


Slika 5-1: Gustoća snage u rastaljenom materijalu u donjem plenumu

## 5.2 CFD model

FLOTRAN model donjeg plenuma je dvodimenzionalni osno simetrični model. Mreža konačnih elemenata se sastoji od 3675 četverostranih elemenata. Njihov raspored prikazan je na slici 5-2. Elementi su gušće poredani prema stijenci posude kako bi se adresirali rubni efekti, tj. kvantificirao utjecaj smičnog naprezanja na profil brzine fluida u blizini stijenke.

Proizvodnja ostatne topline uzrokovat će prirodnu cirkulaciju materijala. Ovaj fenomen se dosta istraživao [Asfia, 96a], [Buck, 07], [Gubaidullin, 02], [Mayeringer, 76], [Sehgal, 99], [Theofanous, 00], [Tran, 07], a cilj istraživanja je bio odrediti vrijednost i raspodjelu toplinskog toka na rubovima bazena rastaljenog materijala. Na temelju izmjerenih podataka i teorijskih analiza razvijene su korelacije za koeficijent prijelaza topline s tekućeg materijala na reaktorsku posudu čijom se primjenom određuje toplinsko naprezanje stijenke posude. Unutar ove analize korištene su korelacije (2-7) i (2-8) koje je razvio Theofanous jer su one izvedene na temelju eksperimenata s fluidima čija je Rayleighjeva značajka bila istog reda veličine kao i *coriuma* u reaktorskim uvjetima.



Slika 5-2: Mreža konačnih elemenata, CFD izračun

Na rubovima bazena s gornje i bočne strane pretpostavljeni su konvektivni rubni uvjeti. Za Nusseltovu značajku korištene su korelacije Theofanousa, dok je vanjska temperatura, u ovom slučaju temperatura kore u kontaktu s rastaljenim materijalom, uzeta da iznosi 2830 K što odgovara solidus temperaturi U-Zr-O sustava.

Intenzitet prirodne cirkulacije, temperatura rastaljenog materijala, te prostorne i vremenske varijacije toplinskog toka na rubovima bazena primarno ovise o Rayleighjevoj značajki. Rayleighjeva značajka za *corium* s unutrašnjim izvorom topline od  $1,5 \text{ MW/m}^3$  iznosi  $10^{14} - 10^{15}$  što znači da će strujanje biti turbulentno jer je Bonnet [Bonnet, 94] pokazao da će do prijelaza s laminarnog na turbulentno strujanje doći pri vrijednosti  $Ra = 10^{13}$ . Zbog toga se u analizi koristio model turbulentnog strujanja fluida [Dinh, 97].

Model turbulencija korišten u izračunu bio je standardni  $k-\varepsilon$  model u kombinaciji s modelom koji opisuje utjecaj trenja na strujanje tekućine u blizini krute stijenke [Pope, 06]. Iako se primjenjivost  $k-\varepsilon$  modela u ovom slučaju može dovesti u pitanje (model je razvijen i



testiran za fluide čija je Rayleighjeva značajka nekoliko redova veličine manja), pojedina istraživanja, npr. Kelkara i Patankara [Kelkar, 93], pokazala su da se standardni  $k-\varepsilon$  model turbulencija za fluide s malom Reynoldsovom značajkom može primijeniti i na *corium* u prototipnim reaktorskim uvjetima. Eventualno bi DNS metoda dala točnije rezultate međutim njena primjena nadmašuje mogućnosti današnjih računala. S druge strane, cilj ove analize nije bio provesti detaljnu studiju strujanja rastaljenog materijala u donjem plenumu reaktorske posude već pokazati izvedivost ovakve analize i, još važnije, dobiti odgovore na pitanja stratifikacije materijala i temperaturne distribucije. Do danas je objavljeno niz radova [Dinh, 97a], [Maruyama, 03], studija [Altstadt, 05] i doktorskih disertacija [Gubaidullin, 02] koji obrađuju problematiku prirodne cirkulacije fluida s unutrašnjim izvorom topline, no većina njih bila je fokusirana na fluide čija je Rayleighjeva značajka bila reda veličine  $10^7 - 10^{13}$ , tako da bi ova analiza trebala malo bolje rasvijetliti problem cirkulacije *coriuma* unutar reaktorske posude.

$K-\varepsilon$  model turbulencija [Lauder, 74] je model u kojem se transportne jednadžbe rješavaju za dvije varijable koje kvantificiraju proces turbulentnog strujanja fluida: turbulentnu kinetičku energiju ( $k$ ) i brzinu gubitka turbulentne kinetičke energije ( $\varepsilon$ ). Te su jednadžbe sljedeće:

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho k \vec{v}) = \\ = \nabla \cdot \left( \frac{\mu_t}{\sigma_k} \nabla k \right) + \mu_t \Phi - \rho \varepsilon + \frac{C_4 \beta \mu_t}{\sigma_t} \cdot (\vec{g} \cdot \nabla T) \end{aligned} \quad (5-5)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \varepsilon \vec{v}) = \\ \nabla \cdot \left( \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \nabla \varepsilon \right) + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} \mu_t \Phi - C_{2\varepsilon} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} + \frac{C_\mu (1 - C_3) \beta \rho k}{\sigma_t} (\vec{g} \cdot \nabla T) \end{aligned} \quad (5-6)$$

Značenje pojedinih parametara i njihove vrijednosti dani su u tablici 5-3.

Tablica 5-3: Parametri za  $k-\varepsilon$  model turbulencija

Parametar	Značenje	Vrijednost
$C_{1\varepsilon}$	Multiplikacijski faktor za određivanje brzine proizvodnje $\varepsilon$	1.44*
$C_{2\varepsilon}$	Multiplikacijski faktor za određivanje brzine gubitka $\varepsilon$	1.92*
$C_\mu$	Multiplikacijski faktor za turbulentni dinamički viskozitet	0.09*
$\sigma_k$	Schmidtova značajka za turbulentnu kinetičku energiju	1.0*
$\sigma_\varepsilon$	Schmidtova značajka za brzinu gubitka turbulentne kinetičke energije	1.3*
$\sigma_t$	Turbulentna Prandtlova značajka	1.0
$1 - C_3$	Multiplikacijski faktor za kvantificiranje utjecaja uzgona u transportnoj jednadžbi za $\varepsilon$	0.6
$C_4$	Multiplikacijski faktor za kvantificiranje utjecaja uzgona u transportnoj jednadžbi za $k$	0.6
$\beta$	Koeficijent linearnog toplinskog rastezanja	$10^{-4} \text{ K}^{-1}$

\*standardne vrijednosti (*default*)

U gornjim jednadžbama  $\mu_t$  označava turbulentni dinamički viskozitet koji se uzima da je 1000 puta veći od laminarnog viskoziteta.  $\mu_t$  je dan izrazom:

$$\mu_t = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon}. \quad (5-7)$$

Prvi član na desnoj strani jednadžbi (5-5) i (5-6) određuje transport  $k$  i  $\varepsilon$  zbog difuzije. Proizvodnja energije zbog pojave turbulencija unutar fluida karakterizirana je varijablom  $\Phi$  koja označava brzinu proizvodnje energije, tj. toplinsku snagu, zbog utjecaja turbulentne viskoznosti. Treći član predstavlja brzinu gubitka  $k$ , odnosno  $\varepsilon$ . Posljednji član uzima u obzir djelovanje uzgona na stvaranje turbulencija kao što je opisano u radu Violleta [Viollet, 87]. Općenito vrijedi da sile uzgona poništavaju turbulencije. Ako dođe do stvaranja stabilnih slojeva fluida zbog razlike u gustoćama između slojeva, turbulentno miješanje fluida bit će spriječeno. Faktori  $C_3$  i  $C_4$  su odabrani na način da se priguši djelovanje sila uzgona jer je gustoća snage unutar coriuma dovoljno velika da može izazvati stvaranje jačih lokaliziranih turbulencija. S druge strane, djelovanje uzgona ipak nije potpuno zanemareno zbog velike gustoće coriuma koji vlastitom težinom sprječava nastanak nestabilne prirodne cirkulacije.

$K$ - $\varepsilon$  model turbulencija nije primjenjiv na strujanje fluida uz samu stijenku posude. Smično naprezanje fluida u blizini stijenke aproksimira se s tzv. "logaritamskim zakonom zida" koji kaže da je tangencijalna brzina fluida proporcionalna s prirodnim logaritmom udaljenosti od zida, odnosno stijenke:

$$\frac{\vec{v}_{\tan}}{\sqrt{\frac{\tau}{\rho}}} = \frac{1}{\kappa} \left( \ln \frac{E\delta}{\nu} \sqrt{\frac{\tau}{\rho}} \right), \quad (5-8)$$

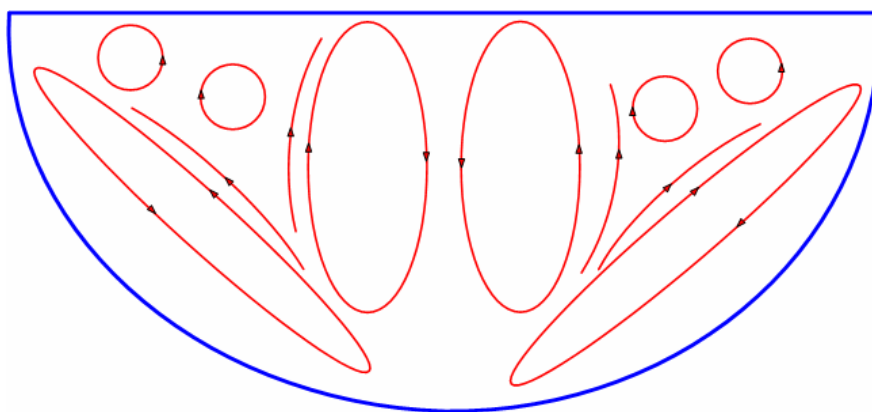
gdje su  $\vec{v}_{\tan}$  tangencijalna brzina fluida,  $\delta$  udaljenost od stijenke, a  $\kappa$  i  $E$  numeričke konstante. Standardne vrijednosti su  $\kappa = 0,4$  i  $E = 9$ .

Model koji uključuje ovaj logaritamski zakon primijenjen je u izračunu, a opisan je u radovima Whitea [White, 91], te Laundera i Spaldinga [Launder, 74], stoga se ovdje neće ulaziti u detalje njegove primjene u programu FLOTRAN.

### 5.3 Rezultati CFD izračuna

Rastaljeni je materijal bio na temperaturi višoj od okolne temperature pa se intenzivno hladio zbog prijelaza topline na vodu/paru s gornje strane, odnosno na stijenku reaktorske posude s bočne strane. Ipak, temperatura je *coriuma* konstantno rasla zbog proizvodnje ostatne topline. Ova su dva procesa odredila način strujanja *coriuma* o kojemu ovisi prostorna temperaturna raspodjela.

Slika 5-3 ilustrira prirodnu cirkulaciju rastaljenog materijala. Zagrijani se *corium* širi i struji prema gore kroz unutrašnji dio bazena. Na vrhu dolazi u kontakt s hladnom korom te se ispod nje formira tanki temperaturni granični sloj s velikim temperaturnim gradijentom. Molekule fluida u kontaktu s korom su na temperaturi 2830 K no već nekoliko centimetara ispod kore, temperatura postiže maksimalnu vrijednost.



Slika 5-3: Ilustracija prirodne cirkulacije u donjem plenumu

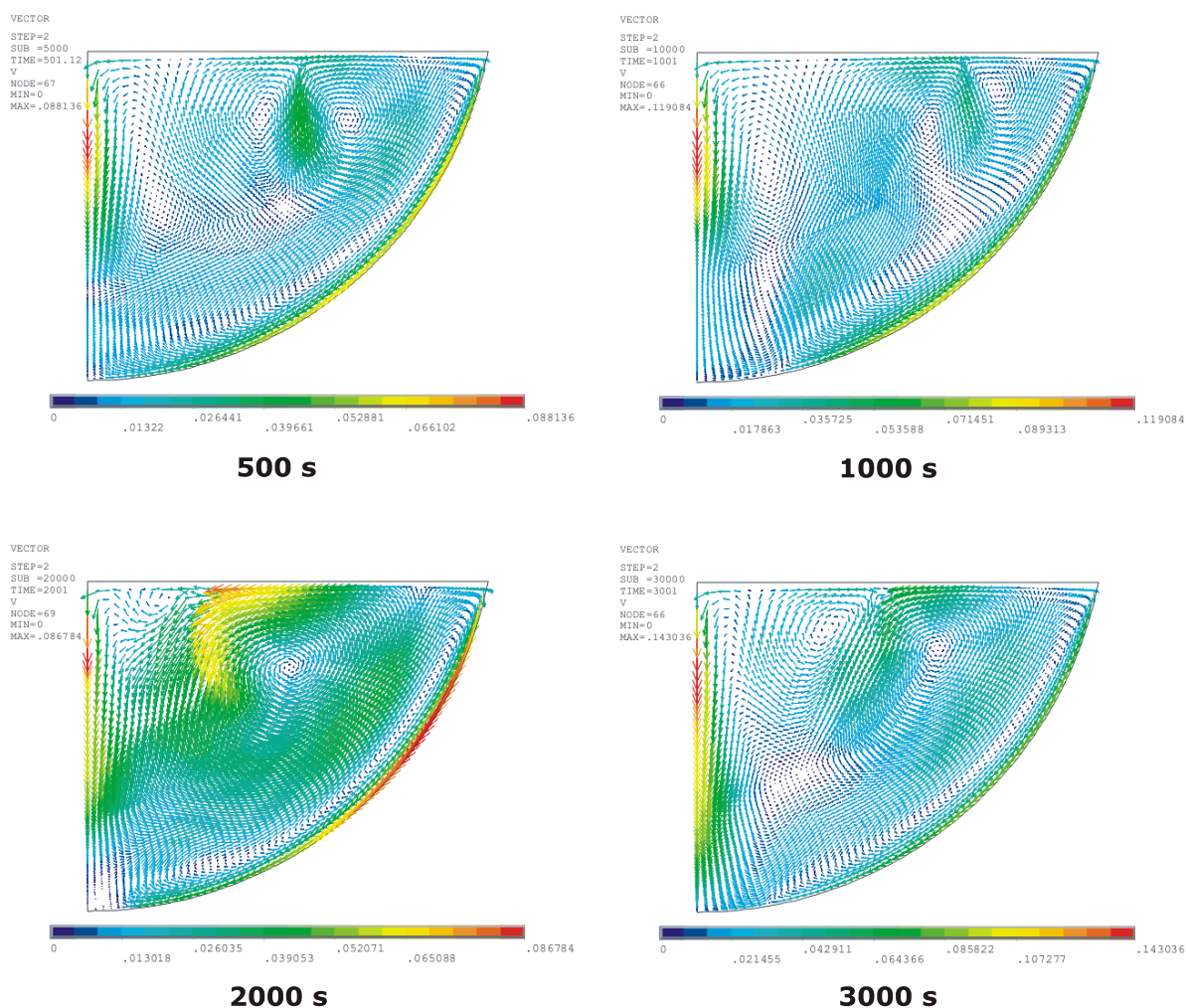
U gornjem se dijelu bazena fluid razdvaja na dvije fronte; jednu koja je usmjerena prema bočnoj strani posude i drugu prema središtu donjeg plenuma. Naime, zbog hlađenja s gornje strane, fluid se usmjerava ne samo prema vanjskom rubu bazena, već i prema unutrašnjosti. Uz sam rub posude fluid struji prema dolje jer je teži od okolnog toplijeg fluida. Zbog kontakta s hladnijom stijenkom posude, odnosno korom, iz njega se odvodi velika količina topline. Kako je u toplijem fluidu koji struji prema gore akumulirana veća energija, debljina je ovog rubnog sloja relativno mala. Topliji se fluid širi na račun smanjenja debljine hladne fronte i dodatno otkida molekule fluida koji se spušta uz samu stijenku posude. Dimenzija bočnog temperaturnog graničnog sloja reda je veličine jedan centimetar.

U središtu se bazena uspostavlja cirkulacija neovisna o ovoj bočnoj cirkulaciji. Zagrijavanjem se fluid širi i potiskuje hladniji fluid prema sredini. Kroz središnju os donjeg plenuma zbog toga dolazi do intenzivnog strujanja fluida prema dolje.

U gornjem dijelu uslijed razdjeljivanja struje fluida dolazi do stvaranja lokalnih turbulencija. Turbulencije dodatno pospješuju miješanje fluida i smanjuju vjerojatnost razdvajanja metalnih i oksidnih materijala. Također dovode do smanjenja prostornih varijacija temperature rastaljenog materijala.

Opisani način cirkulacije potvrđuje nalaze Jahna i Reinekea [Jahn, 74] o prostornoj raspodjeli toplinskog toka s bočne strane bazena rastaljenog materijala. Toplinski tok se smanjuje od vrha prema dnu posude jer se fluid hladi u kontaktu sa stijenkom posude pri čemu se smanjuje njegova unutrašnja energija. U gornjem se dijelu fluid intenzivno miješa pa je i toplinski tok tu najveći. U donjem se dijelu miješaju dvije hladne fronte i temperatura je fluida najmanja. No, zbog male viskoznosti i jakog zagrijavanja, temperaturne varijacije između gornjih i donjih slojeva nisu velike.

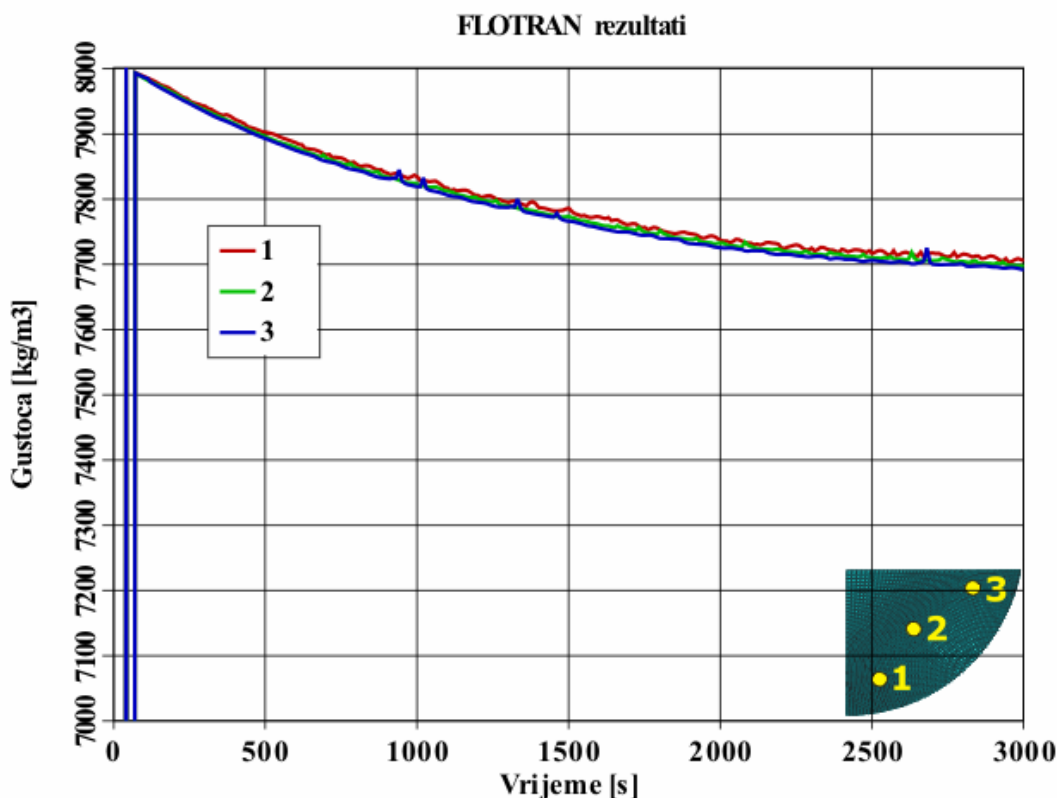
Slika 5-4 prikazuje brzinu strujanja fluida u različitim vremenskim trenucima. Maksimalna brzina strujanja postignuta je uz rub posude i u centralnoj osi donjeg plenuma, a varirala je između 0,1 m/s i 0,2 m/s. Fluid je na tim mjestima intenzivno prodirao kroz nešto stabilnije slojeve pojačavajući njihovo miješanje. Objašnjenje treba potražiti u niskoj vrijednosti Prandtlove značajke (koja iznosi otprilike 0,5) i u tzv. v-efektu [Nourgaliev, 97]. Prandtlova je značajka definirana kao omjer kinematičkog viskoziteta i temperaturne provodnosti. Fluidi koji imaju malu vrijednost Prandtlove značajke imaju relativno malu viskoznost i dobro vode toplinu (npr. tekući metali). v-efekt drugim riječima znači da što je viskoznost fluida manja, to će silazna struja fluida prodirati dublje prema dnu posude. Miješanje slojeva će zato biti intenzivnije pa će prostorne razlike u temperaturi biti manje.



Slika 5-4: Brzina strujanja *coriuma*, dvodimenzionalni prikaz, CFD izračun

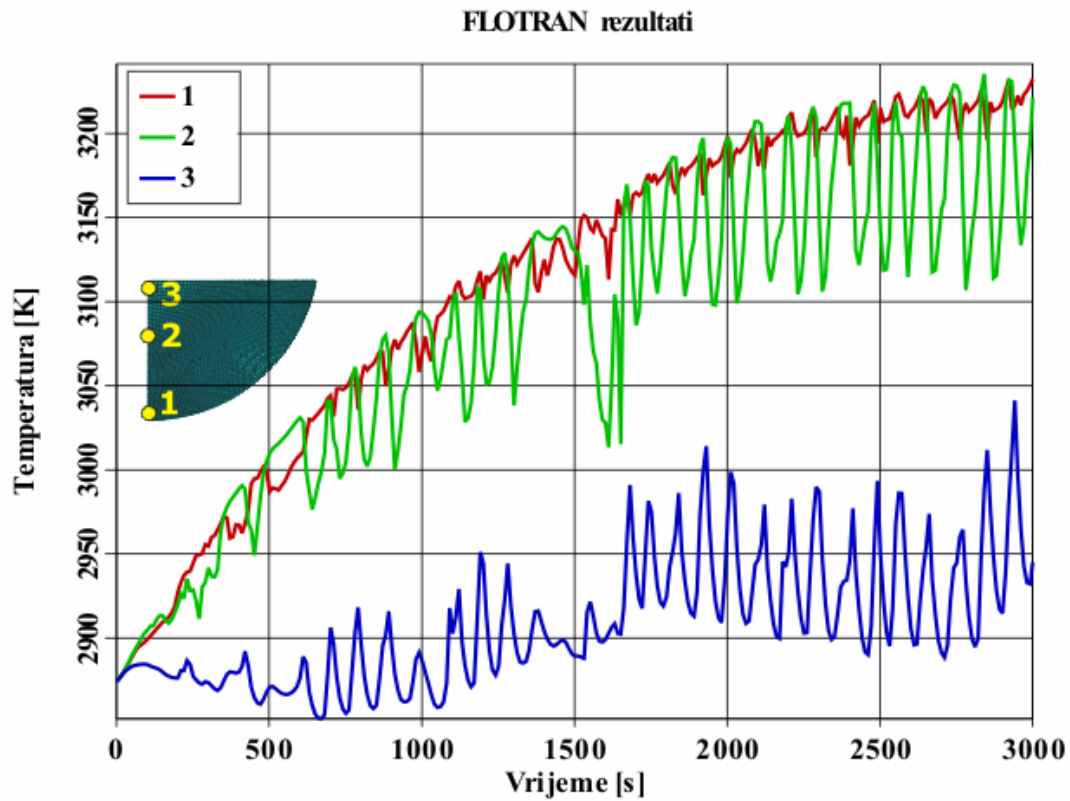
Na slici se može primijetiti pojava turbulencija u gornjem dijelu čiji je nastanak potpuno stohastičke prirode. Kada se govori o brzini strujanja fluida, besmisleno je govoriti o njezinoj vremenskoj promjeni. Naime, upravo zbog visoke Rayleighjeve značajke brzina u različitim prostornim točkama konstantno oscilira između neke minimalne i maksimalne vrijednosti. Materijal je stoga dobro izmiješan i ne dolazi do njegovog uslojavanja. Dakle, mješavina oksida i metala je praktički homogenog sastava jer ako se pogleda gustoća fluida (slika 5-5), ona gotovo da se prostorno i ne mijenja. Unutrašnji izvor topline visoke gustoće energije vrlo efikasno podupire intenzivno miješanje. Primjera radi, viskoznost *coriuma* je

svega pet puta veća od viskoznosti vode, a četiri puta manja od viskoznosti ulja. Stoga je trenje između molekula *coriuma* puno slabije od sila izazvanih zagrijavanjem fluida.

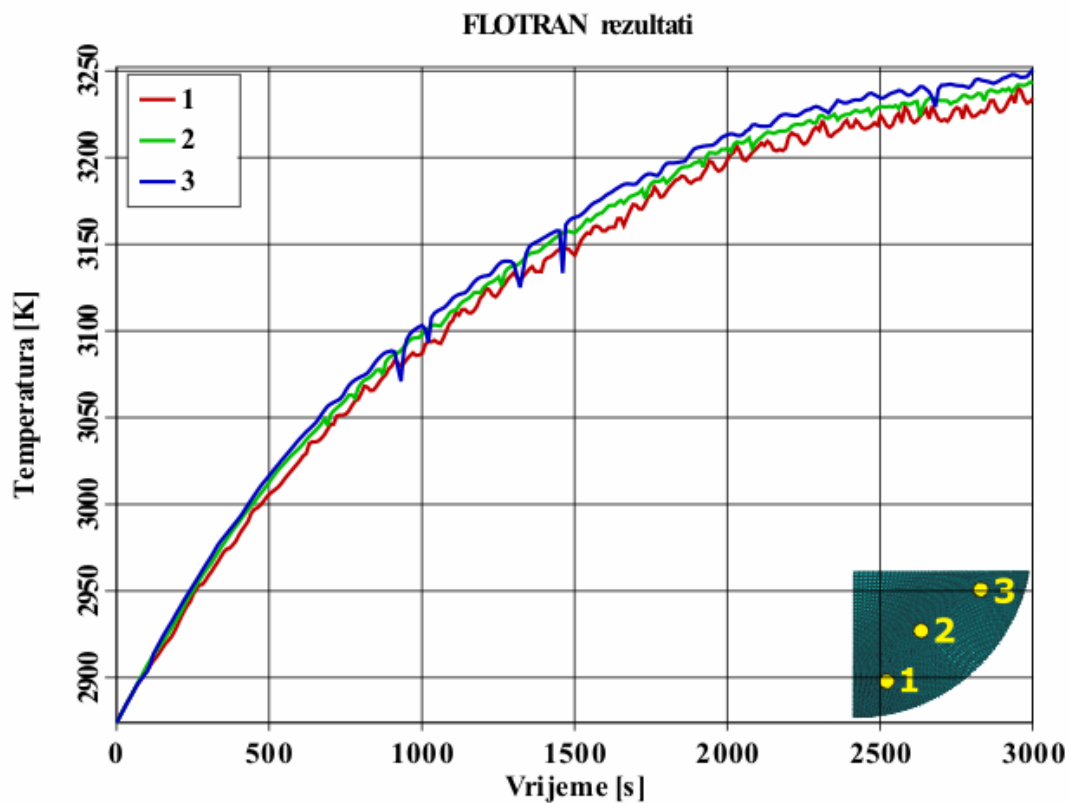


Slika 5-5: Gustoća *coriuma*, CFD izračun

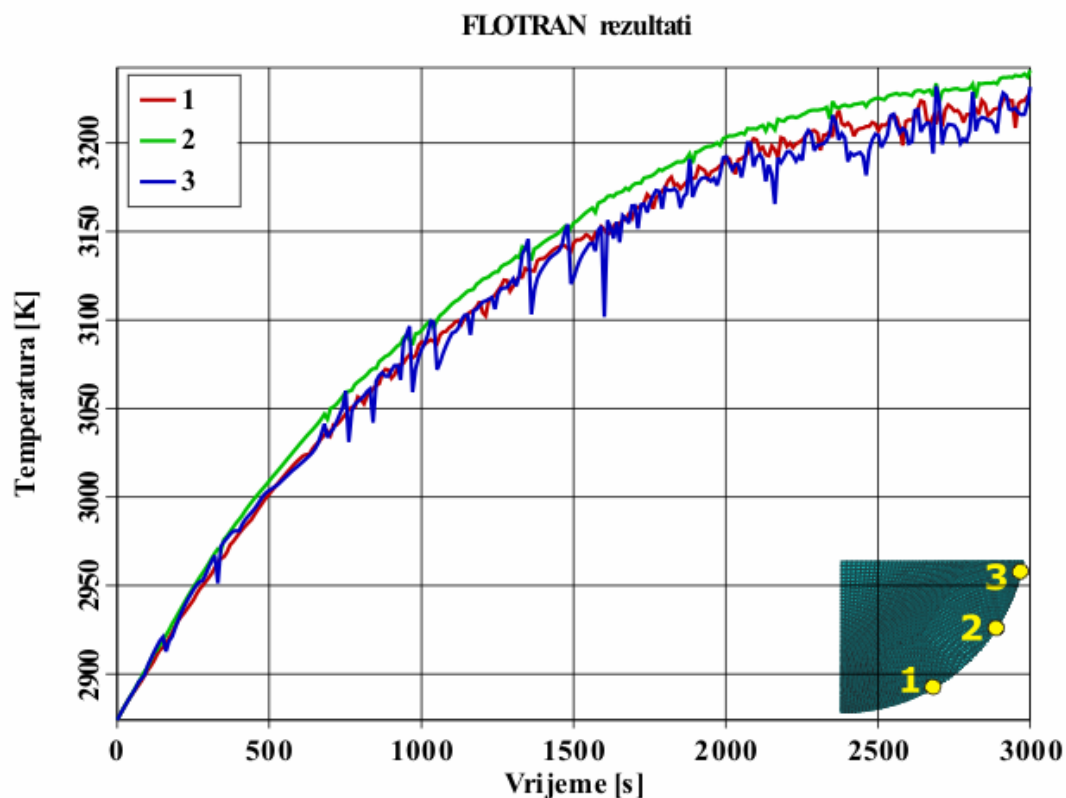
Slika 5-6 prikazuje temperaturu u središnjoj osi donjeg plenuma. Na samom je vrhu temperatura bila 200 – 250 K niža nego na dnu reaktorske posude, no vrlo je brzo rasla kako se fluid spuštao prema dnu. Na udaljenosti desetak centimetara od vertikalne fluid je već dosegnuo maksimalnu temperaturu. Taj središnji temperaturni granični sloj je dakle bio nešto deblji od gornjeg i bočnog graničnog sloja, no kada se njihove debljine usporede s veličinom cijelog bazena, može se bez veće pogreške pretpostaviti prostorno nepromjenjiva temperatura što proizlazi i sa slika 5-7 i 5-8. Temperatura tek neznatno raste od dna prema vrhu bazena rastaljenog materijala. Uz bočnu stijenku reaktorske posude temperatura na vrhu je najmanja jer tu nadire fronta hladnog fluida no, globalno gledano, razlike u temperaturi su zanemarive. Vizualno je to još jasnije prikazano na slici 5-9. Na ovoj se slici također vidi da je debljina temperaturnih graničnih slojeva jako mala.



Slika 5-6: Temperatura *coriuma* u centralnoj osi donjeg plenuma, CFD izračun



Slika 5-7: Temperatura *coriuma* u središnjem dijelu donjeg plenuma, CFD izračun



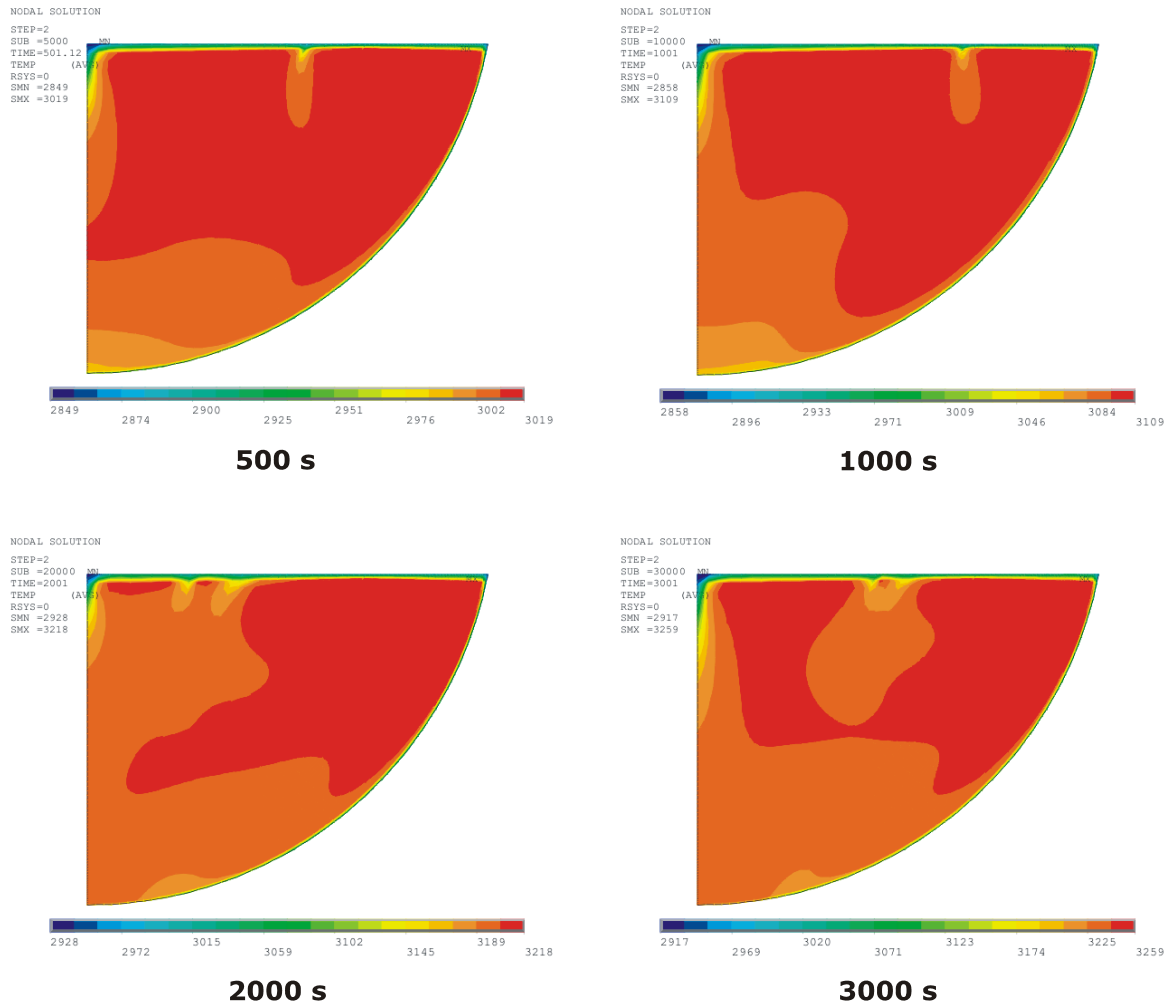
Slika 5-8: Temperatura *coriuma* uz bočni rub reaktorske posude, CFD izračun

Eksperimenti RASPLAV, o kojima je bilo riječi u poglavlju 2.5, pokazali su da će zbog razlike u gustoći doći do uslojavanja rastaljenog materijala. U njima se taljevina grijala grijalima postavljenima u stijenku posude, a Rayleighjeva je značajka iznosila otprilike  $10^{11}$ . Strujanje je fluida stoga bilo laminarno, a zbog izostanka unutrašnjeg izvora topline rastaljeni se materijal slabo miješao.

CFD model pripremljen za NE Krško prilagođen je da simulira RASPLAV eksperimente. Na taj se način htjelo validirati CFD model donjeg plenuma reaktorske posude usporedbom rezultata izračuna s eksperimentalnim podacima. Na žalost, detaljna usporedba nije bila moguća zbog nedostupnosti izmjerenih vrijednosti pa se samo mogao provjeriti profil gustoće taljevine koji će direktno dati odgovor na pitanje o mogućem uslojavanju.

U postojećem modelu izostavljen je unutrašnji izvor topline, a strujanje je definirano da će biti laminarno. Rubna je temperatura lagano rasla s vremenom kako bi se simuliralo zagrijavanje posude. Količina rastaljenog materijala kao i njegov sastav ostali su jednaki što za ovakvu čisto kvalitativnu analizu nije bila pogrešna pretpostavka.

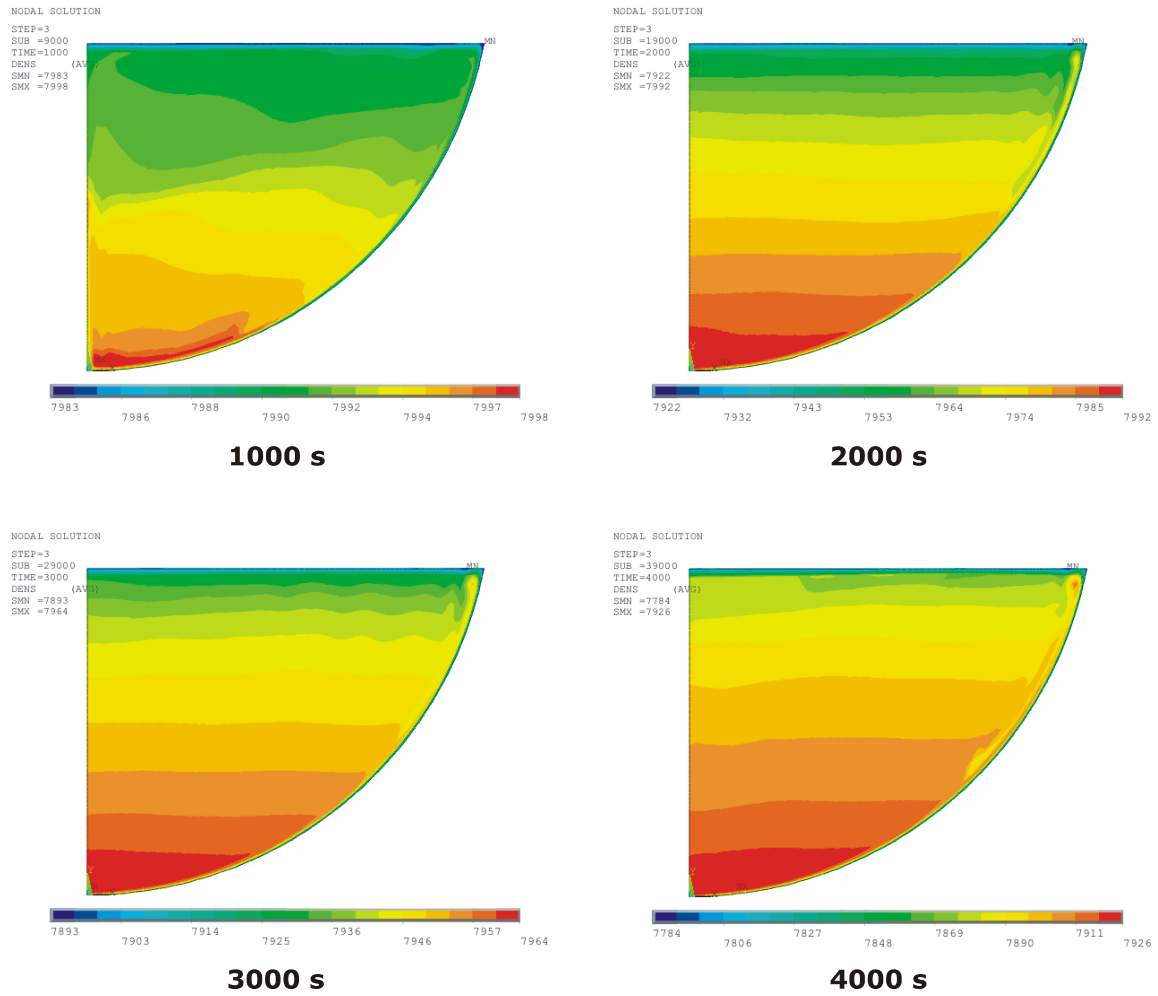
Slika 5-10 prikazuje izračunati profil gustoće taljevine. Zbog izostanka miješanja, u središnjem je dijelu bazena došlo do finog uslojavanja i vremenom je razlika u gustoći rasla. Uz bočni rub posude gustoća nije bila ravnomjerna jer je prijelaz topline sa stijenke na fluid intenzivirao miješanje. No, ono što je najvažnije, je da se na dnu posude taložio gušći materijal koji je zbog djelovanja sile uzgona na vrh istiskivao lakše čestice, u ovom slučaju, tekući cirkonij i željezo. Time su potvrđeni eksperimentalni rezultati i vjerodostojnost modela.



Slika 5-9: Temperatura *coriuma*, dvodimenzionalni prikaz, CFD izračun

Uzevši u obzir rezultate CFD izračuna, toplinski se izračun donjeg plenuma može pojednostaviti na način da se pretpostavi da je *corium* kruti materijal homogenog sastava s jako velikim koeficijentom vođenja topline. Naime, u tom će se slučaju osigurati prostorno nepromjenjiva temperatura *coriuma* dok će temperatura na granici *coriuma* i kore biti određena uvjetom jednake temperature i jednakog toplinskog toka s obje strane. Ovakvim se pristupom eliminira rješavanje Navier-Stokesovih jednadžbi i komplicirani trodimenzionalni termohidraulički izračun. Problem se svodi na rješavanje jednadžbe vođenja topline kroz kruta tijela.





Slika 5-10: Gustoća *coriuma* ako nema unutrašnjeg izvora topline, dvodimenzionalni prikaz, CFD izračun

## 6 TOPLINSKI IZRAČUN DONJEG PLENUMA

CFD analizom određena je temperatura rastaljenog materijala u donjem plenumu. Korak dalje predstavlja određivanje temperatura stijenke reaktorske posude i konstrukcijskih materijala na temelju čega će se ocijeniti vjerojatnost gubitka integriteta ovih struktura.

Donji je plenum modeliran na dva načina: korištenjem metode konačnih elemenata (FEM) i modela s koncentriranim parametrima. FEM programi korišteni u izračunu bili su komercijalni program ANSYS [ANSYS, 05] i program COUPLE koji je ustvari integralni dio programa SCDAP/RELAP5 ali se može koristiti i kao izdvojeni modul uz definiranje odgovarajućih početnih i rubnih uvjeta. Model donjeg plenuma s koncentriranim parametrima pripremljen je pomoću programa MAAP4 koji koristi ovakav jednostavan model da se osigura brzo izvršavanje programa. Na temelju dobivenih rezultata moći će se procijeniti opseg primjenjivosti pojedinog modela.

Vođenje topline kroz stijenku reaktorske posude je simetrično u odnosu na središnju os. Zbog toga je dovoljno pripremiti dvodimenzionalni osno simetrični model i time izbjeći izradu kompliciranog trodimenzionalnog modela [Kolev, 09]. Svi modeli u ovom radu su zbog toga dvodimenzionalni.

Gubitak integriteta posude ocijenit će se na temelju razlike temperatura i tlakova između unutrašnje i vanjske strane stijenke posude korištenjem jednostavnog Larson-Millerovog modela [Larson, 52] za ocjenu gubitka integriteta čelične posude uslijed puzanja. EC-FOREVER eksperimenti [Sehgal, 02], [Sehgal, 06] pokazali su da je najvjerojatniji način oštećenja posude upravo deformacija izazvana puzanjem materijala. Nadalje, također je demonstrirano da će do oštećenja doći na mjestu najveće temperature, a ne najveće deformacije. Dakle, poznavanje točne raspodjele temperatura dovoljno je da se ocijeni na kojem će mjestu i u kojem trenutku doći do pucanja posude. Naravno, za precizniju bi analizu u obzir trebalo uzeti još i deformaciju posude, tj. napraviti kompletnu mehaničku analizu. Takva analiza prelazi okvire ove disertacije te neće biti prezentirana. No, podaci dobiveni analizom termičkog odziva posude moći će se direktno primijeniti u nekom budućem mehaničkom izračunu.

## 6.1 Izračun korištenjem programa ANSYS

ANSYS omogućava rješavanje kako jednostavnih linearnih, stacionarnih problema, tako i složenih, nelinearnih prijelaznih pojava. Pritom je moguće modelirati unutrašnji izvor topline, te sva tri načina prijenosa topline: vođenje (kondukciju), prijelaz (konvekciju) i zračenje (radijaciju) topline.

Ciljevi analize bili su sljedeći:

1. Usporediti dobivene rezultate s rezultatima SCDAP/RELAP5 i MAAP4 izračuna i na temelju toga predložiti smjernice za korištenje modela za izračun ponašanja *coriuma* u donjem plenumu u ovim programima.
2. Ispitati utjecaj prijenosa topline zračenjem s *coriuma* na strukture u posudi. Zagrijavanje donje ploče unutrašnje posude, te stijenke reaktorske posude iznad *coriuma* zbog toplinskog zračenja rastaljenog materijala koji se nalazi na temperaturi od 3000 K do sada nije bilo adresirano u dovoljnoj mjeri prilikom analiza teških nesreća.
3. Predložiti i uvesti poboljšanja u program SCDAP/RELAP5 na temelju rezultata ANSYS analize.

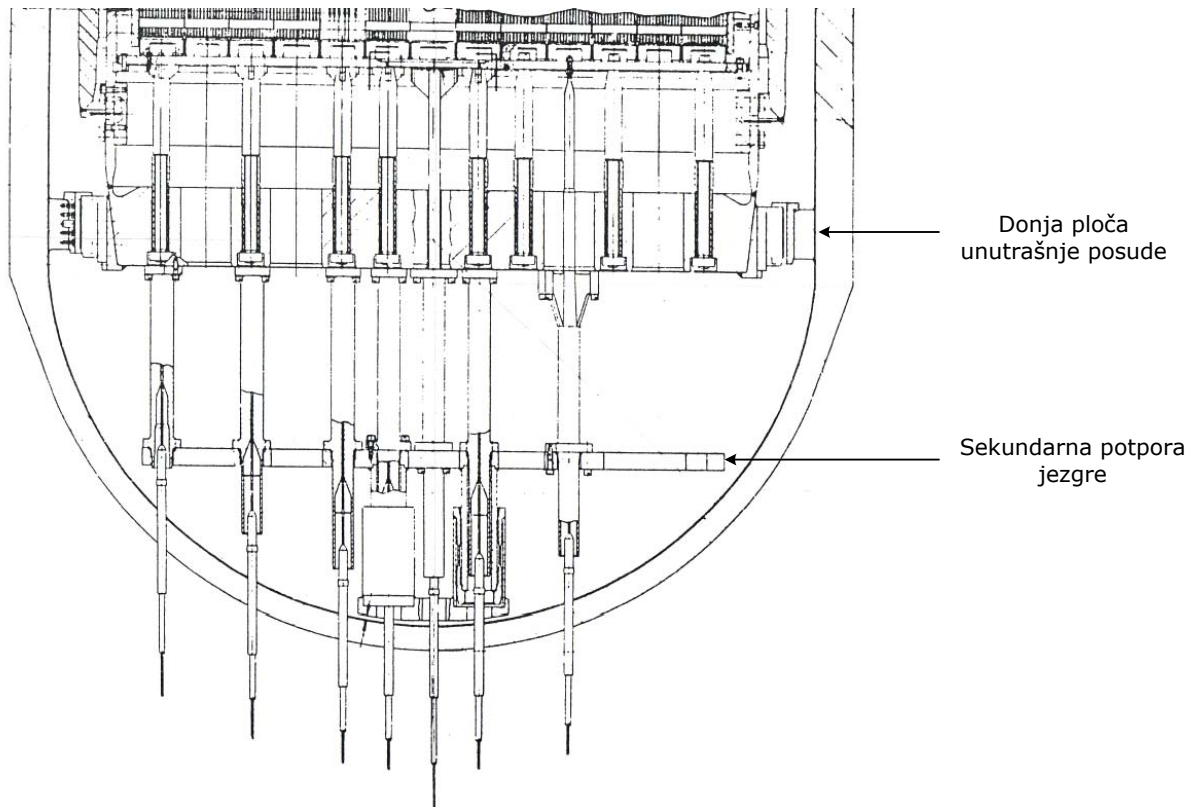
### 6.1.1 Model donjeg plenuma

Presjek donjeg plenuma NE Krško dan je na slici 6-1.

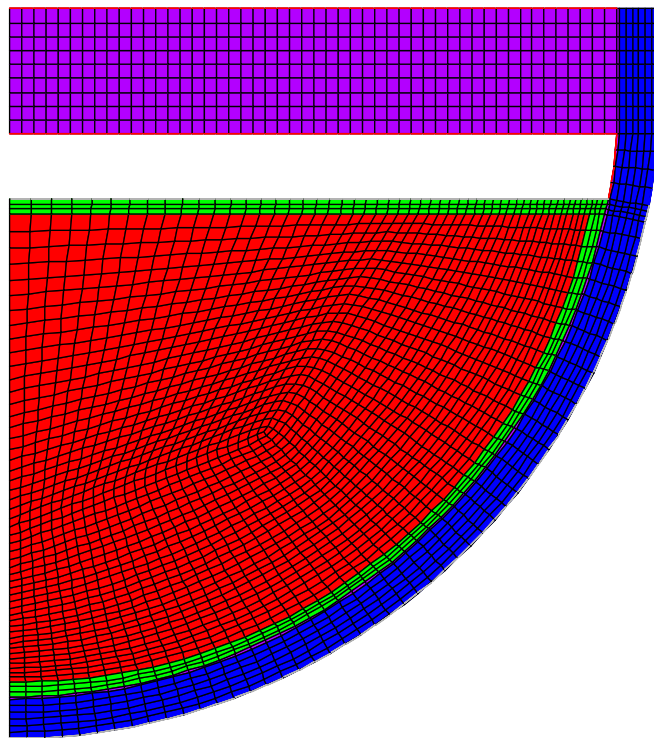
FEM model donjeg plenuma je dvodimenzionalni osno simetrični model koji se sastoji od 3096 četverostranih elemenata, slika 6-2. Osim nataloženog materijala i stijenke posude, modelirana je još i donja ploča unutrašnje posude. Stijenka posude je izrađena od niskolegiranog čelika SA533 (na slici označen plavom bojom). S unutrašnje je strane posuda obložena nehrđajućim čelikom SS304 (ljubičasta boja). Od istog je materijala izrađena i donja ploča unutrašnje posude. *Corium* (crvena boja) će najvjerojatnije u trenutku slijevanja u donji plenum biti u potpuno tekućem stanju, no rubni će se dio vrlo brzo ohladiti i skrutnuti. Zbog toga će se s vanjske strane *coriuma* stvoriti kora (zelena boja) debljine 5 – 10 centimetara koja će se ponašati kao toplinski izolator i kroz koju će se stvoriti relativno veliki temperaturni gradijent, slično kao i kroz stijenku posude. Zato se prilikom modeliranja ovih struktura koristi nešto finija diskretizacija.

Unutrašnji polumjer reaktorske posude iznosio je 1,68 metara. Debljina stijenke posude je bila 11,4 centimetra od čega je 6 milimetara otpadalo na unutrašnji dio presvučen slojem nehrđajućeg čelika. Visina rastaljenog materijala iznosila je 1,4 metra, a debljina kore 5 centimetara.

Debljina ploče unutrašnje posude bila je 35 centimetra. Udaljenost ploče od dna posude iznosila je 1,66 metara.

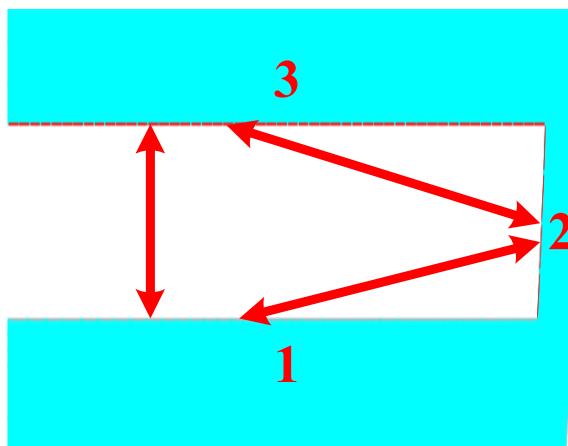


Slika 6-1: Presjek donjeg plenuma NE Krško



Slika 6-2: Mreža konačnih elemenata, ANSYS izračun

Sve su strukture donjeg plenuma modelirane identičnim termičkim dvo-dimenzionalnim četverostranim elementima s temperaturom kao jedinim stupnjem slobode. Samo je prijenos topline zračenjem između kore, stijenke posude i donje ploče unutrašnje posude modeliran posebnim, tzv. MATRIX50 super-elementom. Ovaj element služi za izračun prijenosa topline zračenjem između triju spomenutih struktura, slika 6-3. Prednost korištenja MATRIX50 elementa je da korisnik ne treba unositi vidne faktore već ih program izračunava na temelju definirane geometrije. Ulazni podaci koje unosi korisnik su aktivne površine i emisijski faktori, tablica 6-1.



Slika 6-3: Izmjena topline zračenjem između kore (1), stijenke reaktorske posude (2) i donje ploče unutrašnje posude (3)

Tablica 6-1: Aktivne površine i emisijski faktori za potrebe izračuna prijenosa topline zračenjem

Struktura	Materijal	Aktivna površina [m <sup>2</sup> ]	Emisijski faktor
1 – Kora	Skrućeni <i>corium</i>	8,55	0,85 [Harding, 89]
2 – Bočna stijenka reaktorske posude	Nehrđajući čelik	1,88	0,4 [Paloposki, 06]
3 – Donja ploča unutrašnje posude	Nehrđajući čelik	8,87	0,4

Unutar *coriuma* je modeliran unutrašnji izvor topline na način da se njegova temperatura održava približno jednakoj temperaturi dobivenoj u CFD izračunu. CFD analiza je pokazala da unutar tekućeg *coriuma* neće biti prostornih varijacija u temperaturi zbog intenzivnog miješanja izazvanog prirodnom cirkulacijom. Koeficijent vođenja topline *coriuma* zbog toga je definiran da iznosi  $10^6$  W/m·K. Ovako velika vrijednost koeficijenta vođenja topline osigurat će da svi elementi koji sadrže tekući materijal budu na jednakoj temperaturi. Ostala svojstva *coriuma* odgovaraju svojstvima korištenima u CFD analizi. Prema tome, tekući se materijal u ovoj analizi tretira kao kruti materijal s velikim koeficijentom vođenja topline.

Toplinska svojstva preostalih materijala korištenih u analizi dana su u tablicama 6-2 – 6-4.

Tablica 6-2: Toplinska svojstva čelika SA533

Temperatura [K]	Gustoća [kg/m <sup>3</sup> ]	Specifični toplinski kapacitet [J/kgK]	Koeficijent vodenja topline [W/m·K]
273	7860	450	51,8
473	7810	500	49,2
673	7770	600	46,3
873	7735	720	43,1
1073	7715	870	39,5
1273	7700	1100	35,6

Tablica 6-3: Toplinska svojstva nehrđajućeg čelika SS304

Temperatura [K]	Gustoća [kg/m <sup>3</sup> ]	Specifični toplinski kapacitet [J/kgK]	Koeficijent vodenja topline [W/m·K]	Entalpija [J/kg]
300	7800	477	13,3	$1,26 \cdot 10^5$
500	7710	528	17,1	$2,27 \cdot 10^5$
700	7620	569	20,9	$3,37 \cdot 10^5$
900	7530	602	24,6	$4,54 \cdot 10^5$
1100	7440	630	28,1	$5,77 \cdot 10^5$
1300	7350	654	32,2	$7,06 \cdot 10^5$
1500	7260	676	36,0	$8,39 \cdot 10^5$
1671	7190	692	39,2	$9,56 \cdot 10^5$
1700	7050	692	29,4	$11,21 \cdot 10^5$
1727	6920	692	20,0	$12,74 \cdot 10^5$
3000	6920	692	20,0	$21,55 \cdot 10^5$

Tablica 6-4: Toplinska svojstva kore

Temperatura [K]	Gustoća [kg/m <sup>3</sup> ]	Specifični toplinski kapacitet [J/kgK]	Koeficijent vodenja topline [W/m·K]	Entalpija [J/kg]
300	10100	544	7,24	$0,66 \cdot 10^5$
1000	9570	544	7,24	$3,66 \cdot 10^5$
2500	8320	544	7,24	$10,09 \cdot 10^5$
2830	8050	544	7,24	$11,51 \cdot 10^5$
2873	8010	544	7,24	$14,48 \cdot 10^5$
3500	7490	544	7,24	$18,38 \cdot 10^5$
4000	7080	544	7,24	$21,50 \cdot 10^5$

Toplinska svojstva nehrđajućeg čelika uzeta su iz MATPRO biblioteke [SCDAP, 97], dok su svojstva čelika SA533 preuzeta iz rada Joy Rempe [Rempe, 08]. Toplinska svojstva kore odgovaraju svojstvima *coriuma* korištenima u CFD analizi.

Za koru je definirana i entalpija kako bi se adresirala promjena faze, tj. taljenje kore. Do taljenja kore će doći u kasnijoj fazi tranzijenta kada zbog oslobađanja ostatne topline i smanjenog prijelaza topline s kore na vodu zbog isparivanja vode u donjem plenumu, temperatura kore poraste iznad solidus temperature. Solidus temperatura kore uzeta je da

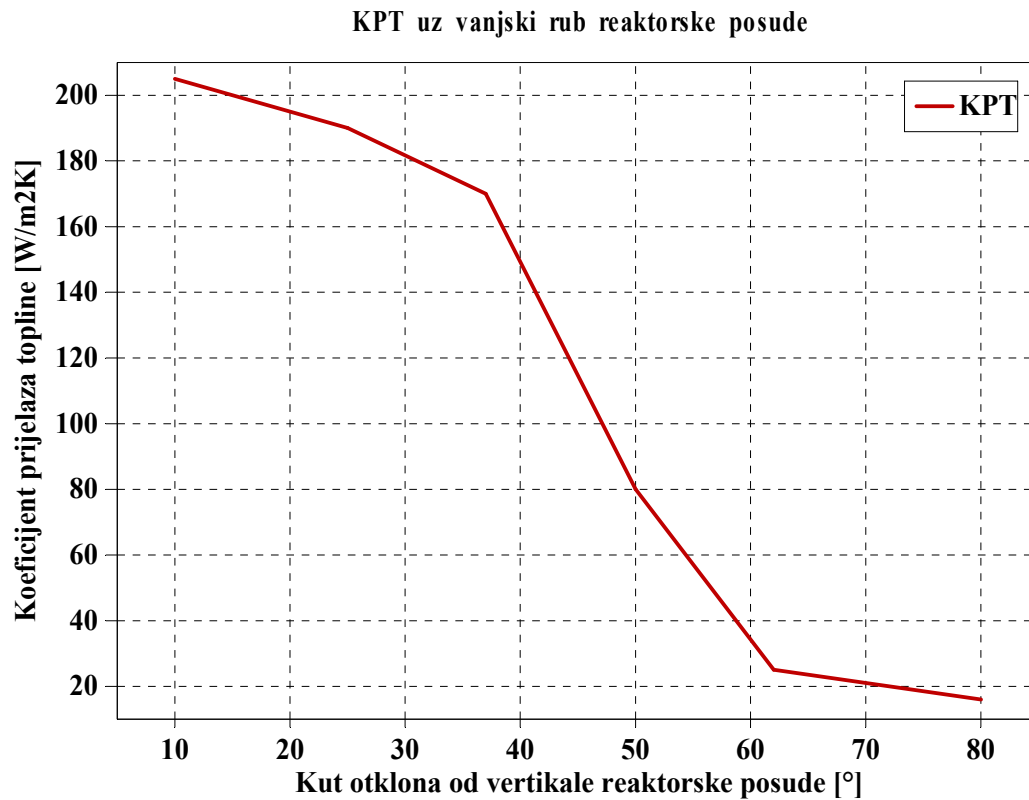
iznosi 2830 K, a likvidus temperatura 2873 K [SCDAP, 97]. Te su temperature određene na temelju faznih dijagrama za U-Zr-O sustav. Pretpostavlja se da će kora biti potpuno istog sastava kao i tekući *corium* pa će u njoj biti sadržani i atomi željeza. No, kako fazni dijagrami za četverokomponentni U-Zr-O-Fe sustav nisu dostupni, pojednostavilo se da se kora sastoji samo od urana, cirkonija i kisika. Ova pretpostavka ne bi trebala bitnije utjecati na toplinski izračun jer su ostala svojstva korektno definirana. Model promjene faze uzima u obzir latentnu toplinu koja se mora dovesti tijekom procesa taljenja materijala, odnosno odvesti za vrijeme skrućivanja. Iznos latentne topline određuje se na temelju promjene entalpije s promjenom temperature. Zbog toga je potrebno definirati entalpiju materijala kao funkciju temperature.

Mogućnost taljenja nehrđajućeg čelika modelirana je na isti način kao i za koru, definiranjem njegove entalpije. Solidus temperatura nehrđajućeg čelika iznosi 1671 K, a likvidus temperatura 1727 K. U tom temperaturnom intervalu promjena entalpije iznosi  $3,18 \cdot 10^5$  J/kg što odgovara vrijednosti topline koju je potrebno dovesti da bi se čelik rastalio.

Rezultati SCDAP/RELAP5 izračuna iskorišteni su za definiranje rubnih uvjeta. Rubni uvjeti u ovom kontekstu označavaju konvektivni prijelaz topline s kore i stijenke reaktorske posude na okolni fluid. Konkretno, rubni su uvjeti bili sljedeći:

1. Prijelaz topline s kore iznad bazena *coriuma* na paru unutar reaktorske posude. Koeficijent prijelaza topline (KPT) iznosio je  $600 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ , a temperatura pare bila je 540 K što odgovara temperaturi zasićenja na tlaku 5 MPa. Ovaj tlak su u donjem plenumu održavali akumulatori. Nakon svake njihove prorade donji bi se plenum ispunio vodom, no ona bi brzo isparila u kontaktu s vrućom korom, odnosno taljevinom. Iako je tlak varirao u širokom intervalu oko vrijednosti 5 MPa što proizlazi iz SCDAP/RELAP5 i MAAP4 analize, temperatura se nije bitnije mijenjala pa je njena vrijednost od 540 K korektno odabrana.
2. Prijelaz topline s unutrašnjeg ruba reaktorske posude i donje ploče unutrašnje posude na paru unutar reaktorske posude. Koeficijent prijelaza topline ovisi o temperaturi, a s obzirom da je temperatura ovih struktura niža od temperature kore, i koeficijent prijelaza topline je niži nego kod prvog rubnog uvjeta. Problem kod određivanja KPT-a je taj što ove strukture dodatno izmjenjuju toplinu i putem zračenja. Zbog toga je teško procijeniti njihovu temperaturu, a time i vrijednost koeficijenta prijelaza topline. Naime, u programu SCDAP/RELAP5 ne postoji model izmjene topline zračenjem pa se iz njegovog izračuna nije mogla izvući vrijednost KPT-a. Zato je i osnovna ideja ovog rada implementirati taj model, jer su rezultati ANSYS izračuna pokazali da izmjena topline zračenjem značajno utječe na zagrijavanje struktura iznad bazena *coriuma*, prije svega donje ploče unutrašnje posude, što će biti pokazano nešto kasnije. Temperatura kore, odnosno *coriuma* ispod nje, ne bi trebala puno ovisiti o izmjeni topline zračenjem jer njena temperatura primarno ovisi o proizvodnji topline zbog radioaktivnog raspada fisijskih produkata. Stoga se vrijednost KPT-a dobivenu SCDAP/RELAP5 izračunom može koristiti prilikom definiranja prvog rubnog uvjeta. U izračunu su korištene tri vrijednosti koeficijenta prijelaza topline:  $100 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ ,  $200 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  i  $300 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ . Variranje vrijednosti KPT-a omogućilo je ispitivanje utjecaja izmjene topline konvekcijom na izmjenu topline zračenjem, odnosno, u konačnici, ispitivanje utjecaja kombiniranog radijativnog i konvektivnog prijenosa topline na zagrijavanje struktura u donjem plenumu reaktorske posude. Temperatura pare odabrana je da iznosi 540 K kao i kod prvog rubnog uvjeta.
3. Odvođenje topline s vanjske strane stijenke reaktorske posude u atmosferu zaštitne zgrade. Koeficijent prijelaza topline je funkcija kuta otklona od vertikale posude, slika 6-4, i kretao se između  $15 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$  i  $205 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ . S porastom kuta on opada što znači da se posuda jače zagrijava. To je u skladu s nalazima Jahna i Reinekea koji su

ustanovili da toplinski tok s rastaljenog materijala (*coriuma*) na stijenke posude sfernog oblika raste s porastom kuta. Temperatura zraka unutar zaštitne zgrade iznosila je 390 K.



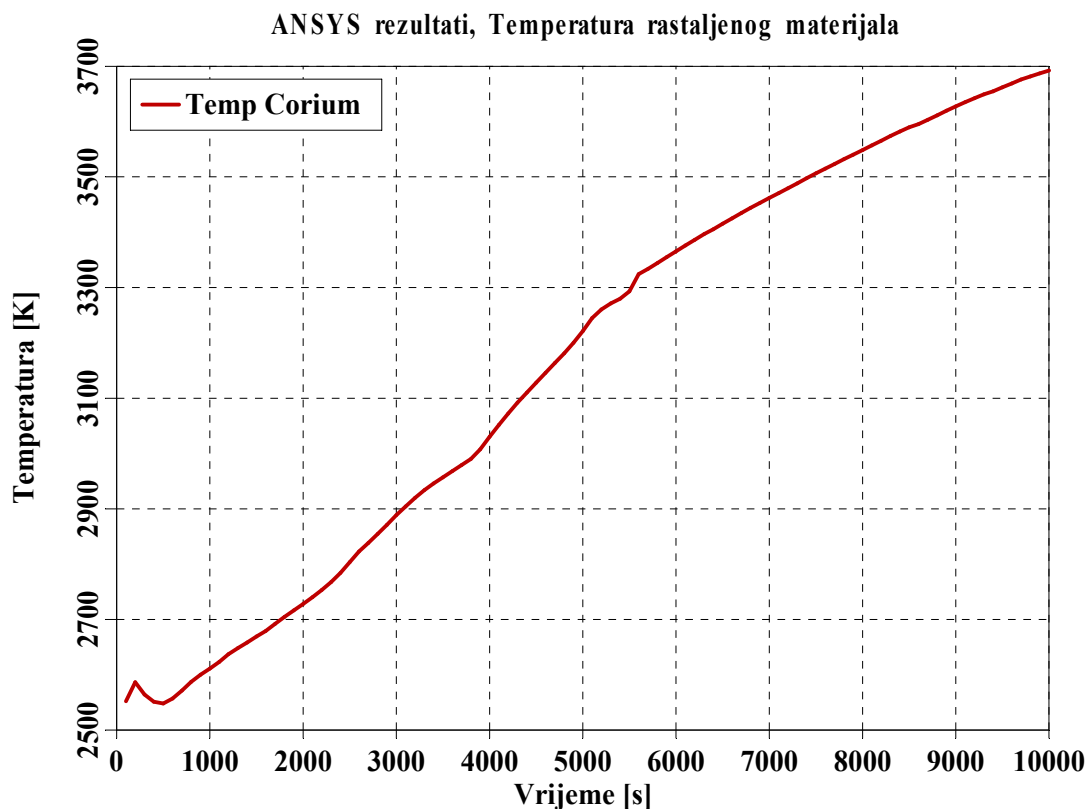
Slika 6-4: Koeficijent prijelaza topline s vanjske strane stijenke reaktorske posude na zrak unutar zaštitne zgrade



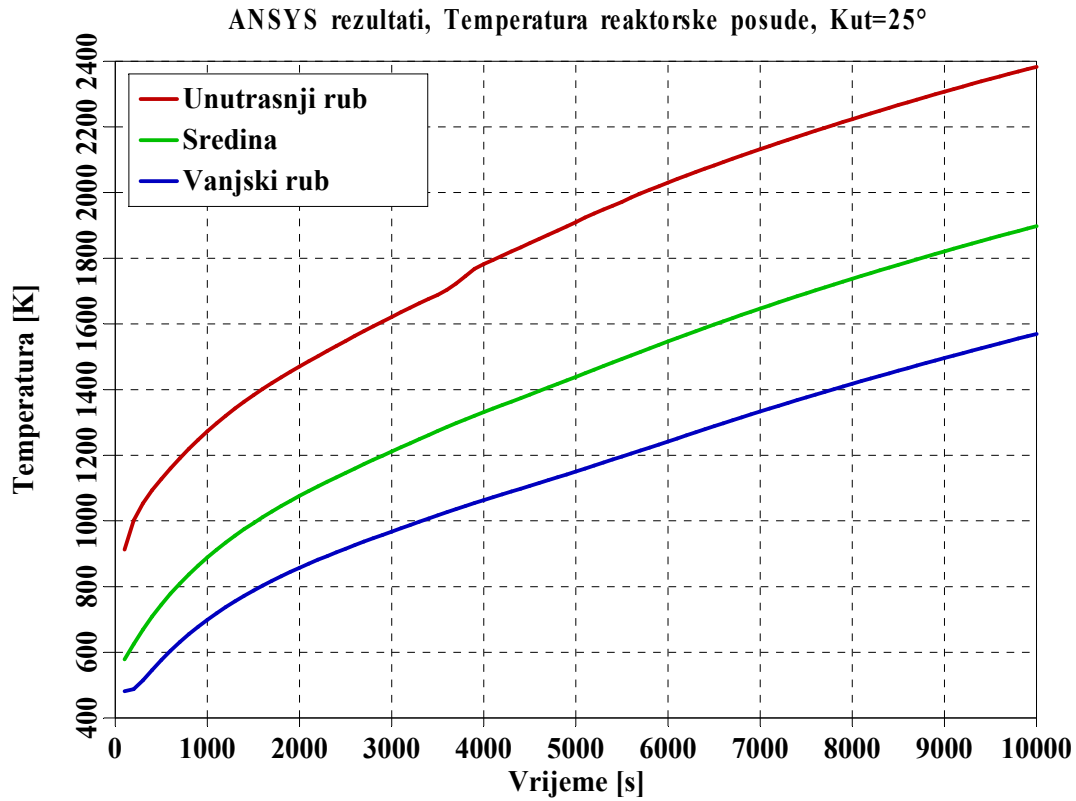
### 6.1.2 Rezultati izračuna

Zbog intenzivnog miješanja uzrokovanog unutrašnjom proizvodnjom topline, temperatura rastaljenog materijala bila je prostorno nepromjenjiva. S gornje je strane vrlo brzo nakon slijevanja u donji plenum došlo do stvaranja kore zbog prijelaza topline na rashladni fluid te zbog hlađenja putem zračenja topline na okolne strukture. Kora se formirala i s bočne strane zbog vođenja topline kroz stijenku reaktorske posude. U izračunu je pretpostavljeno da se s vanjske strane reaktorske posude nalazi zrak. Naime, iako je tijekom akcidenta došlo do nakupljanja vode u reaktorskoj šupljini, gornja je razina vode bila 1,5 metara ispod dna posude što je demonstrirano MAAP-ovim izračunom. Zbog toga je hlađenje s vanjske strane bilo dosta ograničeno i posuda se brzo zagrijavala.

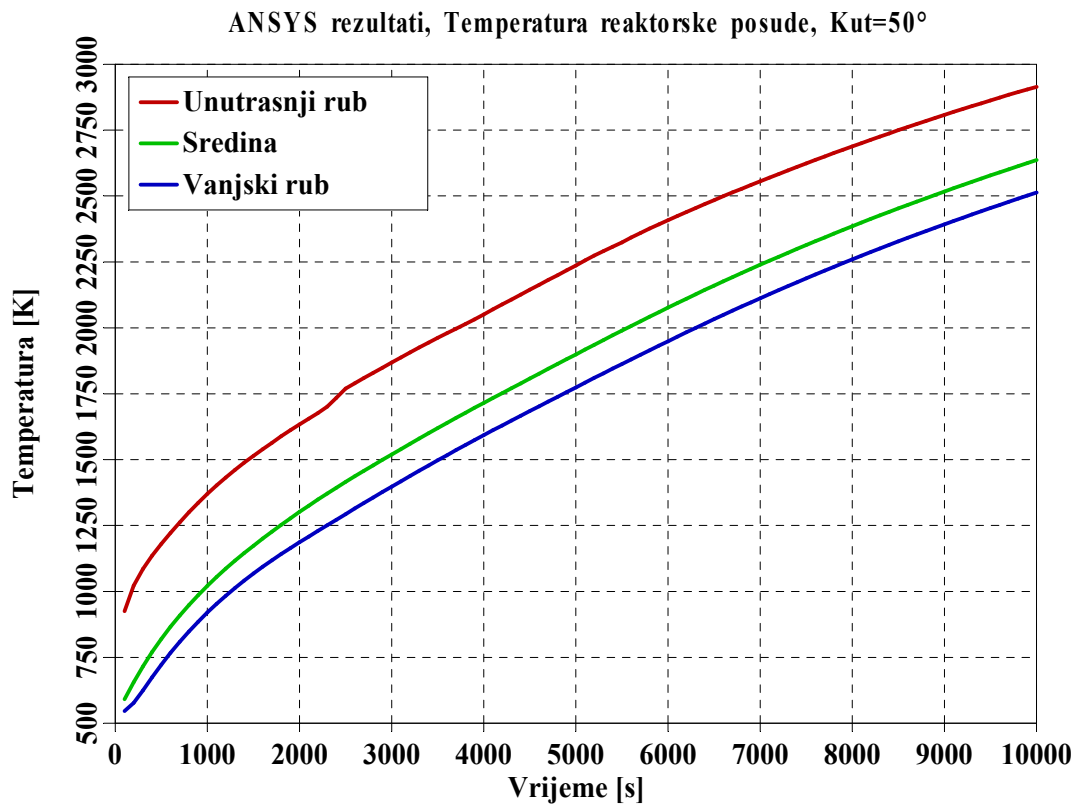
Temperature rastaljenog materijala i stijenke reaktorske posude na tri različite lokacije dane su na slikama 6-5 – 6-8. Najveće temperature reaktorske posude postignute su pri vrijednostima kuta odklona od vertikale između  $50^\circ$  i  $60^\circ$ , slika 6-9, što je u skladu s eksperimentalnim podacima [Sehgal, 03], [Willschütz, 06]. Naime, na tom je području bio koncentriran najveći toplinski tok koji je dolazio iz smjera rastaljenog materijala. Slika 6-10 prikazuje toplinske gubitke iz reaktorske posude. Iz slike se jasno vidi da su gubici bili najmanji na otprilike dvije trećine visine sfernog dijela posude, a s daljnjim smanjenjem ili povećanjem kuta odklona od vertikale oni su rasli. Grafički je to zornije prikazano na slici 6-11.



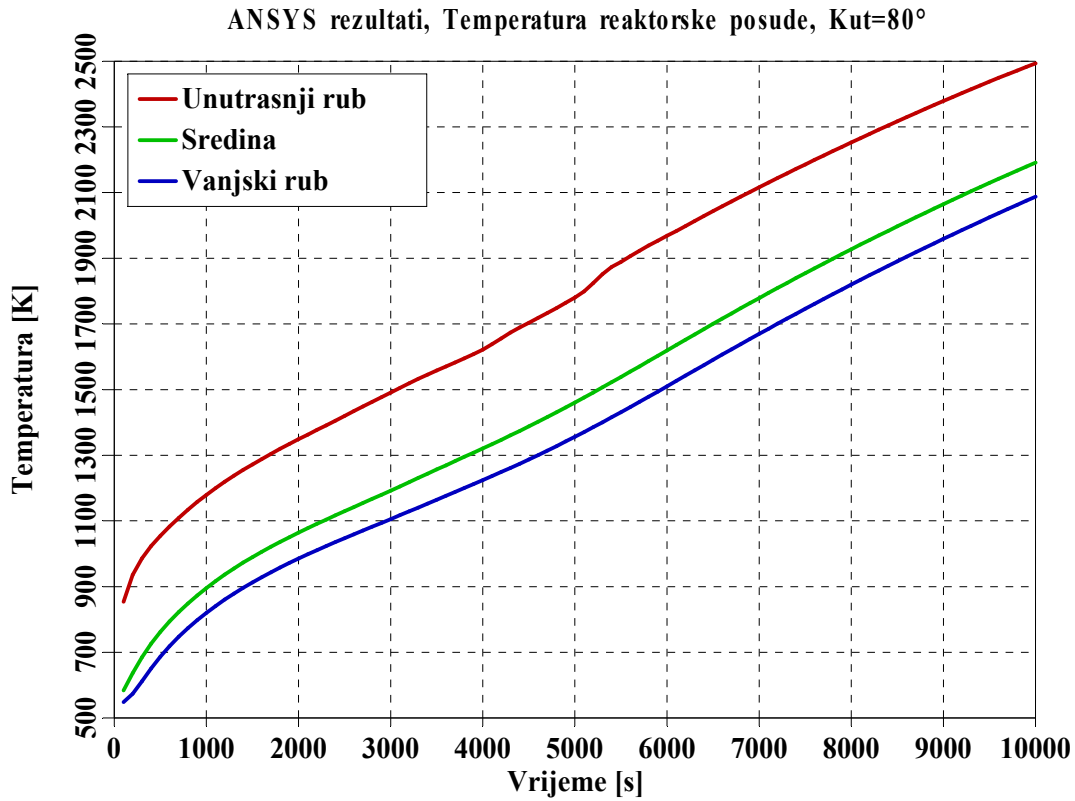
Slika 6-5: Temperatura rastaljenog materijala, ANSYS izračun



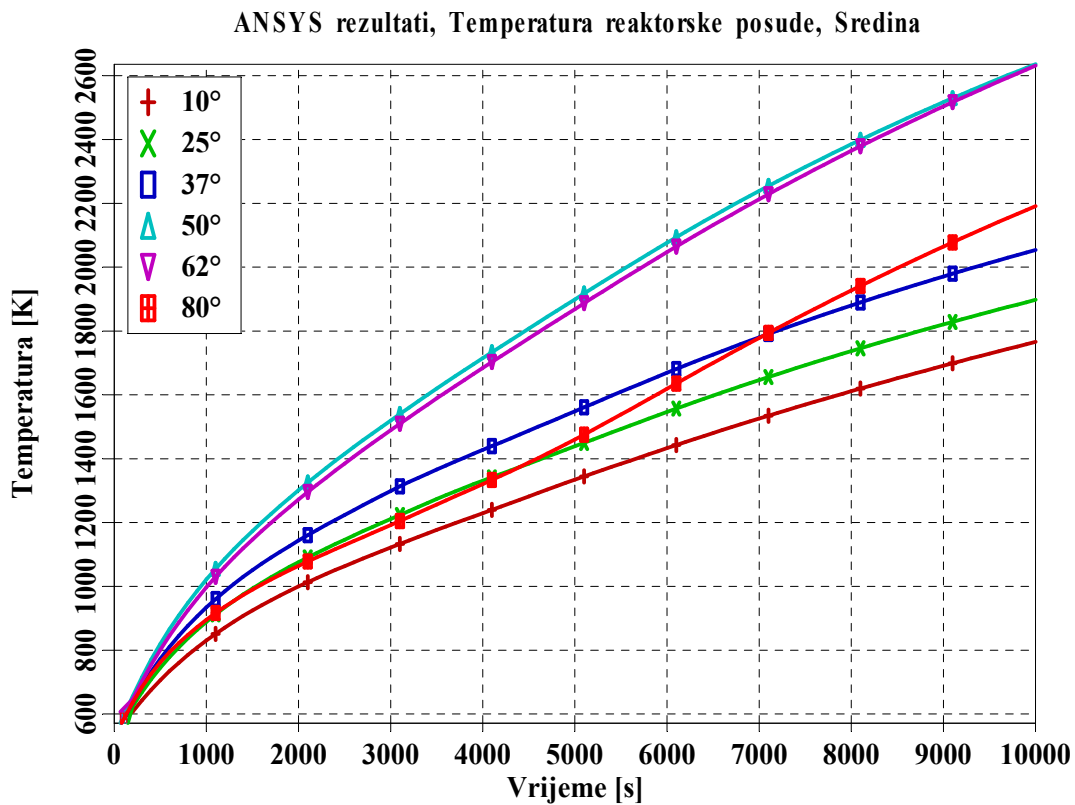
Slika 6-6: Temperatura reaktorske posude,  $\theta = 25^\circ$ , ANSYS izračun



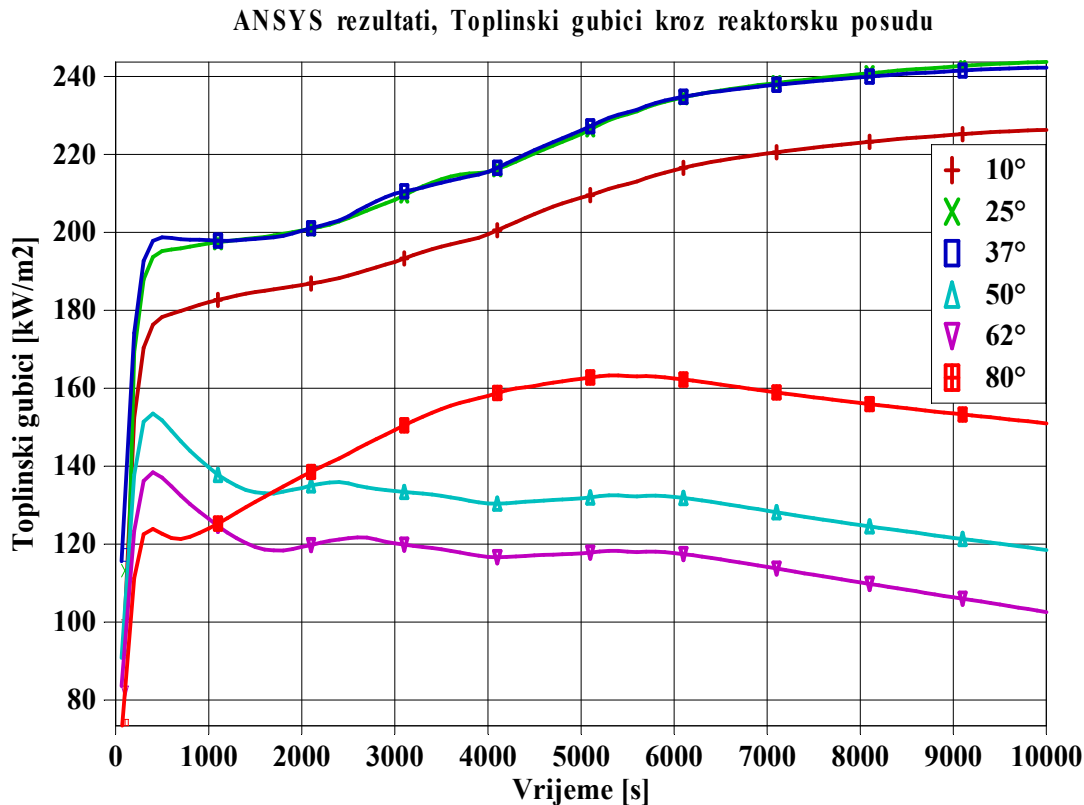
Slika 6-7: Temperatura reaktorske posude,  $\theta = 50^\circ$ , ANSYS izračun



Slika 6-8: Temperatura reaktorske posude,  $\theta = 80^\circ$ , ANSYS izračun



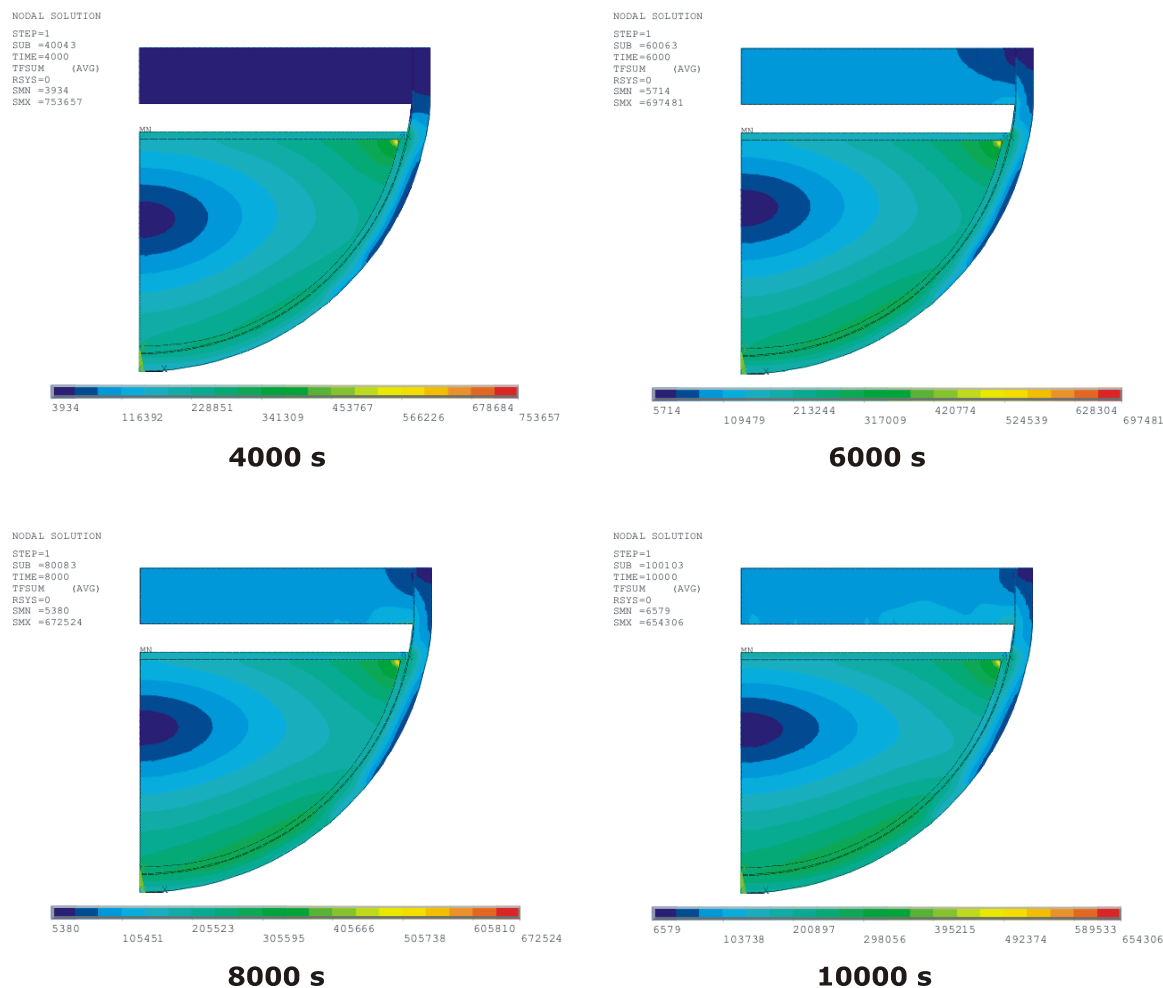
Slika 6-9: Temperatura u središtu stijenke reaktorske posude, ANSYS izračun



Slika 6-10: Toplinski gubici iz reaktorske posude, ANSYS izračun

Slika 6-12 prikazuje prostornu raspodjelu temperature. Zbog velikog koeficijenta vođenja topline, temperatura rastaljenog materijala nije se mijenjala u prostoru. Najveći temperaturni gradijent uspostavljen je kroz koru koja je na neki način predstavljala toplinski izolator. No, zbog kontinuiranog oslobađanja topline unutar *coriuma* i visokog toplinskog toka, te slabog odvođenja topline s vanjske strane, kora nije mogla spriječiti zagrijavanje posude. Zagrijavanju posude dodatno je pogodovalo i taljenje kore u drugoj polovici tranzijenta. S jedne je strane time nestala toplinska izolacija, a s druge je strane prijelaz topline s rastaljenog materijala na posudu bio puno intenzivniji od prijenosa topline kondukcijom kroz koru. Iako je u izračunu uzeta mogućnost taljenja kore specifikacijom njezine entalpije, porast toplinskog toka zbog taljenja kore nije bio adresiran. Za takvu bi analizu bilo potrebno provesti vezani CFD i FEM toplinski izračun koji zahtijeva puno jače računalne resurse kakvi nam nisu bili na raspolaganju. Ti su izračuni zbog toga zasebno provedeni.

Temperaturna je razlika između unutrašnje i vanjske stijenke reaktorske posude varirala između 400 K i 800 K što je izazvalo velika temperaturna naprezanja unutar materijala i pogodovalo nastanku deformacija zbog puzanja. Brzina porasta temperature u početku je iznosila oko 0,3 K/s, a kasnije se stabilizirala na 0,2 K/s. Ovakva visoka brzina uzrokovala je brzo zagrijavanje posude pa je već nakon manje od sat vremena nakon slijevanja rastaljenog materijala u donji plenum, unutrašnji rub posude zagrijan do temperature taljenja čelika, dok je do proboja posude došlo nakon svega sat i pol vremena na mjestu najvećeg toplinskog toka. Prema tome, ako se i izuzme mogućnost ranijeg oštećenja posude zbog puzanja materijala, posuda će se zbog intenzivnog zagrijavanja vrlo brzo rastaliti.

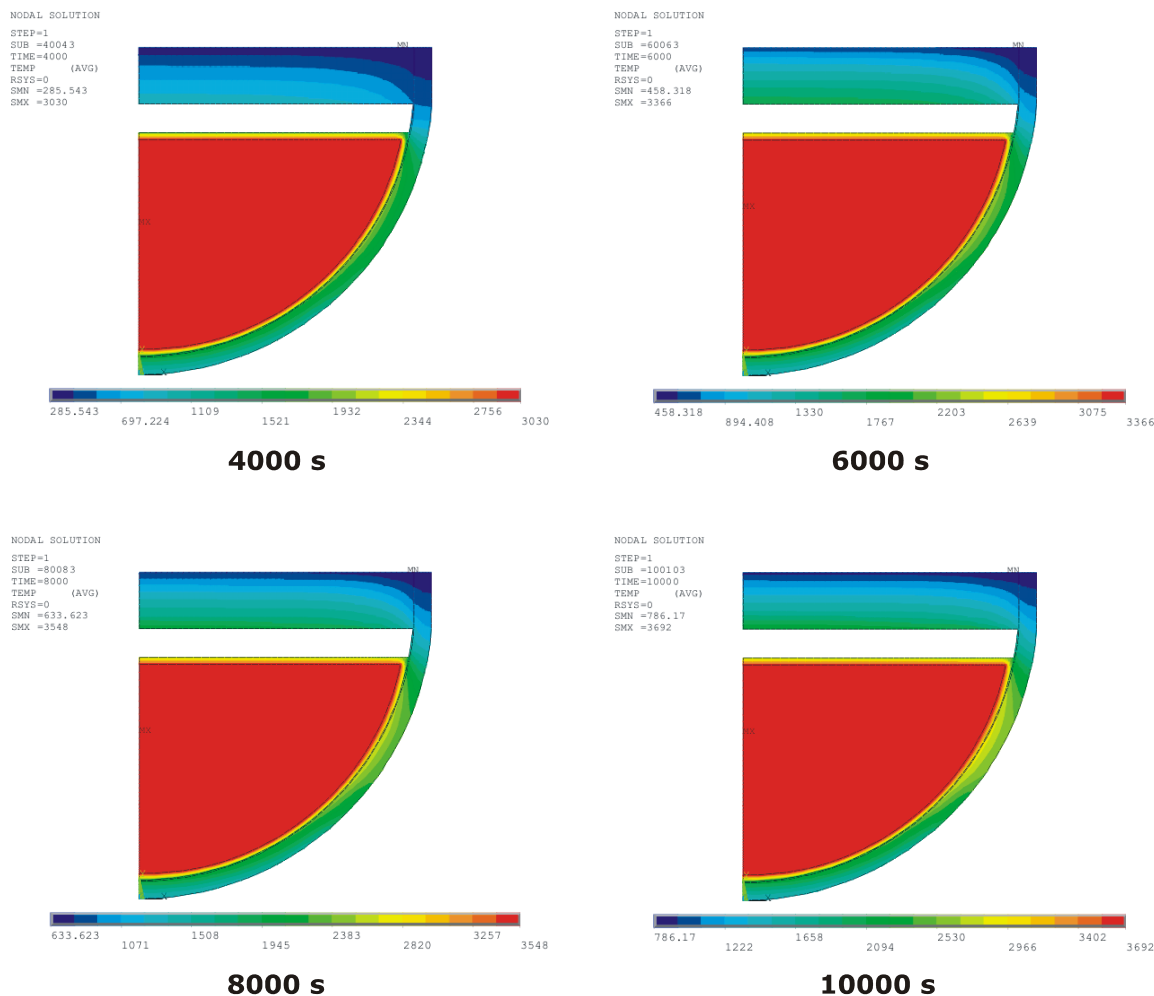


Slika 6-11: Toplinski gubici iz donjeg plenuma reaktorske posude, 2D prikaz, ANSYS izračun

Slika 6-13 prikazuje temperaturu donje ploče unutrašnje posude u ovisnosti o vrijednosti koeficijenta prijelaza topline s ploče na paru. Ploča se zagrijava zbog izmjene topline zračenjem s rastaljenim materijalom. Ova ploča ima ulogu sekundarne potpore jezgre jer u slučaju loma pribubnica o koje je ovješena unutrašnja posuda, jezgra bi zajedno sa susjednim strukturama (plašt jezgre, donja ploča jezgre, razdjelnik rashladnog sredstva) propala kroz reaktorsku posudu. Zbog toga je projektirana kao nosiva komponenta. Debljina joj je 35 centimetara, a masa 8400 kilograma.

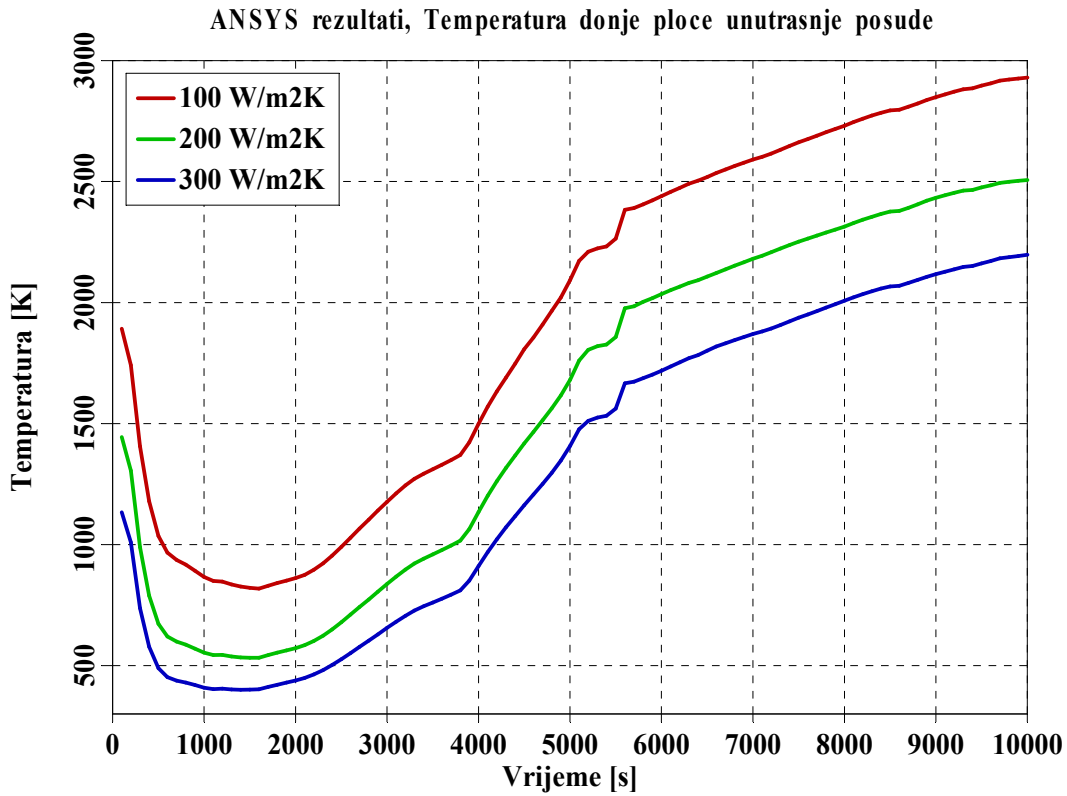
Ploča se s jedne strane hladila zbog prijenosa topline konvekcijom na paru koja je bila na temperaturi 540 K. S druge se strane zagrijava zbog apsorpcije topline dozračene od strane *coriuma*. Kumulativno, temperatura ploče je rasla jer je intenzitet zračenja prevladavao nad konvektivnim prijenosom topline. Zbog ovakve bilance energije razumljivo je da se ploča brže zagrijava što je koeficijent prijelaza topline s ploče na paru bio niži. Analogno, i površinska temperatura kore je bila viša kada je KPT bio niži, slika 6-14. Slike 6-15 i 6-16 prikazuju toplinski tok kroz ploču, odnosno toplinske gubitke iz kore. Rezultati su bili očekivani. Izvor topline za ploču je bilo zračenje s kore pa je toplinski tok kroz ploču bio veći što je dozračena toplina bila veća. S porastom KPT-a s donje ploče na paru, količina topline prenesene zračenjem morala je biti veća kako bi kompenzirala pojačano hlađenje konvekcijom. Kora se zbog toga brže hladila što je KPT bio veći jer se više topline gubilo iz rastaljenog materijala. Intenzitet zračenja je proporcionalan s temperaturom na četvrtu

potenciju. Niži KPT je značio višu temperaturu ploče zbog manjih toplinskih gubitaka, a time i višu temperaturu kore.

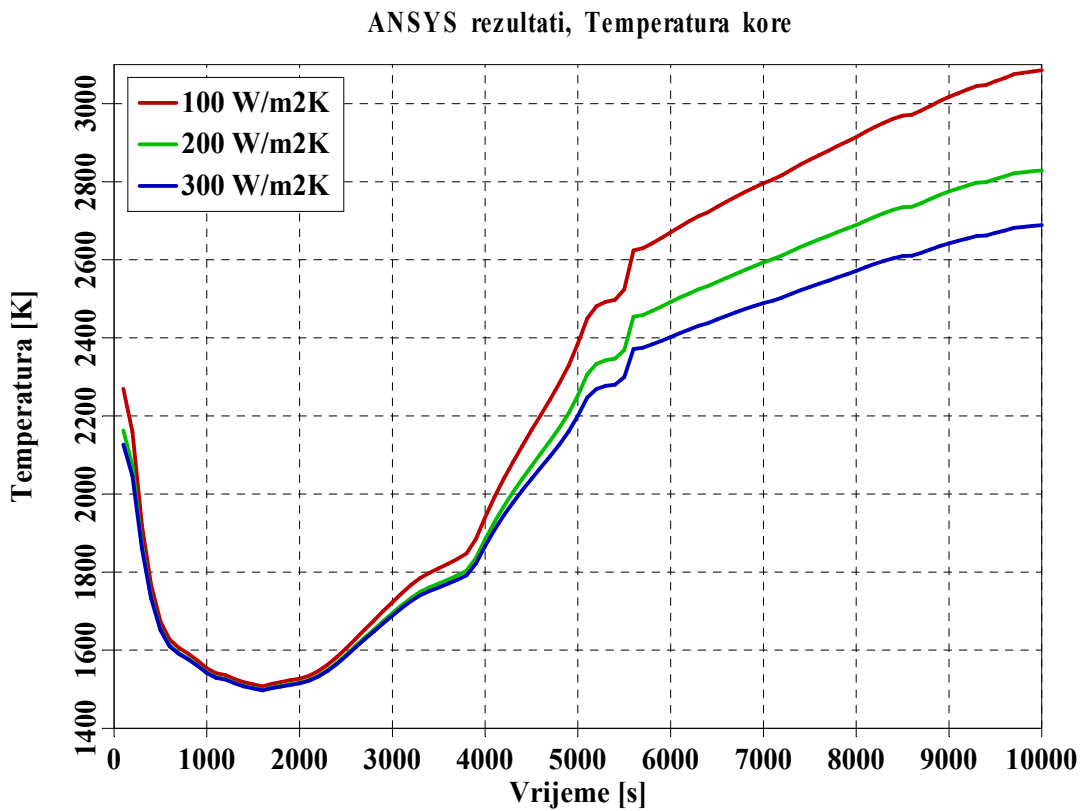


Slika 6-12: Prostorna raspodjela temperature u donjem plenumu, ANSYS izračun

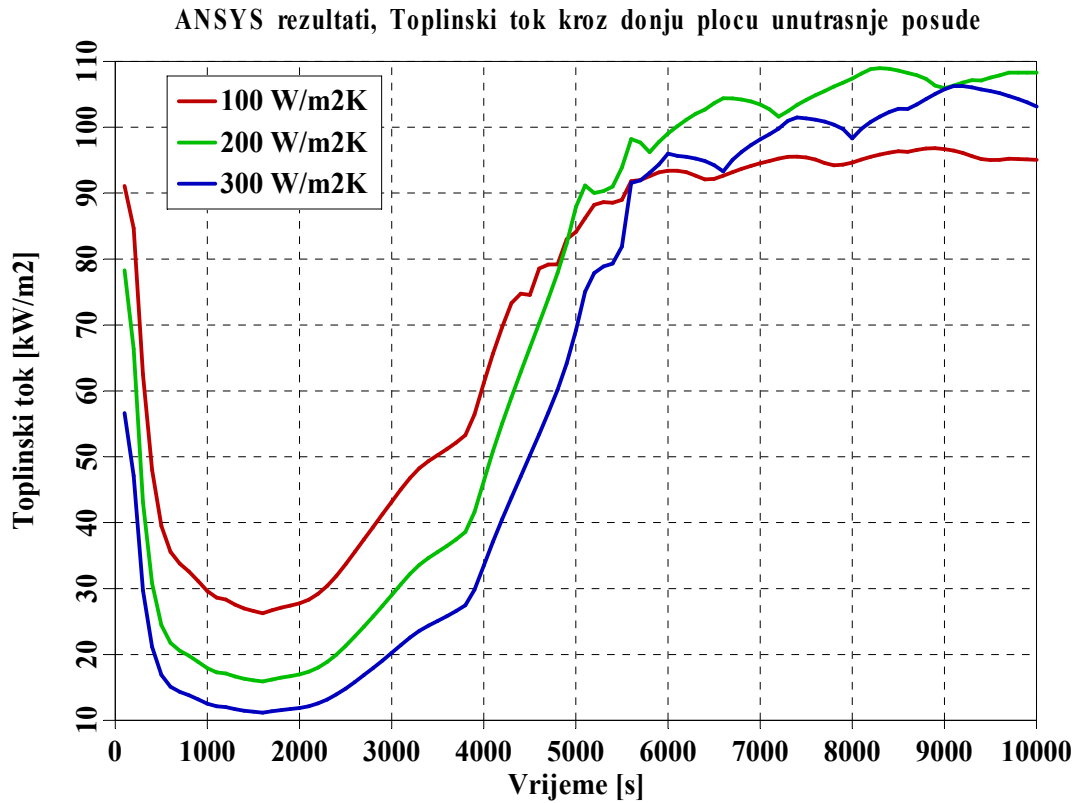
Do taljenja ploče je došlo u vremenskom intervalu između 4000 s i 6000 s, dakle manje od dva sata nakon slijevanja *coriuma*. Njezinim bi gubitkom postojala realna opasnost da kompletna jezgra propadne u donji plenum čime bi se donji dio reaktorske posude dodatno opteretio. Iako su rezultati pokazali da bi do taljenja reaktorske posude došlo puno ranije, to bi se vrijeme moglo prolongirati osiguranjem hlađenja posude s vanjske strane. Na primjer, za finsku nuklearnu elektranu Loviisa tipa VVER-440 i reaktorska postrojenja AP-600 i AP-1000 demonstrirano je da će hlađenje posude dodavanjem vode s vanjske strane osigurati njezinu cjelovitost nakon potpunog taljenja jezgre i slijevanja rastaljenog materijala u donji plenum [Kymäläinen, 97], [NUREG, 98], [NUREG, 04]. No, da bi se sačuvala cjelovitost donje ploče unutrašnje posude potrebno je osigurati hlađenje samog *coriuma* unutar reaktorske posude. Termohidrauličkim je izračunom demonstrirano da akumulatori nisu dostatni da osiguraju potopljenost donjeg plenuma vodom jer voda u kontaktu s taljevinom brzo isparuje. U tom će se slučaju donja ploča i ostale strukture zagrijavati zbog izmjene topline zračenjem. Dakle, ako se pravovremeno ne uspostavi rad sustava za sigurnosno ubrizgavanje, cjelovitost će reaktorske posude biti narušena.



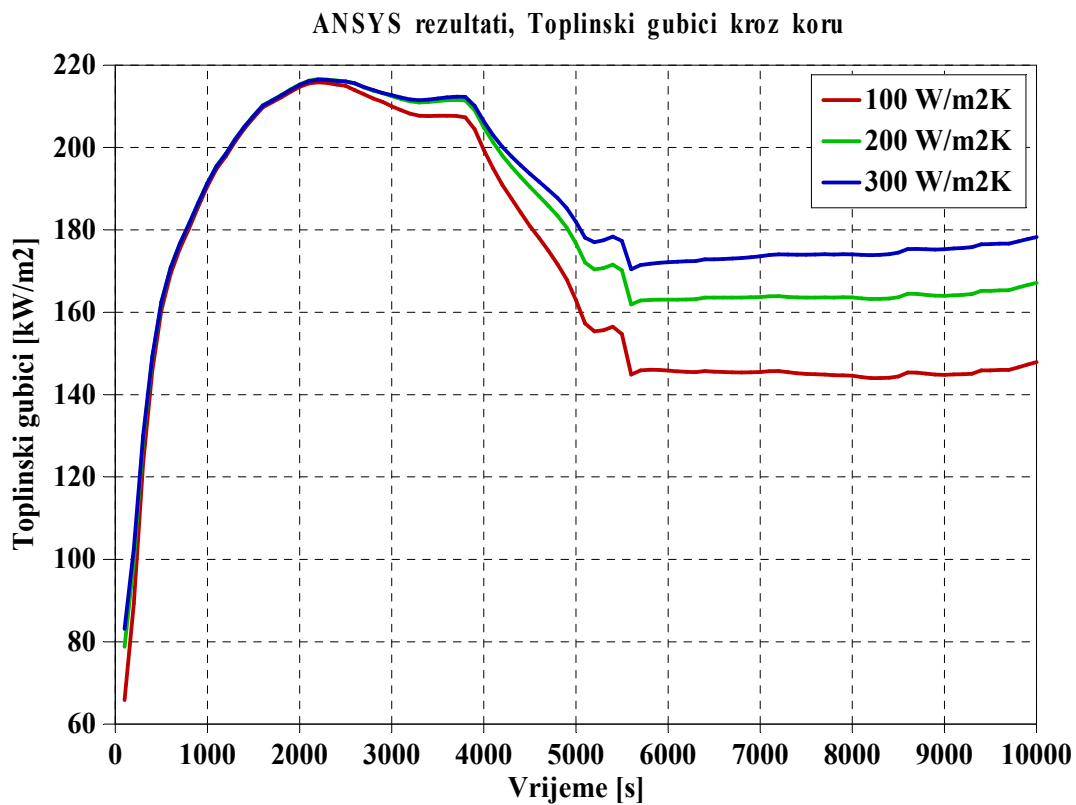
Slika 6-13: Temperatura donje ploče unutrašnje posude, ANSYS izračun



Slika 6-14: Površinska temperatura kore, ANSYS izračun



Slika 6-15: Toplinski tok kroz donju ploču unutrašnje posude, ANSYS izračun



Slika 6-16: Toplinski gubici iz kore, ANSYS izračun



U izračunu je pretpostavljena konstantna debljina kore, te je u obzir uzeta i mogućnost njezinog taljenja. Nastanak i taljenje kore je dinamički proces koji ovisi o toplinskom toku na granici rastaljenog materijala. Debljina kore je zbog toga vremenski promjenjiva. Kora se formira vrlo brzo nakon slijevanja materijala u donji plenum zbog njegovog hlađenja u kontaktu s hladnom stijenkom reaktorske posude. Debljina kore raste do trenutka kada toplinski tok od strane rastaljenog materijala ne premaši toplinski tok prema stijenci posude. Nakon toga kora se počinje taliti, i kada se potpuno rastali, tekući će materijal doći u direktni kontakt s posudom. Nedostatak modela je da za istopljenu koru i dalje koristi staru vrijednost koeficijenta vođenja topline ( $7,24 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ ) što znači da je i dalje tretira kao toplinski izolator. No, bez obzira na taj nedostatak, posuda se vrlo brzo zagrijava.

Puno veći problem predstavlja nepoznavanje uvjeta prijenosa topline na granici rastaljenog materijala i stijenke posude. Kao što je već spomenuto, tekući materijal za vrijeme istjecanja prodire kroz vodu u donjem plenumu i brzo se hladi pa prilikom njegovog slijeganja nastaje kontaktna površina nepravilnog oblika. Prijelaz topline je zato smanjen i posuda se sporije zagrijava. No, u trenutku kada se kora rastali toplinski tok naglo poraste. U prvom dijelu tranzijenta model stoga precjenjuje zagrijavanje posude, dok je nakon taljenja kore prenesena toplina podcijenjena.

Postojeći modeli u programima SCDAP/RELAP5 i MAAP4 omogućavaju adresiranje ovih nedostataka. COUPLE model unutar SCDAP/RELAP5 programa uzima u obzir vremensku promjenu debljine kore, dok MAAP4 posjeduje model pucanja mlaza taljevine prilikom prolaska kroz vodu o čemu direktno ovisi konfiguracija materijala i izgled kontaktne površine u donjem plenumu. U iduća su dva poglavlja prikazani rezultati SCDAP/RELAP5 i MAAP4 toplinskog izračuna donjeg plenuma.

## 6.2 Izračun korištenjem programa COUPLE

COUPLE [Kraus, 84] je potprogram unutar programa SCDAP/RELAP5 namijenjen izračunu zagrijavanja donjeg plenuma nakon slijevanja rastaljenog materijala. Za aproksimaciju rješenja parcijalnih diferencijalnih jednačbi u prostornoj domeni koristi metodu konačnih elemenata, dok u vremenskoj domeni koristi metodu konačnih razlika.

Program u principu računa vođenje topline u dvije dimenzije. Korisnik pritom definira da li se radi o čistom dvodimenzionalnom, ili o osno simetričnom modelu. Ovdje će se koristiti osno simetrični model.

Svojstva materijala (gustoća, specifični toplinski kapacitet, koeficijent vođenja topline, entalpija, latentna toplina) program preuzima iz MATPRO biblioteke. Ako je materijal u donjem plenumu mješavina više različitih materijala (uran-dioksid, cirkonij, cirkonij-dioksid) što će većinom biti slučaj, onda se svojstva aproksimiraju na temelju atomskog udjela pojedinih materijala u smjesi. Dinamičke efekte taljenja i skrućivanja kore, odnosno stijenke reaktorske posude, program adresira korištenjem podataka o iznosu latentne topline koju treba dovesti, odnosno odvesti za vrijeme ovih procesa.

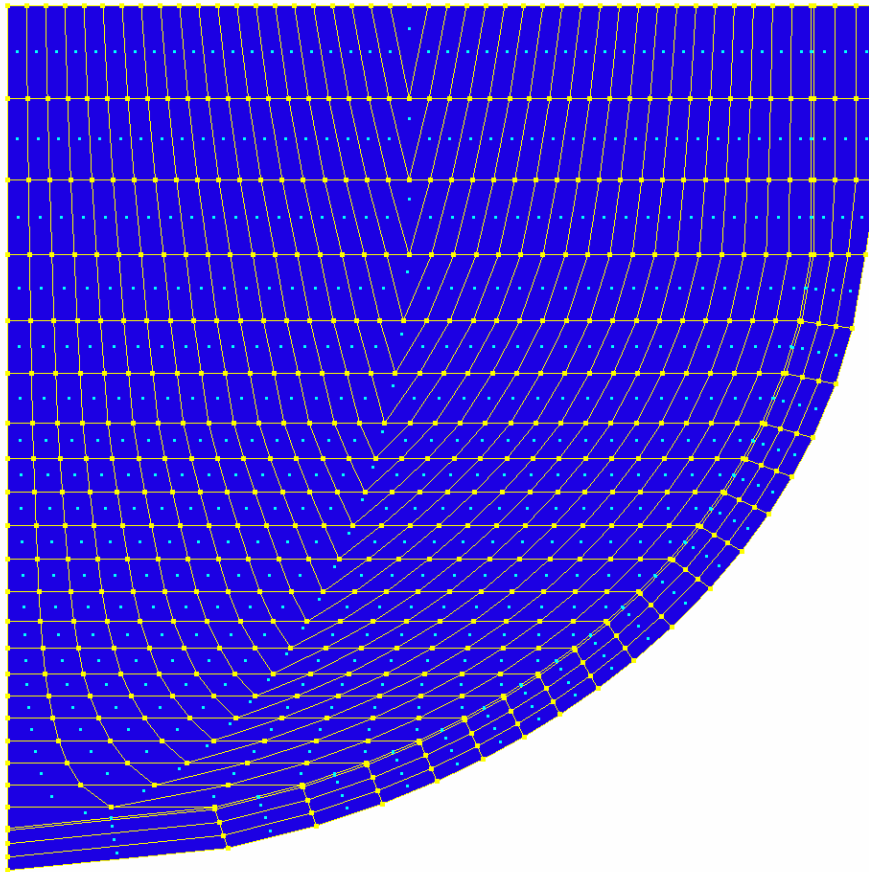
Termohidrauličke rubne uvjete izračunava RELAP5. Korisnik na vanjskoj površini COUPLE FEM mreže definira RELAP5 volumene koji graniče s rastaljenim materijalom unutar posude, te stijenkom reaktorske posude izvana. Na temelju temperature graničnih čvorova mreže konačnih elemenata i uvjeta u pripadajućim termohidrauličkim volumenima, RELAP5 izračunava koeficijente prijelaza topline i temperaturu fluida.

Ostatnu toplinu u donjem plenumu izračunava potprogram SCDAP na temelju količine rastaljenog materijala primjenom ANS standarda ostatne topline. Drugi način zadavanja je pomoću tablice. Ostatna se toplina definira kao volumna gustoća snage u  $W/m^3$ .

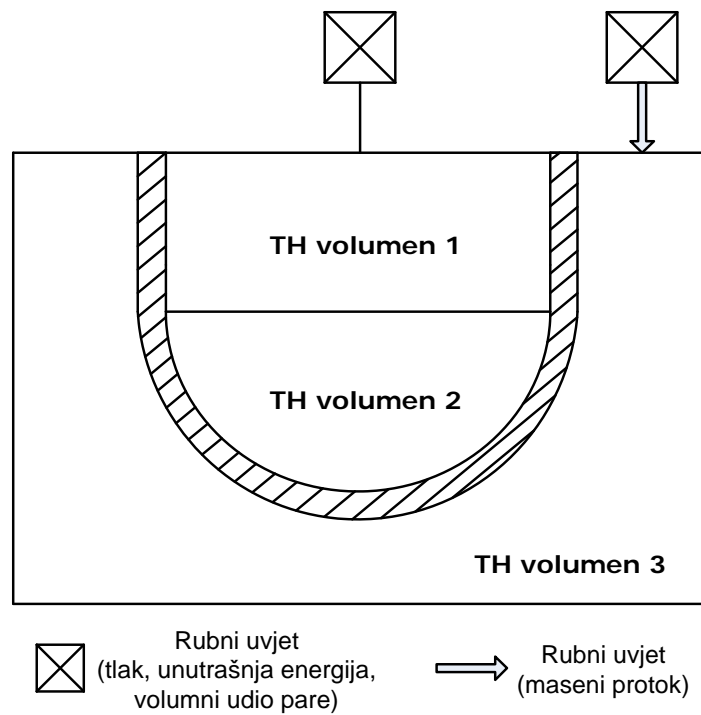
### 6.2.1 Model donjeg plenuma

Slika 6-17 prikazuje mrežu konačnih elemenata za COUPLE izračun. Model se sastoji od 546 elemenata, odnosno 594 čvora. Stijenka reaktorske posude je eksplicitno modelirana, dok je prostor unutar posude u početku bio ispunjen vodom, a kasnije se u njega slijevao rastaljeni materijal. Program u svakom vremenskom koraku provjerava za svaki element unutar posude da li je ispunjen vodom, parom ili dislociranim materijalom. S unutrašnje strane posude, na njenom samom rubu, definira se poseban "nul-materijal" kojeg čine elementi čiji je volumen jednak nuli, a koji programu daje informaciju o granici između dislociranog materijala i stijenke posude.

Kao što je već spomenuto, za određivanje termohidrauličkih rubnih uvjeta zaduženi su moduli unutar programa RELAP5. Slika 6-18 prikazuje nodalizaciju korištenu za ovu svrhu. Šrafirano područje predstavlja stijenku reaktorske posude. Unutar posude modelirana su dva termohidraulička volumena. Na granici između njih nalazi se donja ploča unutrašnje posude čiji je utjecaj kvantificiran pomoću koeficijenata padova tlaka. Izvan posude nalazi se jedan veliki volumen koji predstavlja zaštitnu zgradu. Osim donjeg, sfernog dijela posude, modeliran je i cilindrični dio do pozicije razdjelnika rashladnog fluida. Ukupna visina posude u modelu iznosi 2,33 metra. U ovoj iteraciji nisu modelirane nikakve horizontalne strukture poput donje potporne ploče. To je učinjeno kasnije nakon razvoja i implementacije radijativnog modela.



Slika 6-17: Mreža konačnih elemenata, COUPLE izračun

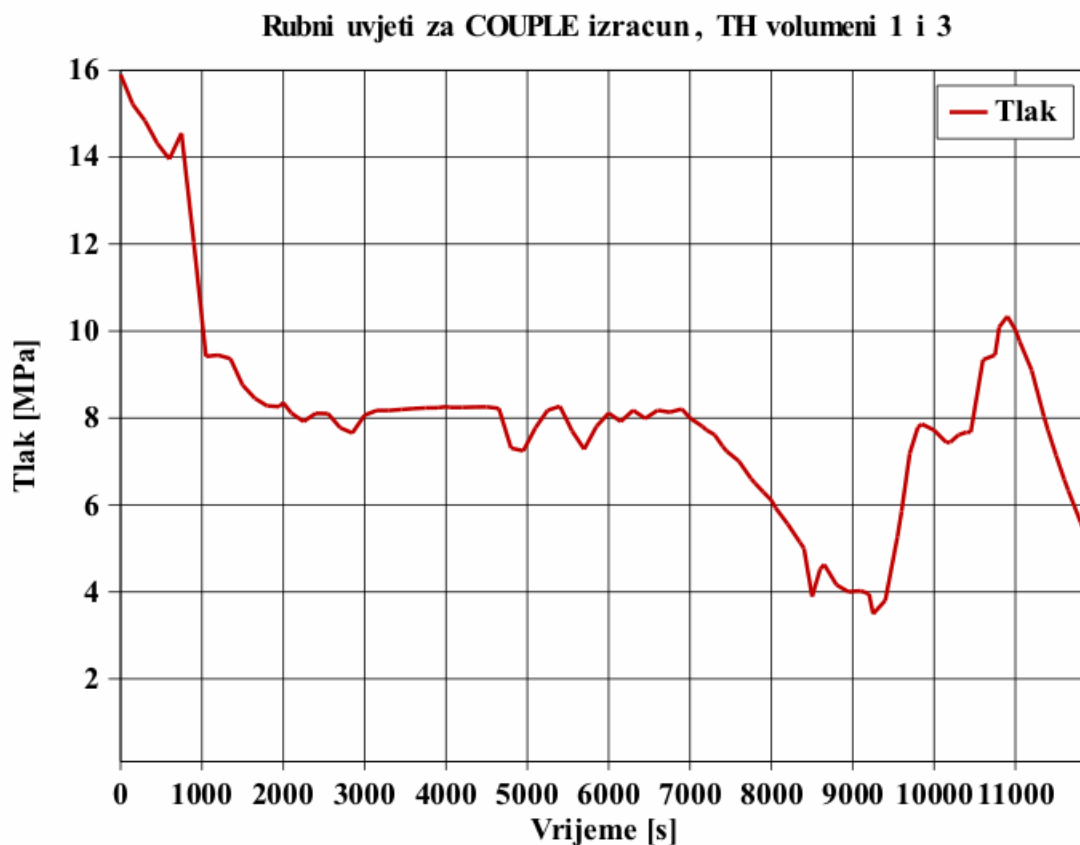


Slika 6-18: Termohidraulički model donjeg plenuma za COUPLE izračun

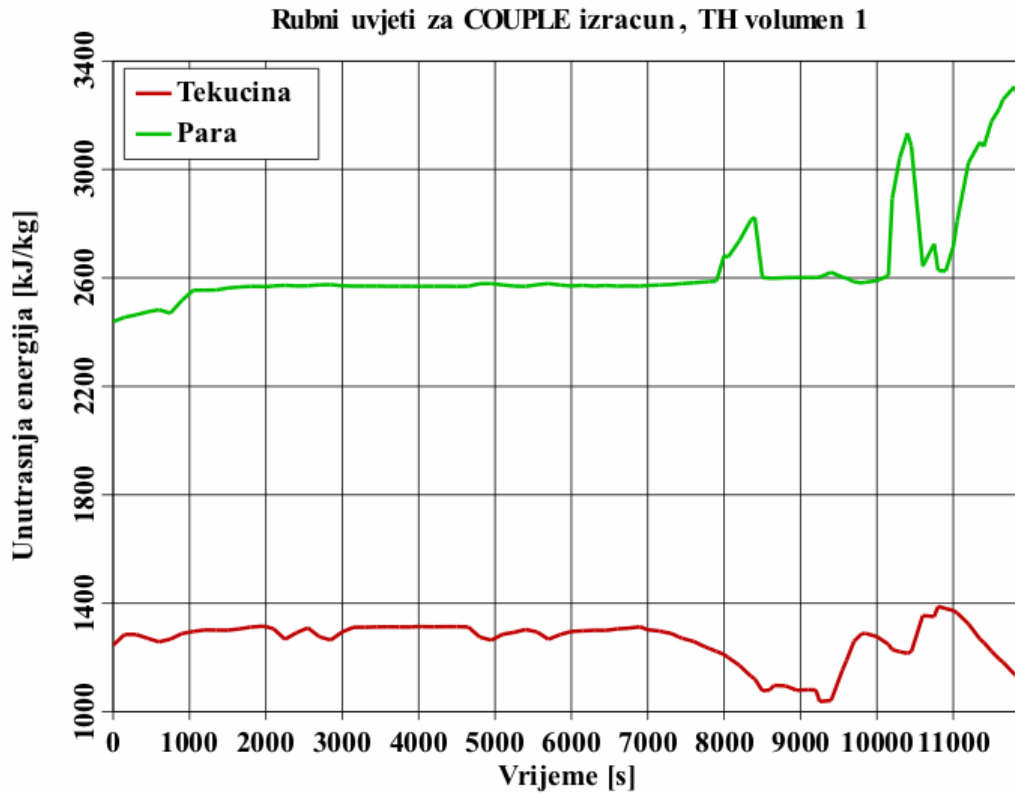
Rubni uvjeti za termohidraulički izračun prikazani na slici 6-18 preuzeti su iz SBO sekvence. Termohidraulički (TH) volumen 1 nalazi se unutar reaktorske posude pa rubni uvjeti za ovaj volumen opisuju stanje unutar posude tijekom tranzijenta. Rubni uvjeti za TH volumen 3 opisuju uvjete na mjestu puknuća u primarnom krugu, tj. na poziciji primarne pumpe jer fluid istječe kroz brtve pumpi. Tlak je bio jednak za oba volumena i odgovara tlaku u primarnom krugu. Njegova vremenska ovisnost prikazana je na slici 6-19. Unutrašnja energija tekuće i parne faze, te volumni udio pare u reaktorskoj posudi prikazani su na slikama 6-20 i 6-21. Iste varijable, ali na mjestu istjecanja iz primarnog kruga, prikazane su na slikama 6-22 i 6-23. Ispuštanje fluida iz primarnog kruga (slika 6-24) utječe na porast tlaka i temperature u zaštitnoj zgradi, no pokazalo se da su te promjene neznatne zbog veličine slobodnog volumena unutar zgrade. Zato se bez već pogreške može uzeti da su uvjeti s vanjske strane posude nepromjenjivi.

Ovi rubni uvjeti odražavaju stanje u primarnom krugu od početka tranzijenta. Do istjecanja rastaljenog materijala u donji plenum došlo je nakon 9400 sekundi.

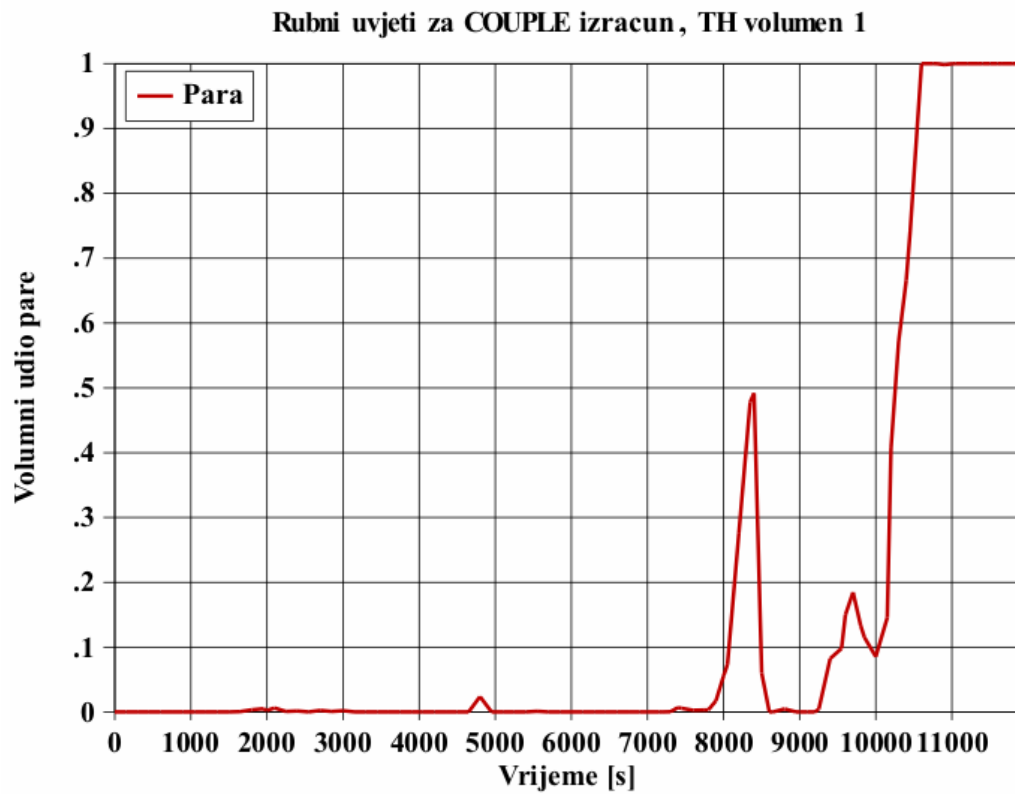
Sastav rastaljenog materijala i vrijednost ostatne topline bili su jednaki onima u CFD analizi. Sastav je određen na temelju SCDAP izračuna taljenja jezgre, dok je prilikom određivanja iznosa ostatne topline u obzir uzeto ispuštanje fizijskih produkata.



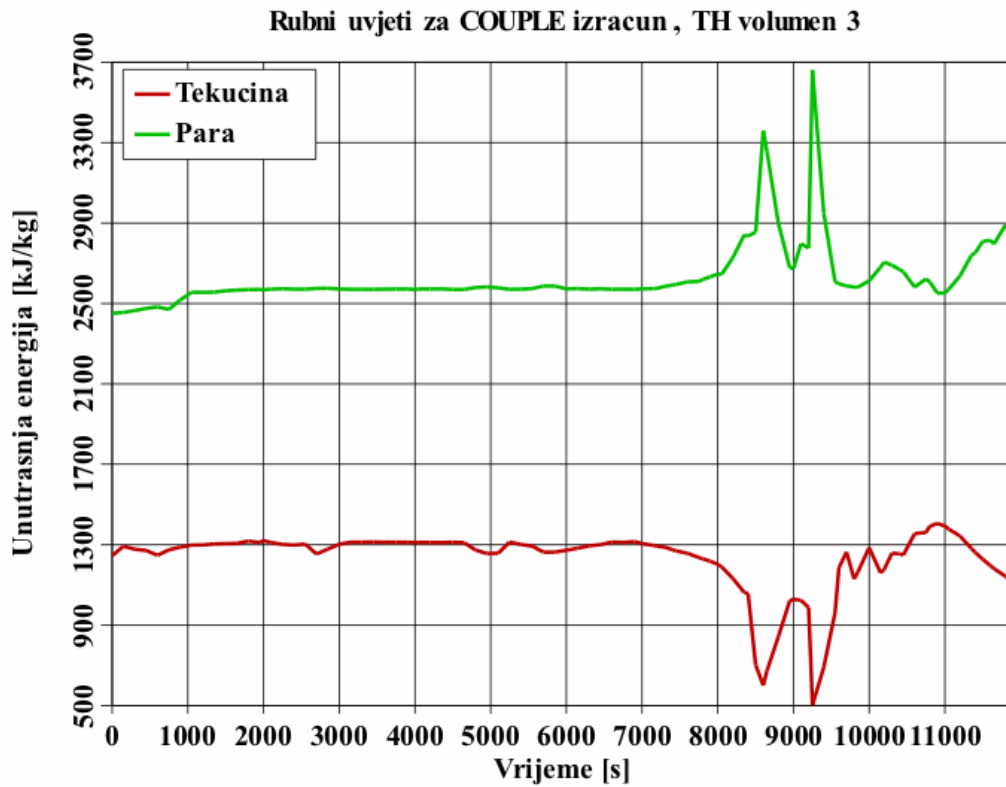
Slika 6-19: Tlak unutar primarnog kruga, rubni uvjet za COUPLE izračun



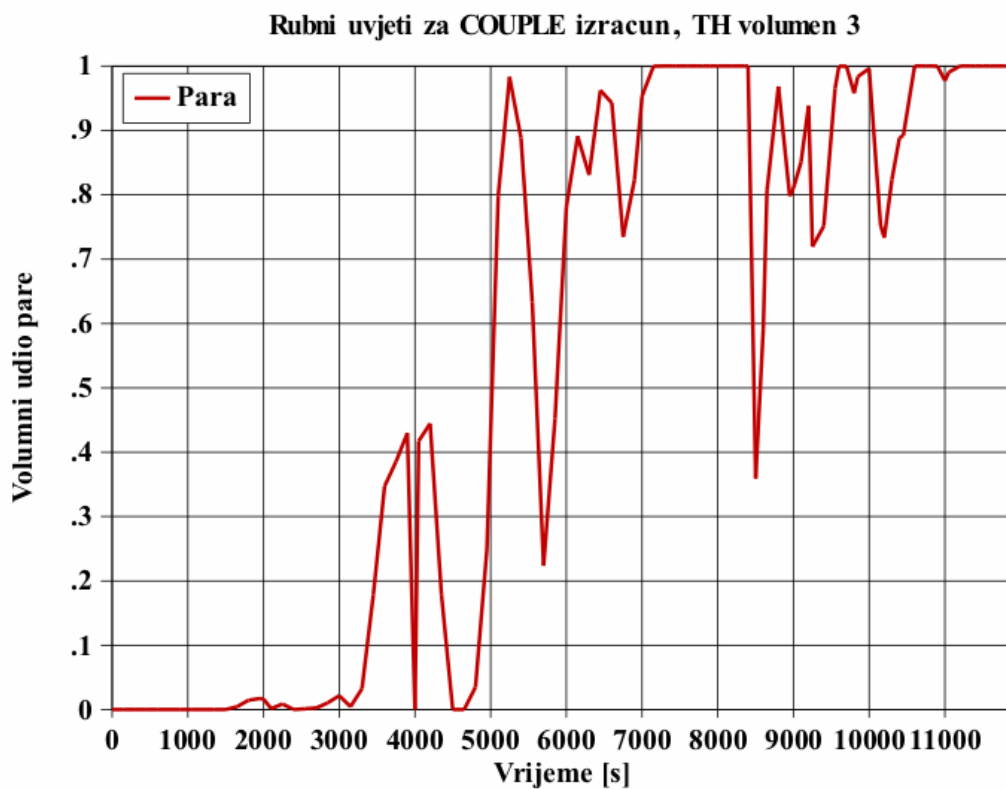
Slika 6-20: Unutrašnja energija tekuće i parne faze u reaktorskoj posudi, rubni uvjet za COUPLE izračun



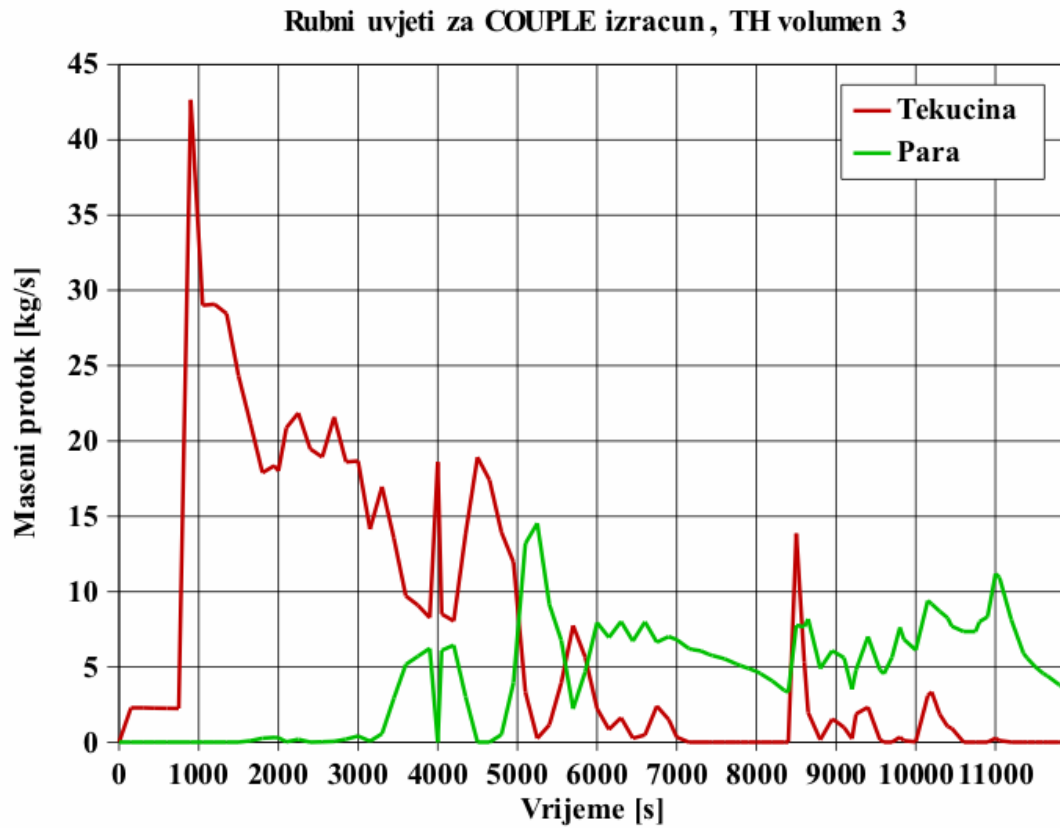
Slika 6-21: Volumni udio pare u reaktorskoj posudi, rubni uvjet za COUPLE izračun



Slika 6-22: Unutrašnja energija tekuće i parne faze na mjestu istjecanja iz primarnog kruga, rubni uvjet za COUPLE izračun



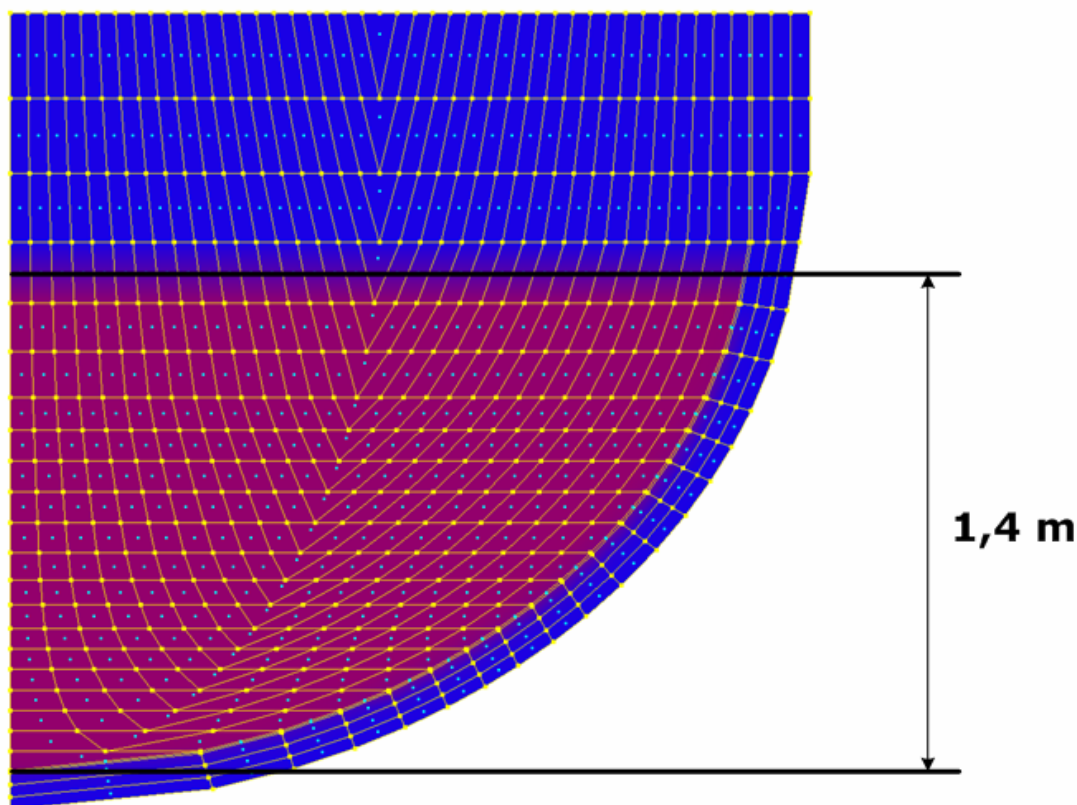
Slika 6-23: Volumni udio pare na mjestu istjecanja iz primarnog kruga, rubni uvjet za COUPLE izračun



Slika 6-24: Maseni protok parne i tekuće faze na mjestu istjecanja iz primarnog kruga, rubni uvjet za COUPLE izračun

### 6.2.2 Rezultati izračuna

Analiza je započela u trenutku kada se sav dislocirani materijal nataložio u donjem plenumu. Proces slijevanja koji je prethodio akumulaciji materijala, prema rezultatima integralne analize prikazanima u poglavlju 3-2, trajao je oko tisuću sekundi. Slika 6-25 prikazuje visinu dislociranog materijala na dnu reaktorske posude.



Slika 6-25: Visina dislociranog materijala u donjem plenumu, COUPLE izračun

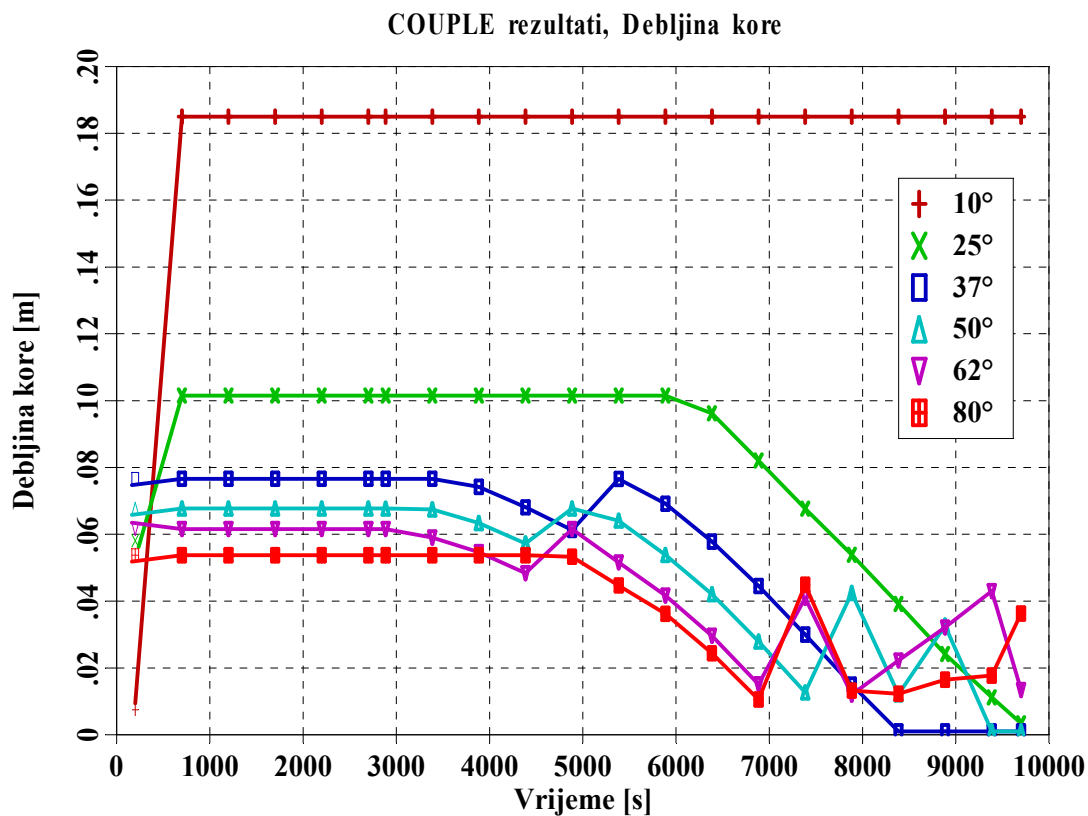
Rezultati su bili slični rezultatima ANSYS izračuna, što je i logično s obzirom da su oba programa FEM programi, a rubni uvjeti u izračunu su bili jednaki. No, između programa ipak postoje određene razlike zbog čega rezultati nisu bili u potpunosti jednaki:

1. ANSYS je komercijalni program opće namjene. Korisnik zato mora osim geometrije i rubnih uvjeta što točnije definirati svojstva materijala, između ostalog koeficijente vođenja topline kroz pojedine materijale. COUPLE koristi postojeću bazu podataka implementiranu u program SCDAP/RELAP5 koja je trenutno najopsežnija i najtočnija baza podataka za reaktorske materijale.
2. ANSYS koristi fiksnu diskretizaciju. Korisnik na samom početku prilikom modeliranja svakom elementu pridružuje toplinska svojstva materijala ovisno o tome kojem materijalu element pripada, a koja ostaju nepromijenjena tijekom cijele analize. U COUPLE-u se elementi definiraju samo njihovom geometrijom. Program sâm određuje da li je element ispunjen vodom, parom ili dislociranim materijalom na temelju izračuna iz prethodnog vremenskog koraka. COUPLE, dakle, koristi dinamično pridruživanje atributa pojedinim elementima, dok su u ANSYS-u ti atributi cijelo vrijeme fiksni.



Ova druga razlika posebno dolazi do izražaja prilikom određivanja debljine kore između rastaljenog materijala i stijenke posude. O debljini kore direktno ovisi količina prenesene topline na posudu. Kao što je već spomenuto, kroz koru se stvara veliki temperaturni gradijent i što je ona deblja to se posuda sporije zagrijava. Prilikom skrućivanja taljevine, koeficijent vođenja topline se automatski postavlja na nisku vrijednost. Naime, koeficijent vođenja topline tekućeg materijala iznosi oko  $10^6$  W/m·K kako bi se adresirala prirodna cirkulacija. Obrnuto, kod taljenja kore, prethodno kruti materijal postaje dio tekuće faze i koeficijent vođenja topline naglo raste.

Slika 6-26 prikazuje debljine kore na šest različitih lokacija po visini posude. Početno formirana kora nastala brzim hlađenjem taljevine u trenutku taloženja u donjem plenumu, u prvih sat vremena ostaje nepromijenjene debljine. S porastom temperature stijenke posude smanjuje se toplina koja se odvodi s dislociranog materijala pa dolazi do akumuliranja topline u kori i njezinog taljenja. Toplina se s taljevine na koru prenosi konvekcijom što je puno efikasniji način prijenosa topline nego kondukcijom kroz koru. Smanjivanjem debljine kore dolazi zato do jačeg zagrijavanja reaktorske posude.



Slika 6-26: Raspodjela debljine kore u ovisnosti o kutu otklona od vertikale posude, COUPLE izračun

Temperatura rastaljenog materijala prikazana je na slici 6-27, dok su temperature stijenke posude na tri različite lokacije dane na slikama 6-28 – 6-30. Slika 6-31 prikazuje raspodjelu temperatura u središtu stijenke po visini posude.

Uspoređujući slike 6-26 (debljina kore) i 6-31 (temperature u središtu stijenke posude) izvodi se zaključak da se pri debljini kore većoj od 5 centimetara, temperatura posude vrlo malo mijenja što znači da je toplinski tok sa strane dislociranog materijala uravnotežen s toplinskim gubicima s vanjske strane. Taljenjem kore i njezinim stanjivanjem smanjuje se vrijednost toplinskog otpora između taljevine i posude što znači da se uz nepromijenjeni iznos

toplinskog toka posuda brže zagrijava. Temperatura posude najbrže raste na poziciji kuta otklona od vertikale između 40° i 50°, što je otprilike na visini 20 centimetara nižoj nego u ANSYS izračunu. COUPLE dakle predviđa da će posuda biti toplinski najopterećenija u donjoj polovini sfernog dijela, dok ANSYS predviđa da će to biti u središnjem dijelu.

Temperature su bile nešto niže nego u ANSYS izračunu, a zanimljivo je primijetiti da temperatura vanjskog ruba posude niti u jednom trenutku nije dosegla temperaturu taljenja. No, zato će puzanje materijala dovesti do deformacije i ranog pucanja posude. Prema Larson-Millerovom modelu već nakon 300 sekundi dolazi do puknuća na mjestu najveće temperature. Ovaj model uzima u obzir naprezanje materijala uzrokovano relativno visokim tlakom u primarnom krugu i pritiskom dislociranog materijala. Proces puzanja se kvantificira pomoću tzv. faktora puzanja ( $f_{creep}$ ) čija je brzina promjene dana izrazom:

$$\frac{df_{creep}}{dt} = \frac{1}{t_p}, \quad (6-1)$$

gdje je  $t_p$  vrijeme do pucanja reaktorske posude. Tijekom izračuna se u svakom vremenskom koraku vrijednost faktora puzanja uvećava za diferencijalni prirast  $df_{creep}$  koji je to veći što je vrijeme do pucanja kraće. Kada  $f_{creep}$  dosegne vrijednost 1, uzima se da će doći do pucanja.

Vrijeme do pucanja izraženo u satima računa se prema empirijskoj formuli:

$$t_p = 10^{\frac{5LMP}{9T} - 20}. \quad (6-2)$$

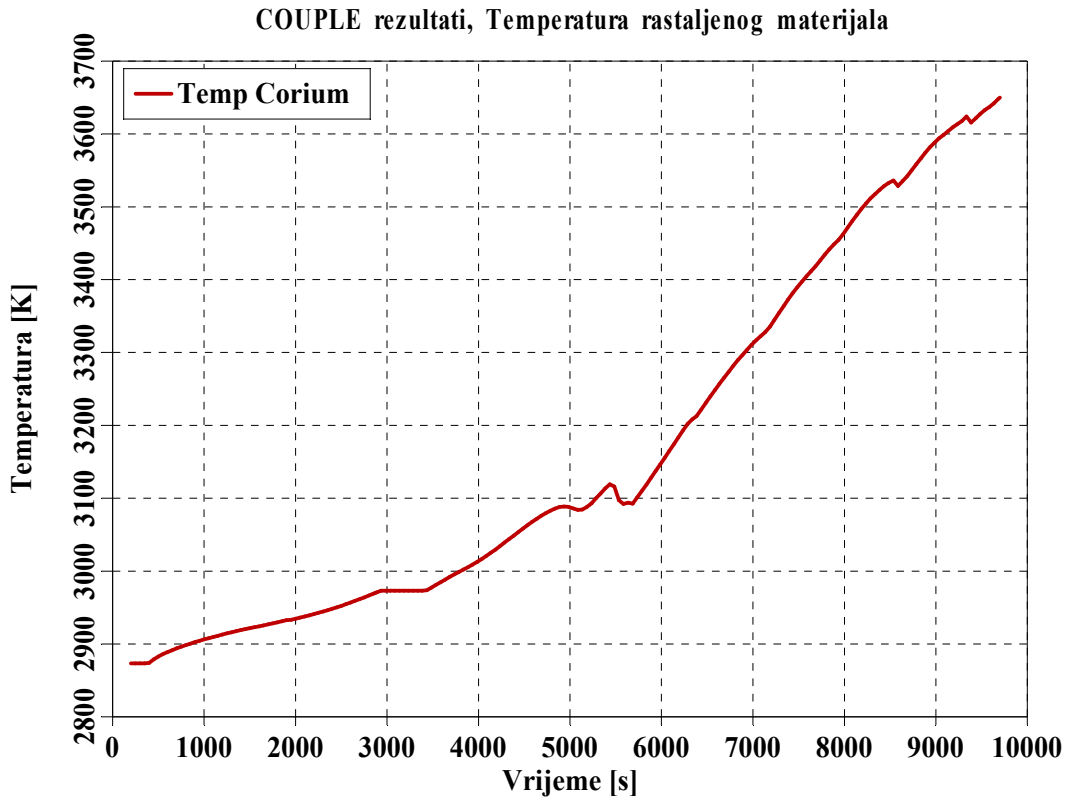
U gornjoj jednadžbi  $LMP$  predstavlja Larson-Millerov parametar koji ovisi o opterećenju i materijalu. Primjerice, pri velikim naprezanjima,  $LMP$  za niskolegirani ugljični čelik dan je izrazom:

$$LMP = -9603 \log \frac{\sigma}{6,89 \cdot 10^6} + 46454, \quad (6-3)$$

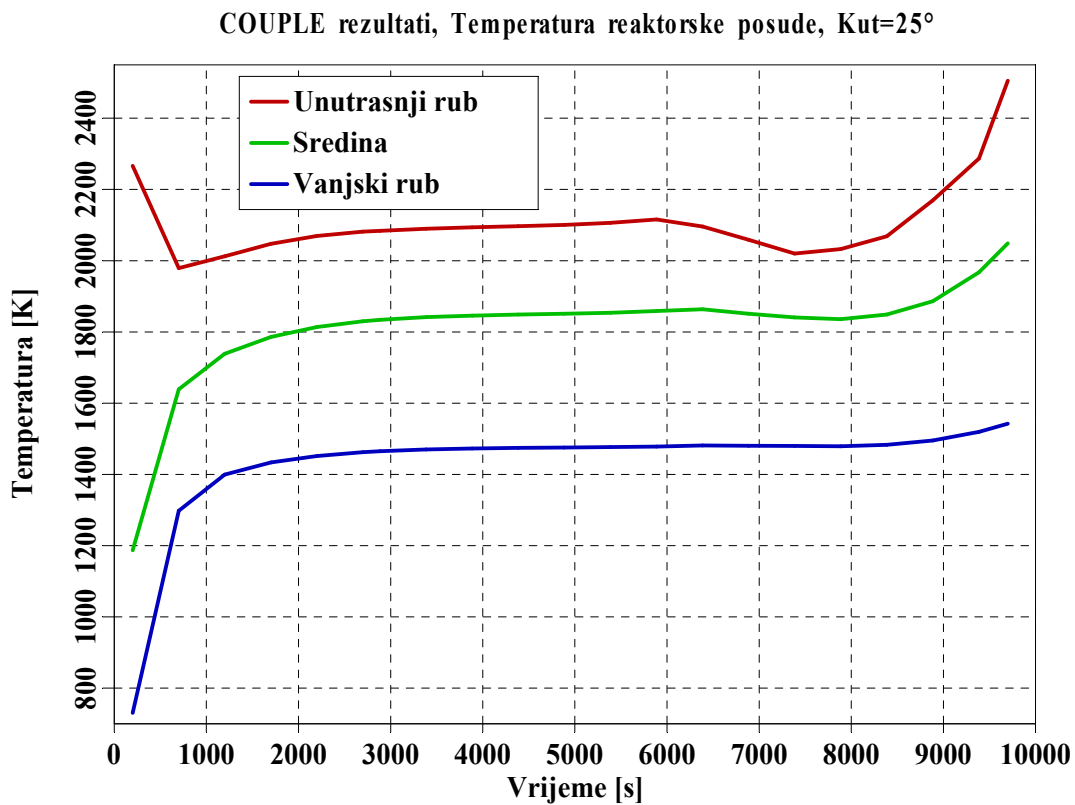
gdje je  $\sigma$  naprezanje izraženo u paskalima. Za nehrđajući čelik vrijednost parametra je sljedeća:

$$LMP = -13320 \log \frac{\sigma}{6,89 \cdot 10^6} + 54870, \quad (6-4)$$

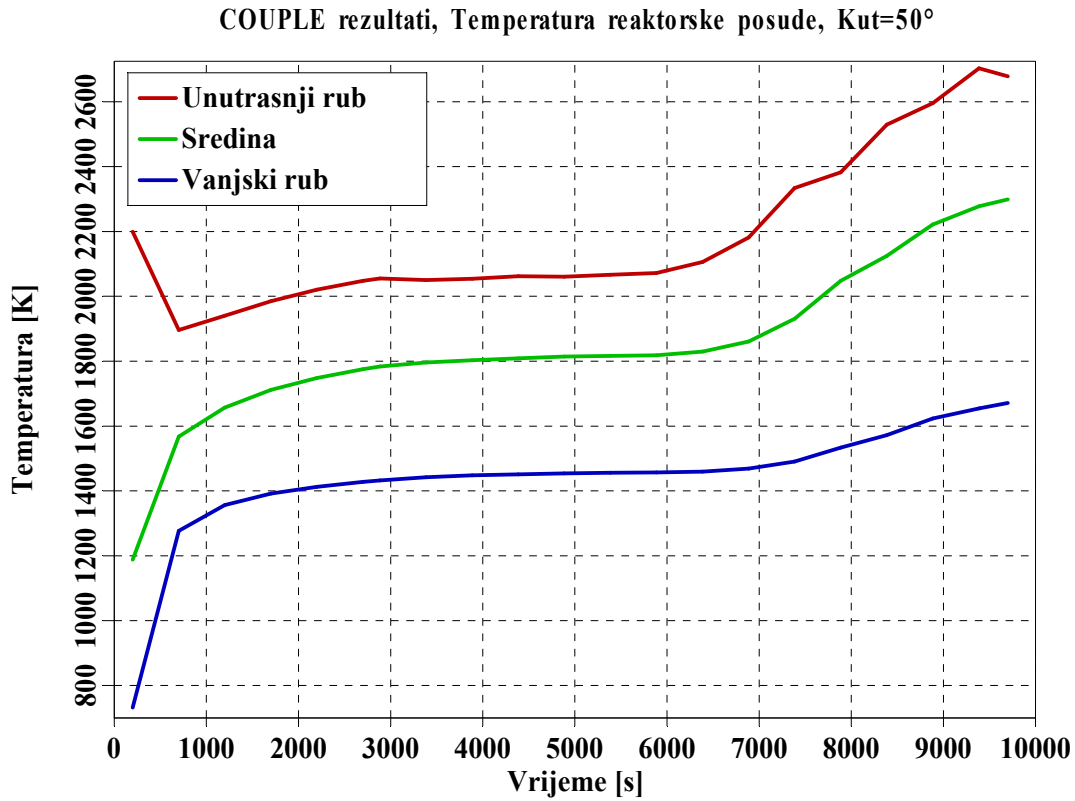
Temperatura taljevine od 3000 K u kombinaciji s jakim naprezanjima uzrok je brzog oštećenja posude. Kada srednja temperatura posude prijeđe 1000 K vrijeme do pucanja se prema Larson-Millerovom modelu naglo spušta ispod sat vremena. Stoga još jednom valja napomenuti da je ovo pojednostavljeni model i da se za precizniju analizu treba koristiti trodimenzionalni FEM model reaktorske posude za izračun deformacije uzrokovane kombiniranim mehaničkim i toplinskim opterećenjem.



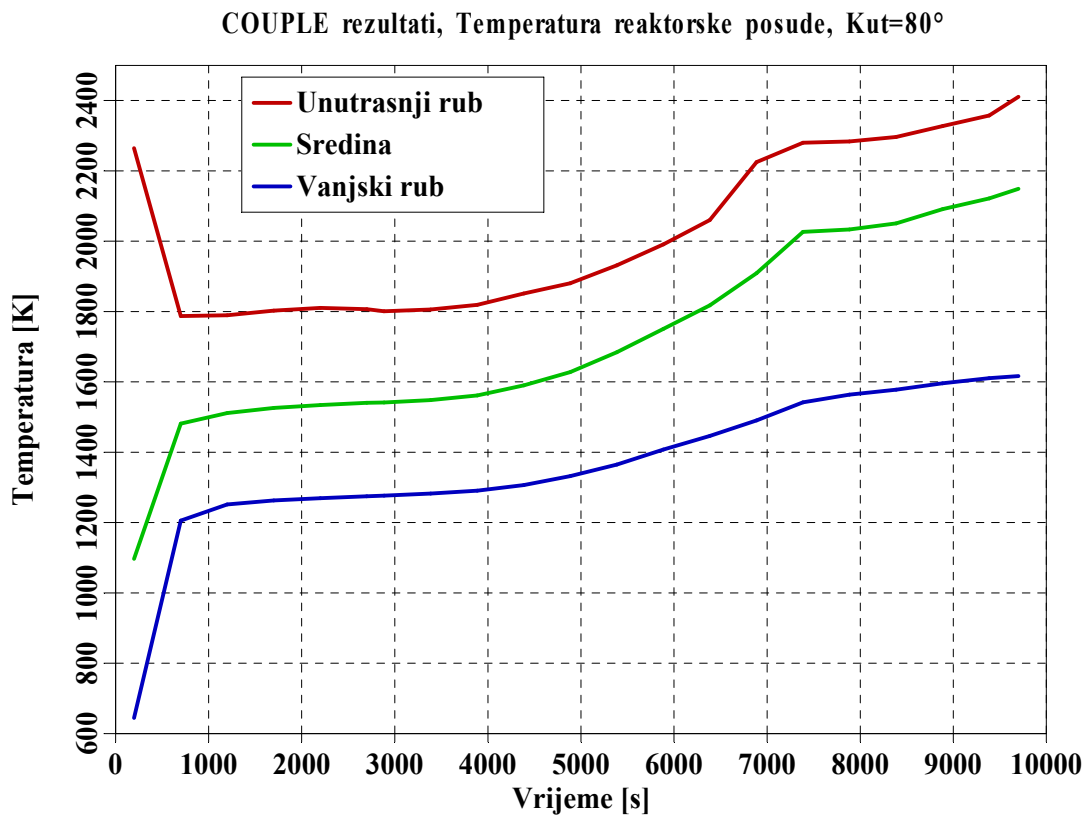
Slika 6-27: Temperatura rastaljenog materijala, COUPLE izračun



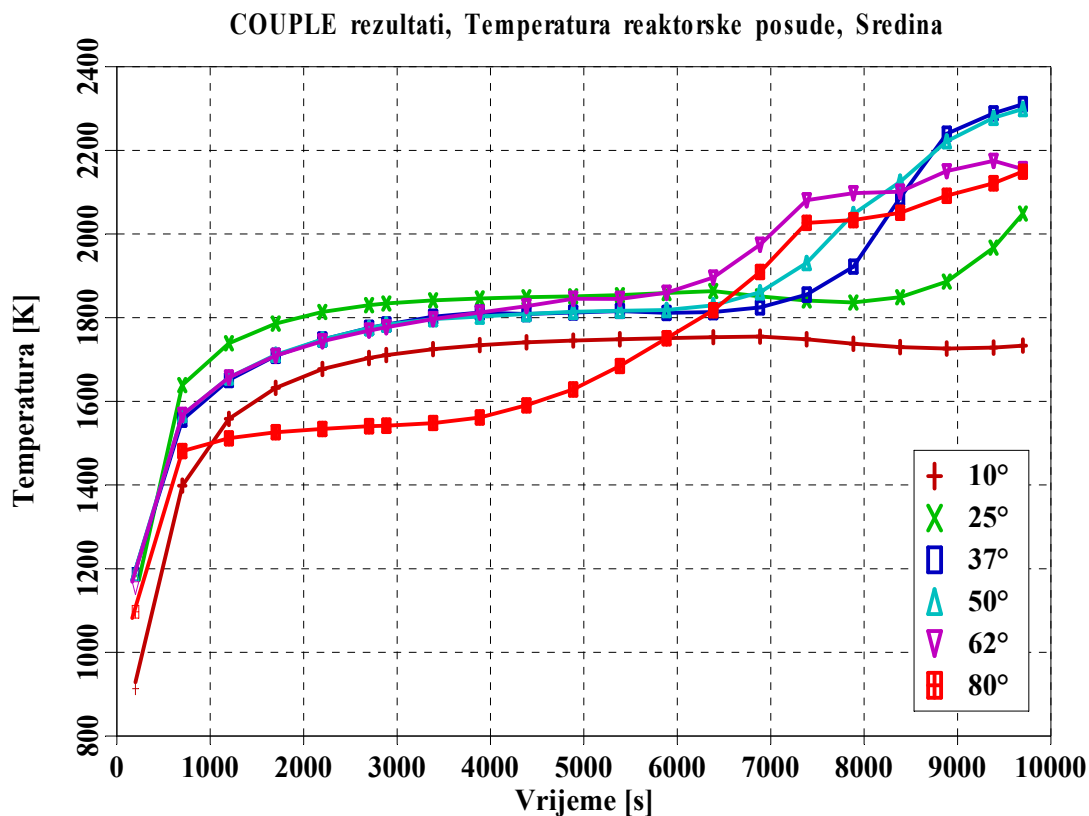
Slika 6-28: Temperatura reaktorske posude,  $\theta = 25^\circ$ , COUPLE izračun



Slika 6-29: Temperatura reaktorske posude,  $\theta = 50^\circ$ , COUPLE izračun



Slika 6-30: Temperatura reaktorske posude,  $\theta = 80^\circ$ , COUPLE izračun



Slika 6-31: Temperatura u središtu stijenke reaktorske posude, COUPLE izračun

Za vrijeme slijevanja rastaljenog materijala, donji će plenum vrlo vjerojatno biti ispunjen vodom. Ovisno o brzini istjecanja taljevine iz jezgre i debljini mlaza, stvorit će se kora određene debljine zbog odvođenja topline na okolni fluid. U početku će u realnom slučaju toplina prelaziti na vodu, voda će se zagrijavati i relativno brzo početi ključati zbog visoke temperature taljevine. Ključanje će biti praćeno porastom koeficijenta prijelaza topline i pojačanim hlađenjem kore. Na kraju kada voda potpuno ispari, kora će doći u direktan kontakt s unutrašnjom stijenkom posude i samo će se mali dio topline odvoditi konvekcijom na paru zarobljenu u šupljinama unutar kore.

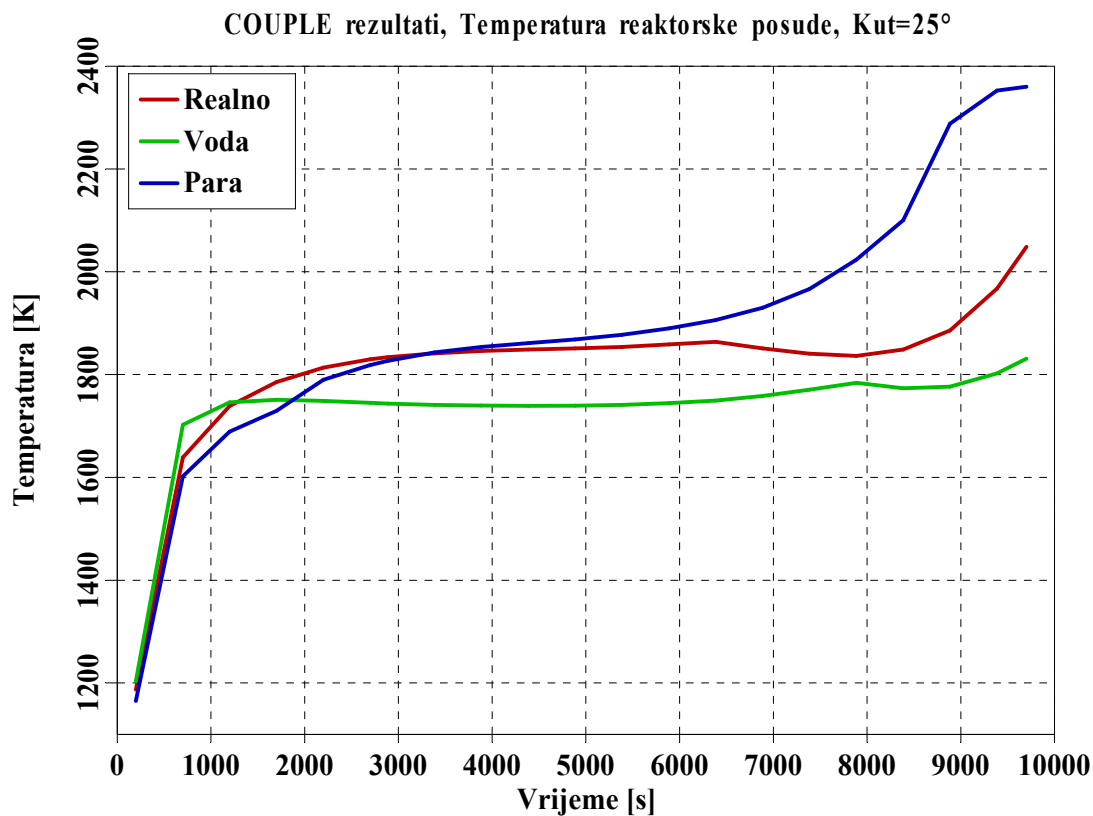
Vrlo je teško kvantificirati prijenos topline na granici između dislociranog materijala i posude jer to ovisi o nizu faktora: veličini otvora kroz koji rastaljeni materijal istječe, debljini i brzini mlaza, količini vode u donjem plenumu, tlaku unutar reaktorske posude, itd. U do sada prezentiranim izračunima bilo je pretpostavljeno da kora čvrsto prijanja uz stijenku posude i da je zato kondukcija bila dominantan način prijenosa topline. Zanimljivo je pogledati što bi se dogodilo u dva ekstremna slučaja:

1. Između kore i unutrašnjeg ruba posude postoji zazor u koji konstantno navire voda čijim isparivanjem se odvodi značajna količina topline.
2. Donji plenum je u trenutku slijevanja materijala bio u potpunosti ispunjen parom čime se maksimizira zagrijavanje posude.

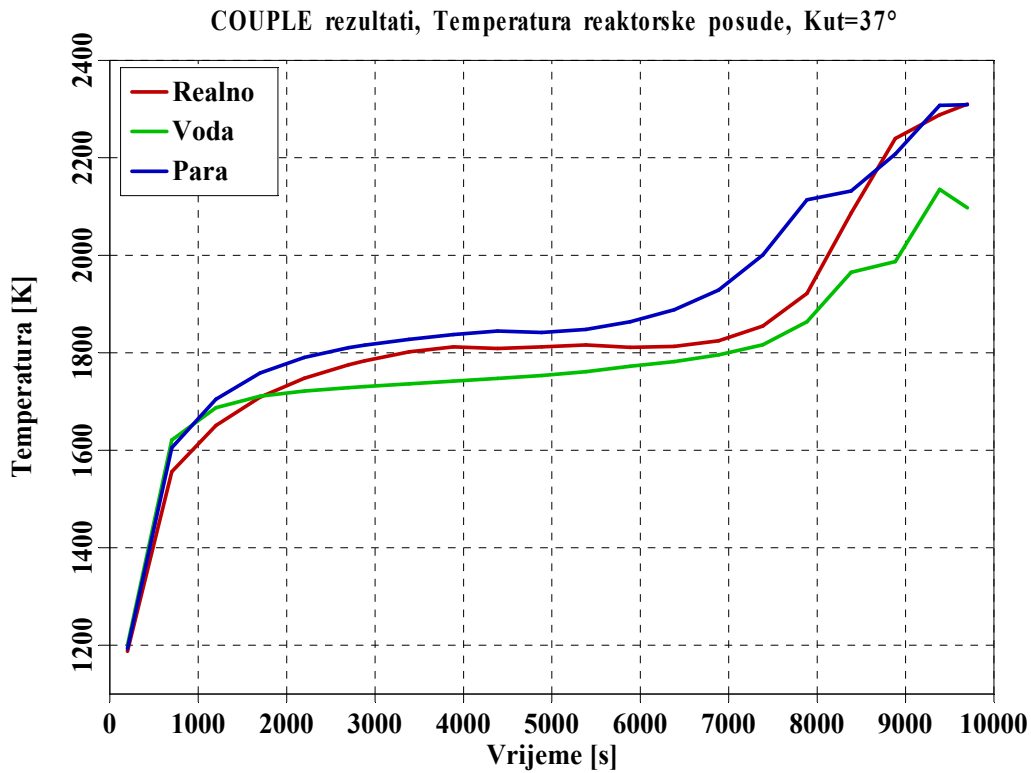
Slike 6-32 – 6-34 prikazuju temperaturu posude za ova dva slučaja. Dodatno je prikazan rezultat koji se dobije za realistični izračun prezentiran u prvom dijelu poglavlja. U sva je tri slučaja oblik vremenske promjene temperature bio jednak. Temperature su u slučaju intenzivnijeg hlađenja zbog prisustva vode unutar zazora bile očekivano niže, međutim ipak nedovoljno niske da se spriječi oštećenje posude. Ulaskom vode u kanale i pukotine unutar kore, vrijeme do pucanja posude bilo je tek neznatno prolongirano. U drugom slučaju kada je

donji plenum bio isušen prije ulaska rastaljenog materijala, temperatura je bila nešto viša nego u realnom scenariju, međutim ta razlika nije bila značajna.

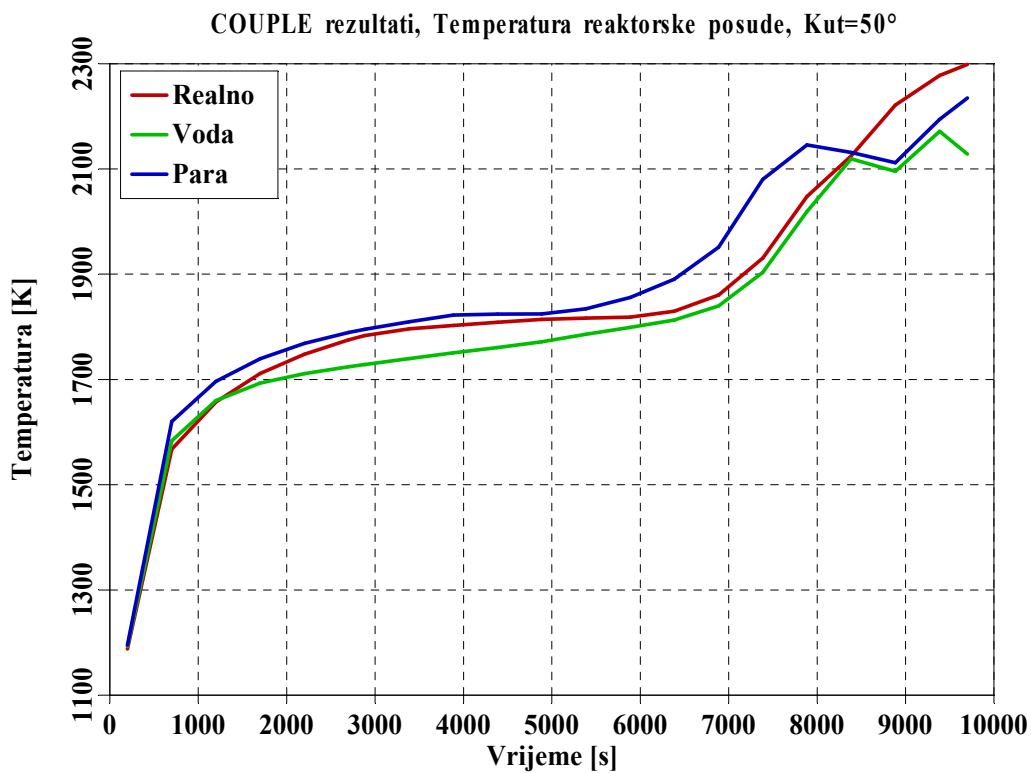
Rezultati ove jednostavne analize pokazali su da će neovisno o termohidrauličkim uvjetima na granici kore i stijenke posude, ako je masa dislociranog materijala velika, posuda biti izložena velikom toplinskom toku koji će u kombinaciji s mehaničkim naprezanjima uzrokovati oštećenje posude u ranoj fazi akcidenta i istjecanje materijala u zaštitnu zgradu.



Slika 6-32: Temperatura reaktorske posude,  $\theta = 25^\circ$ , Ovisnost o uvjetima prijenosa topline s kore na stijenku posude, COUPLE izračun



Slika 6-33: Temperatura reaktorske posude,  $\theta = 37^\circ$ , Ovisnost o uvjetima prijenosa topline s kore na stijenu posude, COUPLE izračun



Slika 6-34: Temperatura reaktorske posude,  $\theta = 50^\circ$ , Ovisnost o uvjetima prijenosa topline s kore na stijenu posude, COUPLE izračun

## 6.2.2.1 Utjecaj veličine mreže na rezultate izračuna

Ispravnost korištene mreže ispitana je usporedbom rezultata s rezultatima dobivenim korištenjem grublje i finije mreže. Slika 6-35 prikazuje originalnu mrežu i dvije dodatno razvijene mreže (grublju i finiju) za potrebe ovakve usporedbe. Rezultati izračuna: temperature rastaljenog materijala, kore i stijenke posude prikazani su na slikama 6-36 – 6-39.

Temperatura rastaljenog materijala bila je nešto niža od referentne no odstupanje nije bilo veliko, slika 6-36. Slično je bilo i s temperaturom kore, slika 6-37, tj. temperaturom gornjeg sloja koji se u nekom trenutku rastalio i postao dijelom tekućeg materijala. Referentna temperatura se odnosi na temperaturu dobivenu korištenjem originalne, odnosno početne mreže. Izraz "referentna temperatura" nije u potpunosti opravdan, jer se program COUPLE do sada slabo koristio u izračunima sigurnosti nuklearnih elektrana zbog relativno kompliciranog i zahtjevnog načina modeliranja mreže konačnih elemenata i nepotpune dokumentacije. Neki od tih izračuna navedeni su u [SCDAP, 97]. Između ostalog, program je primijenjen u izračunu posljedica nesreće u NE Otok Tri Milje, a pritom korištena mreža odgovarala je mreži originalno razvijenoj za reprezentaciju modela donjeg plenuma reaktorske posude NE Krško. Zbog toga se takva mreža ovdje navodi kao referentna mreža.

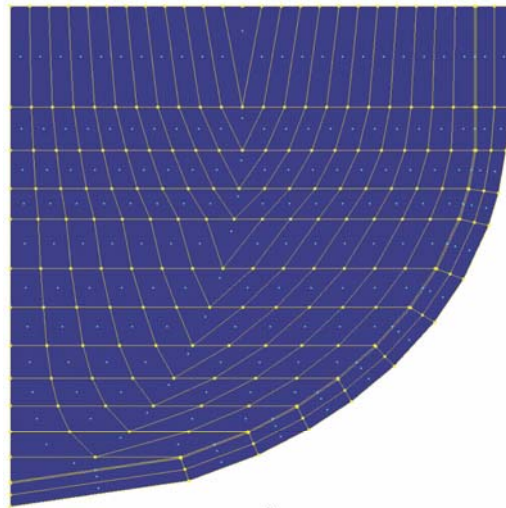
Puno veće razlike od temperature rastaljenog materijala bile su u temperaturi stijenke reaktorske posude s unutrašnje strane. Kada je mreža bila grublja, taljevina se jače hladila pa je toplinski tok na stijenku posude bio veći. Temperatura taljevine je zato bila 200 K niža, dok je temperatura stijenke posude porasla za 400-500 K. Takvih izraženih razlika u temperaturi nije bilo kada se koristila finija mreža. U prvom dijelu tranzijenta temperatura je bila oko 100 K viša u odnosu na referentnu, a u drugom dijelu 100-150 K niža.

Odstupanja temperatura od referentnih vrijednosti dana su u tablici 6-5. Može se zaključiti da je početna mreža korektno odabrana. Grublja mreža daje puno lošije rezultate, dok se rezultati finije mreže ne razlikuju puno od referentnih rezultata. Trajanje izračuna proporcionalno je broju elemenata u mreži. Grublja mreža imala je otprilike četiri puta manje elemenata od referentne, a finija mreža četiri puta više elemenata. Trajanje izvođenja programa je zato bilo četiri puta kraće kod grublje mreže, odnosno četiri puta dulje kod finije mreže. Konkretno, na PC računalu s Intel dual-core 3,2 GHz procesorom s 2 GB RAM-a, vrijeme izvođenja s referentnom mrežom bilo je oko četiri sata, a s finijom mrežom oko 15 sati. Zbog svega se navedenog početna mreža opravdano koristila kao referentna.

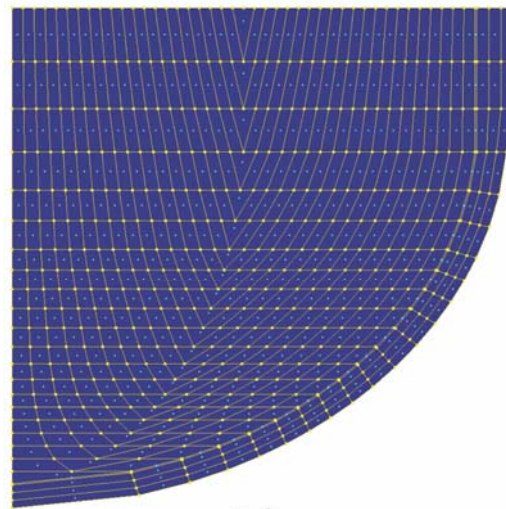
Tablica 6-5: Odstupanje rezultata dobivenih korištenjem grublje i finije mreže od rezultata dobivenih s referentnom mrežom

<b>COUPLE mreža</b>	<b>Odstupanje temperature rastaljenog materijala [%]</b>	<b>Odstupanje temperature reaktorske posude [%]</b>
Gruba mreža	-6	+15
Referentna (originalna) mreža	0	0
Fina mreža	-3	±6

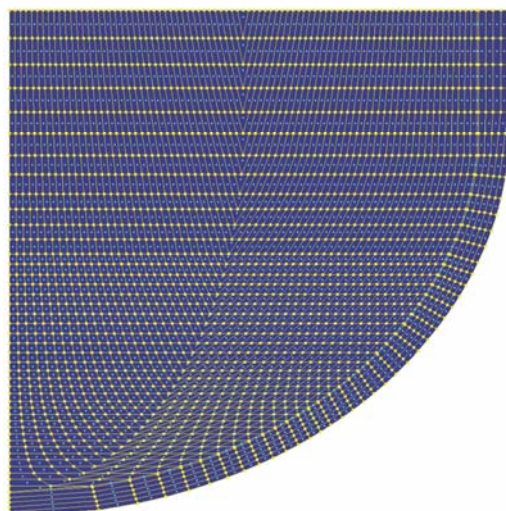




a)

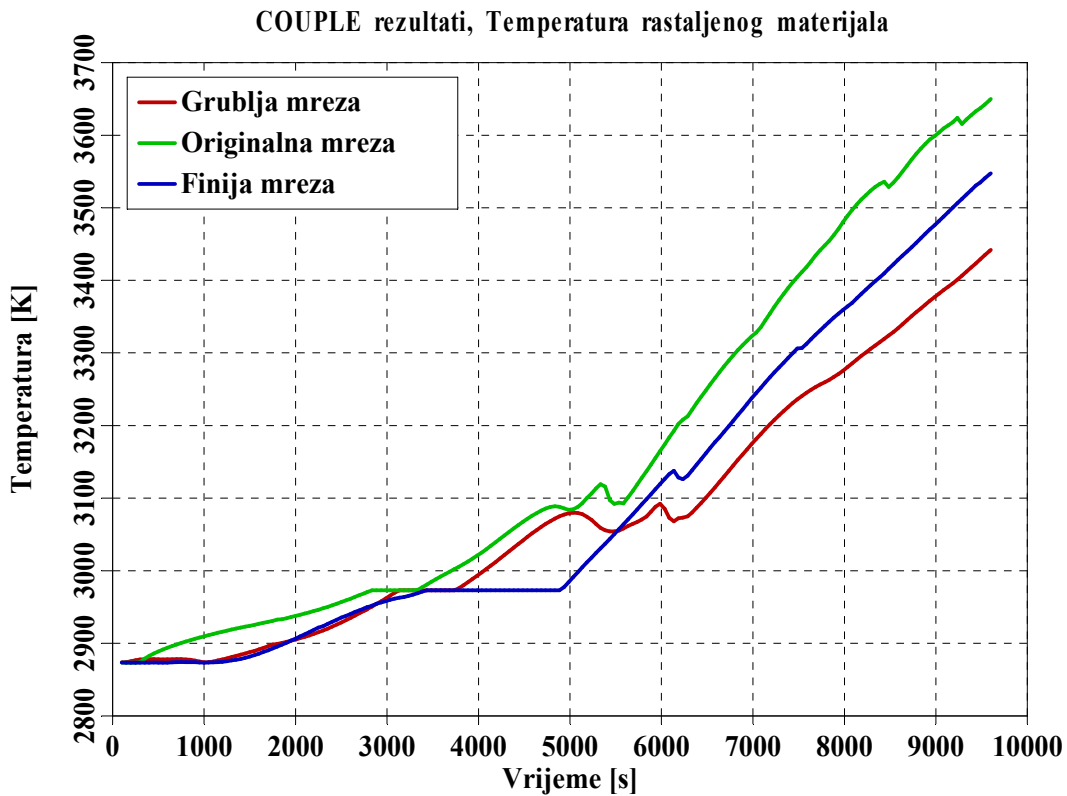


b)

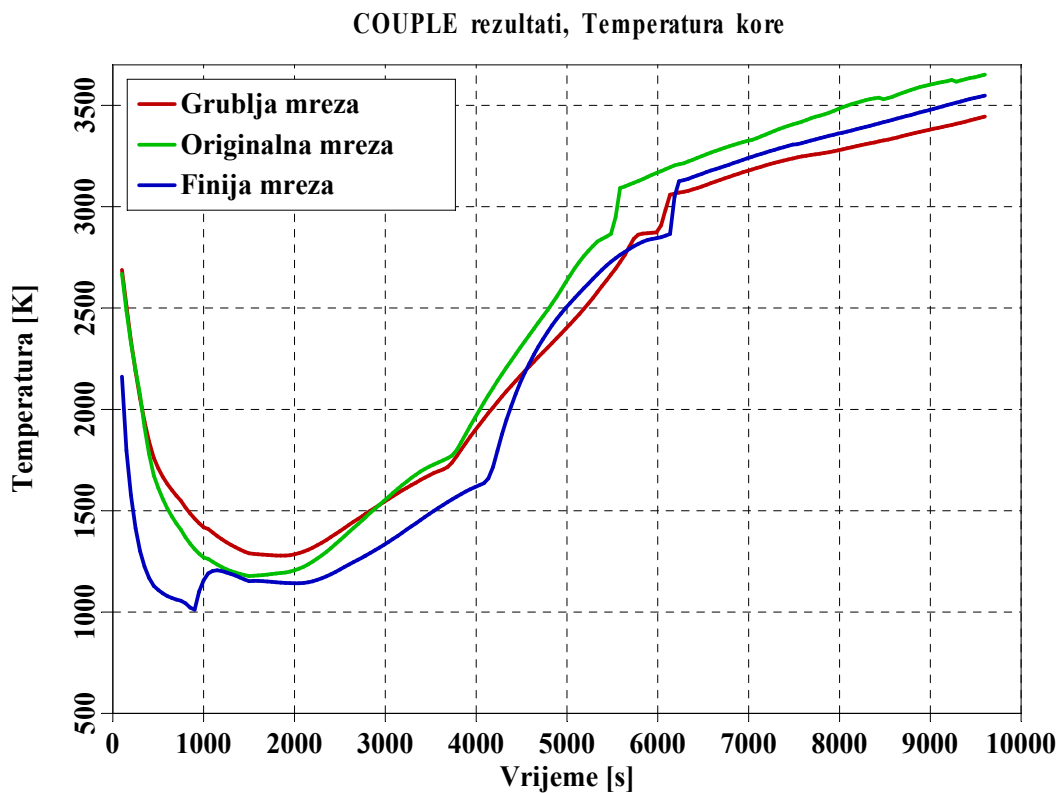


c)

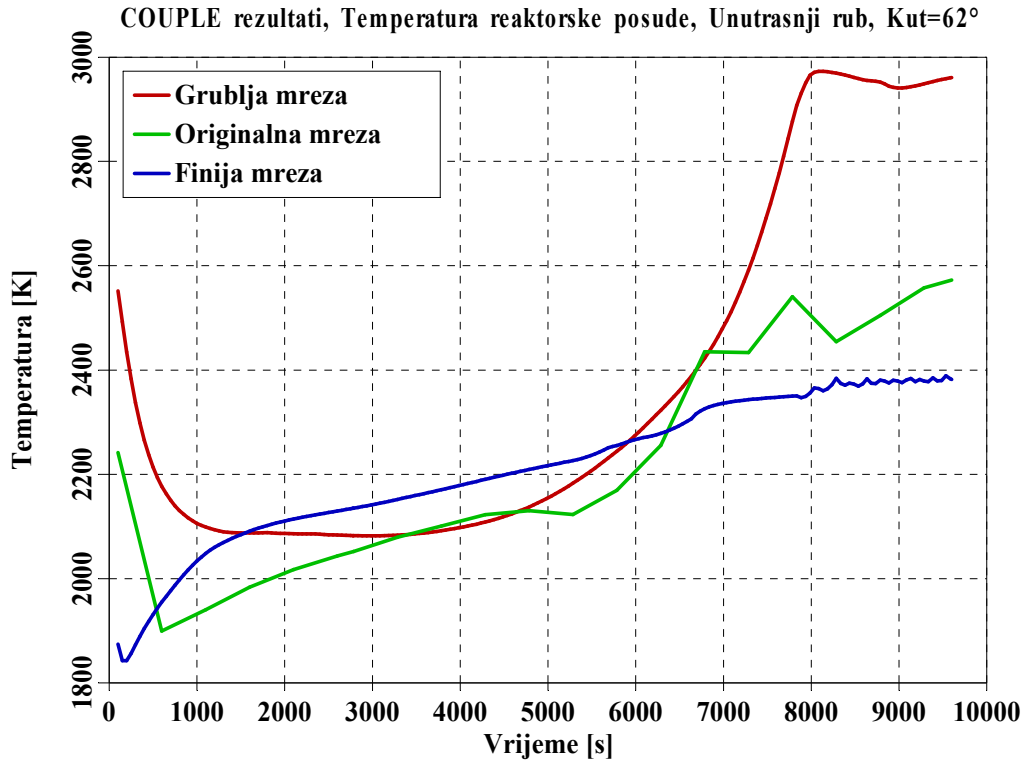
Slika 6-35: Mreža konačnih elemenata, COUPLE izračun: a) gruba mreža, b) originalna mreža, c) fina mreža



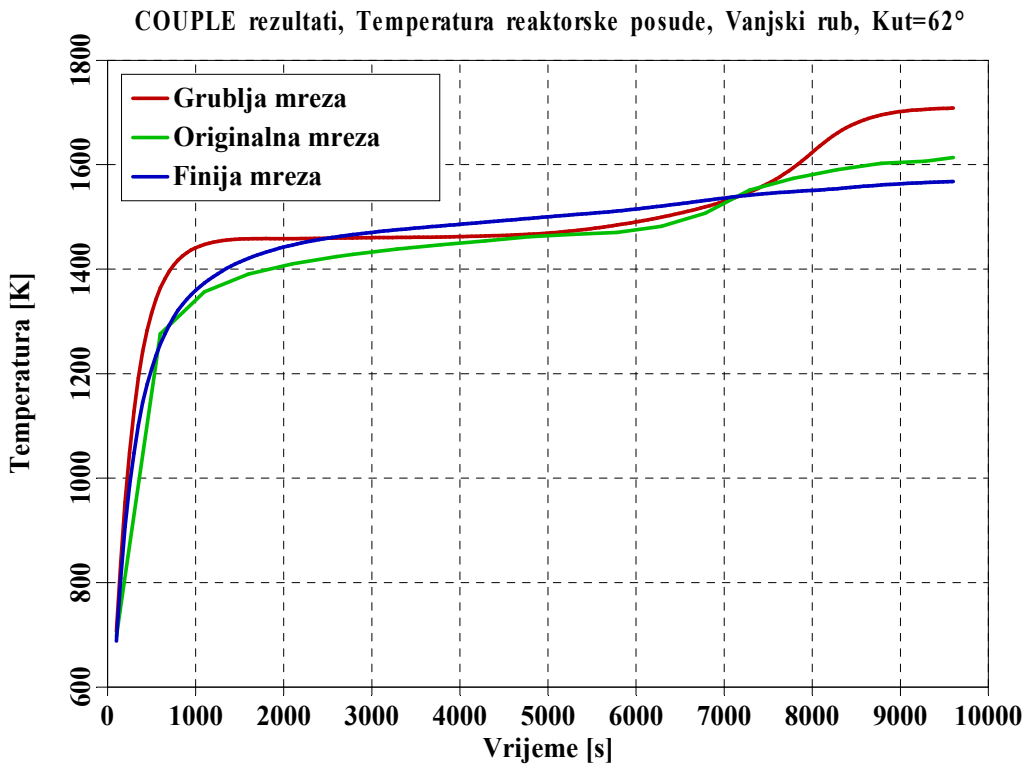
Slika 6-36: Temperatura rastaljenog materijala, Utjecaj veličine mreže, COUPLE izračun



Slika 6-37: Temperatura kore, Utjecaj veličine mreže, COUPLE izračun



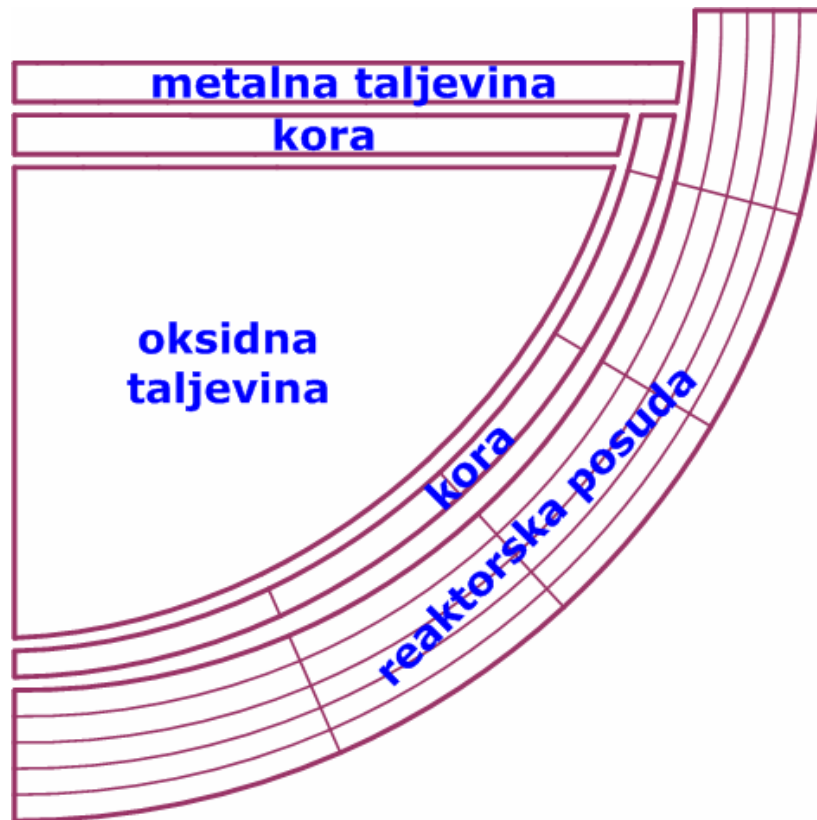
Slika 6-38: Temperatura reaktorske posude, Unutrašnji rub,  $\theta = 62^\circ$ , Utjecaj veličine mreže, COUPLE izračun



Slika 6-39: Temperatura reaktorske posude, Vanjski rub,  $\theta = 62^\circ$ , Utjecaj veličine mreže, COUPLE izračun

### 6.3 Izračun korištenjem programa MAAP4

Model donjeg plenuma u programu MAAP4 prikazan je na slici 6-40. Puno je jednostavniji u usporedbi s odgovarajućim COUPLE modelom u programu SCDAP/RELAP5, te poput ostalih MAAP4 modela koristi fiksnu diskretizaciju.



Slika 6-40: Model donjeg plenuma u programu MAAP4

Dislocirani materijal čine središnji sloj oksidne taljevine, kora koja ga okružuje i sloj tekućeg metala na vrhu. MAAP4 unaprijed predviđa da će doći do uslojavanja, odnosno razdvajanja oksidnih i metalnih materijala na temelju razlike u gustoći. Korisnik ima mogućnost isključiti razdvajanje, a izračuni su pokazali da to vrlo malo utječe na temperaturni odziv stijenke posude. Formiranje posebnog sloja metala iznad gornje kore neće dovesti do pojačanih naprezanja u materijalu i do ranijeg pucanja posude.

Temperature tekućih slojeva oksida i metala prostorno ne variraju jer se pretpostavlja da je materijal potpuno pomiješan. Kroz koru je pretpostavljeno jednodimenzionalno vođenje topline, a sam temperaturni profil je paraboličnog oblika što znači da je temperatura funkcija prostorne koordinate na drugu potenciju. Nastanak i taljenje kore i promjena njezine debljine u ovisnosti o toplinskom toku uzeti su u obzir specificiranjem latentne topline.

Stijenka reaktorske posude modelirana je dvodimenzionalno. Za aproksimaciju rješenja jednadžbe vođenja topline koristi se metoda konačnih razlika. U aksijalnom i u radijalnom smjeru stijenka je podijeljena u pet dijelova. S vanjske strane posude modelirana je konvekcija na okolni fluid koji može biti ili plin ili tekućina ovisno o uvjetima u reaktorskoj šupljini. S unutrašnje strane uz sam rub stvara se kora i toplina se prenosi kondukcijom. Ako kora ne prijanja potpuno uz stijenku posude dolazi do stvaranja zazora u koji ulazi voda čijim se ključanjem pospješuje hlađenje kore i posude. U tu se svrhu koristi

jednostavna korelacija za kritični toplinski tok unutar zazora koju je predložio Monde [Monde, 82]:

$$q'' = CL_{lg} \sqrt{\rho_g} \sqrt[4]{g\sigma(\rho_l - \rho_g)}, \quad (6-5)$$

gdje su  $L_{lg}$  latentna toplina isparivanja vode,  $\rho_l$  i  $\rho_g$  gustoće zasićene vode i pare, a  $\sigma$  površinska napetost vode. Konstanta  $C$  ovisi o veličini zazora i proporcionalna je njegovoj širini. Kritični toplinski tok prema tome raste s povećanjem zazora.

Taljenje posude modelirano je korištenjem ovisnosti specifične entalpije čelika o temperaturi.

### 6.3.1 Rezultati izračuna

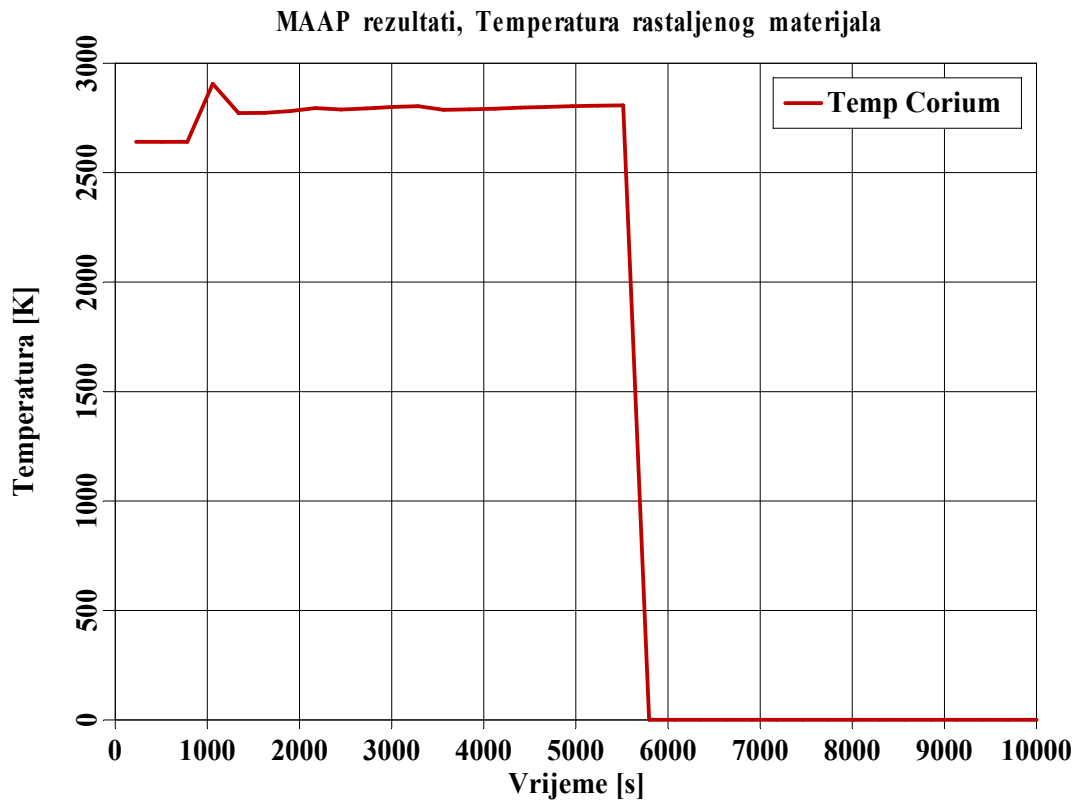
MAAP4 predviđa kontinuirano slijevanje rastaljenog materijala u donji plenum. Taljenjem, odnosno pucanjem plašta jezgre, taljevina je kroz pukotinu u plaštu istjecala u obliku mlaza. Donji se dio posude postepeno punio, a o visini dislociranog materijala ovisi termički odziv stijenke posude.

Slika 6-41 prikazuje temperaturu rastaljenog materijala. Temperatura je bila gotovo konstantna i odgovarala je likvidus temperaturi taljevine. Niti u jednom trenutku nije premašila vrijednost od 3000 K. Utjecaj proizvodnje ostatne topline je, dakle, puno slabije izražen nego u COUPLE modelu. Slabiji unutrašnji izvor topline automatski je značio i manji toplinski tok na posudu. Slike 6-42 i 6-43 prikazuju temperature stijenke posude na dvije različite lokacije. Slika 6-44 prikazuje raspodjelu temperatura u središtu stijenke po visini posude. Iz slika se jasno vidi da je temperatura bila osjetno niža nego u COUPLE izračunu. Materijal se sporo taložio u donjem plenumu, a usput se u kontaktu s vodom i hladio. Kada bi se ista količina materijala akumulirala u puno kraćem vremenskom periodu voda bi brzo isparila i hlađenje bi bilo otežano. Ovako je uspostavljena ravnoteža u proizvodnji topline i hlađenju taljevine vodom i prijelazu topline na stijenku posude.

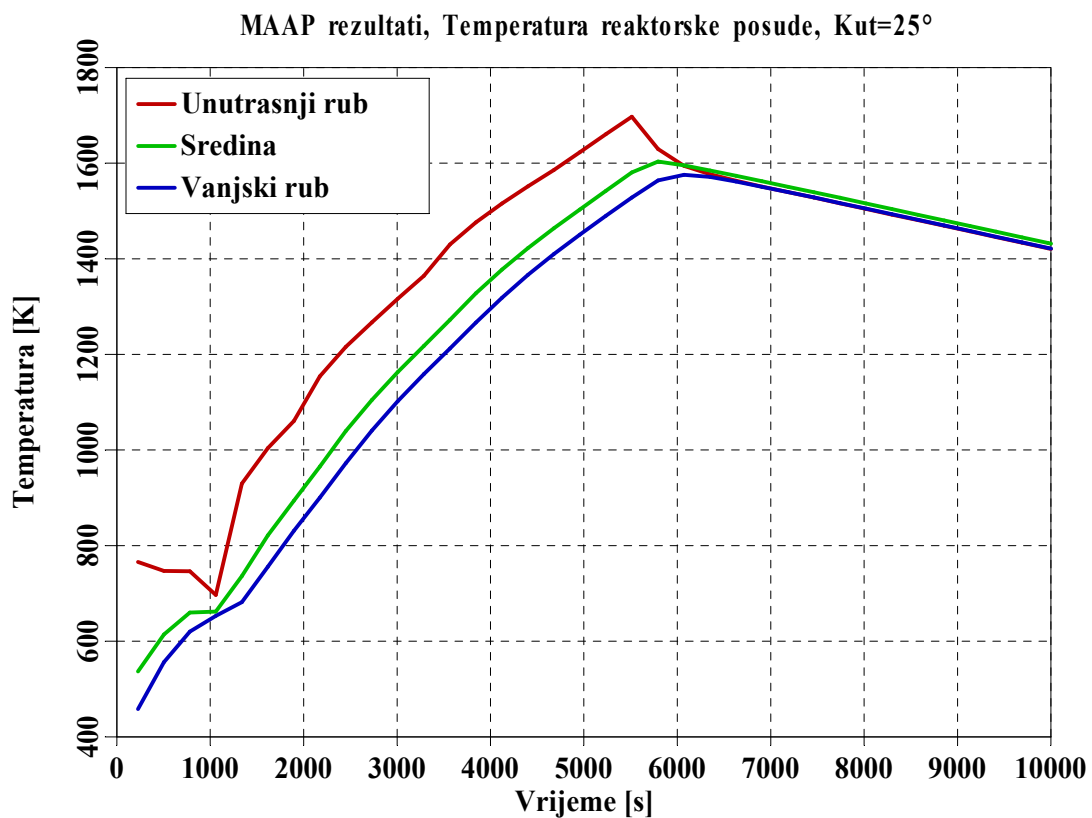
Temperaturna razlika između unutrašnjeg i vanjskog ruba iznosila je oko 200 K što je bilo tri puta manje nego u FEM izračunima. Ispravno određivanje temperaturnog gradijenta ključno je prilikom izračuna termičkog naprezanja posude. Ako bi se rezultati htjeli koristiti u mehaničkoj analizi, umjesto programa MAAP4 trebalo bi koristiti FEM programe koji daju točniju raspodjelu temperatura u stijenci posude.

U trenutku  $t = 5500$  s puzanje materijala posude izazvalo je njezino pucanje i istjecanje taljevine u zaštitnu zgradu. Temperature stijenke posude počele su zbog toga opadati, dok je temperatura rastaljenog materijala pala na nulu što znači da ga unutar posude više nije bilo.

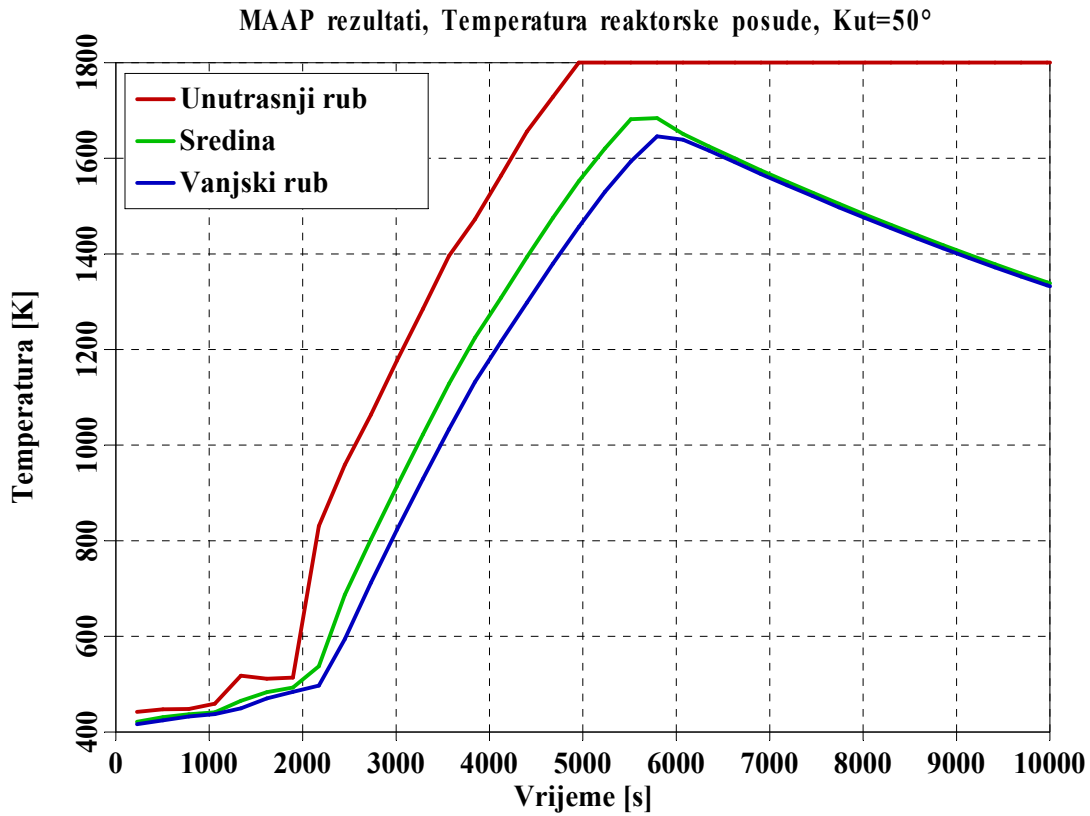
Vrijeme do pucanja posude bilo je za red veličine veće nego u COUPLE izračunu. Osim što je temperatura bila niža, razlog tome je bio i način primjene Larson-Millerovog modela. COUPLE u izračunu koristi srednju temperaturu stijenke posude, dok MAAP4 računa faktor puzanja u svakoj točki posude zasebno, a da bi do pucanja došlo moraju svi faktori puzanja u radijalnom presjeku posude biti jednaki jedinici. COUPLE model je puno konzervativniji pa je zato vrijeme do pucanja posude kraće.



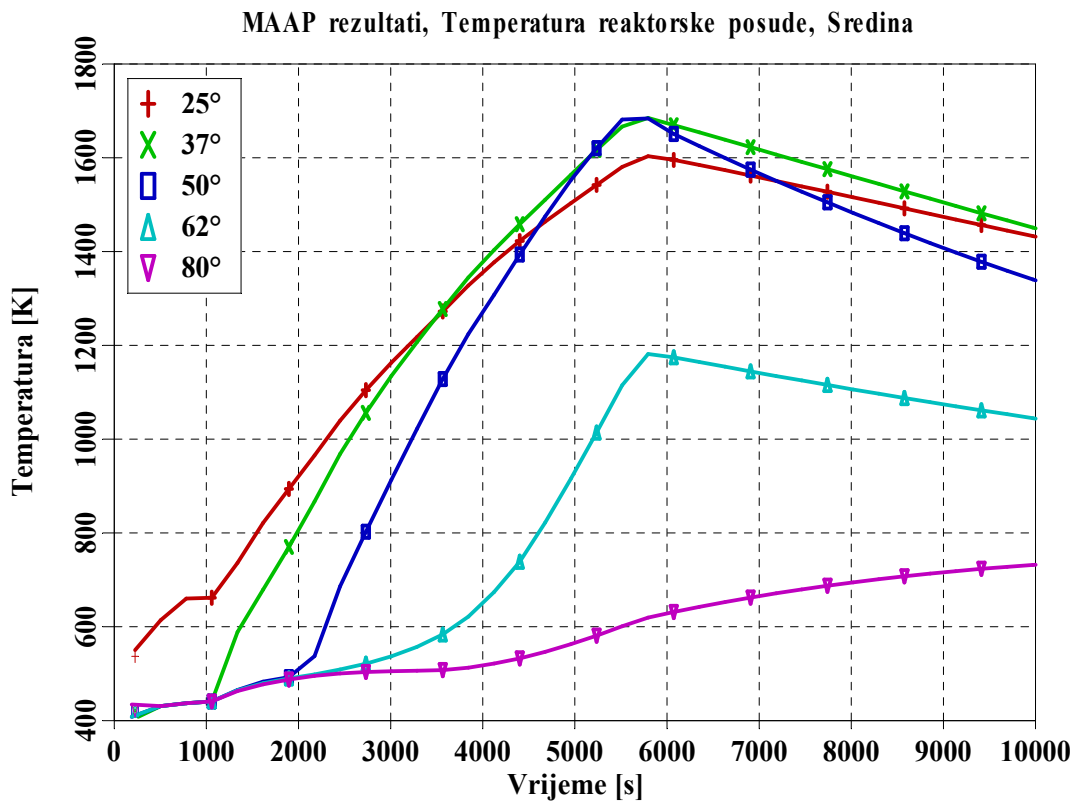
Slika 6-41: Temperatura rastaljenog materijala, MAAP4 izračun



Slika 6-42: Temperatura reaktorske posude,  $\theta = 25^\circ$ , MAAP4 izračun



Slika 6-43: Temperatura reaktorske posude,  $\theta = 50^\circ$ , MAAP4 izračun



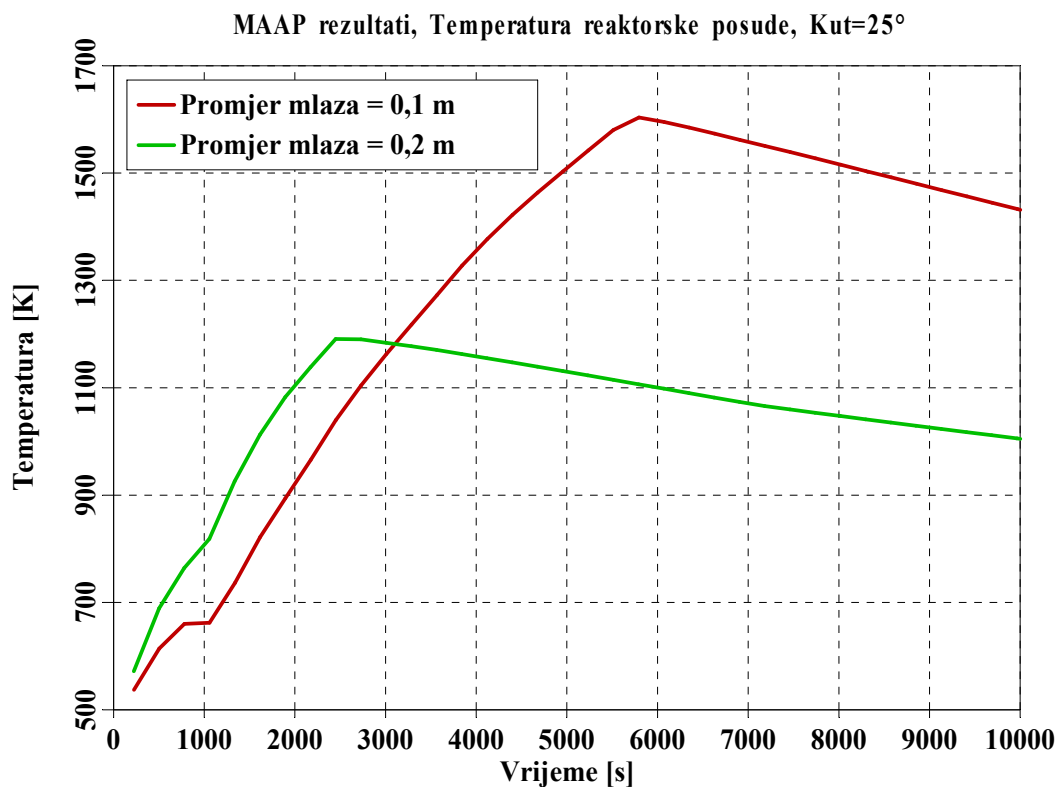
Slika 6-44: Temperatura u središtu stijenke reaktorske posude, MAAP4 izračun

Izračun je proveden uz pretpostavku da je promjer mlaza bio 10 cm. O debljini mlaza ovisi intenzitet fragmentacije, količina krhotina i izgled kontaktne površine [Nemiech, 04]. U konačnici će se to odraziti na brzinu zagrijavanja posude i trenutak njenog pucanja. Na slikama 6-45 i 6-46 dana je usporedba temperatura stijenki posude u ovisnosti o presjeku mlaza. Porast temperature je bio puno brži kod dvostruko šireg mlaza. Vrijeme do pucanja posude smanjilo se dvostruko.

Što je mlaz širi, znači da je kompaktniji. Slijeganjem i skrućivanjem taljevine kontaktna će površina između kore i posude biti glatkija. Kora će bolje prijanjati uz posudu i prijenos topline će biti intenzivniji. Ako i dođe do stvaranja zazora, on će biti uži i prema relaciji (6-5) toplina koju voda odnosi bit će manja.

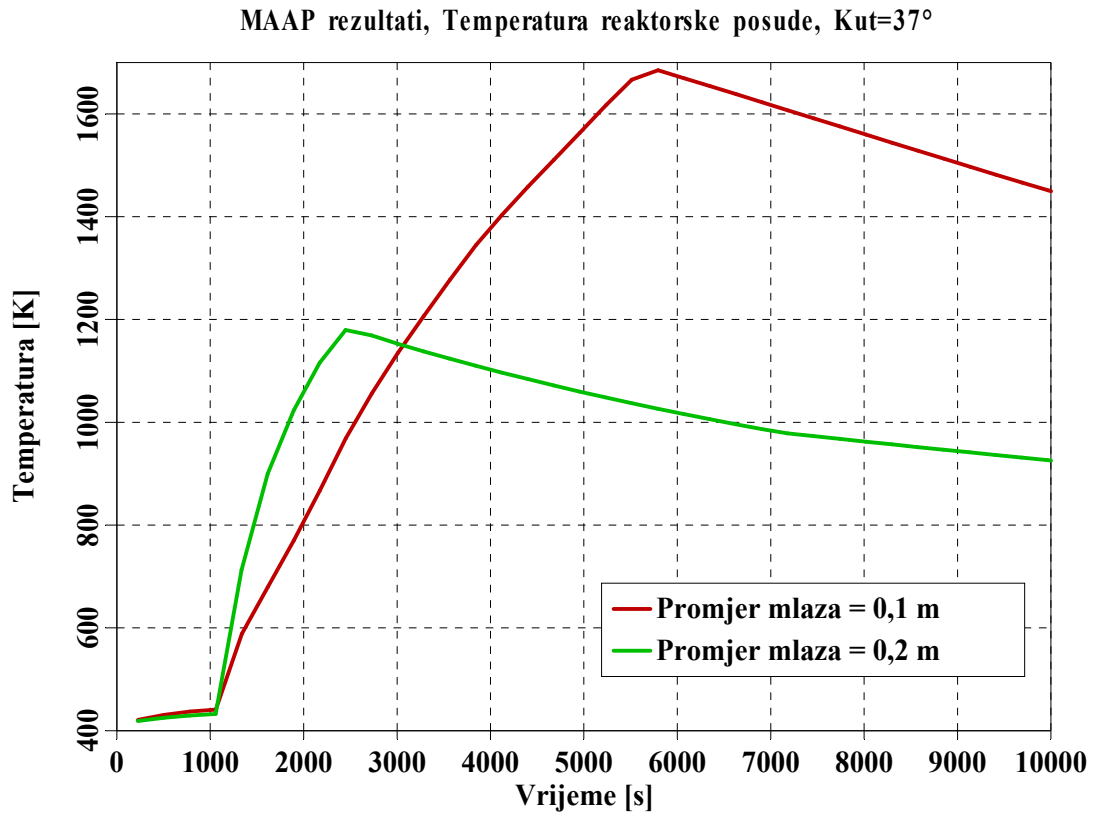
Rezultat je u svakom slučaju logičan međutim postavlja se pitanje koju vrijednost širine mlaza odabrati. Ovaj parametar je vrlo neodređen i ovisi o procesu taljenja jezgre u ranijoj fazi nesreće. Plašt jezgre izrađen je od nehrđajućeg čelika i njegova temperatura taljenja je 1723 K. Taljevina će biti na temperaturi od gotovo 3000 K pa se može pretpostaviti da će se plašt naglo taliti nakon što dođe do njihovog kontakta. U početku će otvor kroz koji rastaljeni materijal istječe biti manjeg presjeka, međutim vremenom će se širiti. Ispitivanja reaktorske posude nakon nesreće u elektrani Otok Tri Milje [Broughton, 89], [Müller, 06] pokazala su da je širina mlaza varirala u širokim granicama, između 5 cm i 20 cm.

Model u programu SCDAP/RELAP5 pretpostavlja trenutnu dislokaciju materijala nakon proboja kroz plašt jezgre. Iako konzervativan, ovaj model se čini točnijim od MAAP4 modela kada se uzme u obzir tijek nesreće u NE Otok Tri Milje. Dapače, i MAAP4 predviđa nagli porast temperature i ranije pucanje posude u slučaju šireg mlaza, jedino što su ti rezultati upitne vjerodostojnosti zbog pojednostavljenih modela. Zaključno se može konstatirati da su detaljni fizikalni modeli u programu SCDAP/RELAP5 primjereniji za izračun temperaturnog odziva donjeg plenuma reaktorske posude od parametarskih MAAP-ovih modela.



Slika 6-45: Temperatura reaktorske posude,  $\theta = 25^\circ$ , Ovisnost o promjeru mlaza, MAAP4 izračun





Slika 6-46: Temperatura reaktorske posude,  $\theta = 37^\circ$ , Ovisnost o promjeru mlaza, MAAP4 izračun

## 6.4 Usporedba rezultata ANSYS-a, COUPLE-a i MAAP-a

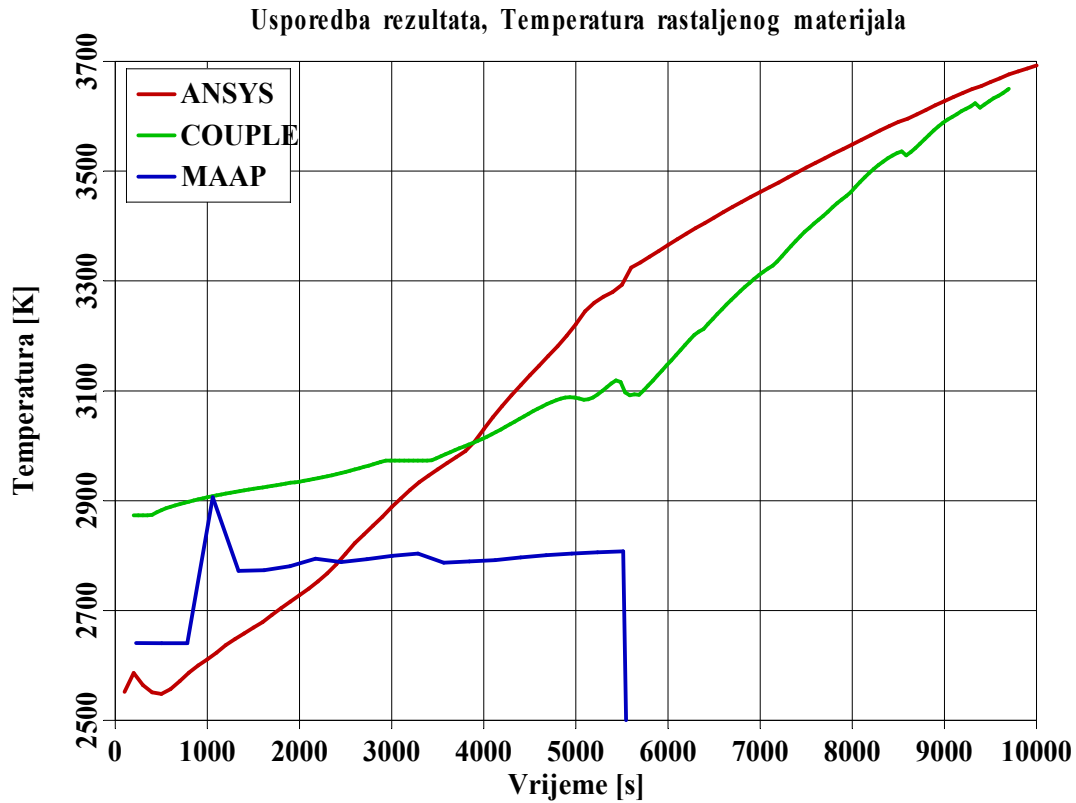
U prethodnim poglavljima detaljno su analizirani rezultati toplinskog izračuna donjeg plenuma. Ovdje će biti dana kratka usporedba predviđanja triju programa kako bi se naglasile njihove značajke.

Slike 6-47 – 6-50 prikazuju temperature taljevine i stijenske reaktorske posude. U prvom dijelu tranzijenta temperatura posude u COUPLE izračunu bila je 500 K viša u odnosu na ANSYS, te 1000 K viša u odnosu na MAAP izračun. Uzrok tome je bila visoka temperatura dislociranog materijala. U COUPLE-u je pretpostavljeno da se taj materijal niti u jednom trenutku neće ohladiti ispod likvidus temperature. Proizvodnja ostatne topline bila je dovoljna da nadoknadi toplinske gubitke za vrijeme skrućivanja. Jedino je u perifernom dijelu, uz sam rub posude, došlo do stvaranja kore, dok je materijal u unutrašnjosti ostao u tekućem stanju. Kora je ograničavala prijenos topline pa je brzina porasta temperature stijenske posude u COUPLE-u bila dosta niža.

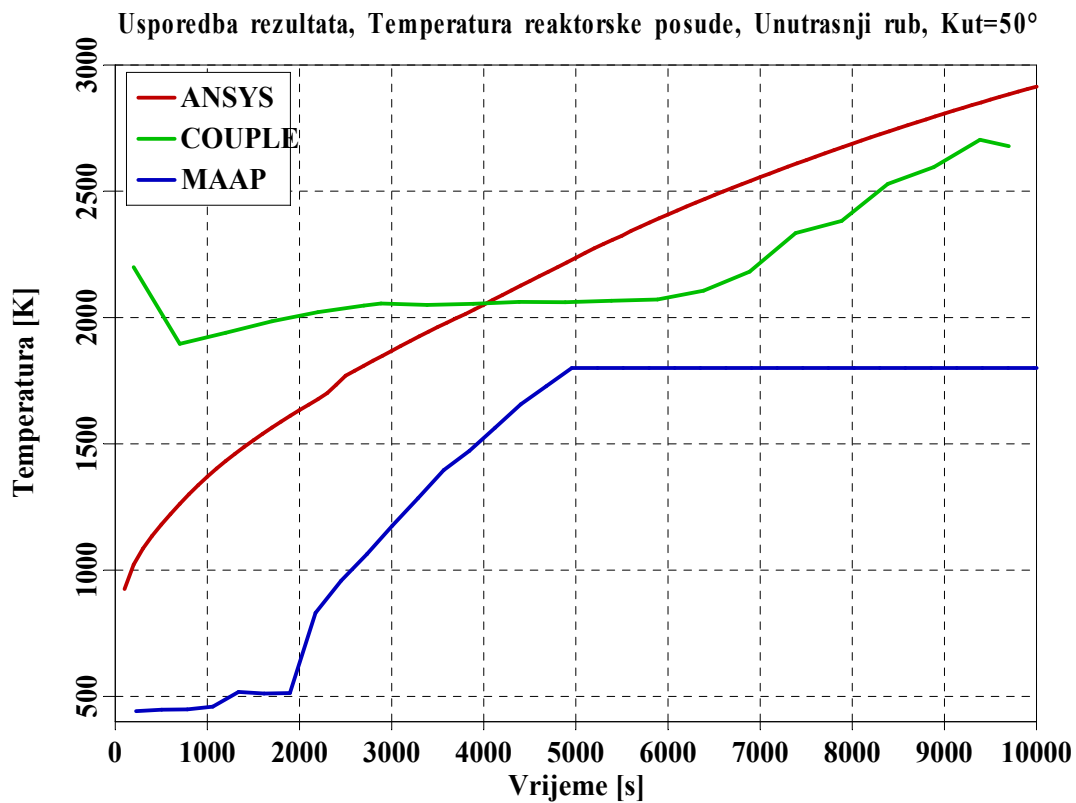
Uspoređujući temperaturne profile primjećuje se kontinuirani porast temperature u ANSYS-u i MAAP-u, za razliku od COUPLE-a gdje se mogu identificirati tri karakteristična područja. U početnoj se fazi za vrijeme nakupljanja rastaljenog materijala posuda naglo grijala. Stvaranjem kore rastao je toplinski otpor i temperatura posude je ušla u zasićenje (druga faza). Kao što je već navedeno, u ANSYS-u ne postoji mogućnost dinamičkog praćenja promjene faze materijala, dok MAAP koristi pojednostavljeni model s koncentriranim parametrima (kompletan dislocirani materijal je unutar jednog kontrolnog volumena) koji ne može adresirati prostorne efekte skrućivanja taljevine i taljenja kore. Zato temperatura prema predviđanjima ovih programa i dalje raste gotovo jednakom brzinom. Ipak, u ANSYS-u dolazi do laganog usporavanja jer se definiranjem vrijednosti specifične entalpije pojedinih materijala određeni dio ostatne topline troši kao latentna toplina taljenja kore i čelika unutar posude.

Konačno, u trećoj je fazi došlo do taljenja kore i nestanka toplinske izolacije pa je temperatura ponovno počela rasti.

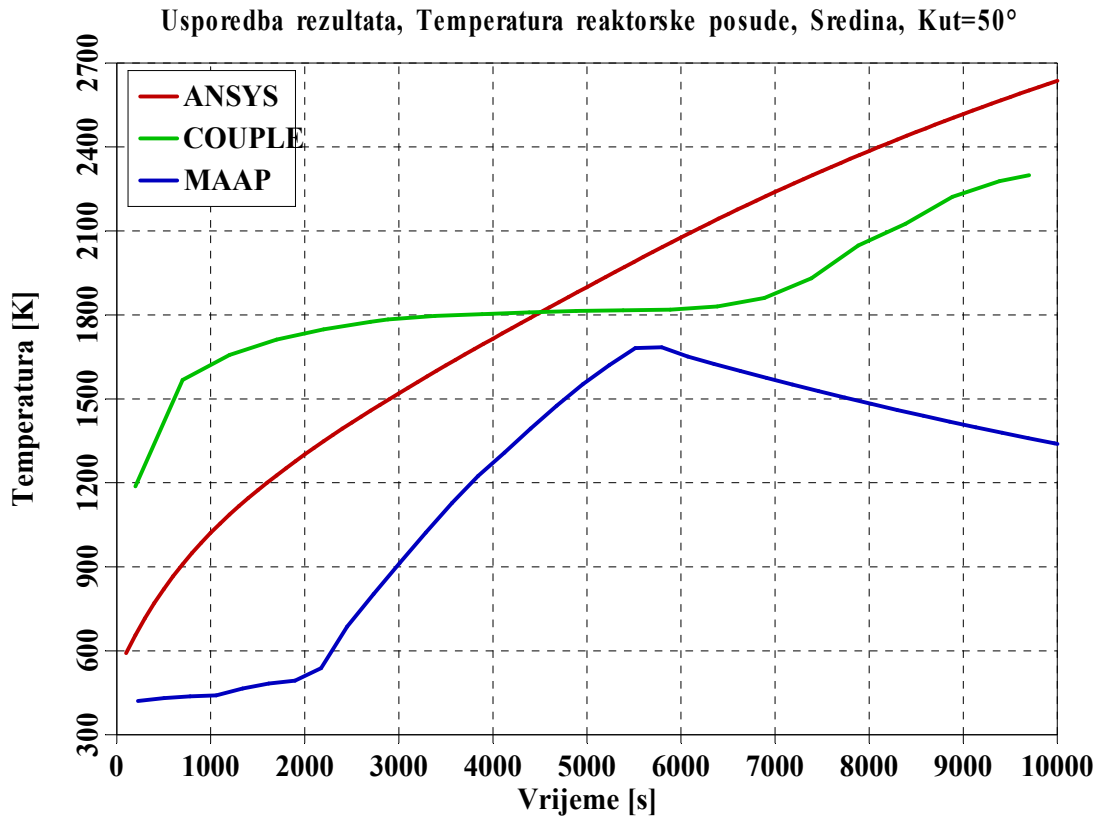
Nedvojbeno, programi COUPLE i ANSYS su daleko primjereniji od MAAP-a za ovakvu analizu. Prosesi u donjem plenumu su vrlo složeni i samo detaljni matematički modeli mogu dati zadovoljavajuće rezultate. Međutim, čak ni tada se ne može s potpunom sigurnošću tvrditi koji su rezultati točniji što je na neki način ova analiza i pokazala. S jedne strane, mora se točno modelirati prijenos topline uključujući promjene agregatnih stanja. Visokotemperaturna svojstva materijala nisu uvijek poznata, pogotovo vrijednosti specifičnih entalpija, odnosno latentnih toplina. Posebno se to odnosi na *corium* čija svojstva ovise o sastavu koji nije unaprijed poznat jer ovisi o inicijalnom procesu taljenja jezgre. Izvor topline je radioaktivni raspad fizijskih produkata. Proizvodnja ostatne topline je vrlo dobro poznata i može se odrediti korištenjem ANS standarda ili pomoću programa ORIGEN. No, ono što je nepoznanica je količina fizijskih produkata koji će zajedno s *coriumom* biti dislocirani u donji plenum. Eksperimentalni podaci o ispuštanjima plinovitih i hlapljivih fizijskih produkata razlikuju se međusobno i do nekoliko puta. U ovakvom je izračunu vrlo važno odrediti točan iznos ostatne topline. Još je jedna stvar potpuno zanemarena, a to su kemijske reakcije u donjem plenumu. Postojanje nečistoća u vidu ugljika ili sličnih elemenata može izazvati razdvajanje materijala na temelju razlike u gustoći. Prisustvo veće količine željeza dovest će do stvaranja teške metalne faze na dnu posude. Jasno da program koji bi uključivao sve ove fizikalne, kemijske, termohidrauličke, termodinamičke i metalurške efekte ne postoji. Kombiniranjem najnovijih eksperimentalnih spoznaja i postojećih računalnih mogućnosti mogu se provesti simulacije koje će što preciznije odražavati stvarno stanje. U tom smislu su ove analize i provedene.



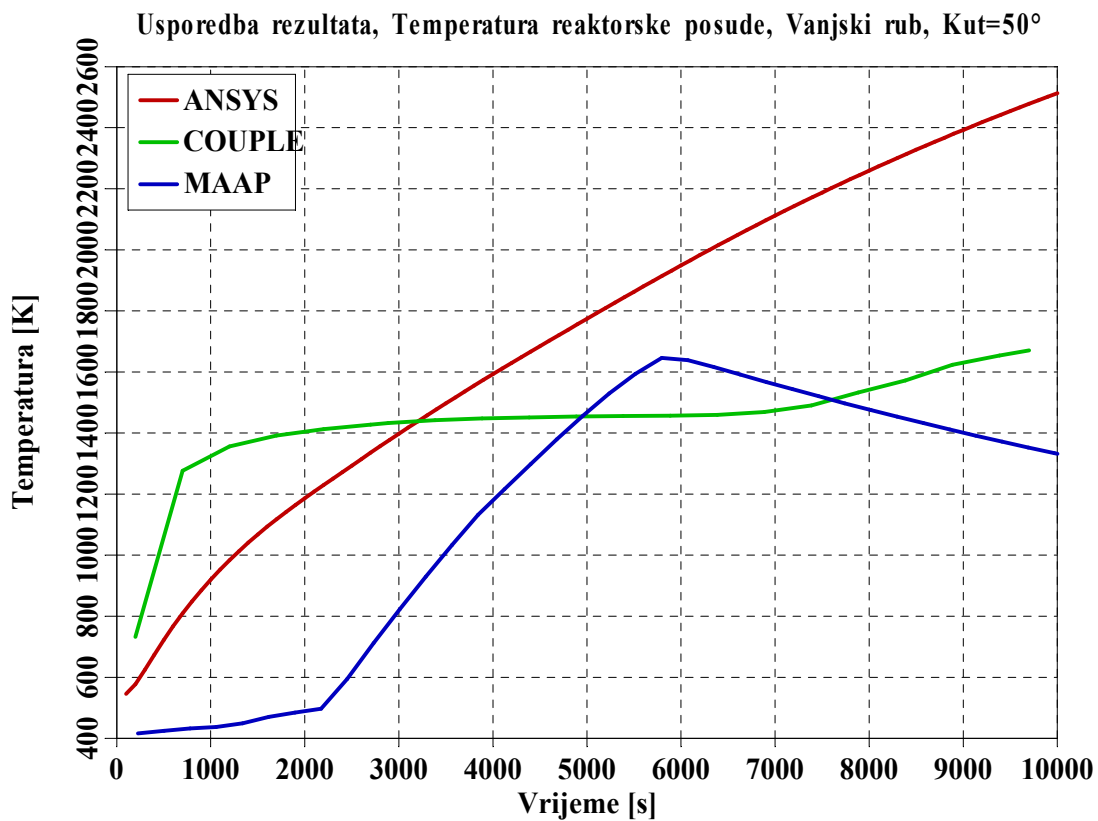
Slika 6-47: Temperatura rastaljenog materijala



Slika 6-48: Temperatura reaktorske posude, Unutrašnji rub,  $\theta = 50^\circ$



Slika 6-49: Temperatura reaktorske posude, Sredina,  $\theta = 50^\circ$



Slika 6-50: Temperatura reaktorske posude, Vanjski rub,  $\theta = 50^\circ$

## 7 PRIJENOS TOPLINE ZRAČENJEM U DONJEM PLENUMU

Zbog visoke temperature rastaljenog materijala, prijenos topline zračenjem (radijacijom) se ne može zanemariti. ANSYS izračun je pokazao da će doći do značajnog zagrijavanja struktura u donjem plenumu uslijed izmjene topline zračenjem s dislociranim materijalom. Taljenjem potpornih struktura, a prvenstveno donje ploče unutrašnje posude, tj. donje potporne ploče, došlo bi do propadanja gotovo kompletnog inventara reaktorske posude u donji plenum čime bi cjelovitost posude bilo dodatno ugrožena.

SCDAP/RELAP5 je danas jedan od najboljih programa za analizu teških nesreća u nuklearnim elektranama jer je sastavljen od detaljnih modela koji pokrivaju sve procese tijekom reaktorske faze tranzijenta. Program COUPLE, koji je ustvari potprogram unutar programa SCDAP/RELAP5, a čije su značajke prikazane u poglavlju 6.2, koristi se za izračun zagrijavanja donjeg plenuma nakon slijevanja rastaljenog materijala. COUPLE trenutno može simulirati vođenje topline (kondukciju) kroz dislocirani materijal i stijenku posude, te prijelaz topline (konvekciju) na okolni fluid. Model prijenosa topline zračenjem ne postoji. Ideja je zato unaprijediti program COUPLE uvođenjem modela izmjene topline zračenjem.

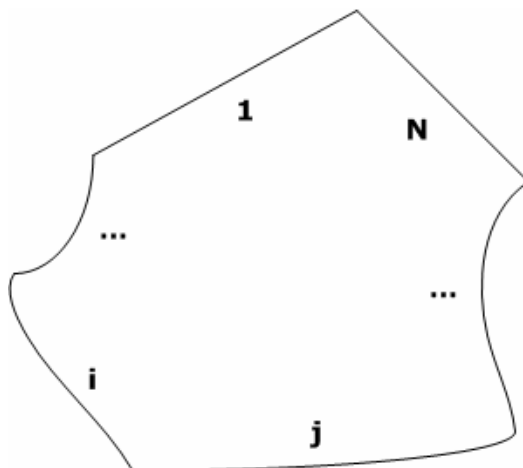
Model obuhvaća tri strukture. Gornja površina dislociranog materijala, unutrašnja stijenka reaktorske posude i donja ploča unutrašnje posude čine zatvorenu geometriju unutar koje se toplina izmjenjuje zračenjem. Radi pojednostavljenja modela i ubrzanja izračuna, ali i zbog eliminiranja neodređenosti, uvode se dodatne pretpostavke:

1. Zanemaruju se ostale strukture u donjem plenumu, a to su potporni stupovi i vodilice neutronske detektora, iz dva razloga. Prvo, jer je njihov ukupni toplinski kapacitet puno manji od toplinskog kapaciteta donje ploče unutrašnje posude i stijenke reaktorske posude, a drugo, jer bi bilo vrlo teško odrediti vidne faktore za takvu kompliciranu geometriju. Također, pitanje je koliko će takvih struktura ostati još netaknuto za vrijeme većeg izlijevanja rastaljenog materijala i kakav će biti konačni izgled donjeg plenuma.
2. Pretpostavlja se da je prostor u donjem plenumu ispunjen vakuumom čime se zanemaruju emisija, apsorpcija i raspršenje zračenja na molekulama vodene pare. Mahan [Mahan, 02] je ustvrdio da je ova aproksimacija opravdana u slučaju kada medij između razmatranih površina ne igra značajniju ulogu u procesu prijenosa topline. Na primjer, ova pretpostavka ne bi bila valjana kod procesa izgaranja u kojem dimni plinovi postižu temperature veće od 1000 K.
3. Površine stijenki su difuzne, sive i nepropusne za zračenje.

## 7.1 Model izmjene topline zračenjem

Ako promatramo zatvorenu geometriju s  $N$  površina, slika 7-1, neto toplinski tok za površinu  $i$  dan je izrazom:

$$q_i = B_i - H_i, \quad 1 \leq i \leq N. \quad (7-1)$$



Slika 7-1: Zatvoreni sustav ispunjen s transparentnim medijem

Intenzitet emitiranog zračenja  $B_i$  obuhvaća vlastito emitirano zračenje i reflektirano zračenje koje dolazi sa svih ostalih površina unutar promatrane geometrije:

$$B_i = \varepsilon_i \sigma T_i^4 + (1 - \varepsilon_i) H_i, \quad 1 \leq i \leq N. \quad (7-2)$$

Kombiniranjem gornje dvije jednadžbe, toplinski se tok može zapisati kao:

$$q_i = \frac{\varepsilon_i}{1 - \varepsilon_i} (\sigma T_i^4 - B_i), \quad 1 \leq i \leq N. \quad (7-3)$$

Po definiciji, intenzitet upadnog zračenja (ozračenje) na površinu  $i$  predstavlja sumu intenziteta emitiranih zračenja sa svih ostalih površina pomnoženu s geometrijskim (vidnim) faktorom koji određuje koliki je udio zračenja koje napušta površinu  $j$ , a dolazi na površinu  $i$ :

$$H_i A_i = \sum_{j=1}^N B_j A_j F_{j-i}, \quad 1 \leq i \leq N. \quad (7-4)$$

Korištenjem svojstva simetrije za vidne faktore,  $A_i F_{i-j} = A_j F_{j-i}$ , izraz za intenzitet emitiranog zračenja može se zapisati u obliku:

$$B_i = \varepsilon_i \sigma T_i^4 + (1 - \varepsilon_i) \sum_{j=1}^N B_j F_{i-j}, \quad 1 \leq i \leq N. \quad (7-5)$$

Uvrštavanjem jednadžbe (7-5) u jednadžbu (7-1) dobiva se:

$$\frac{q_i}{\varepsilon_i} = \sigma T_i^4 - \sum_{j=1}^N B_j F_{i-j}, \quad 1 \leq i \leq N, \quad (7-6)$$

odnosno eliminiranjem  $B_i$ , uvrštavanjem izraza (7-3):

$$\frac{q_i}{\varepsilon_i} = \sigma T_i^4 - \sum_{j=1}^N \sigma T_j^4 F_{i-j} + \sum_{j=1}^N \frac{1 - \varepsilon_j}{\varepsilon_j} q_j F_{i-j}, \quad 1 \leq i \leq N. \quad (7-7)$$

Uvođenjem Kroneckerovog delta simbola, izraz (7-7) konačno se može zapisati u obliku koji se najčešće navodi u literaturi [Hottel, 67], [Mahan, 02], [Siegel, 92]:

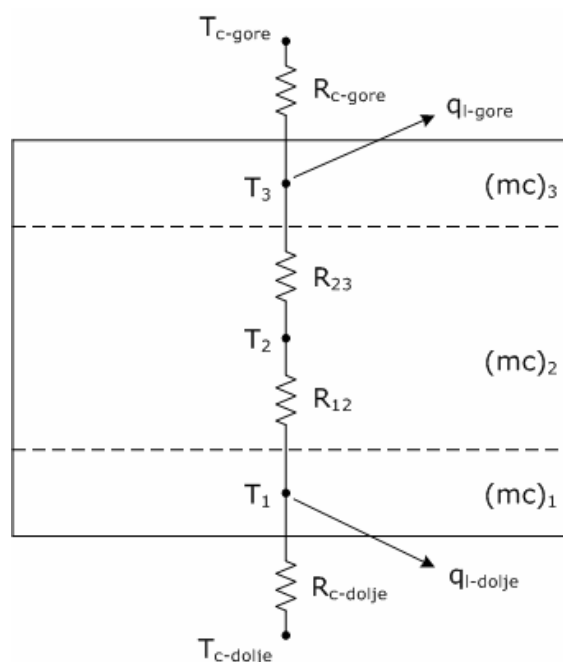
$$\sum_{j=1}^N \left( \frac{\delta_{ij}}{\varepsilon_j} - F_{i-j} \frac{1 - \varepsilon_j}{\varepsilon_j} \right) q_j = \sum_{j=1}^N (\delta_{ij} - F_{i-j}) \sigma T_j^4, \quad 1 \leq i \leq N. \quad (7-8)$$

## 7.2 Uvođenje modela u program COUPLE

### 7.2.1 Model horizontalne strukture

Prije uvođenja modela izmjene topline zračenjem bilo je potrebno razviti model horizontalne ploče u donjem plenumu kojeg nema u COUPLE-u. Kao podloga za njegovu pripremu koristio se model toplinske strukture preuzet iz programa SCDAP/RELAP5.

Slika 7-2 prikazuje model vođenja topline kroz ploču. Vođenje topline je jednodimenzionalno u smjeru normale na površinu. S gornje i donje strane ploča je u kontaktu s RELAP-ovim hidrauličkim volumenima, pri čemu je RELAP zadužen za izračun rubnih uvjeta. Tijekom izračuna poziva se RELAP-ov potprogram *htrc1* u kojem se na temelju eksperimentalnih korelacija izračunavaju koeficijenti prijelaza topline ovisno o temperaturi i stanju fluida, u ovom slučaju vode, odnosno pare. Za razliku od RELAP-ove toplinske strukture dodatno je u obzir uzeta mogućnost taljenja ploče pa se tako na kraju svakog vremenskog koraka, nakon rješenja jednadžbe vođenja topline, uspoređuje nova vrijednost temperature s temperaturom taljenja nehrđajućeg čelika. Ako je do taljenja došlo, vremenski korak se ponavlja, a jednadžba vođenja topline se ponovo rješava uz uvođenje dodatnog člana koji sadrži latentnu toplinu taljenja. U modelu je pretpostavljeno da je materijal donje ploče nehrđajući čelik jer je većina struktura u reaktorima hlađenima vodom izrađena upravo od nehrđajućeg čelika.



Slika 7-2: Model vođenja topline kroz horizontalnu ploču u donjem plenumu

Jednadžba vođenja topline kroz ploču u donjem plenumu rješava se primjenom metode konačnih razlika. Uzimajući u obzir oznake na slici 7-2, jednadžba za donji aksijalni čvor poprima oblik:

$$\frac{(mc)_1}{\Delta t} (T_1^{n+1} - T_1^n) = \frac{T_{c-dolje} - T_1^{n+1}}{R_{c-dolje}} + \frac{T_2^{n+1} - T_1^{n+1}}{R_{12}} - q_{l-dolje} \cdot A, \quad (7-9)$$



gdje je  $R$  toplinski otpor, a  $q_l$  toplinski tok koji nastaje zbog taljenja materijala. Eksponenti  $n$  i  $n+1$  predstavljaju vremenske korake.

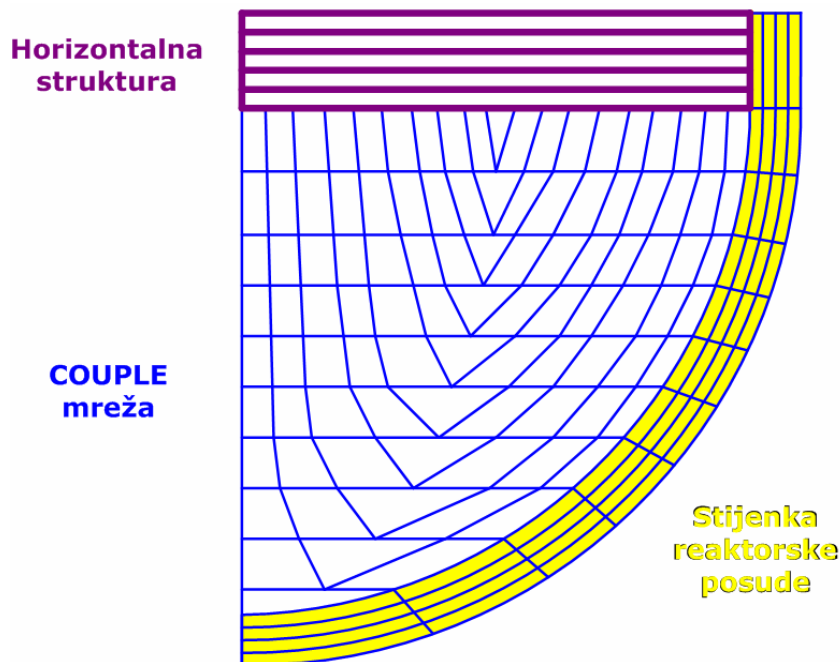
Nakon što se slične jednačbe raspišu i za preostale čvorove, sustav linearnih algebarskih jednačbi za primjer sa slike može se zapisati u matričnom obliku:

$$\begin{bmatrix} \frac{(mc)_1}{\Delta t} + \frac{1}{R_{12}} + \frac{1}{R_{c-dolje}} & -\frac{1}{R_{12}} & 0 \\ -\frac{1}{R_{12}} & \frac{(mc)_2}{\Delta t} + \frac{1}{R_{12}} + \frac{1}{R_{23}} & -\frac{1}{R_{23}} \\ 0 & -\frac{1}{R_{23}} & \frac{(mc)_3}{\Delta t} + \frac{1}{R_{23}} + \frac{1}{R_{c-gore}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_1^{n+1} \\ T_2^{n+1} \\ T_3^{n+1} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{(mc)_1}{\Delta t} T_1^n + \frac{T_{c-dolje}}{R_{c-dolje}} - q_{l-dolje} \cdot A \\ \frac{(mc)_2}{\Delta t} T_2^n \\ \frac{(mc)_3}{\Delta t} T_3^n + \frac{T_{c-gore}}{R_{c-gore}} - q_{l-gore} \cdot A \end{Bmatrix} \quad (7-10)$$

Broj i duljinu aksijalnih podjela određuje korisnik. Što je taj broj veći, dobiva se finija raspodjela temperature. U slučaju taljenja, aksijalni se čvor fizički uklanja iz izračuna, a pokazivači na prvi i posljednji čvor se unutar programa pomiču za jedno mjesto ovisno o tome s koje je strane ploče došlo do taljenja.

Svojstva materijala (specifični toplinski kapacitet, koeficijent vođenja topline, latentna toplina) preuzimaju se iz biblioteke MATPRO.

Horizontalna ploča je u model implementirana na način kao što je prikazano na slici 7-3.



Slika 7-3: Model donjeg plenuma nakon uvođenja horizontalne strukture

Osim same geometrije ploče, korisnik dodatno treba definirati i poziciju ploče unutar donjeg plenuma, tj. njenu udaljenost od dna posude. Taj će podatak biti iskorišten prilikom izračuna vidnih faktora. Što je udaljenost ploče od dna posude veća, udio toplinskog zračenja koji će apsorbirati unutrašnja strana posude između gornje površine kore/*coriuma* i donje površine horizontalne ploče je veći. Udio zračenja koji će apsorbirati ploča je stoga manji.

### 7.2.2 Matrični zapis jednadžbi radijativne izmjene topline

Jednadžba (7-5) se može zapisati u obliku:

$$B_i - (1 - \varepsilon_i) \sum_{j=1}^N B_j F_{i-j} = \varepsilon_i \sigma T_i^4, \quad 1 \leq i \leq N, \quad (7-11)$$

odnosno u matričnoj formi:

$$\begin{bmatrix} 1 - (1 - \varepsilon_1)F_{1-1} & -(1 - \varepsilon_1)F_{1-2} & \dots & -(1 - \varepsilon_1)F_{1-n} \\ -(1 - \varepsilon_2)F_{2-1} & 1 - (1 - \varepsilon_2)F_{2-2} & \dots & -(1 - \varepsilon_2)F_{2-n} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ -(1 - \varepsilon_n)F_{n-1} & -(1 - \varepsilon_n)F_{n-2} & \dots & 1 - (1 - \varepsilon_n)F_{n-n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} B_1 \\ B_2 \\ \dots \\ B_n \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \sigma T_1^4 \\ \varepsilon_2 \sigma T_2^4 \\ \dots \\ \varepsilon_n \sigma T_n^4 \end{Bmatrix}. \quad (7-12)$$

Rješenje gornjeg sustava jednadžbi je vektor intenziteta emitiranog zračenja  $\{B_i\}$ . Za temperature se koriste vrijednosti iz prošlog vremenskog koraka. Vidni se faktori određuju na temelju zadane geometrije. Model izračuna vidnih faktora dan je u idućem poglavlju.

Nakon izračuna intenziteta emitiranog zračenja, izračunavaju se vrijednosti intenziteta upadnog zračenja  $H_i$  na svaku površinu prema formuli (7-4) uzimajući u obzir svojstvo simetrije za vidne faktore  $A_i F_{i-j} = A_j F_{j-i}$ :

$$H_i = \sum_{j=1}^N B_j F_{i-j}, \quad 1 \leq i \leq N. \quad (7-13)$$

U matričnom se obliku formula (7-13) može zapisati kao:

$$\begin{Bmatrix} H_1 \\ H_2 \\ \dots \\ H_n \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} F_{1-1} & F_{1-2} & \dots & F_{1-n} \\ F_{2-1} & F_{2-2} & \dots & F_{2-n} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ F_{n-1} & F_{n-2} & \dots & F_{n-n} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} B_1 \\ B_2 \\ \dots \\ B_n \end{Bmatrix}. \quad (7-14)$$

Konačno, poznavanjem vrijednosti  $B$  i  $H$  za svaku površinu, izračunava se ukupni radijativni toplinski tok prema izrazu (7-1):

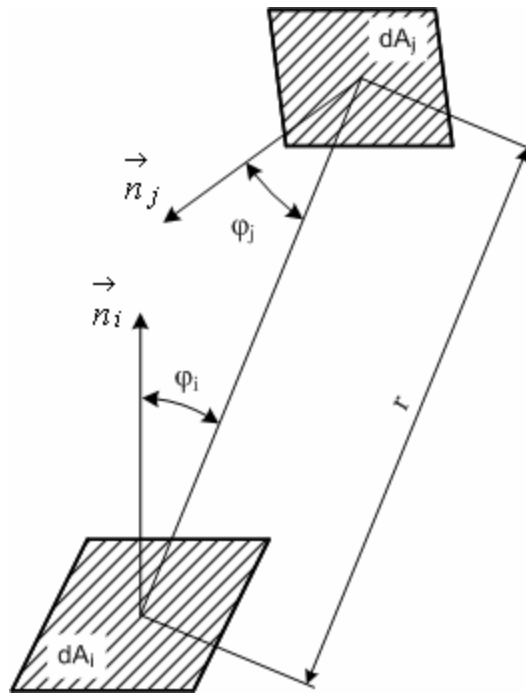
$$q_i = B_i - H_i, \quad 1 \leq i \leq N. \quad (7-1)$$

Ovako izračunati toplinski tok zbraja se sa konvektivnim toplinskim tokom kako bi se dobila ukupna bilanca izmijenjene topline za pojedinu površinu.

### 7.2.3 Određivanje vidnih faktora

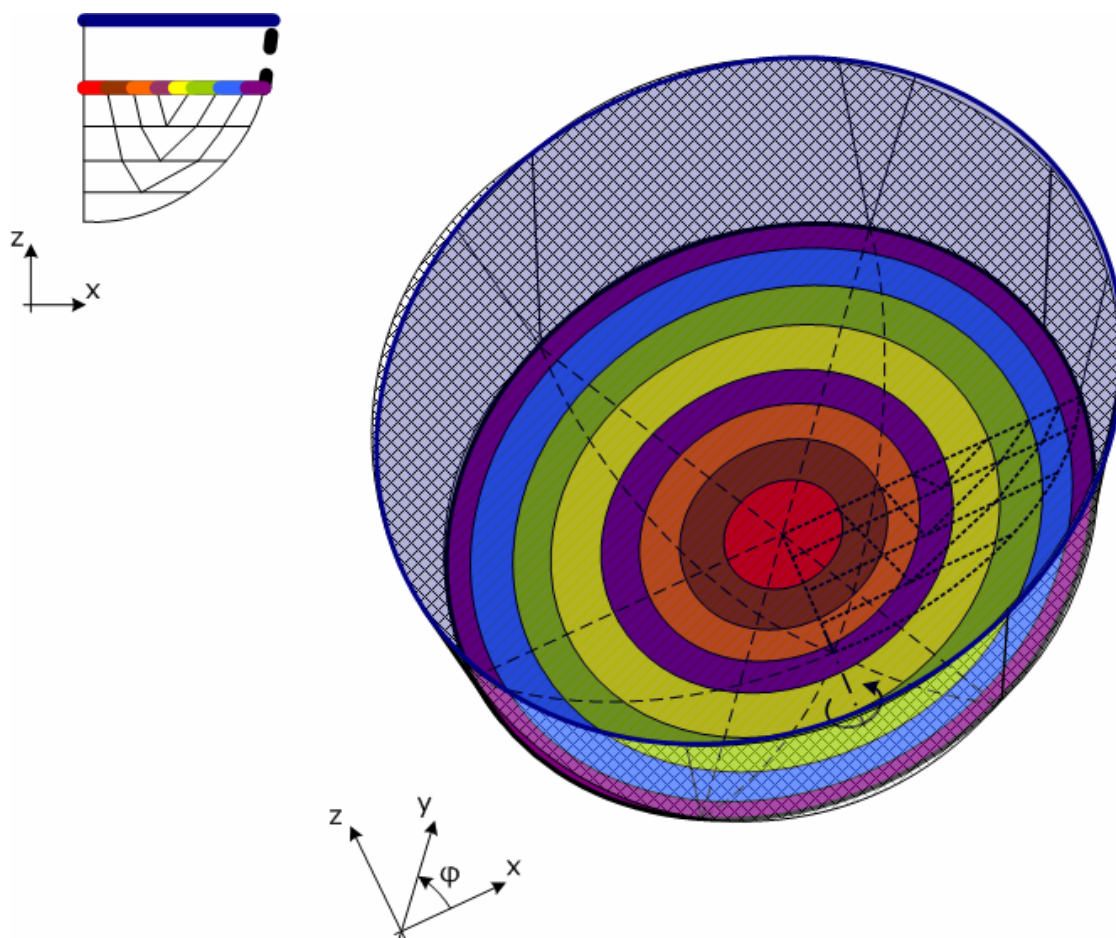
Osnovna jednačba za određivanje vidnog faktora između dviju površina sasvim općenito smještenih tijela u prostoru, uz uvažavanje oznaka sa slike 7-4, je sljedeća:

$$F_{i-j} = \frac{1}{A_i} \iint_{A_i A_j} \frac{\cos \varphi_i \cos \varphi_j}{\pi r^2} dA_i dA_j. \quad (7-15)$$



Slika 7-4: Elementarne plohe dvaju općenito smještenih tijela u prostoru za potrebe određivanja vidnog faktora

Naša je geometrija prikazana na slici 7-5. S gornje se strane nalazi donja površina ploče unutrašnje posude u obliku kruga; sa strane se nalazi unutrašnja površina stijenke reaktorske posude u obliku kuglinog pojasa, a s donje strane je površina dislociranog materijala u čijem je središtu krug, a oko njega se šire koncentrični kružni vijenci.



Slika 7-5: Grafički prikaz površina koje sudjeluju u izmjeni topline zračenjem

#### 7.2.4 Implementacija modela radijativne izmjene topline

Originalni COUPLE model zamišljen je tako da kao rubni uvjet korišten u rješavanju FEM jednadžbi ima i radijaciju, ali ideja nikad nije realizirana. Sa stajališta slobodne površine dislociranog materijala u donjem plenumu, zanemarenje ne bi trebalo imati većeg utjecaja s obzirom na relativno dobru toplinsku vodljivost i intenzivno konvektivno miješanje unutar rastaljenog materijala. No, za dio stijenke posude koji se nalazi iznad nivoa dislociranog materijala i donju potpornu ploču zanemarenje nije dovoljno konzervativno. U originalnom je modelu zanemaren utjecaj relativno masivne donje potporne ploče jezgre. Problem je što radijativno grijanje te ploče može oslabiti njenu strukturnu stabilnost i izazvati dodatno urušavanje donjeg dijela jezgre. Da bi se ta mogućnost uzela u obzir razvijen je model grijanja donje potporne ploče.

Ploča je sa stajališta vođenja topline modelirana korištenjem pristupa implementiranog u standardnoj SCDAP/RELAP5 toplinskoj strukturi. Vođenje topline je upotpunjeno konvektivnim rubnim uvjetima prema RELAP-ovim volumenima na gornjoj i donjoj strani ploče. Da bi se u obzir uzela radijativna izmjena topline između potporne ploče, površine dislociranog materijala u donjem plenumu i dijela nepokrivene stijenke posude, napravljen je poseban radijativni model. Ideja je da se za trenutne vrijednosti temperatura međudjelujućih struktura i pripadne vidne faktore odrede intenziteti emitiranih zračenja ( $B$ ), intenziteti upadnih zračenja ( $H$ ) i neto toplinski tokovi na površinama svih struktura. Tako određeni toplinski tokovi se kroz rubni uvjet uključuju kao generički toplinski tokovi zajedno s konvektivnim prijelazom topline. Radi se o eksplicitnoj vezi modela vođenja topline i modela

radijativne izmjene topline. Dodatne iteracije se mogu koristiti, ali obično nisu potrebne s obzirom na mali korak integracije diktiran jednadžbama strujanja u RELAP-ovom dijelu modela.

Uvođenjem modela radijativne izmjene topline, jednadžba (7-9) koja opisuje vođenje topline kroz donju potporna ploču nadopunjuje se s dodatnim članom na desnoj strani koji predstavlja umnožak radijativnog toplinskog toka i površine ploče:

$$\frac{(mc)_1}{\Delta t} (T_1^{n+1} - T_1^n) = \frac{T_{c-dolje} - T_1^{n+1}}{R_{c-dolje}} + \frac{T_2^{n+1} - T_1^{n+1}}{R_{12}} - q_{l-dolje} \cdot A + q_{rad} \cdot A. \quad (7-16)$$

Iako je pristup u osnovi jednostavan, u sebi nosi više problema. Sam radijativni model je riješen po analogiji s problematikom električnih mreža pri čemu toplinski tok zamjenjuje gustoću struje, a temperatura potencijale čvorova. Potrebno je riješiti matricne jednadžbe navedene u poglavlju 7.2.2 za poznate temperature površina toplinskih struktura i poznate vidne faktore. Jednadžbe su riješene postupkom LU dekompozicije s povratnom supstitucijom. Dobivene vrijednosti intenziteta emitiranog zračenja ( $B$ ) iskorištene su za računanje ozračenja, odnosno intenziteta upadnog zračenja ( $H$ ). Jednom određeni rezultatni toplinski tok ( $q_{rad}$ ), koji je jednak razlici ovih dviju vrijednosti, je rubni uvjet u rješavanju jednadžbi vođenja topline. Novi je radijativni model implementiran pomoću približno 1200 dodatnih programskih linija koje su odgovorne za učitavanje dodatnih ulaznih podataka, formiranje i rješavanje matrica i prijenos toplinskih tokova u postojeći dio programa i ispis kontrolnih informacija.

Osnovni problem korištenja pristupa radijativne mreže za rješavanje problema radijativne izmjene topline je u određivanju vidnih faktora. U ovom je slučaju taj problem još izraženiji činjenicom da je jedan dio struktura već nodaliziran postojećom FEM mrežom, a da je nova toplinska struktura jednodimenzionalna. Iako geometrija nije previše komplicirana i ima obilježja zatvorene geometrije (*enclosure*), potrebno ju je promatrati u tri dimenzije, a k tome vidni faktori mogu biti vremenski promjenjivi. Dodatno, da bi model bio uopće prihvaćen od strane korisnika potrebno je što je više moguće automatizirati računanje vidnih faktora. Problem je riješen u dva koraka: prvo je modificiran pristup numeričkog adaptivnog integriranja u određivanju vidnih faktora opisan u programu View3D za slučaj interakcije proizvoljnih poligonalnih površina (trokut ili četverokut). Nakon toga je izvršena diskretizacija površina prisutnih u problemu da bi se za svaki od nastalih poligona odredili vidni faktori, koji su na kraju sumirani da budu primjereni postojećoj konfiguraciji modela u programu COUPLE.

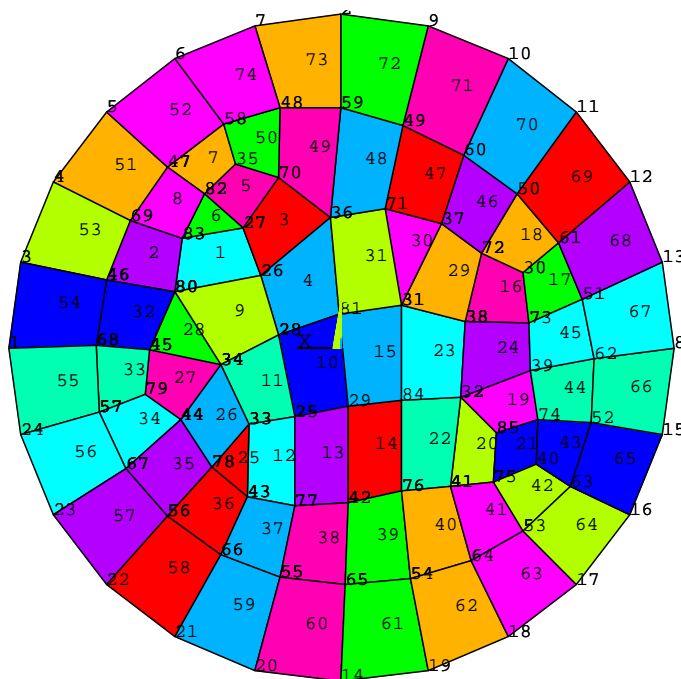
Dio programa baziran na modificiranim View3D [Walton, 02] potprogramima je u stanju odrediti vidne faktore za proizvoljnu kombinaciju planarnih trokuta i četverokuta u trodimenzionalnom prostoru s mogućim objektima koji ometaju vidljivost površina koje radijativno izmjenjuju toplinu. Koriste se algoritmi koji adaptivnom integracijom (Gaussove točke po uzoru na razvoj FEM elemenata) rješavaju dvostruke površinske integrale (direktna definicija vidnih faktora), dvostruke linijske integrale (primjena Stokesovog teorema), ili jednostruke linijske integrale. Program sâm bira koji pristup odgovara konkretnom problemu. Kada se odrede vidni faktori baznih poligona (proizašli iz diskretizacije površine), provodi se redukcija tako da vidni faktori odgovaraju stvarnim međudjelujućim površinama u COUPLE modelu (koriste se pravila simetrije i sumiranja vidnih faktora).

Da bi se mogli odrediti vidni faktori potrebno je prvo izvršiti prihvatljivu diskretizaciju površina, za što su iskorištene rutine programa NETGEN [Schöberl, 03], koje su povezane radijativnom izmjenom. Radi se o tri tipa površina. Prva je potporna ploča koja je krug poznatog radijusa. Druga površina je slobodna površina dislociranog materijala čiji

vanjski radijus ovisi o visini nataloženog materijala u donjem plenumu. Dodatno je ta površina podijeljena u izotemperaturne prstene određene COUPLE FEM mrežom. Treća površina je unutrašnja strana stijenke posude u dijelu iznad razine dislociranog materijala u donjem plenumu. Ova površina je također određena COUPLE FEM mrežom primijenjenom na stijenku i činjenicom da se radi o osnoj simetriji. Diskretizacija te tri površine odvija se automatski unutar programa na osnovi ograničenog broja ulaznih podataka i podataka raspoloživih iz COUPLE modela.

Na slici 7-6 prikazana je jedna takva diskretizacija donjeg dijela donje potporne ploče jezgre (74 poligona s 85 čvorova). Na slici 7-7 prikazana je diskretizacija gornje slobodne površine rastaljenog materijala u donjem plenumu kada je nivo 0,24 metra od dna posude, a ekvivalentni vanjski radijus 0,86 metara (52 poligona, 62 čvora). U stvarnom je modelu ta površina skup prstena diskretiziranih na način prikazan na slici 7-8. Primjer kompletne diskretizacije po koncentričnim kružnim prstenima dan je na slikama 7-9 i 7-10. Na slici 7-9 prikazana podjela gornje slobodne površine rastaljenog materijala u koncentrične prstene kada je nivo 1,4 metra od dna posude, a gornji radijus 1,7 metara; a na slici 7-10 njena diskretizacija.

Vidni se faktori određuju za skup prstena gornje površine dislociranog materijala, donje površine potporne ploče i bočne slojeve stijenke posude.



Slika 7-6: Diskretizacija donje potporne ploče jezgre u svrhu računanja vidnih faktora

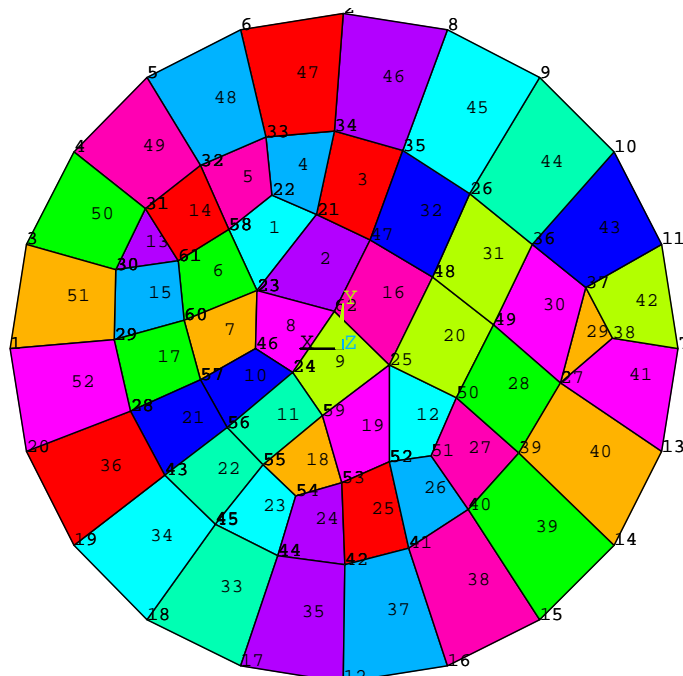
Poseban dio programa zadužen je da se odvojeno diskretizirane površine pretvore u oblik potreban za računanje vidnih faktora. Osim što se ti podaci izmjenjuju interno unutar programa, mogu se spremati i u obliku tekstualne datoteke. Struktura takve datoteke i općenito potrebnih podataka za provođenje računanja vidnih faktora je relativno jednostavna. U nastavku je dana jedna takva struktura koja se odnosi na situaciju diskretizacija na slikama 7-6 i 7-7.

Znak *T* (*title*) u prvoj koloni znači da slijedi naslov. Znak *C* (*control*) se koristi za definiranje/informiranje o kontrolnim podacima korištenima u algoritmu. Znak *!* se općenito koristi za linije komentara. Znak *F* (*form*) označava tip organizacije ulaznih podataka (za COUPLE primjenu koristi se tip 3). Znak *V* (*vertex*) znači da slijede  $x, y, z$  koordinate čvora. *S*

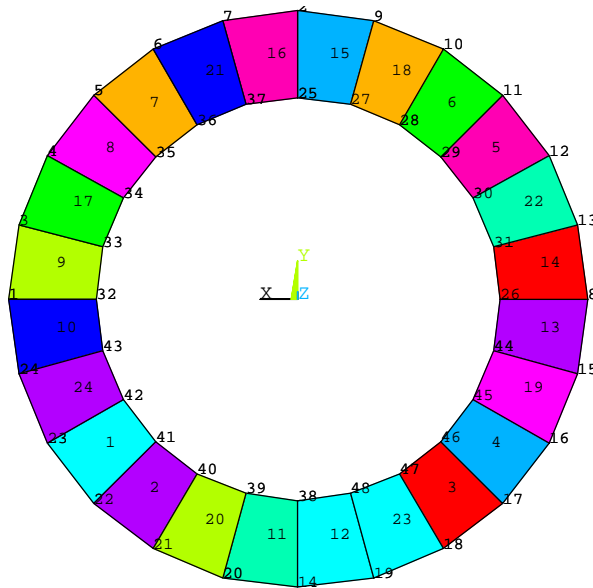
(*surface*) u prvoj koloni označava naredbu za formiranje poligonalne površine. Zatim slijedi numerička identifikacija površine i sekvenca čvorova koji čine površinu (3 ili 4). Obilazak bi trebao biti u smjeru suprotnom od smjera kazaljke na satu gledano s čela strane površine za koju određujemo vidni faktor (orijentacija konture se određuje automatski u veznom dijelu programa da odgovara COUPLE uvjetima). Slijedi informacija o pripadnosti poligona i kriterij za određivanje rezultatnog vidnog faktora površine prije diskretizacije, emisijski faktor površine i ime površine.

```

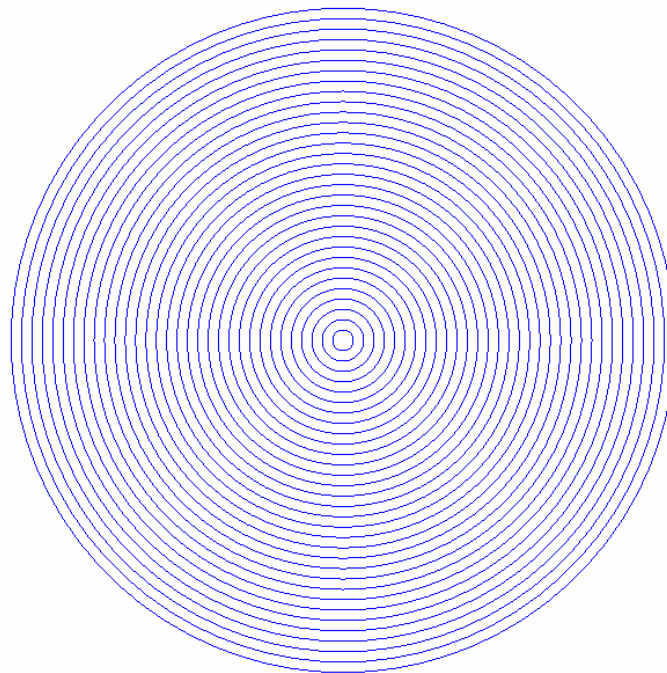
T test
C  encl=0 list=3 eps=1.0e-5 emit=0 out=0 row=0 col=0
F  3
!  #   x   y   z
V  1  1.660000  0.000000  0.000000
V  2  0.000000  1.660000  0.000000
V  3  1.603435  0.429648  0.000000
V  4  1.437607  0.829992  0.000000
V  5  1.173797  1.173797  0.000000
V  6  0.829992  1.437607  0.000000
...
V 145  0.410428  0.073791 -1.420000
V 146  0.426888  0.223750 -1.420000
V 147  0.024079  0.095886 -1.420000
!  #   v1  v2  v3  v4 base cmb emit  name
S   1  80  26  27  83  0  0  0.90  srf-0001
S   2  83  69  46  80  0  1  0.90  srf-0002
S   3  36  70  27  26  0  1  0.90  srf-0003
S   4  36  26  28  81  0  1  0.90  srf-0004
S   5  27  70  35  82  0  1  0.90  srf-0005
...
S  125 114  86  88 115  0  75  0.90  srf-0125
S  126 113 105  86 114  0  75  0.90  srf-0126
End of data
    
```



Slika 7-7: Diskretizacija gornje površine dislociranog materijala (na elevaciji 0,24 metra od dna posude) u svrhu računanja vidnih faktora

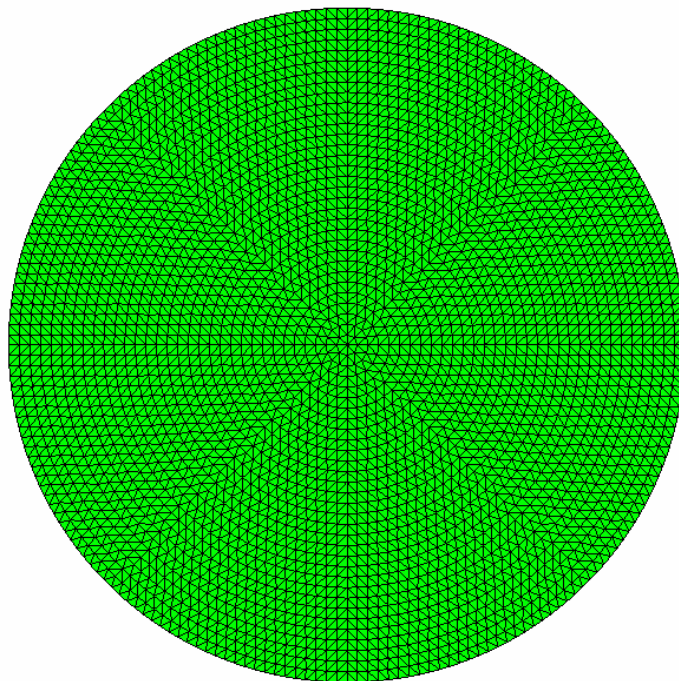


Slika 7-8: Diskretizacija jednog sloja FEM mreže na površini dislociranog materijala (na elevaciji 0,24 metra od dna posude) u svrhu računanja vidnih faktora



Slika 7-9: Podjela gornje površine dislociranog materijala u koncentrične prstene (na elevaciji 1,4 metra od dna posude) u svrhu računanja vidnih faktora





Slika 7-10: Diskretizacija gornje površine dislociranog materijala (na elevaciji 1,4 metra od dna posude) u svrhu računanja vidnih faktora

Kao što je gore navedeno, površine izložene zračenju unutar COUPLE modela se moraju dodatno diskretizirati, odnosno podijeliti na više manjih površina. Vidni se faktori izračunavaju za takve male površine pa se poslije sumiraju. Sumiranje se provodi korištenjem pravila algebre vidnih faktora [Siegel, 92]. Ako promatramo površinu  $i$  koju podijelimo u  $n$  manjih površina, vidni se faktor prema površini  $j$  određuje pomoću izraza:

$$A_i F_{i-j} = \sum_n A_{i_n} F_{i_n-j} . \quad (7-17)$$

Vidni faktor u suprotnom smjeru, s površine  $j$  prema površini  $i$  iznosi:

$$F_{j-i} = \sum_n F_{j-i_n} . \quad (7-18)$$

Konačno, ako je  $i$  površina  $j$  diskretizirana, jednadžba (7-17) poprima oblik:

$$A_i F_{i-j} = \sum_n \sum_m A_{i_n} F_{i_n-j_m} , \quad (7-19)$$

pri čemu je površina  $j$  podijeljena u  $m$  manjih površina.

Datoteka izlaznih podataka za navedeni slučaj sastoji se od kontrolnih informacija, liste ulaznih podataka, informacija o postprocesiranju elementarnih vidnih faktora i na kraju rezultirajućih površina i vidnih faktora za COUPLE relevantne objekte.

```
Title: test
Control values for 3-D view factor calculations:
  Adaptive convergence: 1e-005 *
  Unobstructed recursions: 12
  Max obstructed recursions: 8
  Min obstructed recursions: 0
  Solving row: all
```

# Prijenos topline zračenjem u donjem plenumu

```

Solving column: all
Output control parameter: 3

Total number of surfaces: 126
Heat transfer surfaces: 126
T test
C  encl=0 list=3 eps=1.0e-5 emit=0 out=0 row=0 col=0
F  3
!  #    x    y    z
V  1  1.660000  0.000000  0.000000
V  2  0.000000  1.660000  0.000000
...

0.00 seconds to determine 0 possible view obstructing surfaces

Surface pairs where F(i,j) must be zero:      4027

Surface pairs without obstructed views:      3848
nd      2AI      1AI      2LI      1LI      ALI
  2         4         0         0      1414      0 direct
  3         4         0         0      2426
  4         0         0         0         0
fix       0         0         0         0         0      0 fixes
Total line integral points evaluated:      294336
Adaptive line integral evaluations used:      0

Surface pairs with obstructed views:          0

0.06 seconds to compute view factors.

Initial view factors:
Row:      1      srf-0001  0.192402
.000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000
.000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000
.000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000
.000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000
.000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000
.000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000 .000000
.000000 .000000 .000000 .000000 .003442 .004413 .004127 .003266 .003407 .003751
.003158 .002839 .003079 .002529 .002639 .002003 .001758 .004066 .003958 .003838
.004061 .001762 .002534 .003250 .003365 .002766 .001876 .001700 .001944 .001557
.001789 .002524 .000578 .002502 .003220 .004048 .004024 .004982 .003292 .006168
.002929 .002920 .002956 .002898 .001859 .001520 .002783 .004636 .005913 .006582
.007469 .008362 .008377 .007815 .007753 .007419
...
New,      Old surface numbers
1:      1  2  3  4  5  6  7  8  9  10  11  12  13  14  15  16  17  18  19  20  21  22  23  24  25  26  27  28  29
30 31 32 33 34 35 36 37 38 39 40 41 42 43 44 45 46 47 48 49 50 51 52 53 54 55 56 57 58 59 60
61 62 63 64 65 66 67 68 69 70 71 72 73 74
2:      75 76 77 78 79 80 81 82 83 84 85 86 87 88 89 90 91 92 93 94 95 96 97 98 99 100
101 102 103 104 105 106 107 108 109 110 111 112 113 114 115 116 117 118 119 120 121 122 123
124 125 126

Number of surfaces reduced to 2.
Surfaces:
n      base      cmbn      area
1      0          0  8.5584e+000
2      0          1  2.2839e+000

View factors after combining surfaces:
Row:      1      srf-0001  0.143174
.000000 .143174
Row:      2      srf-0075  0.536516
.536516 .000000
0.00 seconds to adjust view factors.

Final view factors:
test
Row:      1      srf-0001  0.143174
.000000 .143174
Row:      2      srf-0075  0.536516
.536516 .000000
0.00 seconds to write view factors.

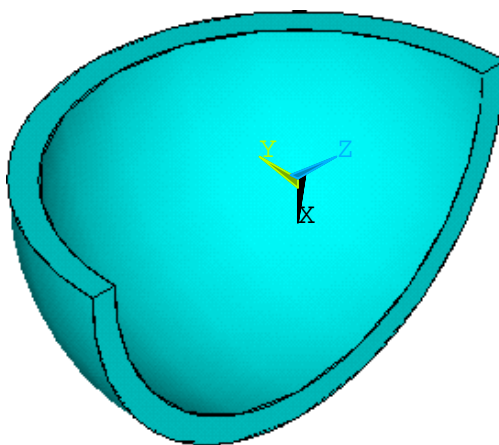
0.09 seconds for all calculations.
Time: Sun Jan 31 12:04:41 2010

```

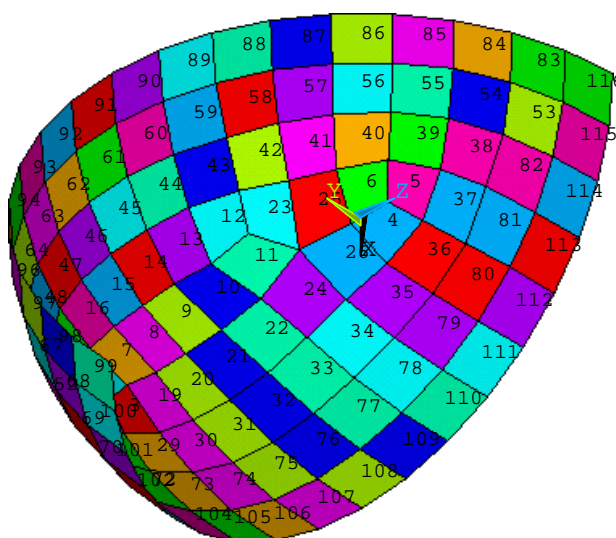
Konačni rezultati, vidni faktori  $F_{1-2}=0.143174$  i  $F_{2-1}=0.536516$  (površina 1 je potporna ploča, a 2 slobodna površina taljevine), rezultat su interakcije 126 poligonalnih površina. Izračun je trajao 0,09 sekundi. To znači da ovakvo računanje vidnih faktora ne opterećuje osnovnu računsku shemu, posebno jer treba uzeti u obzir da se vidni faktori preračunavaju samo kada se promijeni geometrija gornje površine dislociranog materijala i vidljivost stijenke posude, tj. kada efektivno dođe do promjene nivoa dislociranog materijala.

Slično se razmatranje može provesti i za diskretizaciju bočnog dijela stijenke posude, ili sve tri površine zajedno.

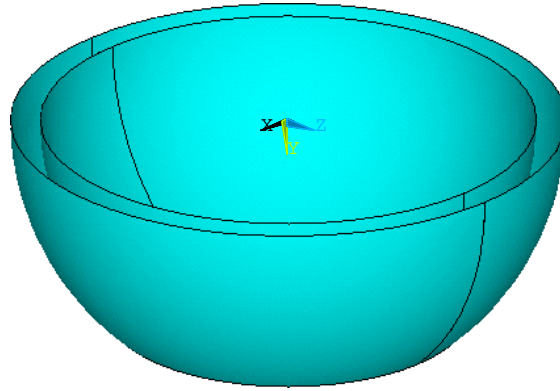
Na slikama 7-11 do 7-14 prikazane su slika donjeg plenuma i pripadna poligonalna diskretizacija potrebna za računanje vidnih faktora za prazan donji plenum i za nivo taljevine od 0,24 metra od dna posude.



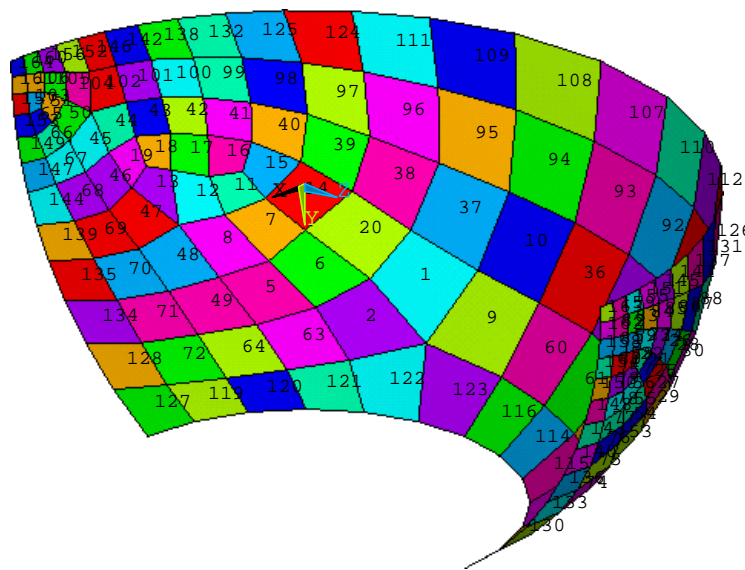
Slika 7-11: Presjek donjeg plenuma za računanje vidljivosti stijenke reaktorske posude prije slijevanja rastaljenog materijala



Slika 7-12: Diskretizacija donjeg plenuma za računanje vidljivosti stijenke reaktorske posude prije slijevanja rastaljenog materijala



Slika 7-13: Vidljivi dio stijenke reaktorske posude nakon slijevanja rastaljenog materijala



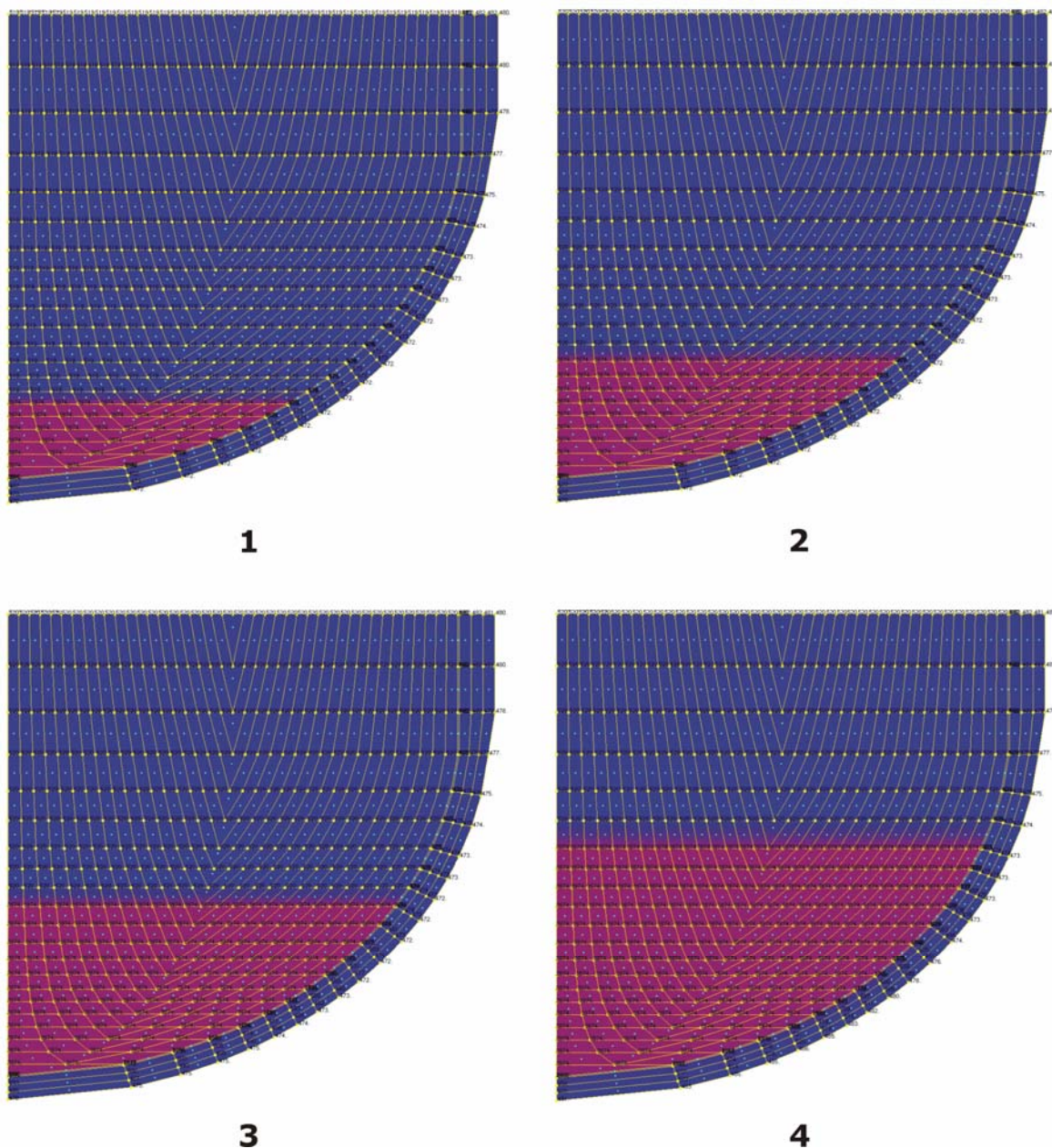
Slika 7-14: Diskretizacija vidljivog dijela stijenke reaktorske posude nakon slijevanja rastaljenog materijala

Nakon implementacije opisanog modela u postojeću strukturu programa COUPLE, napravljen je izračun karakteristične sekvence bez i sa radijativnim modelom. Demonstriran je očekivani mali utjecaj izmjena na temperaturu površine taljevine, dok je porast temperatura ostalih struktura takav da će zahtijevati dodatni izračun strukturne stabilnosti u uvjetima povećane temperature i temperaturnog gradijenta.

### 7.3 Rezultati izračuna

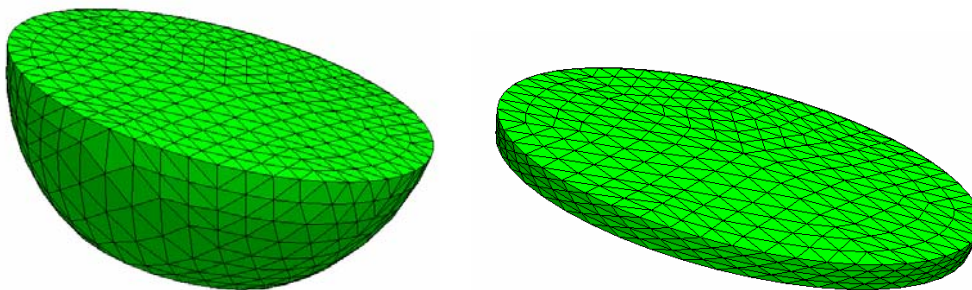
Toplinsko opterećenje struktura u donjem plenumu ovisi o visini dislociranog materijala. Kako se visina materijala povećava, tako se i radijativni toplinski tok povećava jer je površina dislociranog materijala na mnogo višoj temperaturi od ostalih struktura.

Slijevanje rastaljenog materijala u donji plenum prikazano je na slici 7-15 (brojevi uz čvorove označavaju temperature u kelvinima). Što je vremenski interval slijevanja duži, toplinsko će opterećenje biti slabije, i obrnuto. Intenzitet radijativne izmjene topline dakle direktno ovisi o brzini degradacije jezgre i procesu istjecanja materijala kroz bočne potporne ploče.

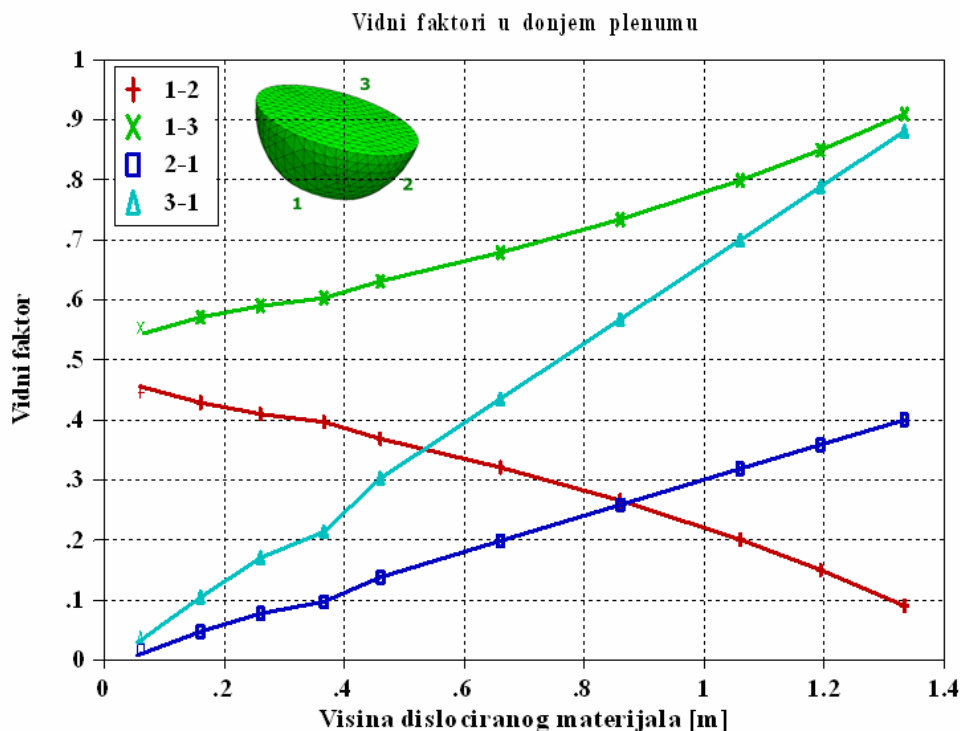


Slika 7-15: Slijevanje rastaljenog materijala u donji plenum

Slika 7-16 prikazuje radijativnu geometriju u početnoj i završnoj fazi slijevanja. Porastom mase nataloženog materijala povećava se površina s gornje strane, a smanjuje unutrašnja površina stijenke reaktorske posude izložena zračenju. Vidni faktori u ovisnosti o visini nataloženog materijala u donjem plenumu prikazani su na slici 7-17. Vidni faktori 1-2 i 1-3 u početku, kada je razina taljevine mala, ovise o veličini površina 2 i 3, odnosno o njihovom odnosu. U konkretnom slučaju one su približno jednake pa se i vidni faktori puno ne razlikuju. Kako nivo nataloženog materijala raste, vidni faktor  $F_{1-2}$  se smanjuje jer se i površina 2 smanjuje. Uzimajući u obzir pravilo sumiranja vidnih faktora,  $F_{1-3}$  istovremeno raste jer vrijedi da je  $F_{1-3} = 1 - F_{1-2}$  ( $F_{1-1} = 0$ ). Vidni faktori  $F_{2-1}$  i  $F_{3-1}$  su na početku, kada je donji plenum prazan, tj. ispunjen samo vodom, jednaki nuli. Nakon što slijevanje taljevine započne, vidni faktor  $F_{3-1}$  raste do maksimalnog iznosa 1 kada gornja razina taljevine dođe u kontakt s donjom potpornom pločom. Vidni faktor  $F_{2-1}$  raste do teoretski maksimalnog iznosa 0,5 jer u trenutku kada površine 1 i 3 dođu u kontakt, površina 2 postaje jednaka nuli pa je  $F_{2-1}$  nedefiniran. Neposredno prije toga površina 2 jednako vidi gornju površinu taljevine/dislociranog materijala i donju površinu donje potporne ploče pa su vidni faktori  $F_{2-1}$  i  $F_{2-3}$  jednaki 0,5.

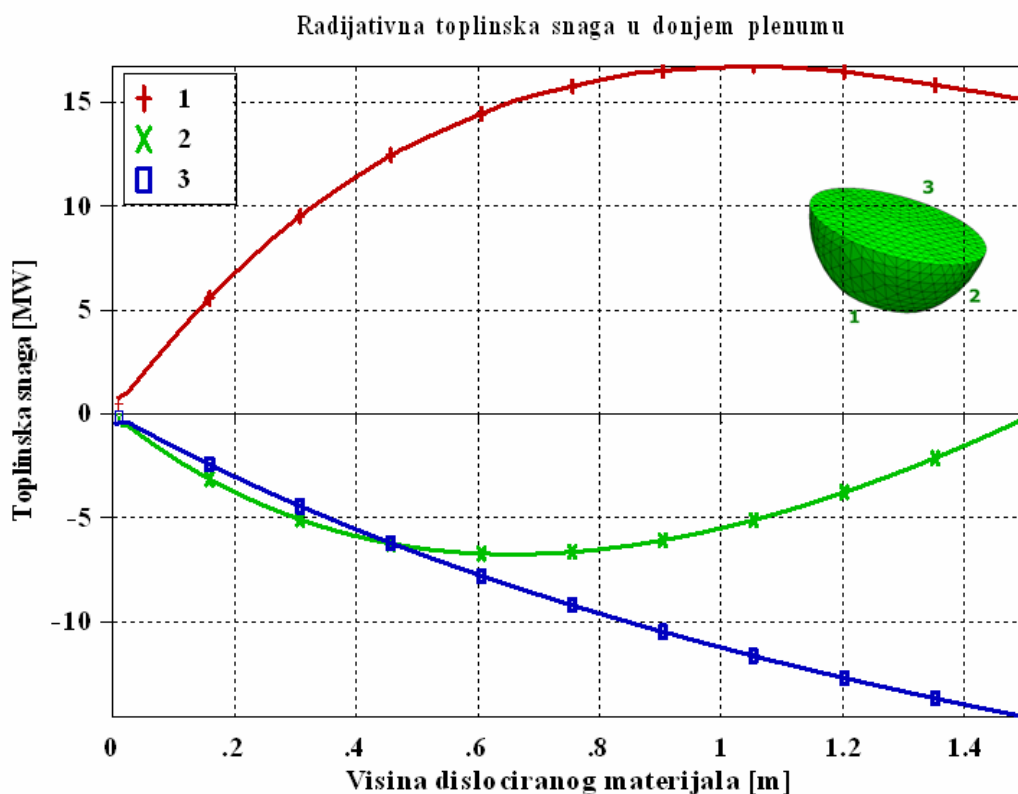


Slika 7-16: Zatvorena geometrija donjeg plenuma unutar koje se toplina izmjenjuje zračenjem



Slika 7-17: Vidni faktori u donjem plenumu

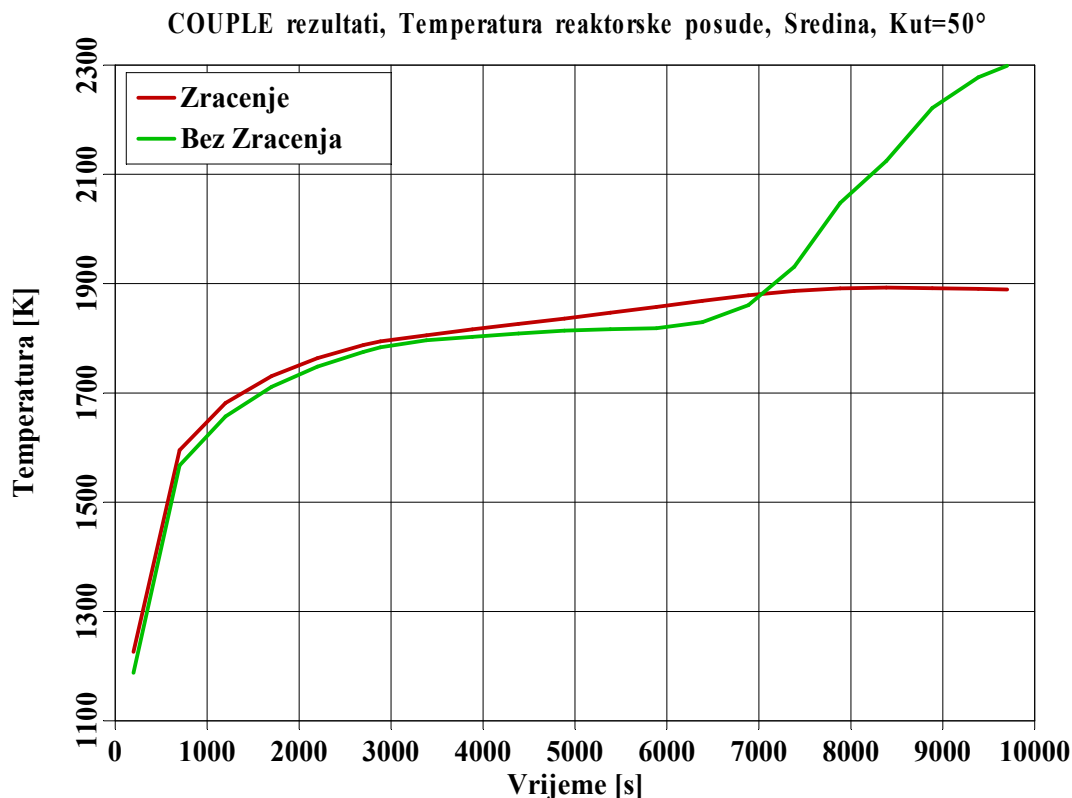
Neto toplinska snaga koja se izmjenjuje zračenjem između triju površina prikazana je na slici 7-18. Kako se radi o zatvorenoj geometriji, suma snaga mora biti jednaka nuli. Radijativna neto snaga jednaka je razlici izlaznog i ulaznog radijativnog toplinskog toka pomnoženog s iznosom površine. Neto snage površina 2 i 3 su stoga negativne jer je ulazni radijativni toplinski tok veći od izlaznog toka. Apsolutna vrijednost radijativne toplinske snage površine 3 konstantno raste jer raste ulazni toplinski tok, a površina ostaje konstantna. Ulazni toplinski tok na površinu 2 također raste, međutim kako se iznos površine smanjuje, apsolutni iznos neto snage prvo raste pa pada. Neto snaga površine 1 također ima maksimum, tj. nakon nekog trenutka počinje opadati, što je i logično, jer po apsolutnoj vrijednosti mora biti jednaka sumi ostalih dviju neto snaga.



Slika 7-18: Neto toplinska snaga koja se izmjenjuje zračenjem u donjem plenumu

Temperatura stijenke reaktorske posude prikazana je na slici 7-19. Uvođenje modela radijativne izmjene topline nije puno utjecalo na profil i iznos temperature u prvom dijelu tranzijenta. Temperatura posude ovisi o toplinskom toku s rastaljenog materijala, a on se tek neznatno smanjio zbog dodatnog gubitka topline jer su toplinski gubici kompenzirani intenzivnom proizvodnjom toplinske energije zbog radioaktivnog raspada fisijskih produkata. U drugom je dijelu tranzijenta donja potporna ploča apsorbirala sve više toplinske energije izračene s dislociranog materijala. Donja potporna ploča zbog svoje velike mase ima značajan toplinski kapacitet i može akumulirati veliku količinu toplinske energije. Toplinski je tok na posudu bio zato manji pa je i temperatura posude puno sporije rasla nego u slučaju kada toplinsko zračenje nije bilo modelirano.

Uspoređujući ovu novu temperaturu posude s rezultatima ANSYS izračuna vidi se da se ovakav trend porasta temperature puno bolje slaže s ANSYS-ovim rezultatima, tj. da temperatura posude lagano ulazi u zasićenje. No, pritom ne treba zaboraviti nedostatke ANSYS-ovog modela poput nemogućnosti modeliranja dinamičkog stvaranja i taljenja kore.

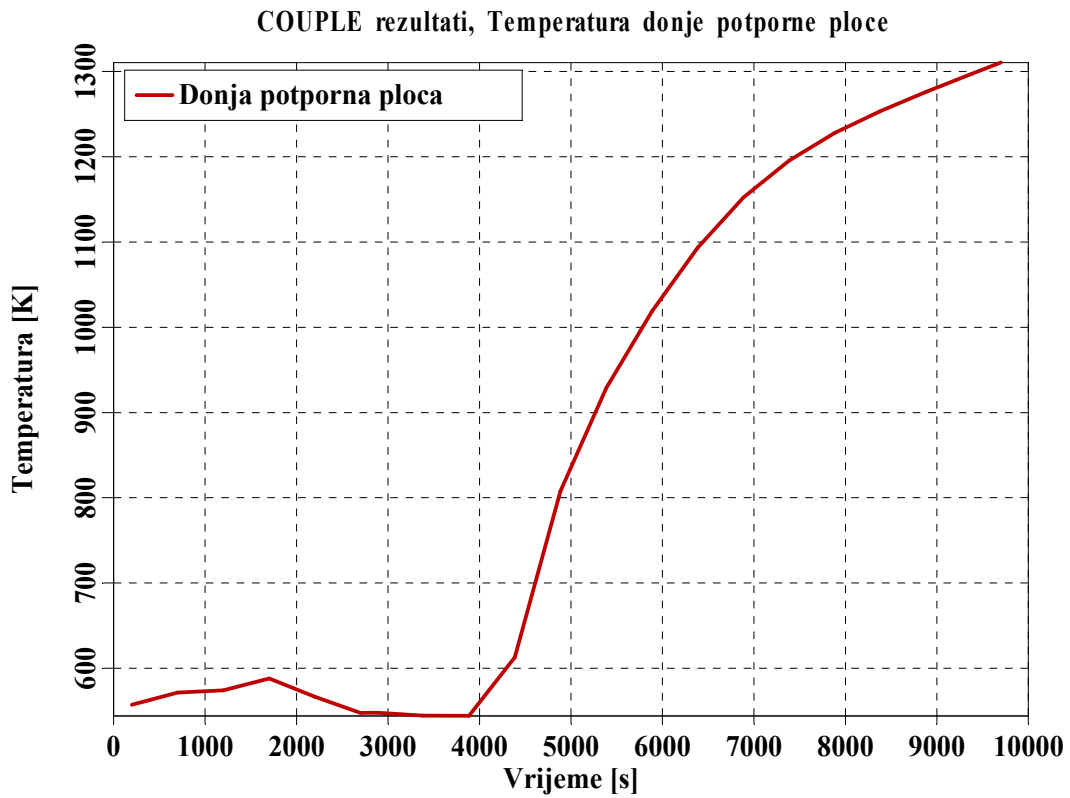


Slika 7-19: Temperatura u središtu reaktorske posude,  $\theta = 50^\circ$ , Utjecaj izmjene topline zračenjem, COUPLE izračun

Donja se potporna ploča puno jače zagrijava nego prije uvođenja radijativnog modela, slika 7-20. Prije je njena temperatura bila određena konvektivnom izmjenom topline s parom unutar reaktorske posude, a sada je dodatno porasla zbog toplinskog zračenja s dislociranog materijala. Na temperaturi 1300 K neće još doći do taljenja nehrđajućeg čelika od kojeg je ploča izrađena, ali će doći do njegovog strukturnog slabljenja.

Teško je za očekivati da će se rastaljeni materijal moći ohladiti u nekom razumnom vremenu. Eventualnim osiguranjem dobave vode u reaktorsku posudu, ili u reaktorsku šupljinu s vanjske strane posude, površinska bi se temperatura mogla smanjiti kojih stotinjak kelvina, no i dalje će biti iznad 1500-2000 K. Na tim je temperaturama radijativni toplinski tok reda veličine  $10^5 - 10^6 \text{ W/m}^2$  i zagrijavanje struktura zbog toplinskog zračenja ne može se izbjeći. Definitivno bi se zato prilikom provođenja analiza teške nesreće ovaj efekt morao uzeti u obzir jer direktno utječe na povećanje vjerojatnosti pucanja posude nakon slijevanja rastaljenog materijala u donji plenum.





Slika 7-20: Temperatura donje ploče unutrašnje posude (donje potporne ploče), Utjecaj izmjene topline zračenjem, COUPLE izračun

## 8 ZAKLJUČAK

Teška nesreća u nuklearnoj elektrani dovela bi do oštećenja jezgre i ispuštanja fisijskih produkata. Gubitak primarnog rashladnog fluida uz nemogućnost aktivacije sustava za zaštitno hlađenje jezgre uzrokovat će isparivanje vode i isušivanje jezgre. Metalni materijali, prvenstveno Zircaloy legura od koje su izrađene obloge gorivnih šipki, reagirat će s vodenom parom, odnosno oksidirati. Zbog oksidacije koja je izrazito egzotermna reakcija, naglo će porasti temperatura jezgre. Jezgra će se taliti zbog mnogobrojnih kemijskih reakcija (Fe–Zr, Ag–Zr, Zr–Ni,  $\text{UO}_2\text{–Zr–ZrO}_2$ ) na relativno niskim temperaturama (1000–2000 K). Temperatura rastaljenog materijala će zbog ostatne topline kontinuirano rasti i dosegnuti iznos od oko 3000 K. Nakon taljenja bočnih potpornih ploča, taljevina će istjecati u donji plenum pa će doći do zagrijavanja stijenke reaktorske posude. Njezinim bi eventualnim probijem taljevina bila ispuštena u zaštitnu zgradu što bi ugrozilo cjelovitost zgrade koja predstavlja posljednju barijeru za sprječavanje prodora radioaktivnih tvari u okoliš.

U svrhu boljeg razumijevanja procesa u reaktorskoj posudi potrebno je izvršiti kombiniranu termohidrauličku, kemijsku i mehaničku analizu. Rezultati ovakve analize koriste se prilikom izrade smjernica za upravljanje teškim nesrećama (SAMG) koje sadrže pisane upute operaterima elektrane i osoblju tehničkog potpornog centra za postupanje tijekom teške nesreće u nuklearnoj elektrani.

Izračun je proveden u nekoliko faza. Prva faza izračuna koja obuhvaća procese u reaktorskoj jezgri provedena je korištenjem programa SCDAP/RELAP5 i MAAP4. Radi se o kvalificiranim programima za izračun posljedica širokog spektra kvarova u nuklearnim elektranama. Modeli, korelacije i matematički algoritmi implementirani u ovim programima razlikuju se u detaljnosti modela i vremenu izvršavanja. SCDAP/RELAP5 koristi detaljne modele degradacije jezgre bazirane na eksperimentalnim korelacijama, dok je MAAP4 parametarski program čiji rezultati značajno ovise o ulaznim podacima poput temperatura taljenja pojedinih materijala, a koji ne bi trebali biti dio ulazne datoteke jer eksplicitno ovise o sekvenci događaja. U skladu s time, rezultati SCDAP/RELAP5 izračuna uzeti su kao referentni. Trajanje SCDAP/RELAP5 izračuna je dva do tri sata, a MAAP-ovog desetak minuta. Razlog je sofisticiraniji i napredniji termohidraulički alat koji se koristi u programu SCDAP/RELAP5 pa je to još jedan razlog za favoriziranje ovog programa. Ovisno o početnom događaju koji diktira termohidrauličke uvjete rastalilo se 50–70 % reaktorske jezgre. Do istjecanja materijala u donji plenum došlo je nakon dva i pol (SCDAP/RELAP5), odnosno četiri do osam sati (MAAP4), a taljevina je bila sastavljena od oksidnih i metalnih materijala u omjeru 4:1.

Druga je faza bila kombinirana CFD i FEM analiza donjeg plenuma. CFD analiza prirodne cirkulacije rastaljenog materijala provedena je s ciljem određivanja njegove konfiguracije i temperaturne raspodjele. Rayleighjeva značajka fluida bila je reda veličine  $10^{14} - 10^{15}$  pa je strujanje bilo turbulentno. Stoga je došlo do potpunog miješanja oksidnih i metalnih materijala što je rezultiralo jednolikom raspodjelom temperature. Zbog unutrašnjeg izvora topline, taljevina se cijelo vrijeme zagrijavala, a temperatura se kretala od 2900 K do 3300 K.

Termička analiza posude izvršena je FEM programima ANSYS i COUPLE, koji je dio programa SCDAP/RELAP5, i MAAP-om koji koristi jednostavan model s koncentriranim parametrima. Opet su se rezultati MAAP-a pokazali kao najmanje točni, na sva su tri izračuna pokazala da će do pucanja posude doći i to relativno brzo. Primjenom Larson-Millerovog modela posuda je zbog puzanja materijala pukla već nakon pet minuta od slijevanja taljevine. Ako se puzanje zanemari, posuda bi se na mjestu najvećeg toplinskog toka rastalila nakon sat i pol vremena. Prema tome, da bi se velika masa dislociranog materijala zadržala unutar posude potrebno je izvesti adekvatno i pravovremeno hlađenje posude s unutrašnje, a posebno

s vanjske strane. Ubrizgavanje vode u posudu nakon značajnijeg taljenja jezgre imat će dosta ograničen efekt pa vanjsko hlađenje ostaje jedina solucija. Noviji reaktorski sustavi poput AP-600 i AP-1000 imaju to riješeno, dok većina današnjih elektrana PWR tipa među koje spada i NE Krško nemaju takvu mogućnost.

Jedno od nedovoljno istraženih područja je izmjena topline zračenjem između rastaljenog materijala i struktura u donjem plenumu. Potporna ploče jezgre direktno je izložena toplinskom zračenju. Njezino bi pregrijanje i eventualni kolaps izazvao propadanje kompletne jezgre i struktura u gornjem plenumu. Model radijacijske izmjene topline implementiran je u postojeći SCDAP/RELAP-ov FEM modul COUPLE. Dodatno je razvijen model potporne ploče jezgre, a rezultati su pokazali da postoji mogućnost njezinog proboja. Propadanje preostalih neoštećenih struktura u donji plenum dodatno bi mehanički opteretilo reaktorsku posudu i povećalo vjerojatnost pucanja posude.

Doprinos rada je razvoj metodologije izračuna reaktorske faze teških nesreća bazirane na realističnim podacima. Pritom su na sustavan način istražene mogućnosti realnih fizikalnih modela i modela s koncentriranim parametrima u izračunima teških reaktorskih nesreća. Kako danas ne postoji jedinstveni program koje objedinjuje termohidraulički izračun nuklearne elektrane, modele kemijskih reakcija unutar jezgre, ispuštanje fizijskih produkata, prirodnu cirkulaciju rastaljenog materijala te termičku i mehaničku analizu stijenke reaktorske posude, nužno je koristiti kako specijalizirane alate tako i komercijalne programe za širu upotrebu. U disertaciji je opisan način primjene pojedinih programa te su dane smjernice za moguća pojednostavljenja prilikom izračuna da bi se ovakva složena analiza izvela u nekom razumnom vremenu. Utjecaj izmjene topline zračenjem na cjelovitost struktura u donjem plenumu do danas je bio slabo adresiran pa je razvijen i u radu opisan model izračuna radijativnog toplinskog toka koji je implementiran u postojeći FEM program.

Kada je o računskom dijelu riječ, daljnje istraživanje trebalo bi se usmjeriti na mehaničku analizu reaktorske posude pri čemu bi se ovdje izračunati temperaturni profil i podaci o vođenju i prijelazu topline na stijenk u posude mogli iskoristiti kao rubni uvjeti. No, puno je važnije unaprijediti postojeću eksperimentalnu bazu podataka o temperaturnim svojstvima i kemijskim reakcijama između rastaljenih reaktorskih materijala na visokim temperaturama ( $>2500$  K). Do sada provedeni eksperimenti su dovoljno dobro pokrili procese u oštećenoj jezgri, oksidaciju i taljenje gorivnih elemenata. Ponašanje rastaljenog materijala u donjem plenumu je nedovoljno istraženo, a većina se podataka temelji na eksperimentima sa simulacijskim materijalima. Također se vrlo malo zna o ispuštanju fizijskih produkata, a rezultati se razlikuju i za više od jednog reda veličine. Tek nakon dodatnih eksperimenata mogle bi se razviti korelacije koje bi se onda implementirale u postojeće ili u novo-razvijene računalne programe.

## 9 LITERATURA

- [10CFR50, 97] U.S. Nuclear Regulatory Commission, Code of Federal Regulations, 10 CFR Part 50, Section 50.2, July 1997.
- [Allison, 96] C.M. Allison, J.L. Rempe, S.A. Chavez, Final Design Report on SCDAP/RELAP5 Model Improvements – Debris Bed and Molten Pool Behaviour, INEL-96/0487, Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, December 1996.
- [Altstadt, 05] E. Altstadt, H.-G. Willschütz, B.R. Sehgal, F.-P. Weiss, Modelling of In-Vessel Retention After Relocation of Corium into the Lower Plenum, SARNET – Corium – WP 10-2 Technical Report, Forschungszentrum Rossendorf, Institute of Safety Research, October 2005.
- [ANSYS, 04] ANSYS Fluids Analysis Guide, ANSYS Release 9.0, ANSYS, Inc., November 2004.
- [ANSYS, 05] ANSYS Thermal Analysis Guide, ANSYS Release 10.0, ANSYS, Inc., August 2005.
- [Asfia, 96] F.J. Asfia, V.K. Dhir, An Experimental Study of Natural Convection in a Volumetrically Heated Spherical Pool Bounded on Top with a Rigid Wall, Nuclear Engineering and Design, Vol. 163, No. 3, pp. 333-348, July 1996.
- [Asfia, 96a] F.J. Asfia, B. Frantz, V.K. Dhir, Experimental Investigation of Natural Convection Heat Transfer in Volumetrically Heated Spherical Segments, Transactions of ASME, Journal of Heat Transfer, Vol. 118, No. 1, pp. 31-37, February 1996.
- [Asmolov, 00] V.G. Asmolov, S.S. Abalin, V.F. Strizhov, et al., Behavior of the Corium Melt Pool in LWR Lower Head with External Cooling, RASPLAV Final Report, OECD RASPLAV Project, 2000.
- [Asmolov, 03] V.G. Asmolov, V.Yu. Vishnevskiy, E.K. Dyakov, et al., Study of the Liquid Steel Behaviour in the Molten Corium in STFMFe Test Series, OECD MASCA Project, Report MP-TR-8. M. RRC “KI”, 2003.
- [Bajs, 03] T. Bajs, V. Benčík, S. Šadek, NEK RELAP5/MOD3.3 Steady-State and On-Transient Qualification Report (Based on NEK ESD TR 09/03), NEK ESD TR 10/03, 2003.
- [Baker, 62] L. Baker, L.C. Just, Studies of Metal-Water Reactions at High Temperatures, III. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction, ANL-6548, Argonne National Laboratory, May 1962.
- [Baker, 91] A.J. Baker, D.W. Pepper, Finite Elements 1-2-3, McGraw-Hill, New York, 1991.
- [Bilić-Zabrc, 00] T. Bilić-Zabrc, B. Glaser, Krško MAAP Nodalization Notebook, NEK ESD TR 02/00, 2000.
- [Bonnet, 94] J.M. Bonnet, S. Rouge, J.M. Seiler, Large Scale Experiments for Core Melt Retention, Proceedings of OECD/CSNI/NEA Workshop on Large Molten Pool Heat Transfer, Grenoble, March 1994.
- [Broughton, 89] J.M. Broughton, P. Kuan, D.A. Petti, E.L. Tolman, A Scenario of the Three Mile Island Unit 2 Accident, Nuclear Technology, Vol. 87, No. 1, pp. 34-53, August 1989.

- [Buck, 07] M. Buck, Modelling of the Late Phase of Core Degradation in Light Water Reactors, Ph.D. Thesis, Institut für Kernenergetik und Energiesysteme, Universität Stuttgart, November 2007.
- [Cathcart, 76] J.V. Cathcart, Quarterly Progress Report on the Zirconium Metal-Water Oxidation Kinetics Program Sponsored by the NRC Division of Reactor Safety Research for April-June 1976, ORNL/NUREG/TM-41, August 1976.
- [Cathcart, 77] J.V. Cathcart, Quarterly Progress Report on the Zirconium Metal-Water Oxidation Kinetics Program Sponsored by the NRC Division of Reactor Safety Research for October-December 1976, ORNL/NUREG/TM-87, February 1977.
- [Collins, 87] J.L. Collins, M.F. Osborne, R.A. Lorenz, Fission Product Tellurium Release Behavior Under Severe Light Water Reactor Accident Conditions, Nuclear Technology, Vol. 77, No. 1, pp. 18-31, April 1987.
- [Cox, 93] D.S. Cox, Z. Liu, P.H. Elder, C.E.L. Hunt, V.I. Arimescu, Fission-Product Release Kinetics from CANDU and LWR Fuel During High-Temperature Steam Oxidation Experiments, Fission Gas Release and Fuel Rod Chemistry Related to Extended Burnup, IAEA-TECDOC-697, 1993.
- [Dalhuijsen, 86] A.J. Dalhuijsen, A. Segal, Comparison of Finite Element Techniques for Solidification Problems, International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 23, No. 10, pp. 1807-1829, October 1986.
- [Dinh, 97] T.N. Dinh, R.R. Nourgaliev, Turbulence Modelling for Large Volumetrically Heated Liquid Pools, Nuclear Engineering and Design, Vol. 169, No. 1, pp. 131-150, June 1997.
- [Dinh, 97a] T.N. Dinh, R.R. Nourgaliev, B.R. Sehgal, On Heat Transfer Characteristics of Real and Simulant Melt Pool Experiments, Nuclear Engineering and Design, Vol. 169, No. 1, pp. 151-164, June 1997.
- [Ducros, 01] G. Ducros, P.P. Malgouyres, M. Kissane, D. Boulaud, M. Durin, Fission Product Release Under Severe Accidental Conditions: General Presentation of the Program and Synthesis of VERCORS 1-6 Results, Nuclear Engineering and Design, Vol. 208, No. 2, pp. 191-203, September 2001.
- [Fauske, 94] Fauske and Associates, Inc., MAAP4 – Modular Accident Analysis Program for LWR Power Plants, Code Manuals, Vols. 1 to 3, prepared for Electric Power Research Institute, 1994.
- [Fink, 00] J.K. Fink, Thermophysical Properties of Uranium Dioxide, Journal of Nuclear Materials, Vol. 279, No. 1, pp. 1-18, March 2000.
- [Fukusawa, 05] M. Fukusawa, S. Tamura, M. Hasebe, Development of Thermodynamic Database for U-Zr-Fe-O-B-C-FPs System, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 42, No. 8, pp. 706-716, August 2005.
- [Fukusawa, 07] M. Fukusawa, S. Tamura, Thermodynamic Analysis for Molten Corium Stratification Test MASCA with Ionic Liquid U-Zr-Fe-O-B-C-FPs Database, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 44, No. 9, pp. 1210-1219, September 2007.
- [Grgić, 97] D. Grgić, Calculation of Decay Heat and Core Inventory for NEK Cycle 13 and Bounding Core, NEK ESD TR 04/97, Revision 0, 1997.
- [Grgić, 03] D. Grgić, et al., NEK RELAP5/MOD3.3 Nodalization Notebook (2000 MWt and new SGs), NEK ESD TR 09/03, 2003.

- [Gubaidullin, 02] A.A. Gubaidullin, Natural Convection Heat Transfer in Two-Fluid Stratified Pools With Internal Heat Sources, Ph.D. Thesis, KTH, School of Engineering Sciences, Stockholm, Sweden, January 2002.
- [Hansen, 58] M. Hansen, K. Anderka, Constitution of Binary Alloys, McGraw-Hill Book Company, Inc., New York, 1958.
- [Harding, 89] J.H. Harding, D.G. Martin, P.E. Potter, Thermophysical and Thermochemical Properties of Fast Reactor Materials, Harwell Laboratory, UKAEA Report EUR 12402, 1989.
- [Hocke, 95] K.D. Hocke, B. Adroguer, I. Shepherd, A. Schatz, Fission Product Release (State-of-the-Art Review), European Commission, EUR – 16499 EN, 1995.
- [Hofmann, 79] P. Hofmann, C. Politis, The Kinetics of the Uranium Dioxide — Zircaloy Reactions at High Temperatures, Journal of Nuclear Materials, Vol. 87, No. 2, pp. 375-397, December 1979.
- [Hofmann, 84] P. Hofmann, D. Kerwin-Peck, UO<sub>2</sub>/Zircaloy-4 Chemical Interactions from 1000 to 1700 °C under Isothermal and Transient Temperature Conditions, Journal of Nuclear Materials, Vol. 124, pp. 80-105, May 1984.
- [Hofmann, 88] P. Hofmann, H. Uetsuka, A.N. Wilhelm, E.A. Garcia, Dissolution of Solid UO<sub>2</sub> by Molten Zircaloy and Its Modelling, presented at International Symposium on Severe Accidents in Nuclear Power Plants, Sorrento, Italy, March 21-25, 1988.
- [Hofmann, 89] P. Hofmann, S. Hagen, G. Schanz, A. Skokan, Reactor Core Materials Interactions at Very High Temperatures, Nuclear Technology, Vol. 87, No. 1, pp. 146-186, August 1989.
- [Hofmann, 94] P. Hofmann, M. Markiewicz, Chemical Interactions Between As-Received and Pre-Oxidized Zircaloy-4 and Stainless Steel at High Temperatures, Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK-5106, May 1994.
- [Hofmann, 94a] P. Hofmann, M. Markiewicz, Chemical Interactions Between As-Received and Pre-Oxidized Zircaloy-4 and Inconel-718 at High Temperatures, Kernforschungszentrum Karlsruhe, KfK-4729, June 1994.
- [Hottel, 67] H.C. Hottel, A.F. Sarofim, Radiative Transfer, McGraw-Hill, New York, 1967.
- [Howieson, 87] J.Q. Howieson, V.G. Snell, Chernobyl – A Canadian Technical Perspective, Nuclear Journal of Canada, Vol. 1, No. 3, September 1987.
- [Iglesias, 90] F.C. Iglesias, C.E.L. Hunt, F. Garisto, D.S. Cox, Ruthenium Release Kinetics from Uranium Oxides, Proceedings of the International Centre for Heat and Mass Transfer, pp. 187-196, 1990.
- [Jacquemain, 00] D. Jacquemain, S. Bourdon, A. de Braemaeker, M. Barrachin, PHEBUS FPT1 Final Report (Final Version), IPSN/DRS/SEA/PEPF Report SEA1/00, IP/00/479, 2000.
- [Jahn, 74] M. Jahn, H.H. Reineke, Free Convection Heat Transfer with Internal Heat Sources, Calculations and Measurements, Proceedings of the 5<sup>th</sup> International Heat Transfer Conference, Vol. 3, paper NC-2.8, Tokyo, Japan, September 1974.

- [Kelkar, 93] K.M. Kelkar, S.V. Patankar, Turbulent Natural Convection in Reactor Core Melt, Final Report of Phase I SBIR, U.S. Nuclear Regulatory Commission, March 1993.
- [Kim, 88] K.T. Kim, D.R. Olander, Dissolution of Uranium Dioxide by Molten Zircaloy, *Journal of Nuclear Materials*, Vol. 154, No. 1, pp. 102-115, June 1988.
- [Kolev, 09] N.I. Kolev, *Multiphase Flow Dynamics 4, Nuclear Thermal Hydraulics*, Springer, First Edition, 2009.
- [Korobenko, 01] V.N. Korobenko, A.I. Savvatimskii, Temperature Dependence of the Density and Electrical Resistivity of Liquid Zirconium up to 4100 K, *High Temperature*, Vol. 39, No. 4, pp. 525-531, July 2001.
- [Kraus, 84] H.G. Kraus, COUPLE/Mod6 – A General Purpose Two-Dimensional Finite Element/Finite Difference Heat Conduction Code, EG&G Idaho Inc., RE-A-84-002, January 1984.
- [Kudo, 07] T. Kudo, M. Kida, T. Nakamura, F. Nagase, T. Fuketa, Releases of Cesium and Poorly Volatile Elements from UO<sub>2</sub> and MOX Fuels Under Severe Accident Conditions, *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 44, No. 11, pp. 1421-1427, 2007.
- [Kudo, 07a] T. Kudo, M. Kida, T. Nakamura, F. Nagase, T. Fuketa, Effects of Fuel Oxidation and Dissolution on Volatile Fission Product Release Under Severe Accident Conditions, *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 44, No. 11, pp. 1428-1435, 2007.
- [Kymäläinen, 97] O. Kymäläinen, H. Tuomisto, T.G. Theofanous, In-Vessel Retention of Corium at the Loviisa Plant, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 169, No. 1, pp. 109-130, June 1997.
- [Larson, 52] F.R. Larson, J. Miller, A Time Temperature Relationship for Rupture and Creep Stresses, *Transactions of ASME*, Vol. 74, pp. 765-775, 1952.
- [Lauder, 74] B.E. Launder, D.B. Spalding, *The Numerical Computation of Turbulent Flows*, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 3, No. 2, pp. 269-289, March 1974.
- [Lewis, 08] B.J. Lewis, R. Dickson, F.C. Iglesias, G. Ducros, T. Kudo, Overview of Experimental Programs on Core Melt Progression and Fission Product Release Behaviour, *Journal of Nuclear Materials*, Vol. 380, No. 1, pp. 126-143, October 2008.
- [Liaqat, 01] A. Liaqat, A.C. Baytaş, Cooling of Molten Core Material within a Pressurised Water Reactor Vessel Lower Head: Interaction of Surface Radiation and Wall Conduction with Free Convection, *International Journal of Engineering Science*, Vol. 39, No. 18, pp. 2089-2102, December 2001.
- [Magallon, 95] D. Magallon, H. Hohmann, High Pressure Corium Melt Quenching Tests in FARO, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 155, No. 1, pp. 253-270, April 1995.
- [Magallon, 99] D. Magallon, I. Huhtiniemi, H. Hohmann, Lessons Learnt from FARO/TERMOS Corium Melt Quenching Experiments, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 189, No. 1, pp. 223-238, May 1999.
- [Magallon, 06] D. Magallon, Characteristics of Corium Debris Bed Generated in Large-Scale Fuel-Coolant Interaction Experiments, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 236, No. 19, pp. 1998-2009, October 2006.

- [Mahan, 02] J.R. Mahan, Radiation Heat Transfer, A Statistical Approach, John Wiley & Sons, New York, 2002.
- [Maruyama, 03] Y. Maruyama, K. Moriyama, H. Nakamura, M. Hirano, K. Nakajima, Modeling for Evaluation of Debris Coolability in Lower Plenum of Reactor Pressure Vessel, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 40, No. 1, pp. 12–21, January 2003.
- [Mayinger, 76] F. Mayinger, M. Jahn, H.H. Reineke, V. Steinbrenner, Examination of Thermohydraulic Processes and Heat Transfer in a Core Melt, BMFT RS 48/1, Institut für Verfahrenstechnik der T.U., Hannover, Germany, 1976.
- [Monde, 82] M. Monde, H. Kusuda, H. Uehara, Critical Heat Flux During Natural Convective Boiling in Vertical Rectangular Channels Submerged in Saturated Liquid, Transactions of ASME, Journal of Heat Transfer, Vol. 104, No. 2, pp. 300-303, May 1982.
- [Müller, 06] W.C. Müller, Review of Debris Bed Cooling in the TMI-2 Accident, Nuclear Engineering and Design, Vol. 236, No. 19, pp. 1965-1975, October 2006.
- [Müller, 06a] W.C. Müller, Late In-Vessel Phenomena, presented at Short Course on Severe Accidents Phenomenology, Cadarache, France, January 9-13, 2006.
- [Murillo, 08] M.S. Murillo, Viscosity Estimates of Liquid Metals and Warm Dense Matter Using the Yukawa Reference System, High Energy Density Physics, Vol. 4, No. 1, pp. 49-57, April 2008.
- [Namiach, 04] J. Namiach, G. Berthoud, N. Coutris, Fragmentation of a Molten Corium Jet Falling into Water, Nuclear Engineering and Design, Vol. 229, No. 2, pp. 265-287, April 2004.
- [NEK EOP, 02] NEK Emergency Operating Procedures, EOP-3.5, ECA-0.0, Loss of all AC Power, Revision 11, 2002.
- [Nourgaliev, 97] R.R. Nourgaliev, T.N. Dinh, B.R. Sehgal, Effect of Fluid Prandtl Number on Heat Transfer Characteristics in Internally Heated Liquid Pools with Rayleigh Numbers up to  $10^{12}$ , Nuclear Engineering and Design, Vol. 169, No. 1, pp. 165-184, June 1997.
- [NUREG, 98] Final Safety Evaluation Report Related to Certification of the AP600 Standard Design, NUREG-1512, U.S. Nuclear Regulatory Commission, September 1998.
- [NUREG, 04] Final Safety Evaluation Report Related to Certification of the AP1000 Standard Design, NUREG-1793, U.S. Nuclear Regulatory Commission, September 2004.
- [Olander, 83] D.R. Olander, The UO<sub>2</sub>-Zircaloy Chemical Interaction, Journal of Nuclear Materials, Vol. 115, No. 2, pp. 271-285, April 1983.
- [Osborne, 87] F.M. Osborne, J.L. Collins, R.A. Lorenz, Experimental Studies of Fission Product Release from Commercial Light Water Reactor Fuel Under Accident Conditions, Nuclear Technology, Vol. 78, No. 2, pp. 157-169, August 1987.
- [Osborne, 92] F.M. Osborne, R.A. Lorenz, ORNL Studies of Fission Product Release Under LWR Severe Accident Conditions, Nuclear Safety, Vol. 33, No. 3, pp. 344-365, July 1992.
- [Paloposki, 06] T. Paloposki, L. Liedquist, Steel Emissivity at High Temperatures, Nordic Innovation Centre, NT Technical Report 570, January 2006.



- [Pontillon, 05] Y. Pontillon, P.P. Malgouyres, G. Ducros, G. Nicaise, R. Dubourg, M. Kissane, M. Baichi, Lessons Learnt from VERCORS Tests: Study of the Active Role Played by  $\text{UO}_2\text{-ZrO}_2\text{-FP}$  Interactions on Irradiated Fuel Collapse Temperature, *Journal of Nuclear Materials*, Vol. 344, No. 1, pp. 265-273, September 2005.
- [Pope, 06] S.B. Pope, *Turbulent Flows*, Cambridge University Press, pp. 373-383, New York, 2006.
- [Prater, 86] J.T. Prater, E.L. Courtright, High-Temperature Oxidation of Zircaloy-4 in Steam and Steam-Hydrogen Environments, NUREG/CR-4476, PNL-5558, U.S. Nuclear Regulatory Commission, 1986.
- [Rempe, 97] J.L. Rempe, D.L. Knudson, C.M. Allison, G.L. Thinnes, C.L. Atwood, M.J. Cebull, Potential for AP600 In-Vessel Retention through Ex-Vessel Flooding, INEEL/EXT-097-00779, Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, December 1997.
- [Rempe, 08] J.L. Rempe, D.L. Knudson, High Temperature Thermal Properties for Metals Used in LWR Vessels, *Journal of Nuclear Materials*, Vol. 372, No. 2, pp. 350-357, January 2008.
- [Romberger, 67] K.A. Romberger, C.F. Baes, Jr., H.H. Stone, Phase Equilibrium Studies in the  $\text{UO}_2\text{-ZrO}_2$  System, *Journal of Inorganic and Nuclear Chemistry*, Vol. 29, No. 7, pp. 1619-1626, July 1967.
- [SCDAP, 97] SCDAP/RELAP5 Development Team, SCDAP/RELAP5/MOD3.2 Code Manuals, NUREG/CR-6150, INEL-96/0422, Revision 1, Vols. 1 to 5, Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, October 1997.
- [Schanz, 03] G. Schanz, Recommendations and Supporting Information on the Choice of Zirconium Oxidation Models in Severe Accident Codes, SAM-COLOSS-P043, Forschungszentrum Karlsruhe, Germany, FZKA 6827, 2003.
- [Schanz, 04] G. Schanz, B. Adroguer, A. Volchek, Advanced Treatment of Zircaloy Cladding High-Temperature Oxidation in Severe Accident Code Calculations; Part I. Experimental Database and Basic Modeling, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 232, No. 1, pp. 75-84, July 2004.
- [Schöberl, 03] J. Schöberl, NETGEN – 4.X, University of Linz, Austria, May 2003.
- [Sehgal, 99] B.R. Sehgal, V.A. Bui, T.N. Dinh, R.R. Nourgaliev, Heat Transfer Processes in Reactor Vessel Lower Plenum During Late Phase Of In-Vessel Core Melt Progression, *Advances in Nuclear Science and Technology*, Vol. 26, Kluwer Academic/Plenum Publishers, New York, 1999.
- [Sehgal, 02] B.R. Sehgal, R.R. Nourgaliev, T.N. Dinh, Characterisation of Heat Transfer Processes in a Melt Pool Convection and Vessel-Creep Experiment, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 211, No. 2, pp. 173-187, February 2002.
- [Sehgal, 03] B.R. Sehgal, et al., Assessment of Reactor Vessel Integrity (ARVI), *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 221, No. 1, pp. 23-53, April 2003.
- [Sehgal, 06] B.R. Sehgal, A. Giri, U. Chikkanagoudar, A. Karbojian, Experiments on In-Vessel Melt Coolability in the EC-FOREVER Program, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 236, No. 19, pp. 2199-2210, October 2006.

- [Seiler, 07] J.M. Seiler, B. Tourniaire, F. Defoort, K. Froment, Consequences of Material Effects on In-Vessel Retention, Nuclear Engineering and Design, Vol. 237, No. 15, pp. 1752-1758, September 2007.
- [Sepold, 01] L. Sepold, P. Hofmann, W. Leiling, A. Miassoedov, D. Piel, L. Schmidt, M. Steinbrück, Reflooding Experiments with LWR-Type Fuel Rod Simulators in the QUENCH Facility, Nuclear Engineering and Design, Vol. 204, No. 1, pp. 205-220, February 2001.
- [Sepold, 07] L. Sepold, W. Hering, G. Schanz, W. Scholtyssek, M. Steinbrück, J. Stuckert, Severe Fuel Damage Experiments Performed in the QUENCH Facility with 21-Rod Bundles of LWR-Type, Nuclear Engineering and Design, Vol. 237, No. 22, pp. 2157-2164, November 2007.
- [Siegel, 92] R. Siegel, J.R. Howell, Thermal Radiation Heat Transfer, Taylor and Francis, Hemisphere Publishing Corporation, Third Edition, Washington, 1992.
- [Skokan, 84] A. Skokan, High Temperature Phase Relations in the U-Zr-O System, Proceedings of the Fifth International Meeting on Thermal Nuclear Reactor Safety, Karlsruhe, German Federal Republic, September 9-13, 1984, KfK 3880/2B, pp. 1035-1042, December 1984.
- [Steinbrück, 06] M. Steinbrück, A. Miassoedov, G. Schanz, L. Sepold, U. Stegmaier, J. Stuckert, Experiments on Air Ingress During Severe Accidents in LWRs, Nuclear Engineering and Design, Vol. 236, No. 14, pp. 1709-1719, August 2006.
- [Sudreau, 97] F. Sudreau, G. Cognet, Corium Viscosity Modelling Above Liquidus Temperature, Nuclear Engineering and Design, Vol. 178, No. 3, pp. 269-277, December 1997.
- [Šadek, 05] S. Šadek, S. Špalj, RELAP5/Mod3.3 Analysis of NPP Krško Station Blackout Accident for the Modified WOG2000 RCP Seal Leakage Model Assumptions, NEK ESD TR 16/05, Revision 1, 2005.
- [Šadek, 08] S. Šadek, D. Grgić, N. Čavlina, Analysis of In-Vessel Severe Accident Phenomena in NPP Krško, Proceedings of the 7<sup>th</sup> International Conference on Nuclear Option in Countries with Small and Medium Electricity Grids, pp. S5-65.1–S5-65.15, Dubrovnik, Croatia, May 2008.
- [Šadek, 08a] S. Šadek, S. Špalj, B. Glaser, Influence of Modelling Options in RELAP5/SCDAPSIM and MAAP4 Computer Codes on Core Melt Progression and Reactor Pressure Vessel Integrity, Proceedings of the TopSafe 2008 Conference, pp. A1-107.1–A1-107.18, Dubrovnik, Croatia, October 2008.
- [Theofanous, 97] T.G. Theofanous, C. Liu, S. Additon, S. Angelini, O. Kymäläinen, T. Salmassi, In-Vessel Coolability and Retention of a Core Melt, Nuclear Engineering and Design, Vol. 169, No. 1, pp. 1-48, June 1997.
- [Theofanous, 97a] T.G. Theofanous, M. Maguire, S. Angelini, T. Salmassi, The First Results from the ACOPO Experiment, Nuclear Engineering and Design, Vol. 169, No. 1, pp. 49-57, June 1997.
- [Theofanous, 00] T.G. Theofanous, S. Angelini, Natural Convection for In-Vessel Retention at Prototypic Rayleigh Numbers, Nuclear Engineering and Design, Vol. 200, No. 1, pp. 1-9, August 2000.
- [Tran, 07] C.T. Tran, Development, Validation and Application of an Effective Convectivity Model for Simulation of Melt Pool Heat Transfer in a

- Light Water Reactor Lower Head, Licentiate Thesis, KTH, School of Engineering Sciences, Stockholm, Sweden, 2007.
- [Urbanic, 78] V.F. Urbanic, T.R. Heidrick, High-Temperature Oxidation of Zircaloy-2 and Zircaloy-4 in Steam, *Journal of Nuclear Materials*, Vol. 75, No. 2, pp. 251-261, August 1978.
- [Viollet, 87] P.L. Viollet, The Modelling of Turbulent Recirculating Flows for the Purpose of Reactor Thermal-Hydraulic Analysis, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 99, pp. 365-377, February 1987.
- [Walton, 02] G.N. Walton, Calculation of Obstructed View Factors by Adaptive Integration, National Institute of Standards and Technology, Technology Administration, U.S. Department of Commerce, NISTIR 6925, November 2002.
- [White, 91] F.M. White, *Viscous Fluid Flow*, McGraw-Hill, Second Edition, New York, 1991.
- [Willschütz, 01] H.-G. Willschütz, E. Altstadt, B.R. Sehgal, F.-P. Weiss, Coupled Thermal Cstructural Analysis of LWR Vessel Creep Failure Experiments, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 208, No. 3, pp. 265-282, September 2001.
- [Willschütz, 06] H.-G. Willschütz, E. Altstadt, B.R. Sehgal, F.-P. Weiss, Recursively Coupled Thermal and Mechanical FEM-Analysis of Lower Plenum Creep Failure Experiments, *Annals of Nuclear Energy*, Vol. 33, No. 2, pp. 126-148, January 2006.
- [Wilson, 66] E.L. Wilson, R.E. Nickell, Application of the Finite Element Method to Heat Conduction Analysis, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 4, No. 3, pp. 276-286, October 1966.
- [WOG 2000, 03] WOG 2000 Reactor Coolant Pump Seal Leakage Model for Westinghouse PWRs, Westinghouse Electric Company LLC, WCAP-15603, Revision 1-A, June 2003.

## 10 POPIS AKRONIMA, OZNAKA I INDEKSA

### 10.1 Popis akronima

Akronim	Izvorni jezik	Hrvatski jezik
BWR	Boiling Water Reactor	Reaktor s vodom koja ključa
CEA	Commissariat à l'Energie Atomique	Odbor za atomsku energiju
CFD	Computational Fluid Dynamics	Računalna mehanika fluida
CVCS	Chemical and Volume Control System	Sustav za volumnu i kemijsku kontrolu
DBA	Design Basis Accident	Granični projektni kvar
DNS	Direct Numerical Simulation	Direktna numerička simulacija
ECCS	Emergency Core Cooling System	Sustav za zaštitno hlađenje jezgre
FEM	Finite Element Method	Metoda konačnih elemenata
FER		Fakultet elektrotehnike i računarstva
HPSI	High Pressure Safety Injection	Visokotlačni sustav za zaštitno hlađenje jezgre
JRC	Joint Research Centre	Zajednički istraživački centar
KFSS	Krško Full Scope Simulator	Sveobuhvatni simulator NE Krško
KPT		Koeficijent prijelaza topline
LOCA	Loss of Coolant Accident	Nesreća gubitka hladioca
LPSI	Low Pressure Safety Injection	Niskotlačni sustav za zaštitno hlađenje jezgre
NE		Nuklearna elektrana
NR	Narrow Range	Usko mjerno područje
PSA	Probabilistic Safety Analysis	Vjerojatnosna sigurnosna analiza
PWR	Pressurized Water Reactor	Reaktor s vodom pod tlakom
RCS	Reactor Coolant System	Primarni rashladni krug
SAMG	Severe Accident Management Guideline	Program za upravljanje teškim nesrećama
SBO	Station Blackout	Gubitak izmjeničnog napajanja u nuklearnoj elektrani
TH		Termohidraulika

## 10.2 Popis oznaka i indeksa

Latinična oznaka	Mjerna jedinica	Značenje
$A$	$m^2$	Površina
$B$	$W/m^2$	Intenzitet emitiranog zračenja
$c$	$J/kg \cdot K$	Specifični toplinski kapacitet
$F$	-	Vidni faktor
$f$	-	Faktor puzanja
$\vec{g}$	$m/s^2$	Vektor ubrzanja sile teže ( $9,81 m/s^2$ )
$H$	$W/m^2$	Intenzitet upadnog zračenja (ozračenje)
$h$	$W/m^2 \cdot K$	Koeficijent prijelaza topline
$i$	$J/m^3, J/kg$	Entalpija
$k$	$W/m \cdot K$	Koeficijent vođenja topline
$L$	$m^2/s^2$	Turbulentna kinetička energija
$L$	$J/kg$	Specifična latentna toplina
$LMP$	-	Larson-Millerov parametar
$m$	$kg$	Masa
$N$	-	Broj jedinki
$\{N\}$	-	Linearna baza kod FEM metode
$\vec{n}$	-	Vektor normale
$Nu$	-	Nusseltova značajka ( $Nu = \frac{hR}{k}$ )
$p$	$Pa$	Tlak
$Pr$	-	Prandtlova značajka ( $Pr = \frac{\nu}{\alpha}$ )
$q$	$W/m^2$	Toplinski tok
$\vec{q}$	$W/m^2$	Vektor toplinskog toka
$q_v$	$W/m^3$	Gustoća snage
$R$	$J/mol \cdot K$	Plinska konstanta ( $8,314 J/mol \cdot K$ )
	$m$	Polumjer sfernog dijela donjeg plenuma
	-	Pogreška aproksimacije kod FEM metode
	$K/W$	Toplinski otpor
	-	Interna Rayleighjeva značajka
$Ra_{int}$	-	( $Ra_{int} = \frac{\beta g q_v R^5}{\nu \alpha k}$ )
$T$	$K$	Temperatura
$t$	$s$	Vrijeme
$V$	$m^3$	Volumen
$\vec{v}$	$m/s$	Vektor brzine
$W$	-	Težinska funkcija kod FEM metode
$wt.$	$\%$	Maseni udio

Grčka oznaka	Mjerna jedinica	Značenje
$\alpha$	m <sup>2</sup> /s	Temperaturna provodnost ( $\alpha = \frac{k}{\rho c}$ )
$\beta$	K <sup>-1</sup>	Koeficijent linearnog toplinskog rastezanja
$\delta$	m	Debljina oksidnog sloja
	m	Položaj fazne granice
		Kroneckerov delta simbol:
$\delta_{ij}$	-	$\delta_{ij} = \begin{cases} 1, & \text{za } i = j \\ 0, & \text{za } i \neq j \end{cases}$
$\varepsilon$	m <sup>2</sup> /s <sup>3</sup>	Brzina gubitka turbulentne kinetičke energije
	-	Emisijski faktor
$\mu$	kg/m·s	Dinamički viskozitet
$\nu$	m <sup>2</sup> /s	Kinematički viskozitet ( $\nu = \frac{\mu}{\rho}$ )
$\rho$	kg/m <sup>3</sup>	Gustoća
$\sigma$	Pa	Naprezanje
	N/m	Površinska napetost
	W/m <sup>2</sup> K <sup>4</sup>	Stefan-Boltzmannova konstanta (5,6703·10 <sup>-8</sup> W/m <sup>2</sup> K <sup>4</sup> )
$\tau$	Pa	Smično naprezanje

### Indeks

*c*  
*creep*  
*eff*  
*g*  
*i, j*  
*l*  
*n*  
*p*  
*r*  
*s*  
  
*up*

### Značenje

rashladni fluid  
puzanje  
efektivna vrijednost  
plin  
oznake brojača  
kapljevina  
normala  
pucanje  
referentna vrijednost  
krutina  
bočna strana  
gornja strana

## 11 PRILOZI

### 11.1 Matematički model vođenja topline u računalnom programu COUPLE

Program rješava problem vođenja topline u dvije dimenzije s mogućnošću definiranja osno simetričnog modela. Rubni uvjeti definirani su zadavanjem toplinskog toka na granici ili koeficijenta prijelaza topline i temperature okolišnog fluida. Parcijalna diferencijalna toplinska jednadžba rješava se tehnikom koja kombinira metodu konačnih elemenata u prostornoj domeni i metodu konačnih razlika u vremenskoj domeni.

Fourierov zakon za proizvoljnu dvodimenzionalnu anizotropnu geometriju dan je jednadžbom:

$$q = q_{\xi} + q_{\eta} = -k_{\xi} \frac{\partial T}{\partial \xi} - k_{\eta} \frac{\partial T}{\partial \eta}. \quad (11-1)$$

Metoda konačnih elemenata primjenjuje se na ortogonalnu mrežu, a kako dvodimenzionalni geometrijski lik može biti bilo kojeg oblika, potrebno je izvršiti linearnu transformaciju iz tzv. prirodnog u Kartezijev koordinatni sustav. Toplinski tok u ortogonalnom  $x$ - $y$  koordinatnom sustavu definiran je kao:

$$q_x = q_{\xi} \cos \beta - q_{\eta} \sin \beta = -k_{\xi} \frac{\partial T}{\partial \xi} \cos \beta + k_{\eta} \frac{\partial T}{\partial \eta} \sin \beta, \quad (11-2)$$

$$q_y = q_{\xi} \sin \beta + q_{\eta} \cos \beta = -k_{\xi} \frac{\partial T}{\partial \xi} \sin \beta - k_{\eta} \frac{\partial T}{\partial \eta} \cos \beta, \quad (11-3)$$

gdje su:

$$\frac{\partial T}{\partial \xi} = \frac{\partial T}{\partial x} \frac{\partial x}{\partial \xi} + \frac{\partial T}{\partial y} \frac{\partial y}{\partial \xi}, \quad (11-4)$$

$$\frac{\partial T}{\partial \eta} = \frac{\partial T}{\partial x} \frac{\partial x}{\partial \eta} + \frac{\partial T}{\partial y} \frac{\partial y}{\partial \eta}. \quad (11-5)$$

Kut  $\beta$  predstavlja kut između dvaju koordinatnih sustava kao što je prikazano na slici 11-1.

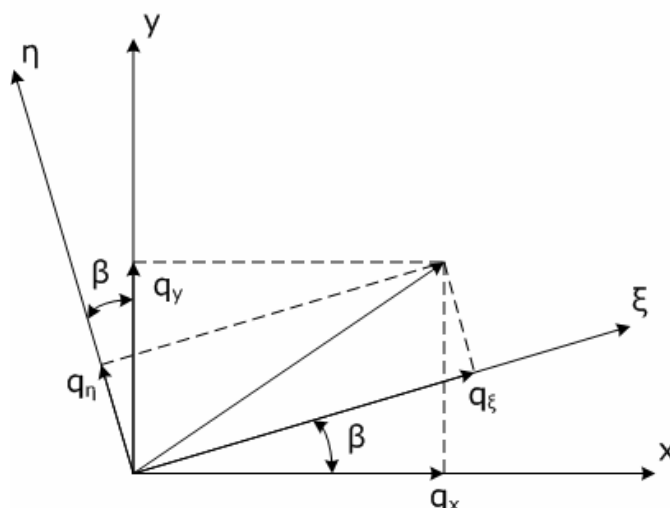
Koordinate  $x$  i  $y$  u odnosu na koordinate  $\xi$  i  $\eta$ , kao i njihove parcijalne derivacije određene su izrazima:

$$x = \xi \cos \beta = -\eta \sin \beta, \quad (11-6)$$

$$y = \xi \sin \beta = \eta \cos \beta, \quad (11-7)$$

$$\frac{\partial x}{\partial \xi} = \cos \beta, \quad \frac{\partial x}{\partial \eta} = -\sin \beta, \quad (11-8)$$

$$\frac{\partial y}{\partial \xi} = \sin \beta, \quad \frac{\partial y}{\partial \eta} = \cos \beta. \quad (11-9)$$



Slika 11-1: Prikaz toplinskog toka u dvodimenzionalno koordinatnom sustavu

Konačno, kombinirajući sve prethodne izraze, toplinski tokovi u  $x$  i  $y$  smjeru mogu se zapisati kao:

$$q_x = -\left(k_\xi \cos^2 \beta + k_\eta \sin^2 \beta\right) \frac{\partial T}{\partial x} - \left(k_\xi - k_\eta\right) \frac{\sin 2\beta}{2} \frac{\partial T}{\partial y}, \quad (11-10)$$

$$q_y = -\left(k_\xi - k_\eta\right) \frac{\sin 2\beta}{2} \frac{\partial T}{\partial x} - \left(k_\xi \sin^2 \beta + k_\eta \cos^2 \beta\right) \frac{\partial T}{\partial y}, \quad (11-11)$$

odnosno,

$$q_x = -k_{xx} \frac{\partial T}{\partial x} - k_{xy} \frac{\partial T}{\partial y}, \quad (11-12)$$

$$q_y = -k_{yx} \frac{\partial T}{\partial x} - k_{yy} \frac{\partial T}{\partial y}. \quad (11-13)$$

Uvažavanjem prvog glavnog stavka termodinamike, toplinska se jednadžba definira kao:

$$-\frac{\partial}{\partial x} q_x - \frac{\partial}{\partial y} q_y + q_V = \rho c \frac{\partial T}{\partial t}, \quad (11-14)$$

odnosno nakon uvrštavanja izraza (11-12) i (11-13):

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( k_{xx} \frac{\partial T}{\partial x} + k_{xy} \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k_{yx} \frac{\partial T}{\partial x} + k_{yy} \frac{\partial T}{\partial y} \right) + q_V = \rho c \frac{\partial T}{\partial t}. \quad (11-15)$$

Posljednja se jednadžba može zapisati u matičnom obliku:



$$\left[ \begin{array}{cc} \frac{\partial}{\partial x} & \frac{\partial}{\partial y} \end{array} \right] \left[ \begin{array}{cc} k_{xx} & k_{xy} \\ k_{yx} & k_{yy} \end{array} \right] \left\{ \begin{array}{c} \frac{\partial}{\partial x} \\ \frac{\partial}{\partial y} \end{array} \right\} T + q_V = \rho c \frac{\partial T}{\partial t}, \quad (11-16)$$

ili u vektorskoj notaciji:

$$\nabla \cdot ([K] \nabla^T T) + q_V = \rho c \frac{\partial T}{\partial t}. \quad (11-17)$$

### 11.1.1 Primjena metode konačnih elemenata

Ideja metode je da integral pogreške aproksimacije rješenja jednadžbe vođenja topline iščezava po cijeloj računskoj domeni. Ako je pogreška aproksimacije rješenja dana izrazom:

$$R = \nabla \cdot ([K] \nabla^T T) + q_V - \rho c \frac{\partial T}{\partial t}, \quad (11-18)$$

ovaj se uvjet zapisuje u obliku:

$$\int_V W_j R dV = 0 \quad \text{za } j=1, \dots, M, \quad (11-19)$$

gdje je  $M$  broj čvorova u FEM mreži.

Integralna jednadžba (11-19) predstavlja osnovnu jednadžbu metode konačnih elemenata. Ona se može proširiti uvrštavanjem izraza (11-18) za pogrešku aproksimacije rješenja:

$$\int_V \left( W_j \nabla \cdot ([K] \nabla^T T) + W_j q_V - W_j \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \right) dV = 0. \quad (11-20)$$

Primjenom pravila o derivaciji produkta na prvi izraz u gornjoj jednadžbi dobiva se:

$$\int_V \left[ \nabla \cdot \{ ([K] \nabla^T T) W_j \} - ([K] \nabla^T T) \cdot (\nabla W_j) + W_j q_V - W_j \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \right] dV = 0. \quad (11-21)$$

Rubni uvjet na površini definiran je toplinskim tokom u smjeru normale na površinu:

$$q_n = \vec{n} \cdot ([K] \nabla^T T). \quad (11-22)$$

Kasnije će se taj toplinski tok rastaviti na dvije komponente: toplinski tok zbog konvekcije i dodatni proizvoljni toplinski tok, npr. zbog prijenosa topline zračenjem.

Primjenom Gaussovog teorema divergencije i uvrštavanjem izraza za rubni uvjet jednadžba (11-21) poprima oblik:

$$\int_A W_j q_n dA - \int_V (\nabla W_j) \cdot ([K] \nabla^T T) dV + \int_V W_j q_V dV - \int_V \rho c W_j \frac{\partial T}{\partial t} dV = 0. \quad (11-23)$$

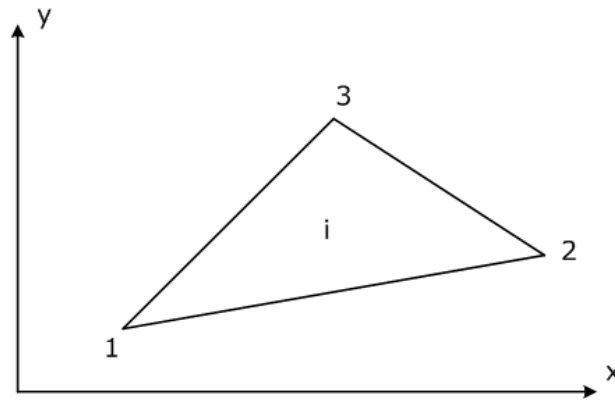
Podjelom domene u  $N$  elemenata gdje je  $j=1, \dots, m$  broj čvorova po elementu, a  $L$  broj elementarnih površina, jednačba (11-23) transformira se u izraz:

$$\begin{aligned} & \sum_{i=1}^L \int_{A_i} W_j q_n dA_i - \sum_{i=1}^N \int_{V_i} (\nabla W_j) \cdot ([K] \nabla^T T) dV_i + \\ & + \sum_{i=1}^N \int_{V_i} W_j q_V dV_i - \sum_{i=1}^N \int_{V_i} \rho c W_j \frac{\partial T}{\partial t} dV_i = 0 \end{aligned} \quad (11-24)$$

Konačni elementi u programu COUPLE su trostrani, slika 11-2. Temperatura unutar takvog elementa dana je izrazom:

$$T_e = a_1 + a_2 x + a_3 y, \quad (11-25)$$

gdje su  $a_1$ ,  $a_2$  i  $a_3$  linearni koeficijenti.



Slika 11-2: Osnovni linearni trostrani element u programu COUPLE

Temperatura unutar elementa može se zapisati u matričnom obliku:

$$T_e = [1 \quad x \quad y] \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ a_3 \end{Bmatrix} = [E] \{a\}. \quad (11-26)$$

U vrhovima trokuta temperature su definirane pomoću koordinata vrhova:

$$\begin{Bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & x_1 & y_1 \\ 1 & x_2 & y_2 \\ 1 & x_3 & y_3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ a_3 \end{Bmatrix}. \quad (11-27)$$

Rješavanjem jednačbe za koeficijente  $a_1$ ,  $a_2$  i  $a_3$  dobiva se:

$$\begin{Bmatrix} a_1 \\ a_2 \\ a_3 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & x_1 & y_1 \\ 1 & x_2 & y_2 \\ 1 & x_3 & y_3 \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \end{Bmatrix}, \quad (11-28)$$

odnosno u sažetom obliku:

$$\{a\} = [\lambda]\{T\}. \quad (11-29)$$

Raspodjela temperature unutar elementa uvrštavanjem gornjih izraza može se prikazati kao:

$$T_e = [E][\lambda]\{T\}, \quad (11-30)$$

odnosno:

$$T_e = \begin{bmatrix} 1 & x & y \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \lambda_{11} & \lambda_{12} & \lambda_{13} \\ \lambda_{21} & \lambda_{22} & \lambda_{23} \\ \lambda_{31} & \lambda_{32} & \lambda_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \end{Bmatrix}. \quad (11-31)$$

Konačno, uvođenjem linearnih baznih funkcija  $\{N\}$  dobiva se:

$$T_e = [N]\{T\}, \quad (11-32)$$

U matričnom obliku linearne se bazne funkciju mogu zapisati kao:

$$\begin{Bmatrix} N_1 \\ N_2 \\ N_3 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_{11} & \lambda_{21} & \lambda_{31} \\ \lambda_{12} & \lambda_{22} & \lambda_{32} \\ \lambda_{13} & \lambda_{23} & \lambda_{33} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} 1 \\ x \\ y \end{Bmatrix}, \quad (11-33)$$

$$\{N\} = [\lambda]^T [E]^T. \quad (11-34)$$

Primjenom Galerkinovog kriterija u kojem se težinska funkcija  $W_j$  odabire da bude jednaka baznoj funkciji  $N_j$ , doprinos elementa  $i$  ukupnom skupu jednadžbi određen je izrazom:

$$\int_{A_i} \{N\} q_n dA_i - \int_{V_i} (\nabla \{N\}) \cdot ([K] \nabla^T T) dV_i + \int_{V_i} \{N\} q_v dV_i - \int_{V_i} \rho c \{N\} \frac{\partial T}{\partial t} dV_i. \quad (11-35)$$

Temperatura  $T$  u gornjem izrazu zapravo predstavlja temperaturu unutar elementa,  $T_e$ , pa se uvođenjem matrice  $[E']$ :

$$[E'] = \nabla^T [E], \quad (11-36)$$

izraz (11-35) može zapisati u obliku:

$$\begin{aligned} & \int_{A_i} [\lambda]^T [E]^T q_n dA_i - \int_{V_i} [\lambda]^T [E]^T [K][E][\lambda]\{T\} dV_i + \\ & + \int_{V_i} [\lambda]^T [E]^T q_v dV_i - \int_{V_i} \rho c [\lambda]^T [E]^T [E][\lambda] \left\{ \frac{\partial T}{\partial t} \right\} dV_i \end{aligned} \quad (11-37)$$

U sažetom obliku izraz (11-37) glasi:

$$- [K^i]\{T\} - [C^i] \left\{ \frac{\partial T}{\partial t} \right\} + \{q^i\}, \quad (11-38)$$

gdje  $\{q^i\}$  obuhvaća doprinos unutrašnjeg izvora topline i rubne uvjete. Toplinski tok  $q_n$  se može prikazati kao suma toplinskog toka uslijed izmjene topline konvekcijom s okolnim fluidom i dodatnog vanjskog toplinskog toka:

$$q_n = q + h(T_\infty - T). \quad (11-39)$$

Prvi se član u izrazu (11-37) time može rastaviti na tri pribrojnika:

$$\begin{aligned} & \int_{A_i} [\lambda]^T [E]^T q_n dA_i = \int_{A_i} [\lambda]^T [E]^T q dA_i + \int_{A_i} [\lambda]^T [E]^T h T_\infty dA_i - \\ & - \int_{A_i} [\lambda]^T [E]^T h [E][\lambda]\{T\} dA_i \end{aligned} \quad (11-40)$$

### 11.1.2 Trostrani element u Kartezijevom koordinatnom sustavu

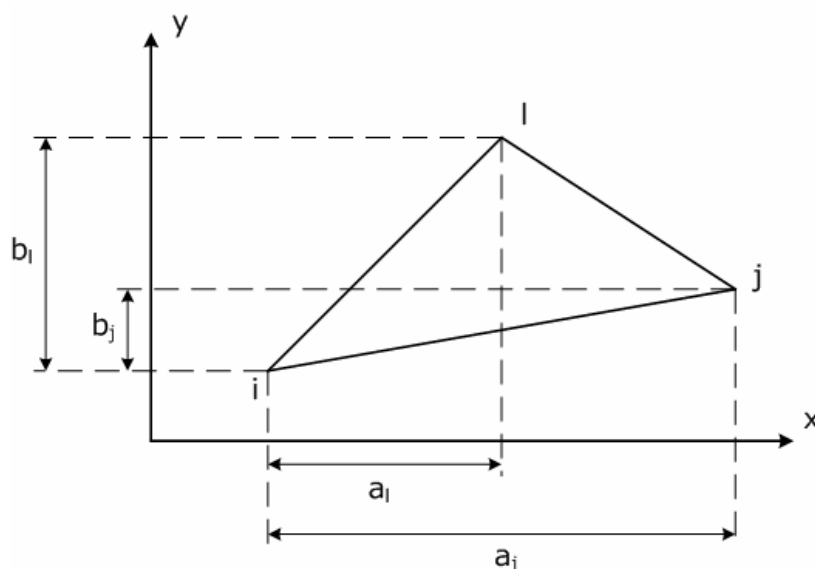
Doprinos trostranog elementa prikazanog na slici 11-3 ukupnom skupu jednažbi dan je izrazom (11-37), odnosno (11-38). Uvažavajući oznake sa slike, matrica  $[\lambda]$  može se zapisati na sljedeći način:

$$[\lambda] = \begin{bmatrix} 1 & x_i & y_i \\ 1 & x_j & y_j \\ 1 & x_l & y_l \end{bmatrix}^{-1}, \quad (11-41)$$

$$[\lambda] = \frac{1}{2A_e} \begin{bmatrix} x_i(b_l - b_j) - y_i(a_l - a_j) + a_j b_l - a_l b_j & -x_i b_l + y_i a_l & x_i b_j - y_i a_j \\ b_j - b_l & b_l & -b_j \\ a_l - a_j & -a_l & a_j \end{bmatrix}, \quad (11-42)$$

gdje  $A_e$  predstavlja površinu trokuta:

$$A_e = \frac{1}{2}(a_j b_l - a_l b_j). \quad (11-43)$$



Slika 11-3: Trostrani element u Kartezijevom koordinatnom sustavu

Rješenje jednadžbe (11-36) je:

$$[E'] = \begin{bmatrix} \frac{\partial E}{\partial x} \\ \frac{\partial E}{\partial y} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (11-44)$$

Matrica kondukcije  $[K^i]$  se prema tome može raspisati u obliku:

$$\begin{aligned} [K^i] &= \int_{V_i} [\lambda]^T [E']^T [K] [E'] [\lambda] dV_i = \\ &= \int_{V_i} \begin{bmatrix} \lambda_{11} & \lambda_{21} & \lambda_{31} \\ \lambda_{12} & \lambda_{22} & \lambda_{32} \\ \lambda_{13} & \lambda_{23} & \lambda_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_{xx} & k_{xy} \\ k_{yx} & k_{yy} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \lambda_{11} & \lambda_{12} & \lambda_{13} \\ \lambda_{21} & \lambda_{22} & \lambda_{23} \\ \lambda_{31} & \lambda_{32} & \lambda_{33} \end{bmatrix} dV_i =, \quad (11-45) \\ &= \frac{1}{(a_j b_l - a_l b_j)^2} \begin{bmatrix} b_j - b_l & a_l - a_j \\ b_l & -a_l \\ -b_j & a_j \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_{xx} & k_{xy} \\ k_{yx} & k_{yy} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} b_j - b_l & b_l & -b_j \\ a_l - a_j & -a_l & a_j \end{bmatrix} \int_{V_i} dV_i \end{aligned}$$

gdje  $\int_{V_i} dV_i$  zapravo predstavlja površinu elementa.

Na sličan se način može dobiti i matrica  $[C^i]$ , no iskustvo je pokazalo da se ona za linearne elemente može jednostavnije izraziti kao:

$$[C^i] = \int_{V_i} \rho c [\lambda]^T [E]^T [E] [\lambda] dV_i = \begin{bmatrix} V/3 & 0 & 0 \\ 0 & V/3 & 0 \\ 0 & 0 & V/3 \end{bmatrix} \rho_i c_i, \quad (11-46)$$

bez značajnijeg smanjenja točnosti konačnog rezultata [Wilson, 66].

Posljednji član u izrazu (11-38) kojim je kvantificiran utjecaj unutrašnje proizvodnje topline i rubnih uvjeta raspisuje se na sljedeći način:

$$\begin{aligned} \{q^i\} &= \int_{A_i} [\lambda]^T [E]^T (q + hT_\infty) dA_i - \int_{A_i} [\lambda]^T [E]^T h[E][\lambda] \{T\} dA_i + \\ &+ \int_{V_i} [\lambda]^T [E]^T q_V dV_i = \\ &= (q + hT_\infty)_{ij} \frac{L_{ij}}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix} + (q + hT_\infty)_{il} \frac{L_{il}}{2} \begin{Bmatrix} 1 \\ 0 \\ 1 \end{Bmatrix} + (q + hT_\infty)_{jl} \frac{L_{jl}}{2} \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \\ 1 \end{Bmatrix} - \\ &- h_{ij} \frac{L_{ij}}{2} \begin{bmatrix} 2/3 & 1/3 & 0 \\ 1/3 & 2/3 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_i \\ T_j \\ T_l \end{Bmatrix} - h_{il} \frac{L_{il}}{2} \begin{bmatrix} 2/3 & 0 & 1/3 \\ 0 & 0 & 0 \\ 1/3 & 0 & 2/3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_i \\ T_j \\ T_l \end{Bmatrix} - \\ &- h_{jl} \frac{L_{jl}}{2} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 2/3 & 1/3 \\ 0 & 1/3 & 2/3 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_i \\ T_j \\ T_l \end{Bmatrix} + \\ &+ q_V \begin{Bmatrix} V/3 \\ V/3 \\ V/3 \end{Bmatrix} \end{aligned} \quad (11-47)$$

Prilikom izvođenja gornje jednadžbe, iskorištena je činjenica da je integral linearne bazne funkcije po računskoj domeni jednak  $\frac{1}{2}$  [Baker, 91].

U modelu se član

$$h_{ij} \frac{L_{ij}}{2} \begin{bmatrix} 2/3 & 1/3 & 0 \\ 1/3 & 2/3 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_i \\ T_j \\ T_l \end{Bmatrix} \quad (11-48)$$

zamjenjuje s dijagonalnom matricom

$$h_{ij} \frac{L_{ij}}{2} \begin{Bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} T_i \\ T_j \\ T_l \end{Bmatrix} \quad (11-49)$$

s neznatnim efektom na rezultate, ali znatnim pojednostavljenjem samog programa. Sličan se postupak provodi i s ostalim matricama ovog tipa u jednadžbi (11-47).

### 11.1.3 Model prijenosa topline u osno simetričnom modelu

Jednadžba (11-15) u cilindričnom koordinatnom sustavu poprima oblik:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( rk_{rr} \frac{\partial T}{\partial r} + rk_{rz} \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k_{zr} \frac{\partial T}{\partial r} + k_{zz} \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_V = \rho c \frac{\partial T}{\partial t}, \quad (11-50)$$

odnosno nakon množenja s  $r$ :

$$\frac{\partial}{\partial r} \left( rk_{rr} \frac{\partial T}{\partial r} + rk_{rz} \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( rk_{zr} \frac{\partial T}{\partial r} + rk_{zz} \frac{\partial T}{\partial z} \right) + rq_V = r\rho c \frac{\partial T}{\partial t}. \quad (11-51)$$

Prema jednadžbi (11-38) doprinos elementa  $i$  dan je izrazom:

$$- [K^i] \{T\} - [C^i] \left\{ \frac{\partial T}{\partial t} \right\} + \{q^i\}, \quad (11-38)$$

gdje su, uzimajući u obzir jednadžbu održanja energije u cilindričnim koordinatnom sustavu:

$$[K^i] = \int_{V_i} r [\lambda]^T [E]^T [K] [E] [\lambda] dV_i, \quad (11-52)$$

$$[C^i] = \int_{V_i} r \rho c [\lambda]^T [E]^T [E] [\lambda] dV_i, \quad (11-53)$$

$$\begin{aligned} \{q^i\} = & \int_{A_i} [\lambda]^T [E]^T (q + hT_\infty) r dA_i - \int_{A_i} [\lambda]^T [E]^T h r [E] [\lambda] \{T\} dA_i + \\ & + \int_{V_i} [\lambda]^T [E]^T q_V r dV_i \end{aligned} \quad (11-54)$$

Oсно simetrični model je u biti dvodimenzionalni model, no množenjem s  $2\pi$  što predstavlja rotaciju oko osi simetrije za  $360^\circ$  on prelazi u 3D model. Doprinos trostranog elementa  $m$  u takvom 3D modelu analogan je izrazu (11-38):

$$- [K^m] \{T\} - [C^m] \left\{ \frac{\partial T}{\partial t} \right\} + \{q^m\}. \quad (11-55)$$

U odnosu na jednadžbe (11-45) – (11-47) koje vrijede u Kartezijevom koordinatnom sustavu, jedina razlika u cilindričnom sustavu je što se svaki član izraza (11-38) dodatno množi s  $r$  koji se pojavljuje pod znakom integrala. Definiranjem srednjeg opsega trostranog elementa, prikazanog na slici 11-4, relacijom

$$\bar{D} = 2\pi \frac{r_i + r_j + r_l}{3} \quad (11-56)$$

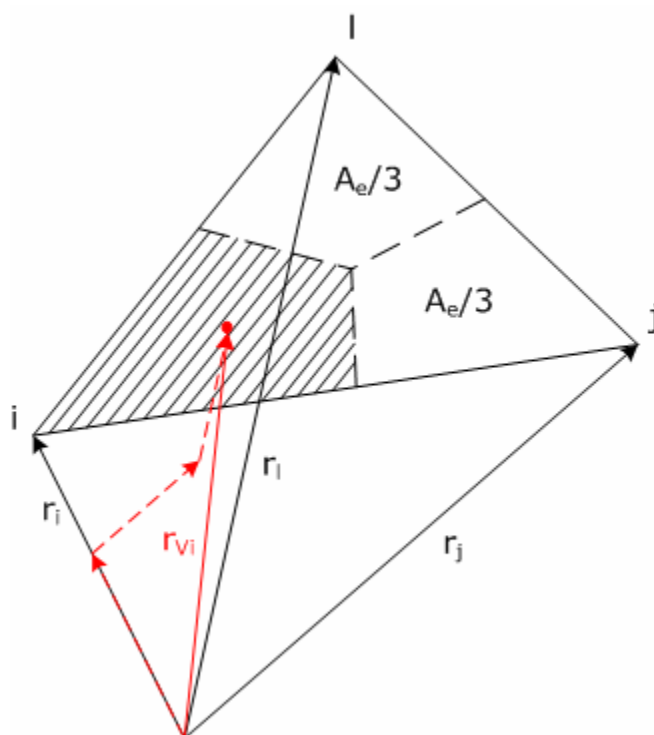
izraz za matricu kondukcije postaje:

$$[K^m] = 2\pi \cdot \frac{1}{3} \cdot \frac{r_i + r_j + r_l}{2(a_j b_l - a_l b_j)} \begin{bmatrix} b_j - b_l & a_l - a_j \\ b_l & -a_l \\ -b_j & a_j \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_{rr} & k_{rz} \\ k_{zr} & k_{zz} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} b_j - b_l & b_l & -b_j \\ a_l - a_j & -a_l & a_j \end{bmatrix}. \quad (11-57)$$

Kod određivanja matrice  $[C^m]$  potrebno je volumen, odnosno u dvodimenzionalnom slučaju površinu elementa, podijeliti na tri jednaka dijela tako da se svakom uglu pridruži trećina volumena. Udaljenost do središta volumena koncentriranog na čvoru  $i$  dana je izrazom

$$r_{Vi} = \frac{4}{6} r_i + \frac{1}{6} r_j + \frac{1}{6} r_l \quad (11-58)$$

što proizlazi sa slike 11-4.



Slika 11-4: Pridruživanje volumena elementa pojedinim čvorovima za osno simetrični trostrani element

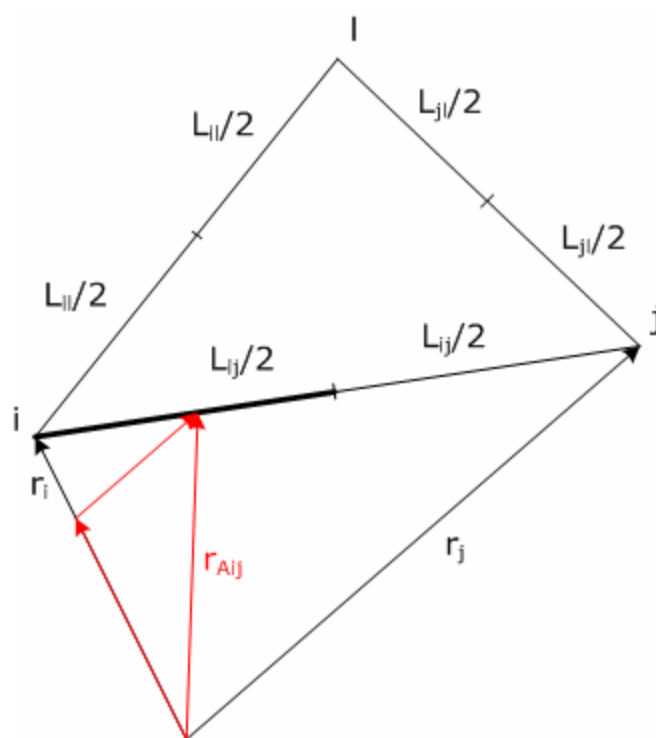
Slični se izrazi mogu izvesti i za preostala dva čvora. Matrica  $[C^m]$  može se sada raspisati kao:



$$[C^m] = \rho c (a_j b_l - a_l b_j) \frac{\pi}{3} \begin{bmatrix} \frac{4}{6}r_i + \frac{1}{6}r_j + \frac{1}{6}r_l & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{6}r_i + \frac{4}{6}r_j + \frac{1}{6}r_l & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{6}r_i + \frac{1}{6}r_j + \frac{4}{6}r_l \end{bmatrix}. \quad (11-59)$$

Osim volumena, čvorovima se pridružuju i površine, tj. duljine stranica. Udaljenost do središta površine koncentrirane na čvoru  $i$ , koju čvor  $i$  dijeli sa čvorom  $j$ , je (slika 11-5):

$$r_{A_{ij}} = \frac{3}{4}r_i + \frac{1}{4}r_j. \quad (11-60)$$



Slika 11-5: Pridruživanje površine elementa pojedinim čvorovima za osno simetrični trostrani element

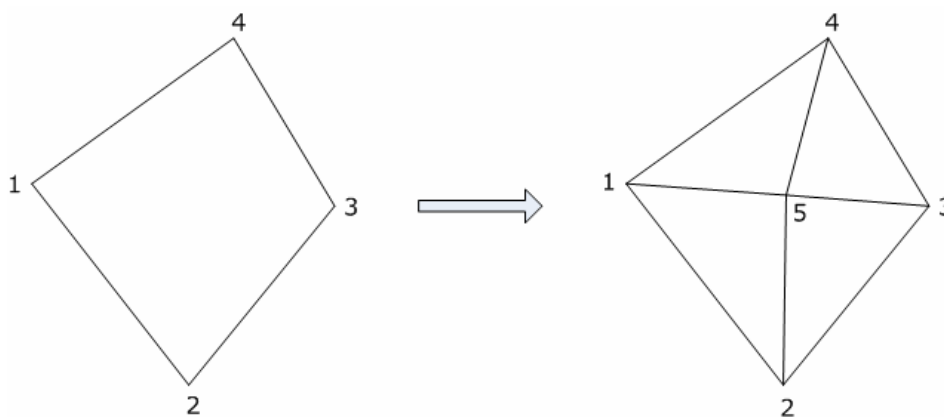
Izraz za matricu  $\{q^m\}$  je stoga:

$$\begin{aligned}
\{q^m\} = & (q + hT_\infty)_{ij} \cdot \pi \cdot L_{ij} \begin{Bmatrix} \frac{3}{4}r_i + \frac{1}{4}r_j \\ \frac{1}{4}r_i + \frac{3}{4}r_j \\ 0 \end{Bmatrix} + (q + hT_\infty)_{il} \cdot \pi \cdot L_{il} \begin{Bmatrix} \frac{3}{4}r_i + \frac{1}{4}r_l \\ 0 \\ \frac{1}{4}r_i + \frac{3}{4}r_l \end{Bmatrix} + \\
& + (q + hT_\infty)_{jl} \cdot \pi \cdot L_{jl} \begin{Bmatrix} 0 \\ \frac{3}{4}r_j + \frac{1}{4}r_l \\ \frac{1}{4}r_j + \frac{3}{4}r_l \end{Bmatrix} - \\
& - h_{ij} \cdot \pi \cdot L_{ij} \begin{bmatrix} \frac{3}{4}r_i + \frac{1}{4}r_j & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{4}r_i + \frac{3}{4}r_j & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_i \\ T_j \\ T_l \end{Bmatrix} - \\
& - h_{il} \cdot \pi \cdot L_{il} \begin{bmatrix} \frac{3}{4}r_i + \frac{1}{4}r_l & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{4}r_i + \frac{3}{4}r_l \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_i \\ T_j \\ T_l \end{Bmatrix} - \\
& - h_{jl} \cdot \pi \cdot L_{jl} \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{3}{4}r_j + \frac{1}{4}r_l & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{4}r_j + \frac{3}{4}r_l \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_i \\ T_j \\ T_l \end{Bmatrix} + \\
& + q_V (a_j b_l - a_l b_j) \frac{\pi}{3} \begin{Bmatrix} \frac{4}{6}r_i + \frac{1}{6}r_j + \frac{1}{6}r_l \\ \frac{1}{6}r_i + \frac{4}{6}r_j + \frac{1}{6}r_l \\ \frac{1}{6}r_i + \frac{1}{6}r_j + \frac{4}{6}r_l \end{Bmatrix} \quad . \quad (11-61)
\end{aligned}$$

U COUPLE-u se osim trostranih definiraju i četverostrani elementi. Takvi se elementi reduciraju u četiri trostrana elementa dodavanjem dodatnog unutrašnjeg čvora (slika 11-6) čiji doprinos ne ulazi u konačnu bilancu, tj. čvor se tijekom izračuna eliminira iz mreže. Na taj se način izrazi razvijeni za trostrane elemente mogu primijeniti i na četverostrane.

Koordinate unutrašnjeg čvora odgovaraju srednjoj vrijednosti koordinata svih ostalih čvorova pa se udaljenost do čvora može izraziti kao:

$$r_5 = \frac{1}{4}(r_1 + r_2 + r_3 + r_4). \quad (11-62)$$



Slika 11-6: Podjela četverostranog na četiri trostrana elementa

#### 11.1.4 Vremenska diskretizacija

U vremenskoj domeni izraz (11-38) aproksimira se pomoću metode konačnih razlika pri čemu se dobije jednačba:

$$[K^i]^{n+1} \{T\}^{n+1} + [C^i]^{n+1} \frac{\{T\}^{n+1} - \{T\}^n}{\Delta t} - \{q^i\}^{n+1} = 0. \quad (11-63)$$

Pritom se koristi potpuno implicitna metoda koja je najstabilnija, ali zahtijeva korištenje što manjeg vremenskog koraka. U gornjoj jednačbi eksponenti  $n$  i  $n+1$  predstavljaju vremenske korake.

Primjenom navedenih numeričkih postupaka diskretizacije prostorne i vremenske domene toplinska će jednačba biti transformirana u skup linearnih algebarskih jednačbi općeg oblika

$$[A]\{T\} = \{b\}, \quad (11-64)$$

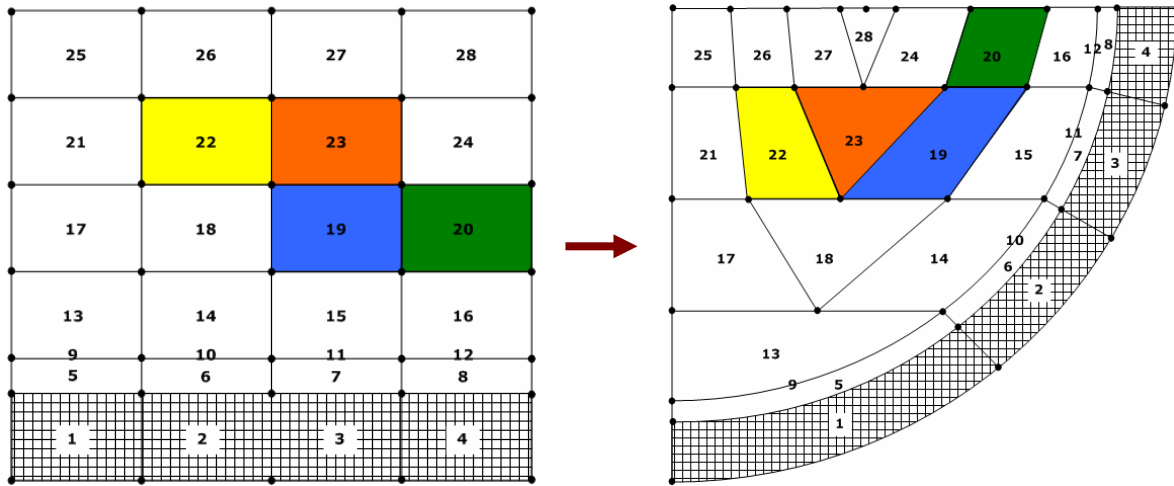
gdje nepoznati vektor  $\{T\}$  predstavlja vektor temperatura čvorova u mreži konačnih elemenata. Za jedan četverostrani element rješavaju se četiri jednačbe oblika:

$$\begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} b_1 \\ b_2 \\ b_3 \\ b_4 \end{Bmatrix}. \quad (11-65)$$

Jednačbe se rješavaju standardnom Gaussovom metodom eliminacije.

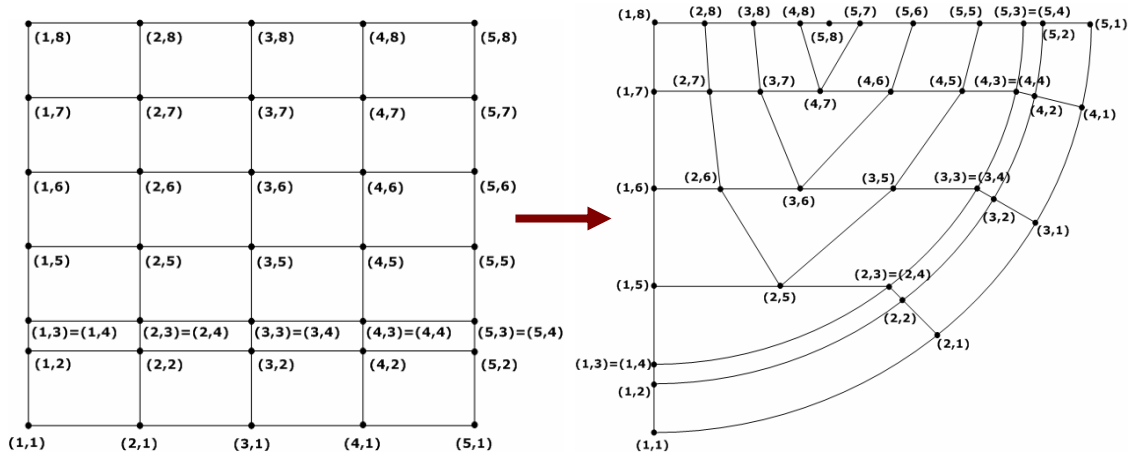
## 11.2 Reprezentacija donjeg plenuma reaktorske posude u programu COUPLE

Mreža konačnih elemenata je regularna, ali deformirana. Nastaje rotacijom desne rubne stranice ortogonalne mreže oko gornjeg desnog ugla za  $90^\circ$  u smjeru suprotnom od smjera kazaljke na satu, slika 11-7.



Slika 11-7: Veza ortogonalne i sferne mreže u programu COUPLE (elementi)

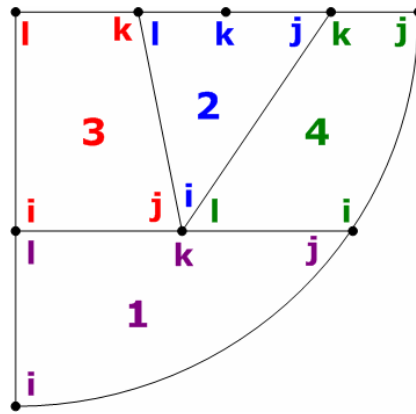
Na slici 11-7 prikazana je numeracija elemenata. Prilikom zadavanja mreže potrebno je definirati čvorove mreže u  $i$ - $j$  koordinatama. Koordinate čvorova za mrežu sa slike 11-7 prikazane su na slici 11-8.



Slika 11-8: Veza ortogonalne i sferne mreže u programu COUPLE (čvorovi)

Na slikama se može primijetiti da su čvorovi s unutrašnje strane stijenke posude udvostručeni. Linije koje ih spajaju omeđuju "nul-elemente" koji u biti predstavljaju umjetnu granicu između posude i dislociranog materijala. Ti elementi moraju biti eksplicitno zadani u ulaznoj datoteci jer na temelju njih program raspoznaje strukturne materijale od unutrašnjosti posude.

Zbog specifičnog oblika sferne mreže, program razlikuje četiri tipa konačnih elemenata od kojih su dva trostrana, a dva četverostrana. Ti su tipovi prikazani na slici 11-9, a mogu se uočiti na slikama 11-7 i 11-8.



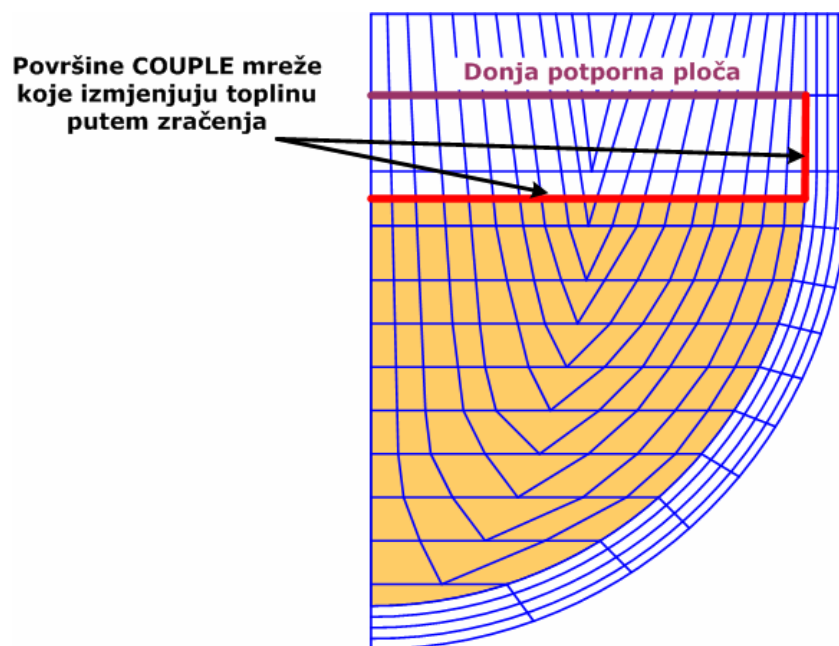
Slika 11-9: Tipovi konačnih elemenata u programu COUPLE

Smjer obilaska čvorova elementa ( $i-j-k-l$ ) ovisi o njegovom tipu, a proizlazi iz načina definiranja čvorova polazne ortogonalne mreže.

Prilikom bilo kojeg zahvata u programu, tijekom programiranja mora se najprije identificirati pripadnost elementa (da li se nalazi unutar posude ili je dio stijenke posude). Ako se element nalazi unutar posude potrebno je utvrditi njegov tip. Tek nakon toga ispituju se ostale karakteristike elementa (da li je ispunjen vodom ili *coriumom*, u kojem je agregatnom stanju, da li je rubni ili unutrašnji element, itd.).

### 11.2.1 Određivanje čvorova mreže konačnih elemenata koji sudjeluju u radijativnoj izmjeni topline

Površine COUPLE mreže koje izmjenjuju toplinu zračenjem su gornja površina dislociranog materijala i unutrašnja stijenka reaktorske posude između dislociranog materijala i donje potporne ploče (Slika 11-10).

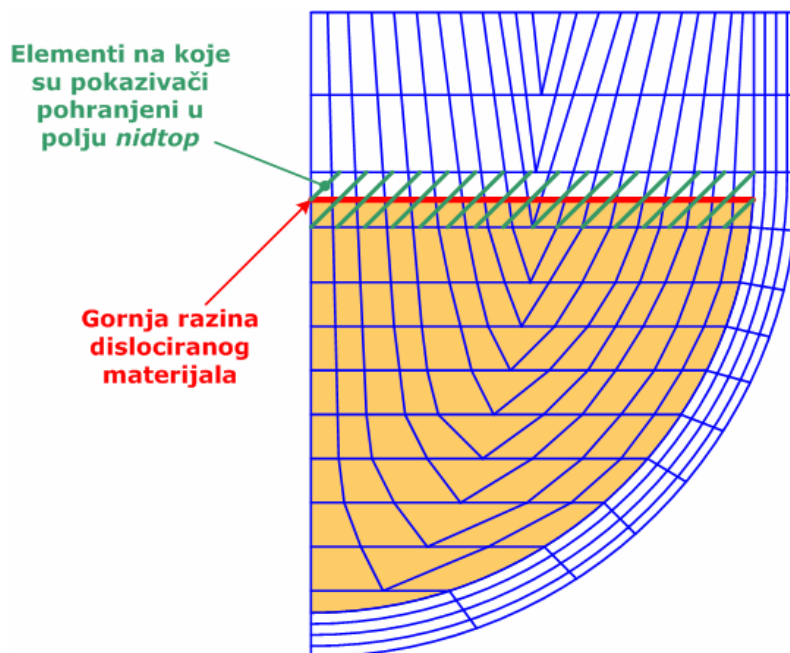


Slika 11-10: Površine COUPLE mreže koje izmjenjuju toplinu putem zračenja

Pokazivači na elemente kroz koje prolazi gornja razina dislociranog materijala pohranjeni su u polju *nidtop* (Slika 11-11). Programski kôd (COUPLE je pisan u programskom jeziku FORTRAN) koji služi za dohvat čvorova na gornjoj površini dislociranog materijala je sljedeći:

```
do j=1,numel
  do ii=1, neltop
    if (j.eq.nidtop(2,ii)) then...
```

Varijabla *numel* predstavlja ukupni broj konačnih elemenata, a varijabla *neltop* broj elemenata kroz koje prolazi gornja razina dislociranog materijala.



Slika 11-11: Određivanje elemenata kroz koje prolazi gornja razina dislociranog materijala

Za dohvat čvorova na unutrašnjoj stijenci posude koriste se sljedeće programske linije:

```
do j=1,numel
  ii=ix(2,1,j)
  if ((ix(2,5,j).eq.6).and.(z(ii).le.lpslev).and.
+ (z(ii).ge.height)) then...
```

Polje *ix* je dvodimenzionalno polje koje za svaki element sadrži pet podataka: četiri identifikacijska broja čvorova elementa *n*, za čvor *i* identifikacijski broj je *ix(2,1,n)*, za čvor *j* – *ix(2,2,n)*, za čvor *k* – *ix(2,3,n)*, za čvor *l* – *ix(2,4,n)* i materijal pridružen elementu, *ix(2,5,n)*. Prvi indeks unutar zagrade, brojka 2, označava da polje *ix* sadrži 32-bitne cijele brojeve što se mora posebno naznačiti jer su u pravilu cijeli brojevi u FORTRAN-u 16-bitni.

Unutar *if* petlje ispituje se da li je materijal pridružen elementu "nul-materijal", materijal s indeksom 6, te da li je *z* koordinata čvora veća od visine dislociranog materijala (*height*) i manja od visine na kojoj se nalazi donja potporna ploča (*lpslev*). Ako je uvjet ispunjen, čvor na unutrašnjoj stijenci reaktorske posude sudjeluje u radijativnoj izmjeni topline.

### 11.2.2 Povezivanje radijativnog modela s COUPLE-om

Radijativni je model razvijen da radi kao samostalni program koji za proizvoljnu geometriju izračunava vidne faktore i toplinske tokove na temelju poznatih temperatura i emisijskih faktora.

Radijativni toplinski tokovi izračunati na način opisan u poglavlju 7.2.2 i pomnoženi s iznosima površina, dakle radijativne toplinske snage, predstavljaju konačni rezultat izračuna radijativnog modela. Model iz COUPLE-a učitava koordinate i temperature radijativnih čvorova, a iz modela donje potporne ploče, iznos površine ploče i temperaturu s donje strane. Na temelju tih podataka kreira vlastitu mrežu kao što je opisano u poglavlju 7.2.4, izračunava vidne faktore, toplinske tokove i toplinske snage. Izračunate toplinske snage vraća u COUPLE, odnosno u model donje potporne ploče. Prema tome, model je potpuno samostalan, pa unutar COUPLE-a nisu bili potrebni veliki zahvati. Osim što je na prikladnim mjestima unutar programa trebalo učitati podatke o radijativnim čvorovima, dodatno je COUPLE-u trebalo vratiti radijativne toplinske neto snage.

Temperature čvorova mreže konačnih elemenata računaju se u potprogramu *gelb*. Jedan od ulaznih podataka za ovaj potprogram su vrijednosti toplinskih snaga pridružene pojedinim čvorovima. Ako čvor izmjenjuje toplinu konvekcijom, toplinska je snaga jednaka umnošku konvektivnog toplinskog toka i površine pridružene elementu. Ako se čvor nalazi unutar dislociranog materijala, snaga je jednaka umnošku volumne gustoće snage i volumena pridruženog elementu. Ovakva toplinska snaga u biti predstavlja rubni uvjet i prilikom raspisivanja algebarskih jednadžbi nalazi se na desnoj strani. Rubni se uvjeti izračunavaju u potprogramu *bound*, a polje *b* je polje u koje se zapisuju vrijednosti toplinskih snaga. Argumenti polja su identifikacijski brojevi čvorova COUPLE mreže. Jedino je dakle trebalo unutar polja *b* za radijativne čvorove dodati neto toplinsku snagu koja se izmjenjuje zračenjem. Ovdje se radi o eksplicitnoj vezi radijativnog modela i COUPLE-a, čija je implementacija puno jednostavnija od implicitne veze, a vrijeme izvršavanja kraće. Problem eksplicitnog postupka može biti točnost i stabilnost, no odabirom dovoljno malog vremenskog koraka, reda veličine 0,1 s, navedeni problemi ne dolaze do izražaja.

## SAŽETAK

### **Naslov: Model izračuna reaktorske faze teških nesreća u nuklearnoj elektrani**

Analiza teške nesreće u nuklearnoj elektrani provodi se sa svrhom kvantificiranja posljedica taljenja jezgre i ispuštanja fizijskih produkata. S obzirom na multidisciplinarnost problema, izračun je proveden u nekoliko faza pri čemu je korišteno više računalnih alata. Prva faza izračuna koja obuhvaća procese u reaktorskoj jezgri provedena je korištenjem programa SCDAP/RELAP5 i MAAP4. Radilo se o integralnom izračunu jer je bilo potrebno modelirati kompletni primarni i sekundarni krug elektrane kako bi se osigurali adekvatni termohidraulički rubni uvjeti (tlak, temperatura i protok rashladnog fluida). Rezultati ovih izračuna bili su sastav i masa rastaljenog materijala ispuštenog u donji plenum. Druga faza je bila kombinirana CFD i FEM analiza donjeg plenuma. CFD analiza prirodne cirkulacije rastaljenog materijala provedena je s ciljem određivanja njegove konfiguracije i temperaturne raspodjele. Detaljni FEM model donjeg plenuma razvijen je kako bi se što preciznije odredila temperatura stijenke reaktorske posude na temelju čega se ocijenilo mjesto i vrijeme do pucanja, odnosno taljenja posude.

Jedno od nedovoljno istraženih područja je izmjena topline zračenjem između rastaljenog materijala i struktura u donjem plenumu. Potporna ploče jezgre direktno je izložena toplinskom zračenju. Njezino bi pregrijanje i eventualni kolaps izazvao propadanje kompletne jezgre i struktura u gornjem plenumu. Model radijacijske izmjene topline implementiran je u postojeći SCDAP/RELAP-ov FEM modul COUPLE. Dodatno je razvijen model potporne ploče jezgre, a rezultati su pokazali da postoji mogućnost njezinog pucanja. Propadanje preostalih neoštećenih struktura u donji plenum dodatno bi mehanički opteretilo reaktorsku posudu i povećalo vjerojatnost pucanja posude.



## **ABSTRACT**

### **Title: Computational Model for In-Vessel Phase of Severe Accidents in Nuclear Power Plant**

Severe accidents in nuclear power plants are analysed in order to quantify the consequences of a core meltdown and fission products release. Such a multidisciplinary problem calls for a multiphase calculating process involving various tools. The first phase focused on the processes within the reactor core and the SCDAP/RELAP5 and MAAP4 codes were used for the analysis. Integral calculation was applied because the whole primary and secondary circuit of the power plant had to be modified in order to ensure the adequate thermal and hydraulic boundary conditions (pressure, temperature and the coolant flow). The results of the calculation defined the composition and mass of the molten material released in the lower plenum. The second phase was a combination of the CFD and FEM analyses of the lower plenum. The CFD analysis of the molten material natural circulation was conducted in order to define its configuration and temperature distribution. A detailed FEM model of the lower plenum was developed with the purpose of calculating the accurate temperature of the reactor vessel wall, which would help determine the precise time and place of vessel breach or meltdown.

The radiation heat exchange between the molten material and the lower plenum structures has not been sufficiently studied. The core support plate is directly exposed to radiation heating. If overheated, it might collapse and cause the core and upper plenum structures to fall into the lower head. A radiation heat exchange model was implemented in the existing SCDAP/RELAP5 FEM COUPLE module and a core support plate model was developed. The results indicate the possibility of a plate rupture. A collapse of the remaining undamaged structures into the lower plenum would add extra burden to the reactor vessel and might eventually lead to its breach.

## KLJUČNE RIJEČI/KEY WORDS

### Ključne riječi

teška nesreća  
reaktorska faza  
oštećenje jezgre  
rastaljeni materijal  
donji plenum  
prirodna cirkulacija *coriuma*  
prijenos topline  
metoda konačnih elemenata  
računalna mehanika fluida  
izmjena topline zračenjem

### Key Words

severe accident  
in-vessel phase  
core degradation  
molten material  
lower plenum  
corium natural circulation  
heat transfer  
finite element method  
computational fluid dynamics  
radiation heat exchange

## ŽIVOTOPIS

Rođen sam 20.01.1977. u Koprivnici.

Osnovnu školu sam završio u Virju, a gimnaziju, prirodoslovno-matematičkog usmjerenja, u Koprivnici 1995. godine.

Na Fakultetu elektrotehnike i računarstva diplomirao sam 2001. godine na smjeru Elektroenergetika, usmjerenje Energetske tehnologije. Iste sam se godine zaposlio na Zavodu za visoki napon i energetiku gdje i danas radim kao znanstveni novak. U nastavi sudjelujem kao asistent na kolegijima Energijske tehnologije, Energijske pretvorbe i Nuklearno inženjerstvo.

Područja rada i istraživanja su mi termohidraulički izračuni u sklopu determinističkih sigurnosnih analiza nuklearnih elektrana te analize teških nesreća kako u elektranama tako i u eksperimentalnim postrojenjima.

Od početka rada sudjelovao sam u više ISP (International Standard Problem) i *benchmark* izračuna u organizaciji OECD-a. Posredstvom Međunarodne agencije za atomsku energiju, te u okviru programa SARNET sudjelovao sam na tečajevima posvećenim problematici teških nesreća i mjerama za ublažavanje njihovih posljedica.

Direktno sam uključen u ocjenu sposobnosti i razvoj programa SCDAP/RELAP5 i u tu sam svrhu dva mjeseca boravio u tvrtki Innovative Systems Software, SAD, 2008. godine.

Autor sam i koautor znanstvenih i stručnih radova iz područja nuklearne energetike objavljenih u stručnim časopisima, te na međunarodnim i domaćim skupovima.

Služim se engleskim i njemačkim jezikom.

## BIOGRAPHY

I was born on 20<sup>th</sup> January 1977 in Koprivnica.

I attended primary school in Virje and graduated from the secondary school of science and mathematics in Koprivnica in 1995.

I earned my degree in electric power engineering at Faculty of Electrical Engineering and Computing in Zagreb in 2001, majoring in energy technologies. Since then, I have been working in the Department of Power Systems as a research assistant and an assistant for the subjects of Energy Technology, Energy Conversion and Nuclear Engineering.

My work and research have focused on thermal and hydraulic calculations for deterministic safety analyses of nuclear power plants and the analyses of severe accidents in power plants and experimental facilities.

I have contributed to several ISP (International Standard Problem) and benchmark calculations initiated by the OECD. Within the International Atomic Energy Agency and SARNET programmes, I have participated in courses on severe accidents and the mitigation of their consequences.

I am directly involved in testing and developing the SCDAP/RELAP5 computer code and in 2008, I spent two months with the *Innovative Systems Software* in the USA to study it.

I have authored and co-authored scientific articles on nuclear energy published in specialised journals and on various Croatian and international conferences.

I am fluent in English and I have an intermediate level knowledge of German.