



## Ricerca di Sistema elettrico

# Calcoli e validazioni relativi ai codici di calcolo specifici per l'analisi degli incidenti gravi

*G. Bandini, R. Calabrese, N. Davidovich, F. De Rosa, G. F. Rocchi, M. D. G., M. O., F. Teodori, W. Ambrosini, A. Manfredini, F. Oriolo*



## CALCOLI E VALIDAZIONI RELATIVI AI CODICI DI CALCOLO SPECIFICI PER L'ANALISI DEGLI INCIDENTI GRAVI

G. Bandini, R. Calabrese, N. Davidovich, F. De Rosa, S. Ederli, F. Rocchi (ENEA), M. Di Giuli, M. Sumini, F. Teodori (UNIBO), W. Ambrosini, A. Manfredini, F. Oriolo (UNIPI)

Settembre 2013

Report Ricerca di Sistema Elettrico

Accordo di Programma Ministero dello Sviluppo Economico - ENEA

Piano Annuale di Realizzazione 2012

Area: Produzione di energia elettrica e protezione dell'ambiente

Progetto: Sviluppo competenze scientifiche nel campo della sicurezza nucleare e collaborazione ai programmi internazionali per il nucleare di IV Generazione

Obiettivo: Sviluppo competenze scientifiche nel campo della sicurezza nucleare

Responsabile del Progetto: Felice De Rosa, ENEA

Il presente documento descrive le attività di ricerca svolte all'interno dell'Accordo di collaborazione "Sviluppo competenze scientifiche nel campo della sicurezza nucleare e collaborazione ai programmi internazionali per il nucleare di IV generazione"

Responsabile scientifico ENEA: Felice De Rosa.

Responsabile scientifico CIRTEN: Giuseppe Forasassi

**Titolo****Calcoli e Validazioni relativi ai Codici di Calcolo Specifici per l'Analisi degli Incidenti Gravi****Descrittori**

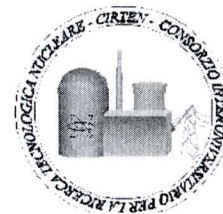
Tipologia del documento: Rapporto Tecnico

Collocazione contrattuale: Accordo di Programma MSE – ENEA sulla Ricerca di Sistema Elettrico - Piano Annuale di Realizzazione 2012 - Progetto B.3.1 – Linea Progettuale 1

Argomenti trattati: Sicurezza Nucleare, Analisi Incidentale, Codici di Calcolo

**Sommario**

In questo documento sono presentati i risultati di attività finalizzate alla valutazione delle conseguenze di incidenti gravi simulati in parti e componenti d'impianto critiche. Si è fatto ampio uso di codici di calcolo acquisiti nell'ambito di accordi internazionali e bilaterali, codici applicati per studi di sicurezza e per la valutazione di incidenti in impianti nucleari con reattori di tipo provato e delle generazioni successive. L'attività è stata condotta da ENEA per quanto riguarda il coinvolgimento dei codici ICARE/CATHARE, DRACCAR e TRANSURANUS e in stretta collaborazione con CIRTEN per quanto riguarda i codici ASTEC (UNIBO) e MELCOR (UNIPI).


**Note:** Alla realizzazione di questo documento hanno contribuito i seguenti autori:

ENEA: G. Bandini, R. Calabrese, N. Davidovich, F. De Rosa, S. Ederli, F. Rocchi.

CIRTEN-UNIBO: M. Di Giuli, M. Sumini, F. Teodori. Rif. Doc.: CERSE-UNIBO RL 1357/2013

CIRTEN-UNIPI: W. Ambrosini, A. Manfredini, F. Oriolo. Rif. Doc.: CERSE-UNIPI RL 1525/2013


2			NOME			
			FIRMA			
1			NOME			
			FIRMA			
0	EMISSIONE	23/09/13	NOME	Felice De Rosa	Franca Padoani	Felice De Rosa
			FIRMA			
REV.	DESCRIZIONE	DATA	REDAZIONE	CONVALIDA	APPROVAZIONE	

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	2	197

## INDICE


<b>PRESENTAZIONE DEL LAVORO.....</b>	<b>5</b>
<b>1 Calcoli ICARE/CATHARE in supporto al programma sperimentale PEARL .....</b>	<b>6</b>
<b>1.1 Breve descrizione del dispositivo sperimentale PEARL.....</b>	<b>6</b>
<b>1.2 Calcoli esplorativi con ICARE/CATHARE.....</b>	<b>7</b>
1.2.1 Modello di simulazione del dispositivo PEARL.....	7
1.2.2 Caso BASE della matrice sperimentale.....	8
1.2.2.1 Caratteristiche del debris bed.....	8
1.2.2.2 Condizioni di prova.....	9
1.2.2.3 Risultati ottenuti .....	10
1.2.3 Calcoli di sensibilità.....	14
1.2.3.1 Coefficienti di scambio termico parete - fluido .....	14
1.2.3.2 Permeabilità e passabilità relative del debris bed.....	18
1.2.3.3 Portata d’acqua durante il reflooding e caratteristiche del bypass.....	21
<b>1.3 Conclusioni.....</b>	<b>26</b>
<b>1.4 Figure .....</b>	<b>27</b>
<b>2 Collaborazione ENEA-IRSN sul codice DRACCAR.....</b>	<b>89</b>
2.1 Peculiarità del codice DRACCAR e necessità di validazione dei modelli.....	89
2.2 Simulazione DRACCAR del comportamento di un intero elemento di combustibile durante il LOCA calcolato con CATHARE2.....	90
2.3 Figure .....	91
<b>3 Considerazioni sul codice TRANSURANUS.....</b>	<b>94</b>
3.1 Introduction.....	94
3.2 Transuranus Modelling .....	94
3.3 Experimental findings on solidus temperature.....	95
3.4 Models available in literature .....	97

3.4.1	Komatsu model.....	97
3.4.2	Adamson model.....	98
3.4.3	Konno model.....	98
<b>3.5</b>	<b>Reference experimental dataset .....</b>	<b>98</b>
<b>3.6</b>	<b>Results and discussion .....</b>	<b>99</b>
<b>3.7</b>	<b>Conclusions .....</b>	<b>101</b>
<b>3.8</b>	<b>REFERENCES .....</b>	<b>102</b>
<b>4</b>	<b>Simulazione di Sequenze Incidentali col Codice ASTEC .....</b>	<b>104</b>
<b>4.1</b>	<b>Figures .....</b>	<b>105</b>
<b>4.2</b>	<b>Tables.....</b>	<b>106</b>
<b>4.3</b>	<b>Introduction.....</b>	<b>107</b>
<b>4.4</b>	<b>Ex-vessel phenomena and fission products behavior .....</b>	<b>108</b>
4.4.1	DCH.....	108
4.4.2	Steam explosion .....	108
4.4.3	Hydrogen combustion .....	108
4.4.4	MCCI .....	109
4.4.5	Fission products behavior.....	109
<b>4.5</b>	<b>ASTEC V2r2 code .....</b>	<b>110</b>
<b>4.6</b>	<b>Plant model .....</b>	<b>111</b>
<b>4.7</b>	<b>Selected severe accident sequence.....</b>	<b>116</b>
<b>4.8</b>	<b>Analysis of the results .....</b>	<b>118</b>
4.8.1	Fission products release .....	118
4.8.2	Hydrogen production.....	123
4.8.3	Fission products behavior inside the containment .....	129
4.8.4	Iodine.....	133
4.8.5	Release in the environment.....	137
<b>4.9</b>	<b>Conclusions .....</b>	<b>143</b>

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	4	197

<b>4.10</b>	<b>References</b> .....	<b>145</b>
<b>4.11</b>	<b>Scientific Curricula of CIRTEN-UNIBO Team Work</b> .....	<b>146</b>
<b>5</b>	<b>Simulazione di sequenze incidentali col codice MELCOR</b> .....	<b>147</b>
<b>5.1</b>	<b>Introduzione</b> .....	<b>148</b>
<b>5.2</b>	<b>Descrizione dell'impianto Mille600</b> .....	<b>151</b>
5.2.1	Il sistema di refrigerazione principale.....	151
5.2.2	Il sistema di contenimento.....	152
5.2.3	Principali sistemi di sicurezza.....	154
<b>5.3</b>	<b>Caratteristiche del nocciolo di un Mille600</b> .....	<b>155</b>
<b>5.4</b>	<b>Descrizione della Nodalizzazione per MELCOR 1.8.6</b> .....	<b>158</b>
5.4.1	Descrizione del codice MELCOR (v. 1.8.6).....	158
5.4.2	Il sistema primario e secondario dell'impianto Mille600.....	159
5.4.3	Descrizione dei modelli del sistema di contenimento.....	162
<b>5.5</b>	<b>Descrizione generale delle sequenze incidentali severe simulate con MELCOR 1.8.6</b> .....	<b>164</b>
5.5.1	Risultati della sequenza di SBO-IVR.....	165
5.5.2	Risultati della sequenza di SBO-EVR .....	181
<b>5.6</b>	<b>Conclusioni</b> .....	<b>193</b>
<b>5.7</b>	<b>Bibliografia</b> .....	<b>194</b>
<b>5.8</b>	<b>Lista delle abbreviazioni</b> .....	<b>195</b>
<b>5.9</b>	<b>Elenco delle figure</b> .....	<b>196</b>
<b>5.10</b>	<b>Elenco delle tabelle</b> .....	<b>197</b>



 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	5	197

## PRESENTAZIONE DEL LAVORO

In questo unico documento sono stati raccolti i contributi derivanti da attività di ricerca e da considerazioni sull'utilizzo di codicistica integrale e dettagliata nel campo della sicurezza nucleare e della simulazione di incidenti gravi in impianti nucleari provati e di successive generazioni. I contributi provengono da lavori eseguiti in ENEA, raccolti nei capitoli da 1 a 3 e da lavori eseguiti in collaborazione con CIRTEN, inseriti nei capitoli 4 (UNIBO) e 5 (UNIPI).

Questa introduzione funge da legante dei cinque capitoli e descrive “il taglio” che si è deciso dare al documento affinché i contributi provenienti dalle diverse fonti, potessero conservare, per quanto possibile, l'impronta originale data dai loro principali realizzatori.

Invece di più documenti tecnici, nella task A3 dell'obiettivo A, Linea Progettuale LP1, si è preferito far convergere tutti i contributi in un solo deliverable data l'esistenza di un filo conduttore generale, vale a dire l'attuazione di specifiche analisi, simulazioni e valutazioni finalizzate alla sicurezza dei reattori nucleari di generazioni diverse realizzate con l'uso di codici di calcolo integrali o meccanicistici. Come detto, pur nel rispetto del filo conduttore generale, si è preferito riportare in modo il più possibile inalterato il diverso approccio utilizzato dai ricercatori, sia nell'attuare il loro lavoro, sia nel descriverlo attraverso queste pagine.

Il lettore attento di questo complesso documento potrà rendersi subito conto, ad esempio, che in alcuni capitoli la numerazione di figure e tabelle segue la logica di indicare prima il capitolo o il paragrafo e poi la sequenza numerica, mentre in altri capitoli si fa diretto riferimento alla sequenza numerica senza indicazioni del capitolo. Tutto questo non porta ad alcuna confusione in quanto i contenuti letterari e le relative figure e tabelle richiamate, risiedono tutti nel capitolo specifico. Ogni singolo capitolo è autoconcludente, vale a dire caratterizzato da una propria introduzione e da una propria conclusione.

Sempre nel tentativo di lasciare inalterato per quanto possibile il contenuto originale di coloro che hanno fornito i diversi contributi, si è preferito lasciare in lingua inglese i capitoli 3 e 4 perché così quei lavori sono stati prodotti.

Questa breve presentazione si conclude riportando il nome dei codici usati per la ricerca e le valutazioni nei cinque capitoli del documento:

- Capitolo 1: ICARE/CATHARE
- Capitolo 2: DRACCAR
- Capitolo 3: TRANSURANUS
- Capitolo 4: ASTEC
- Capitolo 5: MELCOR

## 1 Calcoli ICARE/CATHARE in supporto al programma sperimentale PEARL

Durante un ipotetico incidente severo, il nocciolo del reattore resta a lungo in condizioni di scarso raffreddamento sperimentando un aumento importante della temperatura, favorito anche dall'ossidazione delle guaine in zircaloy. Le alte temperature e la fragilizzazione delle guaine ossidate, possono condurre alla degradazione meccanica ed al collasso delle barrette di combustibile, originando un "debris bed" costituito da frammenti di dimensioni variabili fra 1 e 5 mm.

In caso si riacquisti la disponibilità d'acqua durante l'incidente, Il riallagamento (reflooding) ed il raffreddamento del "debris bed" diventa possibile, anche se più laborioso di quello di un nocciolo integro durante un LOCA, con il normale intervento dell'iniezione d'emergenza, a causa delle temperature più elevate e della maggior difficoltà di penetrazione dell'acqua all'interno del "debris bed".

Le attuali conoscenze del comportamento del debris bed, durante la fase di reflooding, provengono da un numero limitato di esperienze, realizzate principalmente negli anni 80. Lo scopo del programma sperimentale PEARL è quello di estendere la gamma delle condizioni termoidrauliche dei precedenti esperimenti, considerando temperature e pressioni più elevate. Un altro obiettivo del programma sperimentale è lo studio dell'impatto di eventuali effetti 2D/3D sul raffreddamento del debris bed durante il reflooding.

Un dispositivo preliminare chiamato PRELUDE di dimensioni inferiori rispetto a PEARL ed operante solo a pressione atmosferica, è già stato realizzato dall'IRSN per ottimizzare il riscaldamento ad induzione ed i sistemi di misura che saranno utilizzati nel dispositivo PEARL. Gli esperimenti in PRELUDE sono iniziati nel 2011.

L'obiettivo del presente lavoro è quello di supportare l'IRSN sulla definizione della matrice sperimentale del programma PEARL e delle specifiche di prova. A tale scopo, si sono eseguiti alcuni calcoli esplorativi con il codice ICARE/CATHARE, i cui risultati sono presentati nel seguito del documento.

Si sono in particolare valutati gli effetti sul raffreddamento del debris bed dei seguenti fattori:

- Incertezze sui modelli del codice,
- Portata d'acqua durante il reflooding,
- Caratteristiche del debris bed.

### 1.1 Breve descrizione del dispositivo sperimentale PEARL

Lo schema semplificato del dispositivo PEARL è raffigurato in Figura 1.1. Il circuito d'ingresso permette l'iniezione di vapore e/o acqua dal basso della sezione di prova. Il circuito d'uscita, collocato nella parte superiore della sezione di prova, permette di raccogliere acqua e vapore condensato in un contenitore di 250 litri. Diversi valori di pressione possono essere



impostati nel dispositivo. La sezione di prova è posta in un involucro riempito d'azoto, mantenuto alla temperatura di 200°C (473 K).

Lo schema, con le dimensioni provvisorie, della sezione di prova è riportato in Figura 1.2. Un tubo di quarzo, dal diametro interno di 540 mm, contiene il debris bed, composto di sfere d'acciaio inossidabile. Un riscaldamento ad induzione è utilizzato per generare energia all'interno del debris bed.

Il debris bed in acciaio inossidabile ha un diametro di 500 mm ed è separato dal tubo di quarzo da un debris bed non riscaldato, composto da sfere di quarzo. Tale regione esterna, chiamata bypass, è caratterizzata da una maggiore porosità e permeabilità, rispetto al debris bed in acciaio inossidabile, che dovrebbe ampliare gli effetti 2-D durante il reflooding.

Il debris bed in acciaio inossidabile ed il bypass sono sostenuti da un debris bed non riscaldato che si compone di una porzione inferiore, realizzata con sfere di pyrex e una porzione superiore, costituita da sfere di quarzo.

## 1.2 Calcoli esplorativi con ICARE/CATHARE

Si sono eseguiti alcuni calcoli utilizzando le versioni ICC-V23r1 e ICC-V23r1dev del codice ICARE/CATHARE. La versione ICC-V23r1dev include gli sviluppi recenti, realizzati dall'IRSN sulla base delle esperienze PRELUDE, del modello di scambio termico fra le strutture solide ed il fluido bifase (acqua-vapore).

### 1.2.1 Modello di simulazione del dispositivo PEARL

Il modello ICARE/CATHARE del dispositivo PEARL è stato realizzato a partire da un vecchio file di input costruito dall'IRSN per una versione precedente del codice. La Figura 1.3 rappresenta sinteticamente il modello adottato.

La sezione di prova, che si estende assialmente da 0 a 2.66 m, è simulata in geometria 2-D assial-simmetrica utilizzando i macro-componenti del codice ICARE2 per rappresentare tutte le strutture solide (debris bed e tubo di quarzo).

Il resto del dispositivo è simulato con il codice CATHARE2. In particolare:

- 2 volumi (geometria 0-D) rappresentano le zone vuote sopra e sotto la sezione di prova.
- 2 elementi assiali (geometria 1-D) rappresentano le tubazioni di ingresso ed uscita.

Il comportamento del fluido bifase (acqua-vapore) all'interno dei volumi e degli elementi assiali è calcolato dal modello standard del codice CATHARE2. Un modello 2-D specifico, adattato alle caratteristiche dei mezzi porosi, è utilizzato all'interno delle varie porzioni di debris bed.

La portata e la temperatura del fluido (acqua-vapore) in ingresso e la pressione del dispositivo sono imposte come condizioni al contorno.

## 1.2.2 Caso BASE della matrice sperimentale

Il caso BASE della matrice sperimentale, stabilita in via preliminare dall'IRSN, è stato simulato con le due versioni (ICC-V23r1 e ICC-V23r1dev) del codice ICARE/CATHARE.

### 1.2.2.1 Caratteristiche del debris bed

Le caratteristiche fisiche e geometriche del debris bed sono riportate di seguito, distinguendo 4 zone. La nodalizzazione adottata, in senso assiale e radiale, è anche segnalata. Le quote assiali riportate sono riferite all'estremità inferiore della sezione di prova.

#### Debris bed riscaldato costituito da sfere d'acciaio inossidabile

Altezza (da 948 a 1448 mm di quota):	500 mm
Diametro interno:	0 mm
Diametro esterno:	500 mm
Composizione:	Sfere d'acciaio inossidabile
Diametro delle sfere:	4 mm
Porosità:	40%
Nodalizzazione assiale:	12 maglie di uguale altezza
Nodalizzazione radiale:	10 maglie di uguale superficie

#### Bypass

Altezza (da 948 a 1448 mm di quota):	500 mm
Diametro interno:	500 mm
Diametro esterno:	540 mm
Composizione:	Sfere di quarzo
Diametro delle sfere:	8 mm
Porosità:	50%
Nodalizzazione assiale:	12 maglie di uguale altezza
Nodalizzazione radiale:	2 maglie di uguale superficie

Porzione superiore del debris bed sottostante

Altezza (da 508 a 948 mm di quota):	440 mm
Diametro interno:	0 mm
Diametro esterno:	540 mm
Composizione:	Sfere di quarzo
Diametro delle sfere:	4 mm
Porosità:	40%
Nodalizzazione assiale:	12 maglie di uguale altezza
Nodalizzazione radiale:	10 maglie di uguale superficie da 0 a 250 mm di raggio + 2 maglie di uguale superficie da 250 a 270 mm di raggio


Porzione inferiore del debris bed sottostante

Altezza (da 68 a 508 mm di quota):	440 mm
Diametro interno:	0 mm
Diametro esterno:	540 mm
Composizione:	Sfere di pyrex
Diametro delle sfere:	4 mm
Porosità:	40%
Nodalizzazione assiale:	12 maglie di uguale altezza
Nodalizzazione radiale:	10 maglie di uguale superficie da 0 a 250 mm di raggio + 2 maglie di uguale superficie da 250 a 270 mm di raggio

### 1.2.2.2 Condizioni di prova

Le specifiche richieste sono:

Temperatura massima del debris bed riscaldato all'inizio del reflooding:	700°C (1073 K)
Pressione del dispositivo	3 bar
Temperatura dell'acqua in ingresso durante il	108.54°C (406.84K) corrispondente a 25°C di

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	10	197

reflooding: sottoraffreddamento

Portata d'acqua durante il reflooding (espressa come velocità equivalente all'interno di un debris bed, con il 40% di porosità, che occupa tutta la superficie orizzontale della sezione di prova): 5 m/ora

Potenza specifica del debris bed riscaldato: 150 W/kg

Le portate d'acqua e vapore in funzione del tempo sono tracciate in Figura 1.4.

Una fase preliminare, da 0 a 1900 s, in vapore surriscaldato (200°C) è funzionale a raggiungere la temperatura massima del debris bed riscaldato all'inizio del reflooding (700°C). Al fine di minimizzare la potenza rimossa per convezione ed ottenere, per quanto possibile, una temperatura assialmente uniforme del debris bed, si è imposta una portata di vapore molto bassa ( $0,4201 \cdot 10^{-3}$  kg/s).

La potenza specifica media (tracciata in funzione del tempo in Figura 1.5) è uguale a 127.7 W/kg, durante tale fase. La distribuzione di potenza nel debris bed riscaldato è pressoché uniforme, come evidenziato in Figura 1.6 (lato sinistro).

A 1900 s, l'iniezione di vapore si arresta (Figura 1.4), sostituita da una portata d'acqua molto elevata (2,9646 kg/s) per riempire rapidamente la parte inferiore della sezione di prova, compresi i debris beds non riscaldati di pyrex e quarzo.

A 1940 s, quando il livello dell'acqua è all'incirca alla base del debris bed riscaldato (948 mm di quota), la portata d'acqua viene ridotta al valore richiesto durante la fase di reflooding (Figura 1.4). La portata imposta (0,1186 kg/s) corrisponde ad una velocità d'avanzamento dell'acqua, all'interno di un debris bed con il 40% di porosità, uguale a 5 m/ora.

La temperatura dell'acqua in ingresso, durante le fasi di riempimento e reflooding, è uguale a 108.54°C (406,84 K), corrispondente a 25°C di sottoraffreddamento.

All'inizio della fase di reflooding del debris bed riscaldato (1940 s), la potenza specifica media è incrementata da 127,7 W/kg al valore richiesto di 150 W/kg (Figura 1.5). La distribuzione di potenza, all'interno del debris bed riscaldato, conserva lo stesso rapporto fra la potenza specifica locale e media  $\left( \frac{\text{potenza specifica}(r, z)}{\text{potenza specifica media}} \right)$  della fase preliminare in vapore surriscaldato ed è illustrata in Figura 1.6 (lato destro).

### 1.2.2.3 Risultati ottenuti

I risultati ottenuti con le 2 versioni (ICC-V23r1 e ICC-V23r1dev) del codice ICARE/CATHARE sono presentati e discussi contemporaneamente.

Le temperature del debris bed riscaldato (sfere d'acciaio) e del bypass (sfere di quarzo) alla fine della fase preliminare in vapore surriscaldato (1900 s) sono illustrate in Figura 1.7, sotto forma di profili assiali a varie distanze dall'asse della sezione di prova.

Si può notare che le temperature calcolate sono pressoché uniformi al variare della quota. In senso radiale, la temperatura diminuisce dal centro verso la periferia ed il gradiente è principalmente concentrato nella parte esterna del debris bed riscaldato e nelle due maglie radiali ( $R = 257,4486$  mm e  $R = 267,4486$  mm) che descrivono il bypass.

Le differenze fra i risultati delle 2 versioni sono minime e percepibili solamente nella parte superiore del debris bed. La temperatura massima del debris bed è, in entrambi i calcoli, molto vicina ai  $700^{\circ}\text{C}$  ( $973$  K) prefissati.

La distribuzione della frazione di vuoto (insieme alle velocità del vapore e dell'acqua) e della temperatura nella sezione di prova a 1940 s (inizio del reflooding del debris bed riscaldato e del bypass), calcolate con entrambe le versioni del codice, sono presentate rispettivamente in Figura 1.8 e Figura 1.9. La Figura 1.10 riporta il profilo radiale del livello d'acqua collassato, calcolato ancora a 1940 s.

La distribuzione della temperatura (Figura 1.9) nei due calcoli effettuati è molto simile.

La distribuzione della frazione di vuoto (Figura 1.8) indica che il pelo libero dell'acqua (livello gonfiato) si trova ad una quota leggermente superiore nel calcolo eseguito con la versione ICC-V23r1dev. Anche il livello d'acqua collassato (Figura 1.10) è leggermente superiore. Tale risultato suggerisce che la produzione di vapore durante il reflooding e quenching del debris bed (quarzo e pyrex) sottostante al debris bed riscaldato, prevista con la versione ICC-V23r1dev, è un po' meno intensa rispetto a quanto calcolato con la versione ICC-V23r1 del codice ICARE/CATHARE.

Si fa notare che le temperature del debris bed sottostante al debris bed riscaldato prima del quenching (circa  $200^{\circ}\text{C}$ ) sono ben al di sotto della temperatura minima di ebollizione pellicolare stabile (TMFS), che è circa  $200^{\circ}\text{C}$  superiore alla temperatura di saturazione ( $133,54^{\circ}\text{C}$  a 3 bar).

Il livello d'acqua collassato, in funzione della distanza dall'asse della sezione di prova, presenta un picco ai confini tra il debris bed riscaldato ed il bypass (Figura 1.10). Questo si deve alla differenza di pressione capillare tra il bypass (caratterizzato da una maggiore porosità e sfere di diametro più grande) ed il debris bed riscaldato, che provoca un trasferimento d'acqua dal bypass verso il bordo esterno del debris bed riscaldato. Il picco descritto è chiaramente più evidente nelle previsioni della versione ICC-V23r1dev poiché, per quanto argomentato in precedenza, la penetrazione assiale dell'acqua all'interno del debris bed riscaldato ed il bypass, all'istante considerato (1949 s), è superiore a quanto calcolato con la versione ICC-V23r1 del codice.

Il comportamento del debris bed durante il reflooding è illustrato dalla Figura 1.11 alla Figura 1.19, che riportano: la distribuzione della frazione di vuoto (insieme con le velocità del vapore e dell'acqua), la distribuzione della temperatura ed il profilo radiale del livello d'acqua collassato a 2400 s, 2600 s e 2800 s di transitorio.

A 2400 s, i risultati ottenuti con le due versioni del codice sono molto simili. La metà inferiore del debris bed riscaldato e del bypass è completamente raffreddata (Figura 1.12). Il livello d'acqua collassato, ancorché leggermente superiore nel bypass che nel debris bed riscaldato (Figura 1.13), è pressoché uniforme in funzione del raggio. Il profilo radiale del livello d'acqua collassato è inoltre leggermente perturbato dalla pressione capillare che trasporta una parte dell'acqua dal bypass al bordo esterno del debris bed riscaldato (picco nella parte esterna del debris bed riscaldato).

La distribuzione della frazione di vuoto a 2600 s (Figura 1.14) indica che l'estensione assiale della zona bifase, prevista con la versione ICC-V23r1, è molto superiore rispetto a quanto calcolato con la versione ICC-V23r1dev. Nel calcolo eseguito con la versione ICC-V23r1 si può anche notare la presenza d'acqua al disopra del debris bed riscaldato. Si pensa che un'improvvisa e violenta produzione di vapore, nel calcolo con la versione ICC-V23r1, trascini dell'acqua (principalmente attraverso il bypass) al disopra del debris bed riscaldato, causando anche un generale raffreddamento del debris bed ed una nuova produzione di vapore. Tale comportamento non si osserva nel calcolo con la versione ICCI-V23r1dev. La distribuzione delle temperature (Figura 1.15) mostra che la temperatura massima del debris bed, calcolata con la versione ICC-V23r1, è di 750°C (1023 K) contro gli 874°C (1147 K) previsti nel calcolo con la versione ICC-V23r1dev, evidenziando chiaramente il raffreddamento del debris bed evocato prima. L'ipotesi di una violenta produzione di vapore, nel calcolo con la versione ICC-V23r1, è rafforzata dal livello d'acqua collassato (Figura 1.16) che è ben inferiore a quello previsto con la versione ICC-V23r1dev.

A 2800 s i risultati dei due calcoli diventano nuovamente molto simili. La distribuzione della frazione di vuoto (Figura 1.17) mostra che il livello d'acqua gonfiato (pelo libero) ha raggiunto la parte superiore del debris bed riscaldato e del bypass. Il livello d'acqua collassato (Figura 1.19) previsto dai due calcoli è in buon accordo e continua ad essere quasi uniforme in funzione del raggio (lievemente superiore nel bypass che al centro del debris bed riscaldato). Il picco vicino al confine tra la regione esterna del debris bed riscaldato ed il bypass (effetto della pressione capillare) è ancora osservabile. La Figura 1.18 mostra che il quenching del debris bed è sostanzialmente completato e le differenze tra le due versioni sono limitate alla temperatura dell'estremità superiore del debris bed riscaldato che, nel calcolo con la versione ICC-V23r1, è ancora superiore alla temperatura di saturazione.

La progressione assiale dell'acqua nel debris bed è illustrata nella Figura 1.20 dove si è tracciato, per entrambi i calcoli, il livello d'acqua collassato in funzione del tempo, in corrispondenza del centro del debris bed riscaldato (R1 - maglia radiale 1) e della parte più esterna del bypass (R12 - maglia radiale 12).



L'aumento del livello d'acqua collassato è, in entrambi i calcoli, leggermente più rapido nel bypass che al centro del debris bed. Le differenze osservate sono in ogni caso molto limitate indicando che, con la portata d'acqua considerata (5 m/ora), il reflooding del debris bed è governato principalmente dalla pressione idrostatica (comportamento quasi 1-D).


Le differenze tra i risultati dei calcoli con le due versioni del codice ICARE/CATHARE non sono molto rilevanti. Si devono tuttavia segnalare alcune cadute improvvise del livello d'acqua collassato, previste nel calcolo con la versione ICC-V2R1 del codice ICARE/CATHARE. Le cadute del livello d'acqua si verificano, probabilmente, durante il quenching di ciascuna maglia assiale, anche se la frequenza d'acquisizione dei risultati (10 s) non è sufficiente per rendere conto di tutti gli abbassamenti del livello d'acqua. Le cadute del livello d'acqua collassato sono correlate alla violenta produzione di vapore descritta in precedenza. Nel calcolo con la versione ICC-V23r1dev, la produzione di vapore durante il quenching del debris bed è meno violenta e non si riscontrano discontinuità nell'evoluzione del livello d'acqua collassato.

Le temperature del debris bed e le frazioni di vuoto calcolate con entrambe le versioni del codice in funzione del tempo, al centro del debris bed riscaldato (R1 – maglia radiale 1) e nella parte più esterna del bypass (R12 - maglia radiale 12), sono tracciate in Figura 1.21 e Figura 1.22. La Figura 1.21 si riferisce alla maglia assiale 6 del debris bed riscaldato e del bypass che è centrata a 229,16 mm di quota, misurata dal fondo del debris bed riscaldato e del bypass (circa a metà altezza). La Figura 1.22 riguarda la parte superiore del debris bed riscaldato e del bypass (maglia assiale 12, centrata a 479,16 mm di quota, nuovamente misurata dal fondo del debris bed riscaldato).

L'evoluzione delle temperature ad entrambe le quote indica che il raffreddamento del debris bed riscaldato in regime di ebollizione a film (frazione di vuoto  $< 1$  e Temperatura  $> TMFS$  - Temperatura minima di ebollizione pellicolare stabile) è leggermente più veloce nel calcolo con la versione ICC-V23r1dev (trasferimento di calore struttura-fluido leggermente più efficace rispetto al calcolo con la versione ICC-V23r1). Quando la temperatura diventa inferiore alla TMFS, si osserva il comportamento opposto; il rateo di diminuzione della temperatura è molto più elevato nel calcolo con la versione ICC-V23r1, indicando un trasferimento di calore più efficace. Tale risultato è coerente con la produzione di vapore durante il quenching che, come riportato in precedenza, è più intensa nel calcolo con la versione ICC-V23r1 che in quello con la versione ICC-V23r1dev.

Il raffreddamento improvviso del debris bed, previsto nel calcolo con la versione ICC-V23r1 a 2600 s, può essere osservato in Figura 1.22.

In entrambi i calcoli, il quenching del bypass precede quello del centro del debris bed riscaldato. Questo dipende principalmente dalla temperatura all'inizio del reflooding, molto più bassa nel bypass che al centro del debris bed.

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	14	197

La progressione assiale del fronte di quenching, in corrispondenza del centro del debris bed riscaldato (R1 - maglia radiale 1) e della parte più esterna del bypass (R12 - maglia radiale 12), è tracciata nella Figura 1.23 per entrambi i calcoli. Le quote assiali riportate in figura sono relative al fondo del debris bed riscaldato e del bypass. Il quenching del debris bed è decretato nell'istante in cui la temperatura scende sotto i 233.54°C (Temperatura di saturazione + 100°C).

La progressione assiale del quenching è, in entrambi i calcoli, leggermente più rapida nel bypass che al centro del debris bed riscaldato. Come riportato in precedenza, questo dipende principalmente dalla temperatura de bypass che, all'inizio del reflooding, è più bassa della temperatura al centro del debris bed.

Le differenze tra i due calcoli (con la versione ICC-V2R1 e ICC-V2R1dev del codice) non sono rilevanti. Si può tuttavia osservare che:

- L'inizio del quenching del debris bed (prima maglia assiale) è leggermente posticipato nel calcolo con la versione ICC-V2R1. La differenza è principalmente correlata con il reflooding e quenching del debris bed sottostante. Il calcolo con la versione ICC-V2R1 prevede una produzione di vapore superiore e questo porta a ritardare leggermente la penetrazione dell'acqua ed il quenching del debris bed, rispetto alla versione ICC-V2r1dev.
- Dopo 2600 s, Il calcolo con la versione ICC-V23r1 mostra un'accelerazione della propagazione del fronte di quenching nel bypass ed un contemporaneo rallentamento al centro del debris bed. Tale comportamento è correlato con la violenta produzione di vapore prevista nel calcolo con la versione ICC-V23r1, a circa 2600 s, che trascina dell'acqua attraverso il bypass al di sopra del debris bed riscaldato modificando leggermente il timing di raffreddamento della parte superiore del debris bed rispetto al calcolo con la versione ICC-V23r1dev, dove la produzione violenta di vapore ed il trascinamento d'acqua non sono previsti.
- Con la portata d'acqua considerata (5 m/ora), la progressione assiale del fronte di quenching dipende in ogni caso in modo marginale dalla posizione radiale ed il comportamento del debris bed durante il reflooding può essere considerato pressoché 1-D.

### 1.2.3 Calcoli di sensibilità

#### 1.2.3.1 Coefficienti di scambio termico parete - fluido

I calcoli di sensibilità sono stati eseguiti con la versione ICC-V23r1 del codice ICARE/CATHARE, poiché nella versione ICC-V23r1dev i parametri utente per modificare, intervenendo semplicemente sui dati di input, i coefficienti di scambio termico considerati dal codice non sono disponibili.

Nella versione ICC-V23r1, i parametri KSLG e KSGL possono essere utilizzati per moltiplicare il coefficiente di scambio termico tra la parete e la fase liquida (KSLG) e il coefficiente di scambio termico tra la parete e la fase gassosa (KSGL), determinati dal codice ICARE/CATHARE.

Si sono eseguiti due calcoli di sensibilità. Nel primo calcolo, i coefficienti di scambio fra la parete e la fase liquida (acqua) e la parete e la fase gassosa (vapore) sono stati ridotti di un fattore 10 ( $KSLG = KSGL = 0.1$ ). Nel secondo calcolo, gli stessi coefficienti di scambio termico sono stati moltiplicati per 10 ( $KSLG = KSGL = 10$ ).

I risultati ottenuti sono confrontati con quelli del caso BASE, ovviamente calcolato con la versione ICC-V23r1 del codice ICARE/CATHARE.

Le temperature del debris bed riscaldato e del bypass alla fine della fase preliminare in vapore surriscaldato (1900 s) sono illustrate nella Figura 1.24, sotto forma di profili assiali a varie distanze dall'asse della sezione di prova. Il confronto tra i tre calcoli mostra che l'effetto dei coefficienti di scambio termico è quasi trascurabile in questa fase del transitorio.

La distribuzione della frazione di vuoto (insieme alle velocità del vapore e dell'acqua) ed il profilo radiale del livello d'acqua collassato nel debris bed riscaldato e nel bypass, ottenuti nei tre calcoli a 1940 s (inizio della fase reflooding), sono confrontati rispettivamente nella Figura 1.25 e nella Figura 1.26.

La distribuzione della frazione di vuoto (Figura 1.25) mostra che, all'aumento dei coefficienti di scambio termico corrisponde una diminuzione del livello di pelo libero (livello gonfiato). La stessa tendenza si ritrova nel livello d'acqua collassato (Figura 1.26). Il risultato ottenuto dipende dal vapore prodotto durante il reflooding del debris bed sottostante che, aumentando i coefficienti di scambio termico, si accresce determinando una minore quantità d'acqua disponibile. Si può osservare che, moltiplicando per 10 i coefficienti di scambio termico (calcolo con  $KSLG = KSGL = 10$ ), il livello d'acqua collassato è rigorosamente uguale a 0, il che significa che all'istante considerato (1940 s) l'acqua non è ancora penetrata nel debris bed riscaldato e nel bypass.

La progressione assiale dell'acqua nel debris bed è illustrata nella Figura 1.27 dove si è tracciato, per i tre calcoli considerati, il livello d'acqua collassato in funzione del tempo, in corrispondenza del centro del debris bed riscaldato (R1 - maglia radiale 1) e della parte più esterna del bypass (R12 - maglia radiale 12).

All'inizio del reflooding, il calcolo con bassi coefficienti di scambio termico ( $KSLG = KSGL = 0,1$ ) prevede un livello d'acqua collassato superiore agli altri due calcoli, i cui risultati sono molto simili. L'effetto constatato è principalmente correlato con la minor produzione di vapore durante il reflooding del debris bed sottostante che porta a calcolare l'ingresso anticipato ed una maggiore portata d'acqua nel debris bed riscaldato e nel bypass.

Nella prosecuzione della fase di reflooding, i coefficienti di scambio termico hanno un effetto minore sull'evoluzione del livello d'acqua collassato e, quindi, sul vapore prodotto durante il quenching del debris bed. Si pensa che i coefficienti di scambio termico influenzino solo l'estensione assiale in cui il vapore è prodotto che diminuisce all'aumentare dei coefficienti di scambio termico. Tale ipotesi è supportata dalla distribuzione della frazione di vuoto a 2400 s, illustrata nella Figura 1.28. Si può osservare che l'altezza della regione bifase (dove si produce vapore) si riduce all'aumentare dei coefficienti di scambio termico.

L'abbassamento improvviso del livello d'acqua collassato, correlato con la produzione violenta di vapore ed il trascinarsi d'acqua attraverso il bypass, previsto a 2600 s nel caso BASE, è osservabile anche nei calcoli di sensibilità, sebbene a tempi leggermente diversi: 2570 s, in caso di bassi coefficienti di scambio termico ( $KSLG = KSGL = 0,1$ ) e 2640 s, nel calcolo con alti coefficienti di scambio termico ( $KSLG = KSGL = 10$ ).

Il comportamento della parte inferiore del debris bed (maglia assiale 1 centrata a 20,83 mm dal fondo del debris bed riscaldato e del bypass) è illustrato nella Figura 1.29 che riporta, per i tre calcoli considerati, le temperature del debris bed e le frazioni di vuoto in funzione del tempo, al centro del debris bed riscaldato (R1 - maglia radiale 1) e nella parte più esterna del bypass (R12 - maglia radiale 12).

L'evoluzione della frazione di vuoto evidenzia che l'ingresso d'acqua nel debris bed riscaldato è tanto più precoce quanto più si riducono i coefficienti di scambio termico. Come illustrato in precedenza, tale effetto è legato alla produzione di vapore durante il reflooding del debris bed sottostante: diminuendo i coefficienti di scambio si produce meno vapore e la penetrazione dell'acqua nel debris bed riscaldato e nel bypass risulta più precoce.

L'ingresso precoce dell'acqua, riscontrato nel calcolo con bassi coefficienti di scambio termico ( $KSLG = KSGL = 0,1$ ), porta anche ad anticipare il quenching del debris bed, rispetto a quanto previsto nel caso BASE. Nel caso di alti coefficienti di scambio termico ( $KSLG = KSGL = 10$ ), il raffreddamento del debris bed in regime di ebollizione pellicolare stabile è abbastanza veloce da compensare il ritardo dell'ingresso dell'acqua ed il quenching, al centro del debris bed riscaldato, si produce anticipatamente rispetto agli altri due calcoli.

La Figura 1.30 riporta le temperature del debris bed e le frazioni di vuoto (centro del debris bed riscaldato e parte più esterna del bypass) nella maglia assiale 6, centrata a 229,16 mm di quota, appena sotto la metà altezza (250 mm) del debris bed riscaldato e del bypass.

L'istante di quenching è debolmente influenzato dai coefficienti di scambio termico considerati. Si può tuttavia osservare che, aumentando i coefficienti di scambio termico, il raffreddamento del debris bed in regime di ebollizione pellicolare stabile diventa più rapido e, di conseguenza, anche gli istanti di quenching del debris bed riscaldato e del bypass si riducono leggermente.

In tutti i casi, il quenching del bypass è leggermente anticipato rispetto al centro del debris bed riscaldato. Questo è dovuto principalmente alla temperatura all'inizio della fase reflooding; più bassa nel bypass che al centro del debris bed.

Il comportamento della parte superiore del debris bed (maglia assiale 12 centrata a 479,16 mm di quota) è descritto in Figura 1.31 che riporta le temperature del debris bed e le frazioni di vuoto in funzione del tempo, calcolate al centro del debris bed riscaldato (R1 - maglia radiale 1) e nella parte più esterna del bypass (R12 - maglia radiale 12).

Il raffreddamento improvviso del debris bed, osservabile in tutti i calcoli, è correlato con la violenta produzione di vapore già discussa in merito all'evoluzione nel tempo del livello d'acqua collassato.

Come per le quote inferiori, l'aumento dei coefficienti di scambio termico porta ad un più rapido raffreddamento del debris bed in regime di ebollizione pellicolare stabile, insieme alla leggera anticipazione dell'istante di quenching (centro del debris bed riscaldato e bypass).


L'istante di quenching del bypass è più sensibile ai coefficienti di scambio termico rispetto al centro del debris bed riscaldato. In particolare, il calcolo con alti coefficienti di scambio termico prevede, a seguito della violenta produzione di vapore ed il trascinarsi d'acqua che si verifica a 2640 s, un forte abbassamento della temperatura ed il quenching immediato del bypass. Lo stesso fenomeno produce, a 2600 s, una caduta di temperatura più limitata nel caso base mentre, la temperatura del bypass calcolata con bassi coefficienti di scambio termico è influenzata molto marginalmente dalla produzione di vapore e trascinarsi d'acqua che si verifica a 2570 s.

La progressione assiale del fronte di quenching, in corrispondenza del centro del debris bed riscaldato (R1 - maglia radiale 1) e della parte più esterna del bypass (R12 - maglia radiale 12), è tracciata in Figura 1.32, per il caso BASE ed i due calcoli di sensibilità.

La progressione assiale del fronte di quenching non è molto sensibile ai coefficienti di scambio termico tuttavia, si possono segnalare i seguenti effetti:

- Quenching della parte inferiore del debris bed riscaldato e del bypass (maglia assiale 1).

Il debris bed sottostante si trova, all'inizio della fase di reflooding, alla temperatura di 200°C. Tale debris bed è rapidamente allagato e raffreddato fra 1900 e 1940 s e la conseguente produzione di vapore si accentua all'aumentare dei coefficienti di scambio termico, sottraendo acqua al debris bed riscaldato ed al bypass. L'ingresso d'acqua nel debris bed riscaldato e nel bypass è dunque tanto più ritardato quanto più i coefficienti di scambio termico sono elevati. Coerentemente con la cronologia di penetrazione dell'acqua, si osserva che il quenching nel calcolo con bassi coefficienti di scambio è anticipato rispetto a quello constatato nel caso BASE. Nel calcolo con

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	18	197

alti coefficienti di scambio non si osserva un ulteriore ritardo del quenching. Al contrario si nota che il raffreddamento del debris bed in regime di ebollizione pellicolare stabile, che precede il quenching, è abbastanza veloce da compensare il ritardo dell'ingresso d'acqua ed il quenching, del debris bed, si produce anticipatamente rispetto agli altri due calcoli.

- Quenching della parte superiore del debris bed riscaldato e del bypass.

L'influenza della violenta produzione di vapore ed il conseguente trascinarsi d'acqua attraverso il bypass, che avviene in tutti i calcoli a circa 2600 s, sul quenching della parte superiore del debris bed è tanto più marcata quanto più i coefficienti di scambio termico sono elevati. L'effetto 2-D, denotato dal quenching anticipato del bypass rispetto al debris bed riscaldato, si evidenzia dopo i 2600 s ed è particolarmente evidente nel caso di alti coefficienti di scambio termico. L'effetto 2-D è meno visibile nel caso base e quasi trascurabile nel calcolo con bassi coefficienti di scambio.

### 1.2.3.2 Permeabilità e passabilità relative del debris bed

Il modello di mezzo poroso del codice ICARE/CATHARE calcola la permeabilità relativa (termine viscoso dell'equazione della quantità di moto) e la passabilità relativa (termine inerziale) del vapore e dell'acqua con la legge di potenza di Brook:

$$k_{r-acqua} = (1 - \alpha)^{EXKR}$$

$$k_{r-vapore} = \alpha^{EXKR}$$

$$\eta_{r-acqua} = (1 - \alpha)^{EXER}$$


$$\eta_{r-vapore} = \alpha^{EXER}$$

Nelle equazioni sopra riportate:

- $k_{r-acqua}$  e  $k_{r-vapore}$  sono rispettivamente la permeabilità relativa dell'acqua e del vapore,
- $\eta_{r-acqua}$  e  $\eta_{r-vapore}$  indicano rispettivamente la passabilità relativa dell'acqua e del vapore,
- $\alpha$  è la frazione di vuoto,
- EXKR ed EXER sono rispettivamente gli esponenti della legge di potenza di Brook per la permeabilità relativa e la passabilità relativa.

Al fine di determinare l'importanza della permeabilità e passabilità relative sul reflooding ed il quenching del debris bed, si sono eseguiti due calcoli di sensibilità, con la versione ICC-V23r1dev del codice ICARE/CATHARE, variando gli esponenti della legge di Brook.



 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	19	197

Nel primo calcolo si sono posti:  $EXKR = EXER = 2$ . Nel secondo calcolo:  $EXKR = EXER = 5$ .

I risultati ottenuti sono confrontati con quelli del caso base, ovviamente calcolato con la stessa versione del codice (ICC-V23r1dev), dove gli esponenti della legge di Brook erano fissati ad un valore intermedio:  $EXKR = EXER = 3$ , rispetto ai due calcoli di sensibilità.

Le temperature del debris bed riscaldato e del bypass alla fine della fase preliminare in vapore surriscaldato (1900 s) sono illustrate nella Figura 1.33, sotto forma di profili assiali a varie distanze dall'asse della sezione di prova. I risultati dei tre calcoli sono assolutamente identici. Quanto osservato non è sorprendente considerando che la permeabilità e la passabilità relative intervengono solo in caso di fluido bifase.

La distribuzione della frazione di vuoto (insieme alle velocità acqua-vapore) all'inizio della fase di reflooding (1940 s) è data in Figura 1.34. I risultati dei tre calcoli sono illustrati nella medesima figura.

La distribuzione della frazione di vuoto nel debris bed al di sotto del debris bed riscaldato e del bypass indica come la quantità di vapore presente aumenti all'aumentare degli esponenti della legge di Brook, sottolineando l'accentuazione della forza di trascinamento della fase vapore nei confronti dell'acqua (riduzione del fattore di slip fra il vapore e l'acqua). Di conseguenza anche il livello del pelo libero (livello d'acqua gonfiato) si alza leggermente con l'aumento degli esponenti  $EXKR$  e  $EXER$ .

La Figura 1.35 riporta la distribuzione della frazione di vuoto, a 2400 s, per il caso BASE e i due calcoli di sensibilità. Il profilo radiale del livello d'acqua collassato, nel debris bed riscaldato e nel bypass, calcolato allo stesso istante (2400 s), è tracciato in Figura 1.36.

La distribuzione della frazione di vuoto nella regione bifase del debris bed riscaldato indica che la quantità di vapore aumenta all'aumentare degli esponenti della legge di Brook, sottolineando ancora una volta l'effetto della permeabilità e passabilità relative sulla forza di trascinamento del vapore nei confronti dell'acqua (fattore di slip vapore-acqua). Di conseguenza, il livello del pelo libero cresce leggermente in funzione dell'aumento degli esponenti della legge di Brook, indicando anche una progressione assiale dell'acqua un po' più rapida.

Il livello d'acqua collassato diminuisce all'aumentare dei parametri  $EXKR$  e  $EXER$  (Figura 1.36). Questo dipende dall'effetto, prima segnalato, degli esponenti della legge di Brook sulla progressione assiale del pelo libero (livello d'acqua gonfiato), che influenza leggermente la produzione di vapore e quindi anche il livello d'acqua collassato.

Il profilo radiale del livello d'acqua collassato (Figura 1.36) diventa meno uniforme all'aumentare degli esponenti della legge di Brook. Nel caso di  $EXKR = EXER = 5$ , il livello d'acqua collassato nel bypass e alla periferia del debris bed riscaldato è ben al di sopra di

quello al centro del debris bed. Questo indica che la distribuzione di pressione è influenzata dalle perdite di carico nel fluido bifase che evidentemente aumentano all'aumentare dei parametri EXKR e EXER.

La distribuzione della frazione di vuoto (Figura 1.35) suggerisce che, contrariamente a quanto osservato per il livello d'acqua collassato, tutti i calcoli prevedono un pelo libero (livello d'acqua gonfiato) sostanzialmente uniforme in direzione radiale.

La Figura 1.37 illustra l'evoluzione in funzione del tempo del livello d'acqua collassato, in corrispondenza del centro del debris bed riscaldato (R1 - maglia radiale 1) e della parte esterna del bypass (R12 - maglia radiale 12). I risultati dei tre calcoli sono riportati nella medesima figura.

Nel calcolo con valori molto bassi degli esponenti della legge di Brook ( $EXKR = EXER = 2$ ), la progressione assiale del livello d'acqua collassato nel bypass non si discosta significativamente da quella al centro del debris bed, il che significa che la distribuzione della pressione dipende principalmente dal termine idrostatico (comportamento quasi 1-D). Con l'aumentare di EXKR e EXER, la progressione assiale del livello d'acqua collassato diventa più veloce nel bypass che al centro del debris bed, indicando un'influenza crescente delle perdite di carico sulla distribuzione della pressione. Ciò è particolarmente evidente nel calcolo con  $EXKR = EXER = 5$ .


L'effetto della permeabilità e passabilità relative sul comportamento termico del debris bed a 229,16 mm di quota può essere osservato nella Figura 1.38 che riporta le temperature del debris bed e le frazioni di vuoto in funzione del tempo, calcolate al centro del debris bed riscaldato (R1 - maglia radiale 1) e nella parte esterna del bypass (R12 - maglia radiale 12).

Il quenching del debris bed è tanto più precoce quanto più si aumentano i parametri EXKR e EXER. Tale effetto, comunque poco rilevante, dipende dal livello di pelo libero (livello d'acqua gonfiato) la cui progressione assiale diventa leggermente più rapida all'aumentare degli esponenti della legge di Brook.

L'effetto della permeabilità e della passabilità relative sulla quantità di vapore nella regione bifase, menzionato in precedenza, è ben evidenziato dalla frazione di vuoto dopo il quenching che aumenta con l'aumentare dei parametri EXKR e EXER (Figura 1.38).

La Figura 1.39 riporta, per i tre calcoli esaminati, la progressione assiale del fronte di quenching, al centro del debris bed riscaldato (R1 - maglia radiale 1) e nella parte esterna del bypass (R12 - maglia radiale 12).

La progressione assiale del fronte di quenching diventa leggermente più veloce all'aumentare degli esponenti della legge di Brook. L'effetto riscontrato è coerente con la velocità di progressione assiale del livello di pelo libero anch'essa crescente in funzione dei parametri EXKR e EXER.

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	21	197

A causa del gradiente radiale di temperatura all'inizio del reflooding, il quenching del bypass è, in tutti i calcoli, leggermente precedente a quello del centro del debris bed.

Con la portata d'acqua considerata (5 m/ora), la progressione assiale del fronte di quenching dipende in ogni caso in modo marginale dalla posizione radiale ed il comportamento del debris bed durante il reflooding può essere considerato quasi 1-D, indipendentemente dagli esponenti della legge di Brook.

### 1.2.3.3 Portata d'acqua durante il reflooding e caratteristiche del bypass

Si sono eseguiti cinque calcoli di sensibilità, con la versione ICC-V23r1dev di ICARE/CATHARE, assumendo diverse portate d'acqua durante la fase di reflooding: 5, 10, 15, 30 e 40 m/ora. Le portate indicate sono espresse in velocità equivalenti all'interno di un debris bed, con il 40% di porosità, che occupa tutta la superficie orizzontale della sezione di prova del dispositivo PEARL.

Per ogni portata si sono realizzati due calcoli considerando diverse caratteristiche del bypass costituito da sfere di quarzo.

Nel primo caso il bypass ha le stesse caratteristiche assunte nei calcoli precedenti; la porosità è uguale al 50% e il diametro delle sfere di quarzo è di 8 mm. Come discusso in precedenza, la permeabilità del bypass è superiore a quella del debris bed riscaldato (porosità = 40% e particelle di diametro = 4 mm) e questo calcolo sarà identificato come **HP-bypass**, dove **HP** è l'acronimo di **Higher Permeability**, ad indicare che la permeabilità del bypass è superiore a quella del debris bed riscaldato. Il calcolo con questa configurazione del bypass e 5 m/ora di portata d'acqua durante il reflooding corrisponde al caso BASE della matrice sperimentale, già illustrato precedentemente.

Nel secondo caso si è considerato un bypass con le stesse caratteristiche di porosità (40%) e diametro delle sfere (4 mm) del debris bed riscaldato. Questa configurazione sarà identificata come **SP-bypass**, dove **SP** è l'acronimo di **Same Permeability**, ad indicare che la permeabilità del bypass è uguale a quella del debris bed riscaldato.

L'obiettivo dei due calcoli è di verificare se e quanto, un bypass con elevata permeabilità (superiore a quella del debris bed riscaldato) contribuisce ad indurre e/o esaltare gli effetti 2-D durante la fase di reflooding, creando un percorso preferenziale per la penetrazione dell'acqua.

I risultati ottenuti al termine della fase preliminare in vapore surriscaldato (1900 s) dipendono esclusivamente dalle caratteristiche del bypass, essendo l'effetto della portata d'acqua limitato alla fase di reflooding che inizia a 1940 s. La Figura 1.40 riporta le temperature del debris bed a 1900 s, nella forma di profili assiali a diverse posizioni radiali.

Le caratteristiche del bypass non influenzano le temperature del debris bed riscaldato. Le temperature del bypass (curve in marrone e rosso nella Figura 1.40), ottenute nel calcolo SP-

bypass, sono leggermente inferiori a quelle del caso HP-bypass. La differenza osservata dipende principalmente dalla conducibilità termica equivalente del bypass che è maggiore nella configurazione SP-bypass, caratterizzata da una porosità inferiore e da sfere di diametro più piccolo rispetto alla configurazione HP-bypass.

I risultati ottenuti, con le cinque portate d'acqua, imposte durante la fase di reflooding, sono brevemente illustrati nel seguito del documento. Per ogni portata d'acqua, i risultati dei due calcoli con diverse caratteristiche del bypass (HP-bypass e SP-bypass) sono confrontati tra loro.

### **Portata d'acqua durante la fase di reflooding uguale a 5 m/ora**

Le temperature del debris bed e la frazione di vuoto in funzione del tempo, a 229,16 mm di quota, sono tracciate nella Figura 1.41, per le due configurazioni del bypass (HP-bypass e SP-bypass).

Le caratteristiche del bypass hanno un effetto marginale sulle temperature del debris bed e sulla frazione di vuoto. Si può tuttavia osservare che il quenching del debris bed si produce leggermente prima nel calcolo SP-bypass. L'anticipo del quenching è più rilevante in corrispondenza del bypass, la cui temperatura all'inizio della fase reflooding è leggermente inferiore a quella del calcolo HP-bypass.


Si può anche osservare (Figura 1.41) che la diminuzione della frazione di vuoto, segno del sopraggiungere dell'acqua alla quota data, è leggermente anticipata nel calcolo SP-bypass.

La Figura 1.42 illustra la distribuzione della frazione di vuoto a 2300 s. Il profilo radiale del livello d'acqua collassato, allo stesso istante (2300 s), è tracciato in Figura 1.43.

In entrambi i calcoli (HP-bypass e SP-bypass), il livello d'acqua (gonfiato e collassato) è quasi uniforme in funzione del raggio (gli effetti 2-D sono trascurabili). Il livello d'acqua è tuttavia leggermente inferiore nel calcolo HP-bypass, principalmente a causa della maggior porosità del bypass che comporta una velocità assiale media dell'acqua leggermente inferiore rispetto al calcolo SP-bypass.

Come discusso in precedenza, riguardo ai risultati del caso BASE, il profilo radiale del livello d'acqua collassato presenta, nel calcolo HP-bypass, un picco ai confini tra il debris bed riscaldato ed il bypass (Figura 1.43). Ciò è dovuto alla differenza di pressione capillare tra il bypass (maggior porosità e sfere di diametro più grande) ed il debris bed riscaldato che causa un trasporto d'acqua dal bypass verso la parte esterna del debris bed riscaldato.

Nella configurazione SP-bypass, il debris bed riscaldato ed il bypass hanno uguale porosità e dimensione delle sfere quindi, in assenza di differenze di pressione capillare, lo scambio di fluido fra il bypass ed il debris bed riscaldato non può prodursi ed il profilo radiale del livello d'acqua collassato non è più contraddistinto dal picco rilevato nel calcolo HP-bypass.

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	23	197

Il comportamento termico del debris bed durante il reflooding è sintetizzato dalla Figura 1.44 che riporta la progressione assiale del fronte di quenching al centro del debris bed riscaldato (R1 - maglia radiale 1) ed in corrispondenza della parte esterna del bypass (R12 - maglia radiale 12). I risultati dei due calcoli (HP-bypass e SP-bypass) sono rappresentati nella medesima figura.

Il quenching del centro del debris bed è leggermente posticipato nel calcolo HP-bypass rispetto al calcolo SP-bypass. Come accennato in precedenza, questo è legato alla maggiore porosità del bypass che comporta una velocità assiale media dell'acqua leggermente inferiore a quella calcolata con la configurazione SP-bypass.

Per entrambe le configurazioni, il quenching del bypass avviene prima del quenching del centro del debris bed, in congruenza con la temperatura all'inizio del reflooding; più elevata al centro del debris bed che nel bypass. Il ritardo tra il quenching del bypass e quello del centro del debris bed è inferiore nel calcolo HP-bypass dato che, con la configurazione del bypass adottata, una parte dell'acqua in ingresso è rimossa per capillarità dal bypass verso il debris bed riscaldato, ritardando il quenching del bypass e compensando in parte l'effetto della temperatura iniziale. La leggera discordanza sulla temperatura del bypass, all'inizio del reflooding (Figura 1.41), contribuisce anch'essa alle piccole differenze sulla cronologia del quenching osservate nei due calcoli (HP-bypass e SP-bypass).


Con la portata d'acqua considerata (5 m/ora), il reflooding ed il quenching del debris bed si possono ritenere quasi 1-D e le caratteristiche del bypass hanno un effetto marginale sui risultati ottenuti. In particolare, un bypass più poroso e permeabile rispetto al debris bed riscaldato (configurazione HP-bypass) non è in grado di produrre effetti 2-D più rilevanti rispetto ad un bypass con le stesse caratteristiche (porosità e permeabilità) del debris bed riscaldato (configurazione SP-bypass).

### **Portata d'acqua durante la fase di reflooding uguale a 10 m/ora**

I risultati ottenuti sono illustrati da Figura 1.45 a Figura 1.48.

La maggior portata d'acqua, rispetto ai 5 m/ora dei calcoli precedenti, comporta ovviamente un quenching più rapido del debris bed. Ad eccezione di questo, i risultati ottenuti sono simili a quelli con 5 m/ora di portata d'acqua. In particolare, gli effetti 2-D rimangono trascurabili come dimostrato dalla distribuzione della frazione di vuoto ed il profilo radiale del livello d'acqua collassato a 2150 s (Figura 1.46 e Figura 1.47).

La Figura 1.48 riporta la progressione assiale del fronte di quenching, al centro del debris bed riscaldato (R1 - maglia radiale 1) ed in corrispondenza della parte esterna del bypass (R12 - maglia radiale 12). Come ottenuto nei calcoli con una portata d'acqua uguale a 5 m/ora, la configurazione HP-bypass porta a ritardare leggermente, rispetto al caso SP-bypass, il quenching del debris bed. Il ritardo è più apprezzabile nel bypass che al centro del debris bed.

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	24	197

### **Portata d'acqua durante la fase di reflooding uguale a 15 m/ora**

Con questa portata d'acqua, oltre ad un ulteriore aumento della velocità di quenching, gli effetti 2-D cominciano a palesarsi.

La distribuzione della frazione di vuoto a 2100 s (Figura 1.49) evidenzia una moderata tendenza dell'acqua a penetrare preferenzialmente attraverso la parte esterna del debris bed. L'effetto delle caratteristiche del bypass è trascurabile ed il comportamento osservato è dovuto principalmente alla differenza di pressione tra il centro e la periferia del debris bed, esaltata dal più alto tasso di produzione di vapore e connesse perdite di carico, rispetto a quanto ottenuto con portate d'acqua inferiori.

L'effetto delle perdite di carico sulla distribuzione della pressione è dimostrato anche dal profilo radiale del livello d'acqua collassato, calcolato ancora a 2100 s (Figura 1.50). Si osserva che il livello d'acqua aumenta leggermente dal centro alla periferia del debris bed indicando che il campo di pressione non dipende dal solo termine idrostatico. Il gradiente radiale del livello d'acqua collassato è leggermente più pronunciato, quando nel calcolo si assume la configurazione HP-bypass.

La Figura 1.51 illustra come, indipendentemente dalle caratteristiche del bypass, la progressione assiale del fronte di quenching è leggermente più rapida nel bypass che al centro del debris bed. Il quenching del debris bed continua a prodursi leggermente prima nel calcolo SP-bypass che in quello HP-bypass.

### **Portata d'acqua durante la fase di reflooding uguale a 30 m/ora**


La distribuzione della frazione di vuoto ed il profilo radiale del livello d'acqua collassato a 2030 s (illustrati in Figura 1.52 e Figura 1.54 rispettivamente) indicano che gli effetti 2-D, caratterizzati dalla penetrazione preferenziale dell'acqua attraverso la regione esterna del debris bed, sono ulteriormente esaltati assumendo una portata d'acqua uguale a 30 m/ora.

La distribuzione della frazione di vuoto a 2050 s (Figura 1.53) mostra che un certo quantitativo d'acqua, dopo essere fluito attraverso la periferia del debris bed, rimane sospeso sopra il mezzo poroso. Effettivamente, il vapore prodotto nel debris bed impedisce la discesa dell'acqua ed il reflooding e quenching del debris bed continuano a prodursi dal basso verso l'alto.

L'effetto delle caratteristiche del bypass sulla fenomenologia del reflooding è trascurabile.

La quota del fronte di quenching in funzione del tempo è tracciata in Figura 1.55, distinguendo il centro del debris bed riscaldato (R1 - maglia radiale 1) dalla parte esterna del bypass (R12 - maglia radiale 12). Si nota chiaramente che l'avanzamento del fronte di quenching è più rapido nel bypass che al centro del debris bed. Gli effetti delle caratteristiche del bypass rimangono molto limitati. Tuttavia, il quenching del debris bed continua a prodursi leggermente prima nel calcolo SP-bypass che in quello HP-bypass. La differenza di



 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	25	197

comportamento è leggermente più rilevante al centro del debris bed e dipende dalla minor quantità d'acqua sottratta dal bypass, al debris bed riscaldato, nella configurazione SP-bypass rispetto a quella HP-bypass, caratterizzata da un bypass più poroso.

### **Portata d'acqua durante la fase di reflooding uguale a 40 m/ora**

I risultati ottenuti confermano il comportamento 2-D del debris bed durante il reflooding. La progressione assiale del fronte di quenching è nettamente più rapida nel bypass che al centro del debris bed riscaldato (Figura 1.56).

L'effetto molto limitato delle caratteristiche del bypass, nel provocare e/o esaltare gli effetti 2-D, è confermato.

Il quenching al centro del debris bed continua ad essere leggermente più rapido, quando si assume la configurazione SP-bypass.

### **Sintesi dei risultati ottenuti**

L'effetto della portata d'acqua e delle caratteristiche del bypass, sul quenching del debris bed, è sintetizzato dalla Figura 1.57, che riporta la velocità assiale media del fronte di quenching in funzione della portata d'acqua, distinguendo il centro del debris bed riscaldato dalla parte esterna del bypass. I risultati ottenuti con le due configurazioni di bypass (HP-bypass e SP-bypass) sono riportati in figura.

La velocità media del fronte di quenching è data dal rapporto tra l'altezza del debris bed (500 mm) e il tempo necessario per ottenere il quenching completo del debris bed, alla posizione radiale considerata (centro del debris bed o parte esterna del bypass).

L'analisi della Figura 1.57 permette di trarre le seguenti conclusioni:


- Portata d'acqua bassa (minore di 15 m/ora).

Gli effetti 2-D sono trascurabili e le caratteristiche del bypass hanno conseguenze trascurabili sul comportamento del debris bed durante il reflooding.

- Portata d'acqua elevata (maggiore di 15 m/ora).

Il reflooding del debris bed diventa 2-D (il quenching è più rapido nel bypass che al centro del debris bed riscaldato). L'effetto riscontrato si deve alla penetrazione preferenziale dell'acqua attraverso il bypass, indotta dal gradiente radiale di pressione determinato dal tasso di produzione del vapore, che aumenta con la portata d'acqua e le perdite di carico connesse.

Le caratteristiche del bypass hanno un effetto limitato sul comportamento osservato. Si osserva tuttavia che, un bypass più poroso e permeabile (configurazione HP-bypass) sottrae al debris bed riscaldato una quantità d'acqua maggiore, riducendo

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	26	197

leggermente la velocità di raffreddamento del centro del debris bed rispetto a quanto ottenuto con un bypass meno poroso e permeabile (configurazione SP-bypass).

### 1.3 Conclusioni

I calcoli esplorativi, eseguiti con il codice ICARE/CATHARE, consentono di trarre le seguenti conclusioni.

- Lo studio parametrico sui modelli del codice, relativi al trasferimento di calore fluido - struttura e alla permeabilità relativa del fluido bifase (acqua – vapore), dimostra che le incertezze considerate influenzano in modo trascurabile la progressione assiale del fronte di quenching.

Con la portata dell'acqua considerata (5 m/ora) gli effetti 2-D durante il reflooding del debris bed sono trascurabili, indipendentemente dalle incertezze sui modelli del codice.

- Gli effetti 2-D durante il reflooding del debris bed, denotati dalla penetrazione preferenziale dell'acqua attraverso la parte più esterna del debris bed (bypass), dipendono principalmente dalla portata d'acqua considerata.

Al crescere della portata d'acqua e quindi del tasso di produzione di vapore durante il quenching, il gradiente di pressione tra il centro del debris bed e la periferia determinato dalle perdite di carico aumenta, favorendo il deflusso dell'acqua attraverso il bypass a scapito della regione interna del debris bed riscaldato.

La presenza di un debris bed più poroso e permeabile (bypass) all'esterno del debris bed riscaldato, non ha un impatto particolarmente rilevante sulla progressione preferenziale dell'acqua. Gli effetti 2-D si manifestano soltanto se la portata d'acqua assunta durante il reflooding è sufficientemente elevata; almeno superiore ai 15 m/ora secondo i calcoli eseguiti.

## 1.4 Figure

Figura 1.1 - Schema semplificato del dispositivo sperimentale PEARL.....	32
Figura 1.2 – Sezione di prova del dispositivo PEARL .....	33
Figura 1.3 – Modello ICARE/CATHARE del dispositivo PEARL .....	34
Figura 1.4 – Portate di acqua e vapore in funzione del tempo .....	35
Figura 1.5 – Potenza specifica media nel debris bed riscaldato in funzione del tempo .....	36
Figura 1.6 – Distribuzione della potenza nel debris bed riscaldato durante la fase in vapore surriscaldato (lato sinistro) e la fase di reflooding (lato destro).....	37
Figura 1.7 – Calcolo BASE: Profili assiali della temperatura del debris bed, a varie distanze dal centro della sezione di prova (1900 s, fine della fase preliminare in vapore surriscaldato) .....	38
Figura 1.8 – Calcolo BASE: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 1940 s (inizio del reflooding).....	39
Figura 1.9 – Calcolo BASE: Distribuzione della temperatura nella sezione di prova a 1940 s (inizio del reflooding) .....	40
Figura 1.10 – Calcolo BASE: Profilo radiale del livello d’acqua collassato a 1940 s (inizio del reflooding) .....	41
Figura 1.11 – Calcolo BASE: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2400 s .....	42
Figura 1.12 – Calcolo BASE: Distribuzione della temperatura nella sezione di prova a 2400 s .....	43
Figura 1.13 – Calcolo BASE: Profilo radiale del livello d’acqua collassato a 2400 s .....	44
Figura 1.14 – Calcolo BASE: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2600 s .....	45
Figura 1.15 – Calcolo BASE: Distribuzione della temperatura nella sezione di prova a 2600 s .....	46
Figura 1.16 – Calcolo BASE: Profilo radiale del livello d’acqua collassato a 2600 s .....	47
Figura 1.17 – Calcolo BASE: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2800 s .....	48


 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	28	197

Figura 1.18 – Calcolo BASE: Distribuzione della temperatura nella sezione di prova a 2800 s .....	49
Figura 1.19 – Calcolo BASE: Profilo radiale del livello d’acqua collassato a 2800 s .....	50
Figura 1.20 – Calcolo BASE: Livello d’acqua collassato in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass).....	51
Figura 1.21 – Calcolo BASE: Temperature e frazione di vuoto a 229.16 mm di quota (R1 = centro del debris bed riscaldato, R12 = parte esterna del bypass).....	52
Figura 1.22 – Calcolo BASE: Temperature e frazione di vuoto a 479.16 mm di quota (R1 = centro del debris bed riscaldato, R12 = parte esterna del bypass).....	53
Figura 1.23 – Calcolo BASE: Quota del fronte di quenching in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass).....	54
Figura 1.24 – Sensibilità ai coefficienti di scambio: Profili assiali della temperatura del debris bed, a varie distanze dal centro della sezione di prova (1900 s, fine della fase preliminare in vapore surriscaldato) .....	55
Figura 1.25 – Sensibilità ai coefficienti di scambio: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 1940 s (inizio del reflooding).....	56
Figura 1.26 – Sensibilità ai coefficienti di scambio termico: Profilo radiale del livello d’acqua collassato a 1940 s (inizio del reflooding).....	57
Figura 1.27 – Sensibilità ai coefficienti di scambio: Livello d’acqua collassato in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass) .....	58
Figura 1.28 – Sensibilità ai coefficienti di scambio: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2400 s.....	59
Figura 1.29 – Sensibilità ai coefficienti di scambio: Temperature e frazione di vuoto a 20.83 mm di quota (R1 = centro del debris bed riscaldato, R12 = parte esterna del bypass).....	60
Figura 1.30 – Sensibilità ai coefficienti di scambio: Temperature e frazione di vuoto a 229.16 mm di quota (R1 = centro del debris bed riscaldato, R12 = parte esterna del bypass).....	61


 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	29	197

Figura 1.31 – Sensibilità ai coefficienti di scambio: Temperature e frazione di vuoto a 479.16 mm di quota (R1 = centro del debris bed riscaldato, R12 = parte esterna del bypass).....	62
Figura 1.32 – Sensibilità ai coefficienti di scambio: Quota del fronte di quenching in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass).....	63
Figura 1.33 – Sensibilità alla permeabilità e passibilità relative: Profili assiali della temperatura del debris bed, a varie distanze dal centro della sezione di prova (1900 s, fine della fase preliminare in vapore surriscaldato).....	64
Figura 1.34 – Sensibilità alla permeabilità e passibilità relative: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 1940 s (inizio del reflooding) .....	65
Figura 1.35 – Sensibilità alla permeabilità e passibilità relative: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2400 s .....	66
Figura 1.36 – Sensibilità alla permeabilità e passibilità relative: Profilo radiale del livello d’acqua collassato a 2400 s .....	67
Figura 1.37 – Sensibilità alla permeabilità e passibilità relative: Livello d’acqua collassato in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass).....	68
Figura 1.38 – Sensibilità alla permeabilità e passibilità relative: Temperature e frazione di vuoto a 229.16 mm di quota (R1 = centro del debris bed riscaldato, R12 = parte esterna del bypass) .....	69
Figura 1.39 – Sensibilità alla permeabilità e passibilità relative: Quota del fronte di quenching in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass).....	70
Figura 1.40 – Effetto delle caratteristiche del bypass sulle temperature del debris bed al termine della fase preliminare in vapore surriscaldato (1900 s) .....	71
Figura 1.41 – Portata d’acqua = 5 m/ora: Temperature e frazione di vuoto a 229.16 mm di quota (R1 = centro del debris bed riscaldato, R12 = parte esterna del bypass) .....	72
Figura 1.42 – Portata d’acqua = 5 m/ora: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2300 s .....	73


 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	30	197

Figura 1.43 – Portata d’acqua = 5 m/ora: Profilo radiale del livello d’acqua collassato a 2300 s.....	74
Figura 1.44 – Portata d’acqua = 5 m/ora: Quota del fronte di quenching in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass) .....	75
Figura 1.45 – Portata d’acqua = 10 m/ora: Temperature e frazione di vuoto a 229.16 mm di quota (R1 = centro del debris bed riscaldato, R12 = parte esterna del bypass) .....	76
Figura 1.46 – Portata d’acqua = 10 m/ora: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2150 s.....	77
Figura 1.47 – Portata d’acqua = 10 m/ora: Profilo radiale del livello d’acqua collassato a 2150 s.....	78
Figura 1.48 – Portata d’acqua = 10 m/ora: Quota del fronte di quenching in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass) .....	79
Figura 1.49 – Portata d’acqua = 15 m/ora: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2100 s.....	80
Figura 1.50 – Portata d’acqua = 15 m/ora: Profilo radiale del livello d’acqua collassato a 2100 s.....	81
Figura 1.51 – Portata d’acqua = 15 m/ora: Quota del fronte di quenching in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass) .....	82
Figura 1.52 – Portata d’acqua = 30 m/ora: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2030 s.....	83
Figura 1.53 – Portata d’acqua = 30 m/ora: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2050 s.....	84
Figura 1.54 – Portata d’acqua = 30 m/ora: Profilo radiale del livello d’acqua collassato a 2030 s.....	85
Figura 1.55 – Portata d’acqua = 30 m/ora: Quota del fronte di quenching in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass) .....	86
Figura 1.56 – Portata d’acqua = 40 m/ora: Quota del fronte di quenching in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass) .....	87



 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	31	197

Figura 1.57 – Velocità assiale media del fronte di quenching in funzione della portata d’acqua ..... 88



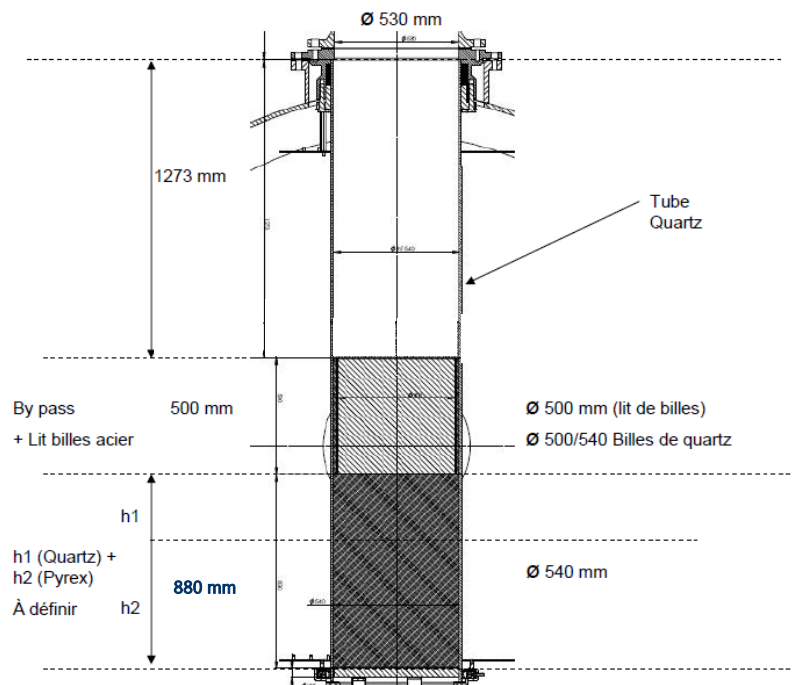


Figura 1.2 – Sezione di prova del dispositivo PEARL

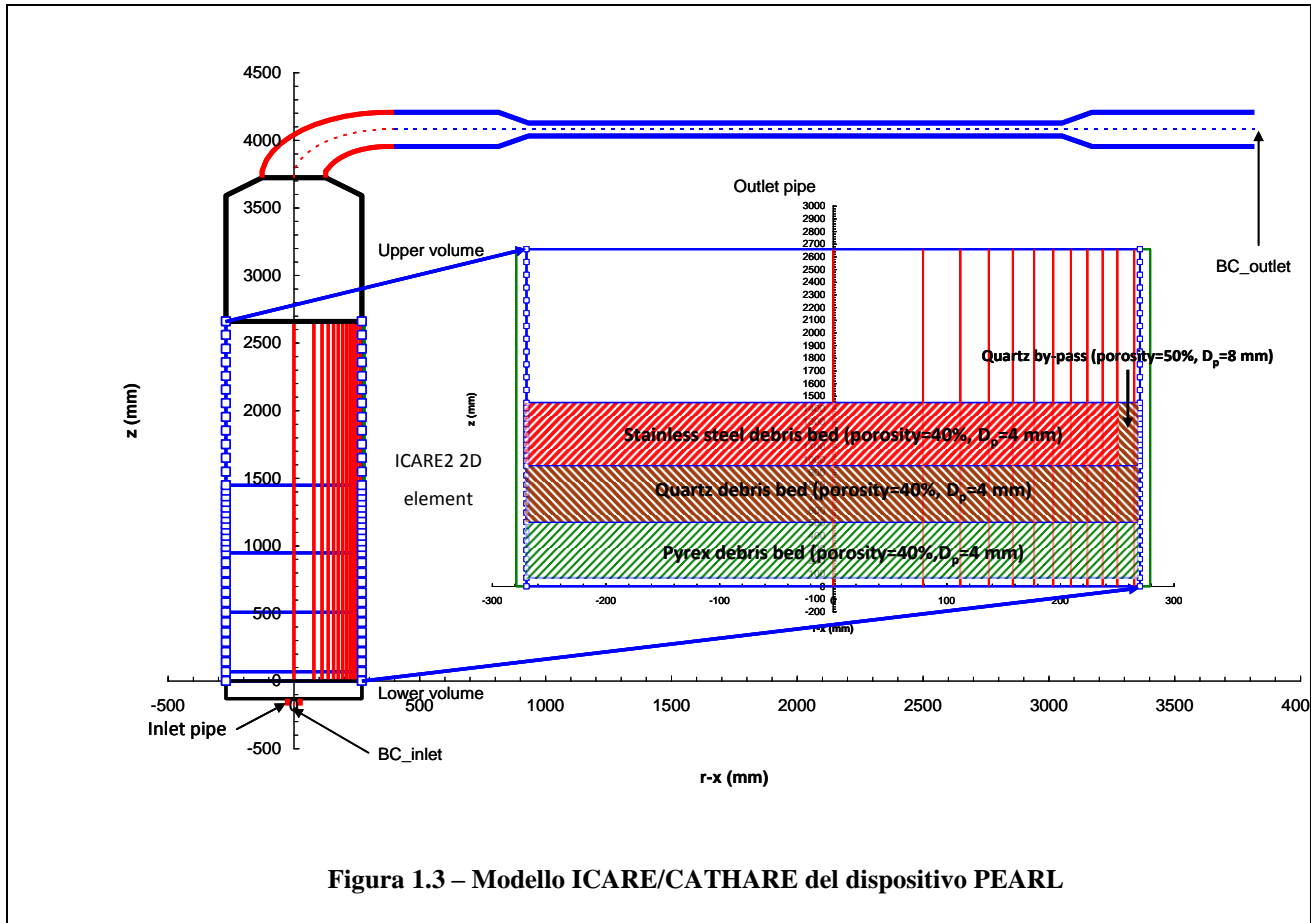


Figura 1.3 – Modello ICARE/CATHARE del dispositivo PEARL

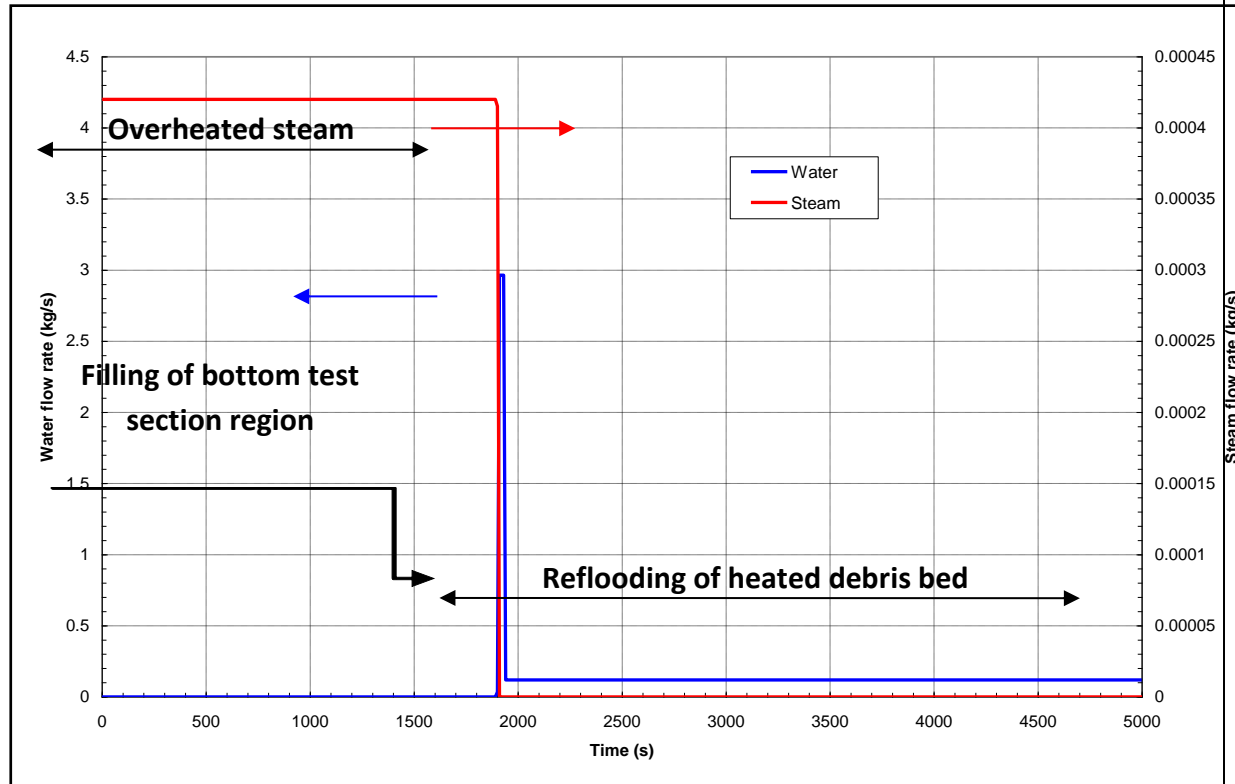


Figura 1.4 – Portate di acqua e vapore in funzione del tempo

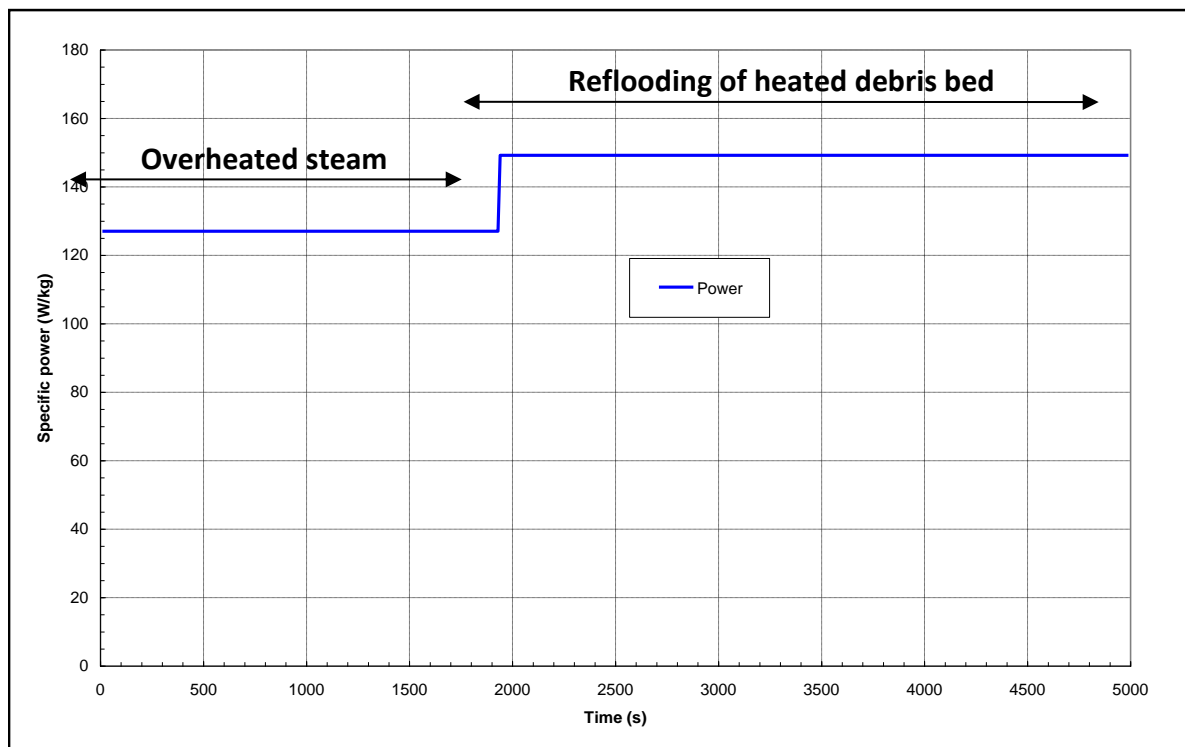
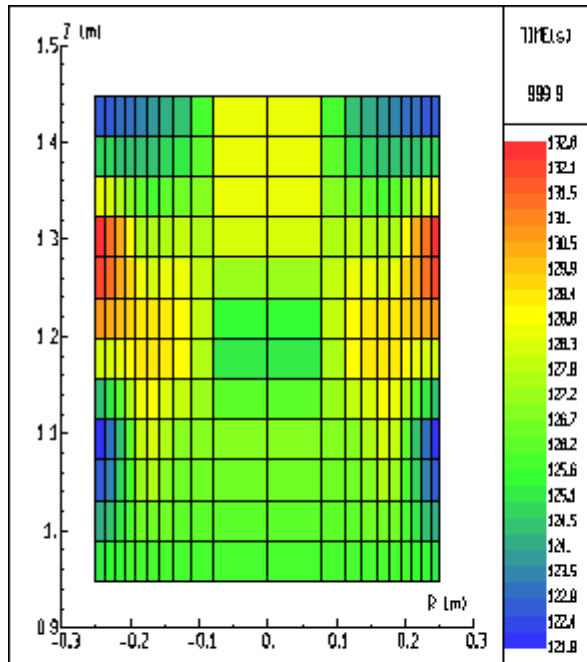
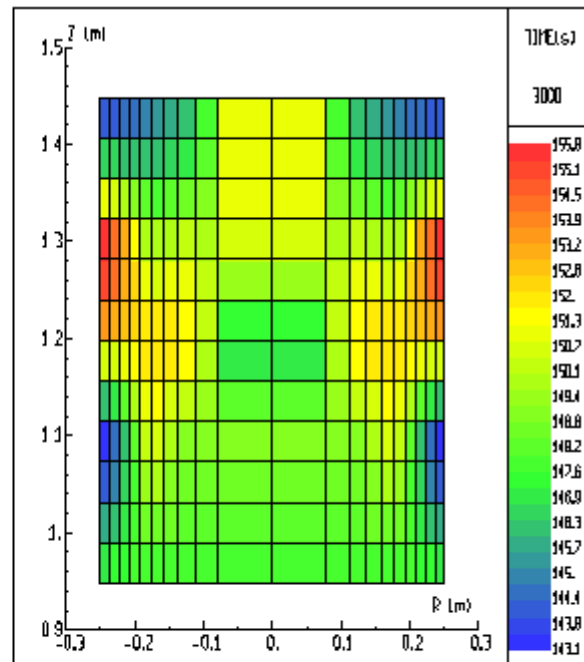


Figura 1.5 – Potenza specifica media nel debris bed riscaldato in funzione del tempo



**Specific power distribution during the Steam phase**



**Specific power distribution during the Reflooding**

**Figura 1.6 – Distribuzione della potenza nel debris bed riscaldato durante la fase in vapore surriscaldato (lato sinistro) e la fase di reflooding (lato destro)**



Debris bed temperature axial profiles at different radial locations (1900 s)

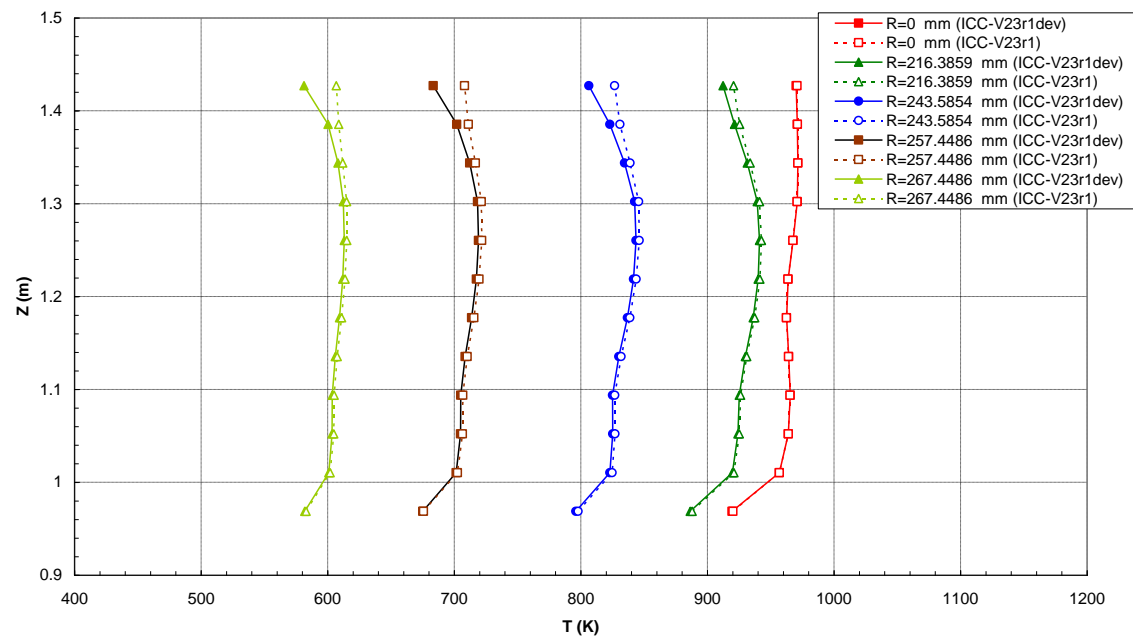


Figura 1.7 – Calcolo BASE: Profili assiali della temperatura del debris bed, a varie distanze dal centro della sezione di prova (1900 s, fine della fase preliminare in vapore surriscaldato)

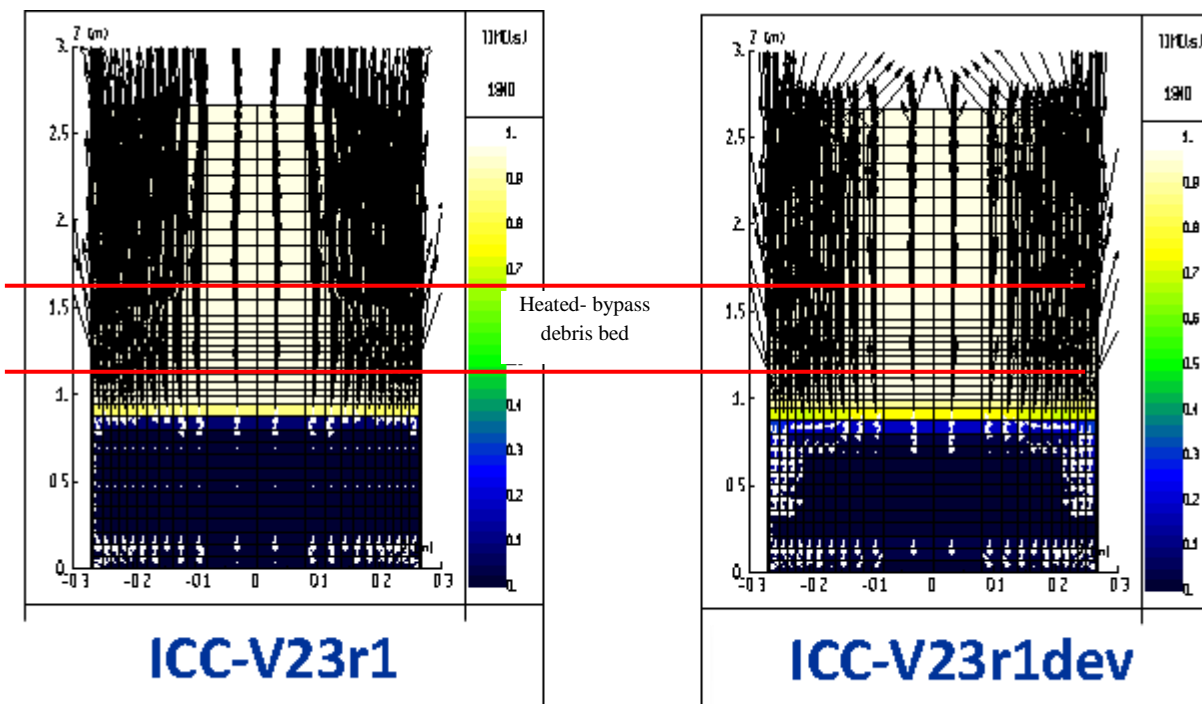


Figura 1.8 – Calcolo BASE: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 1940 s (inizio del reflooding)

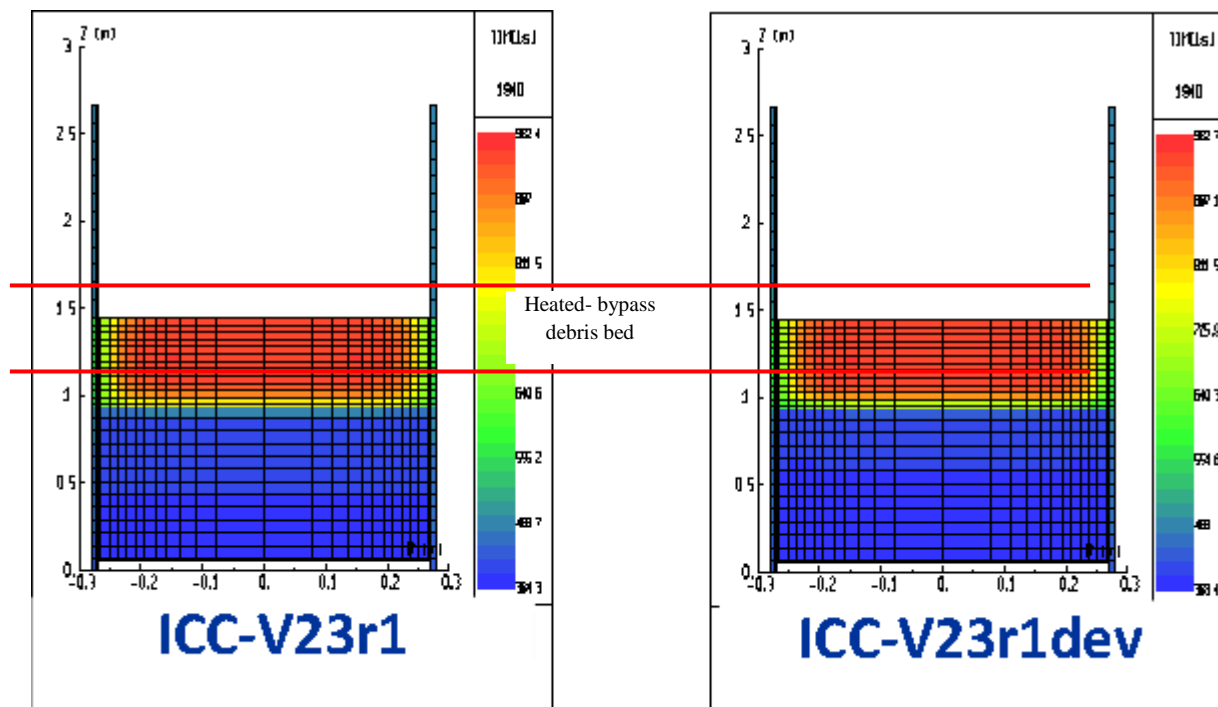
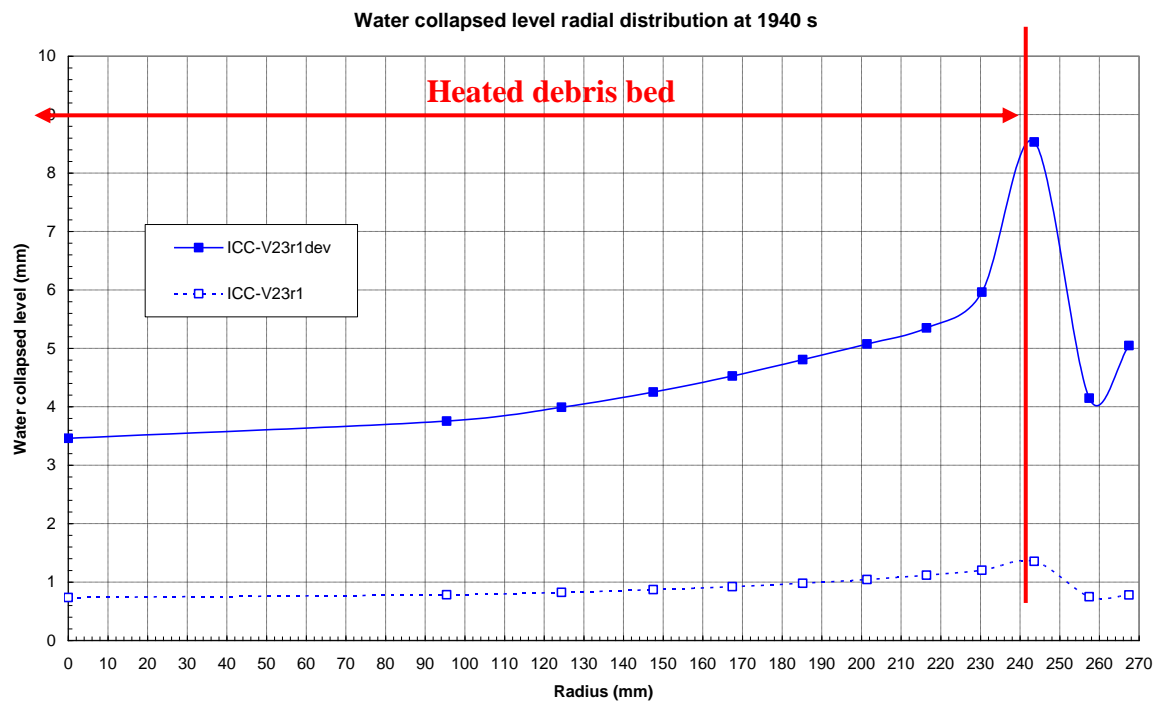


Figura 1.9 – Calcolo BASE: Distribuzione della temperatura nella sezione di prova a 1940 s (inizio del reflooding)



**Figura 1.10 – Calcolo BASE: Profilo radiale del livello d’acqua collassato a 1940 s (inizio del reflooding)**

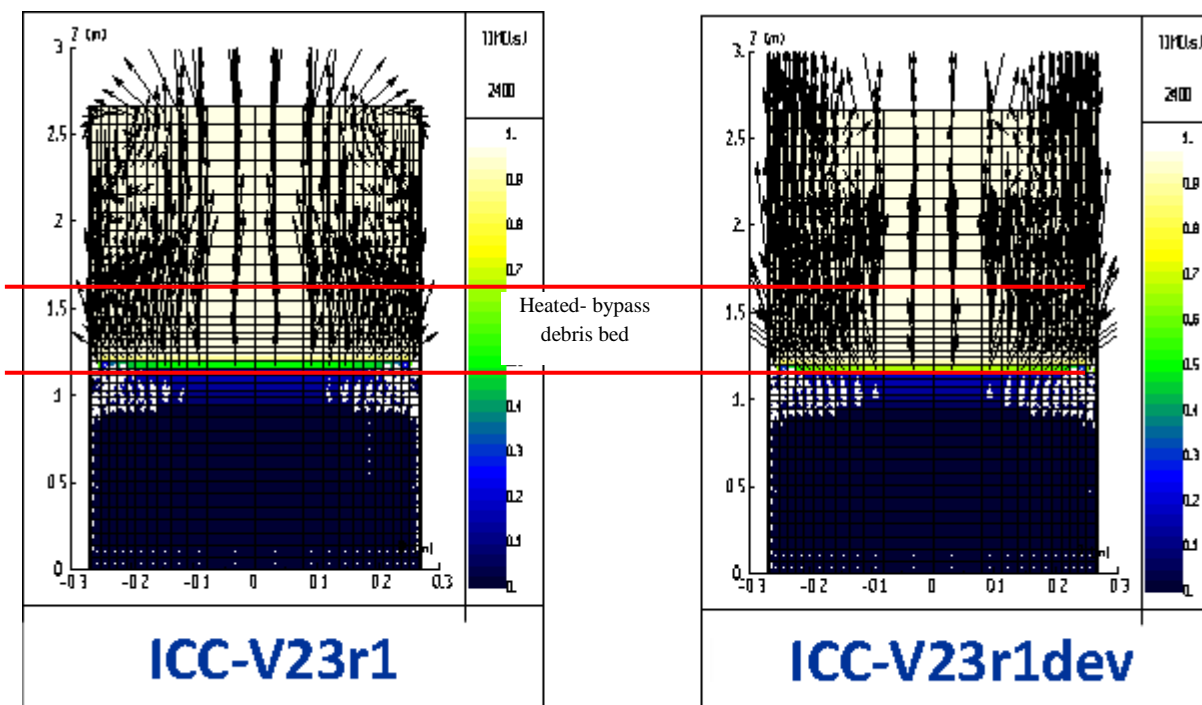


Figura 1.11 – Calcolo BASE: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2400 s

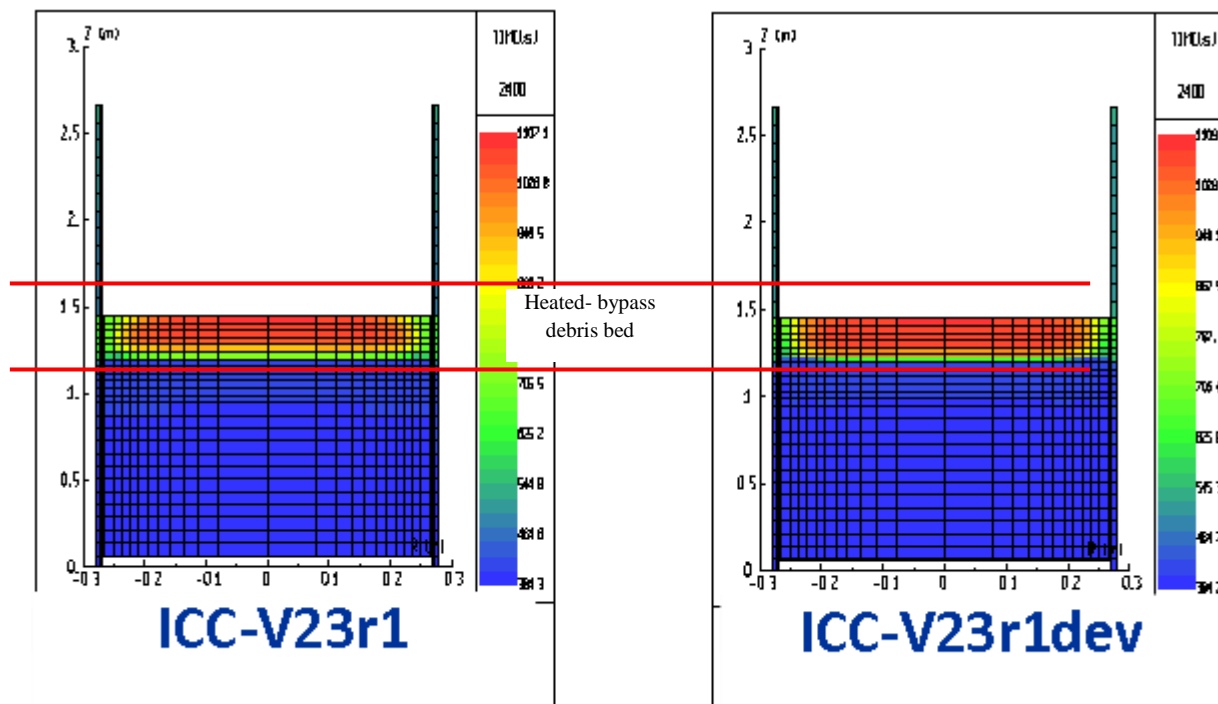
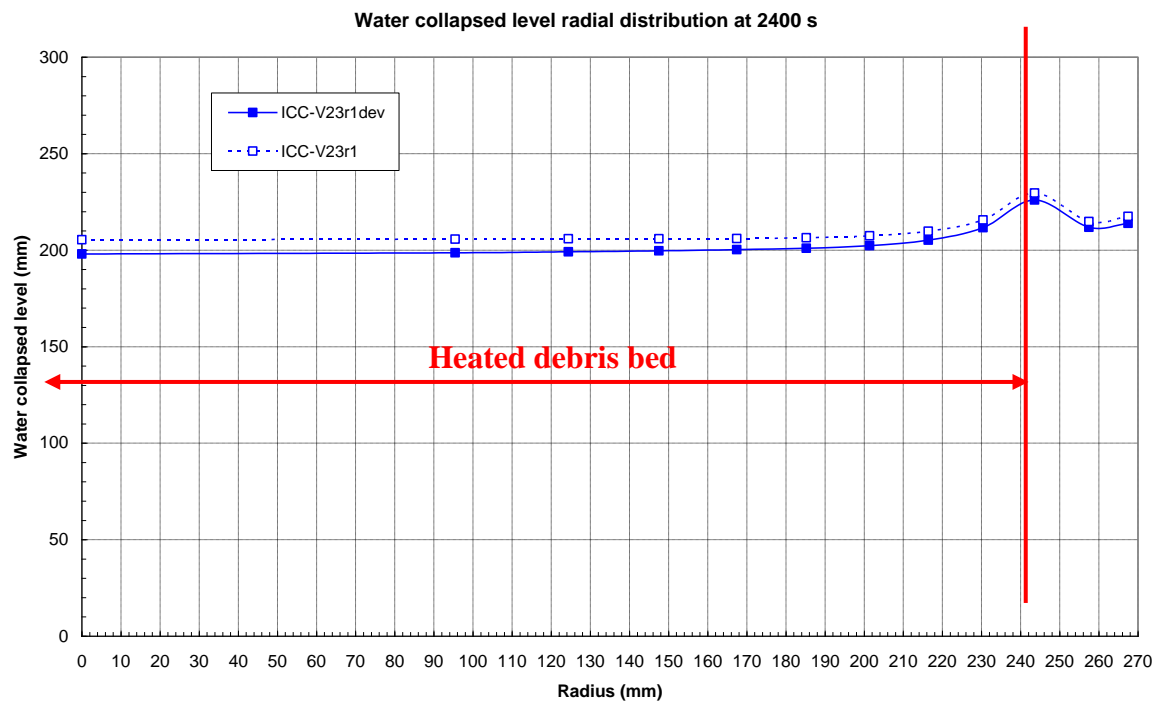


Figura 1.12 – Calcolo BASE: Distribuzione della temperatura nella sezione di prova a 2400 s



**Figura 1.13 – Calcolo BASE: Profilo radiale del livello d’acqua collassato a 2400 s**



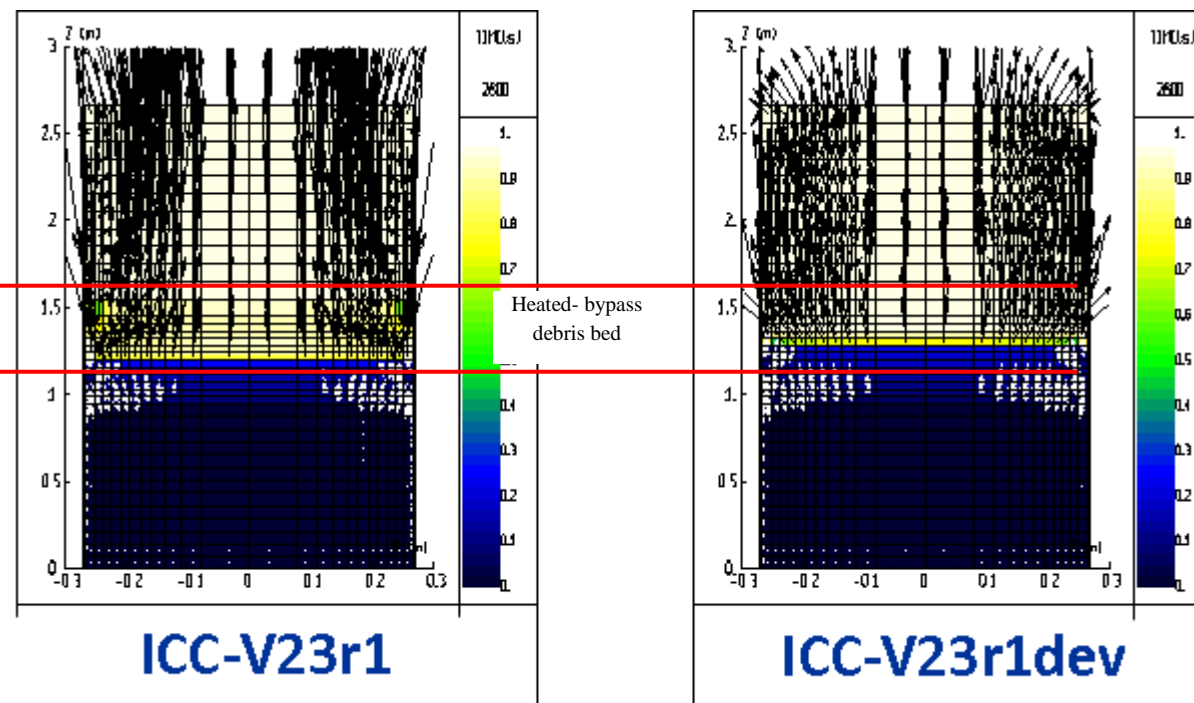


Figura 1.14 – Calcolo BASE: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2600 s

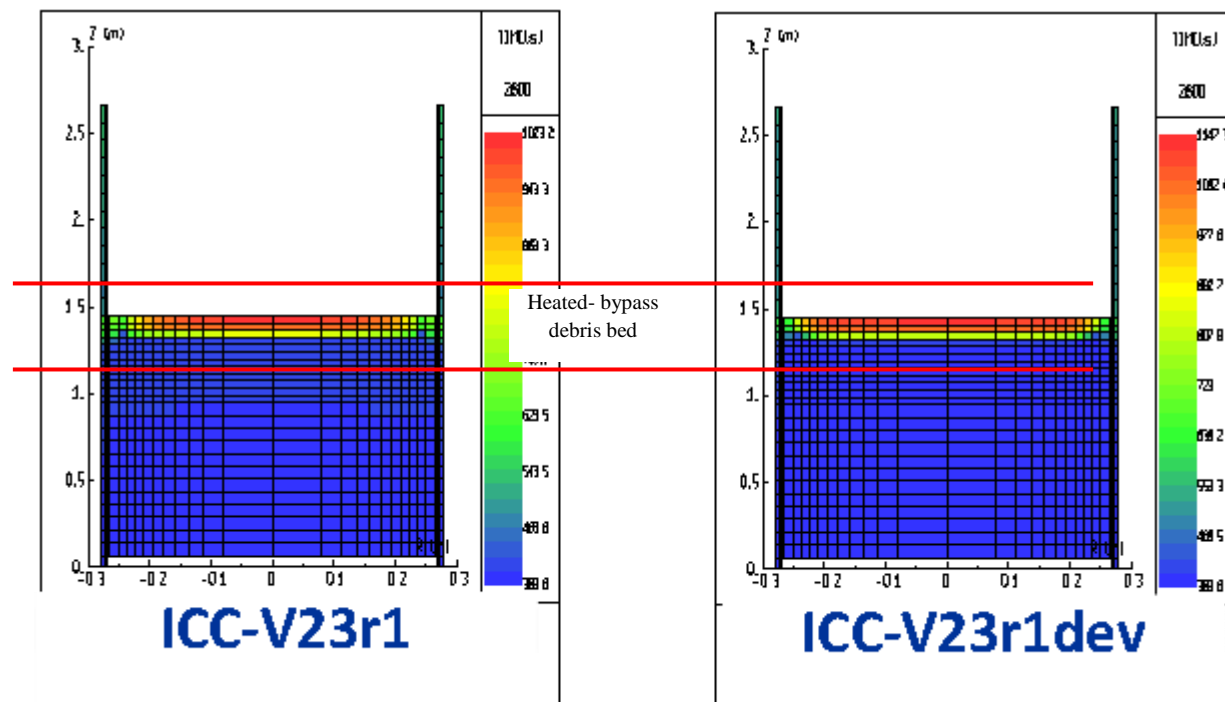
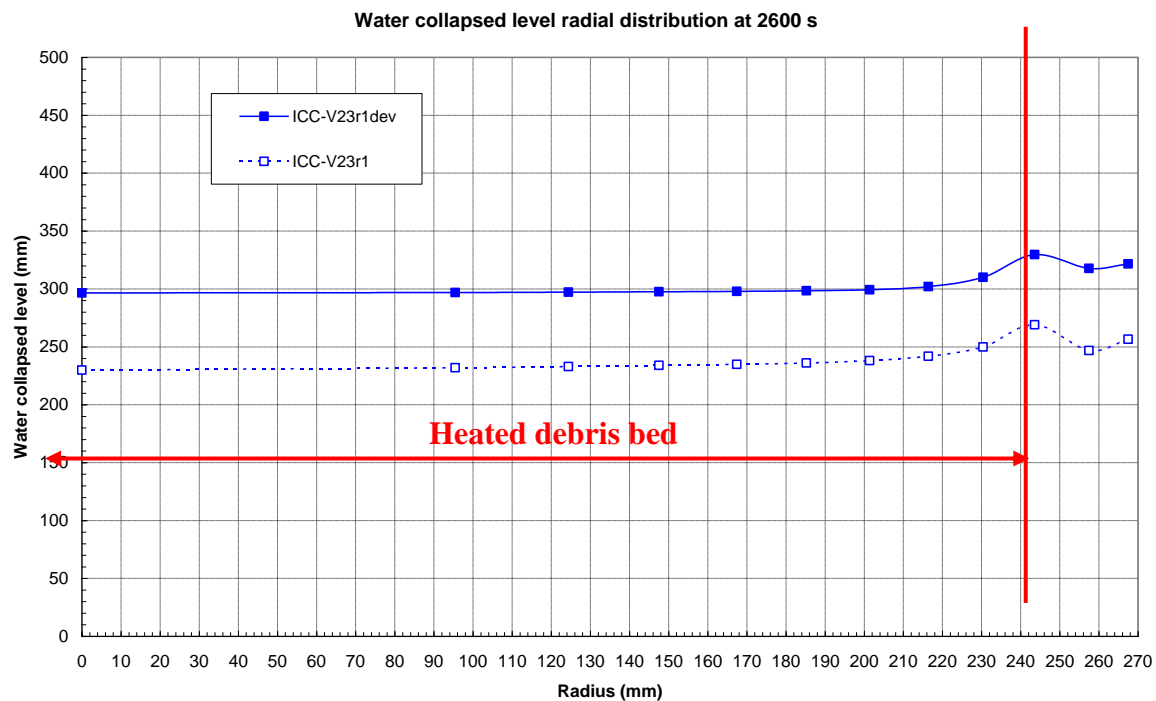


Figura 1.15 – Calcolo BASE: Distribuzione della temperatura nella sezione di prova a 2600 s



**Figura 1.16 – Calcolo BASE: Profilo radiale del livello d’acqua collassato a 2600 s**

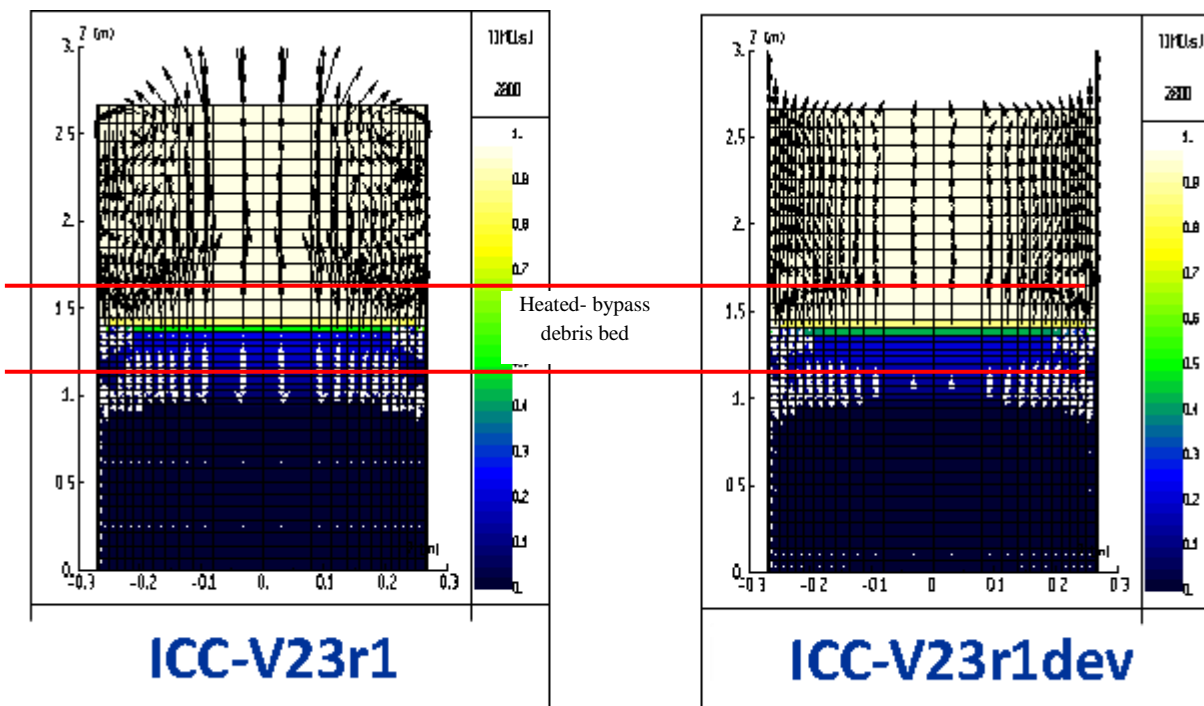


Figura 1.17 – Calcolo BASE: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2800 s

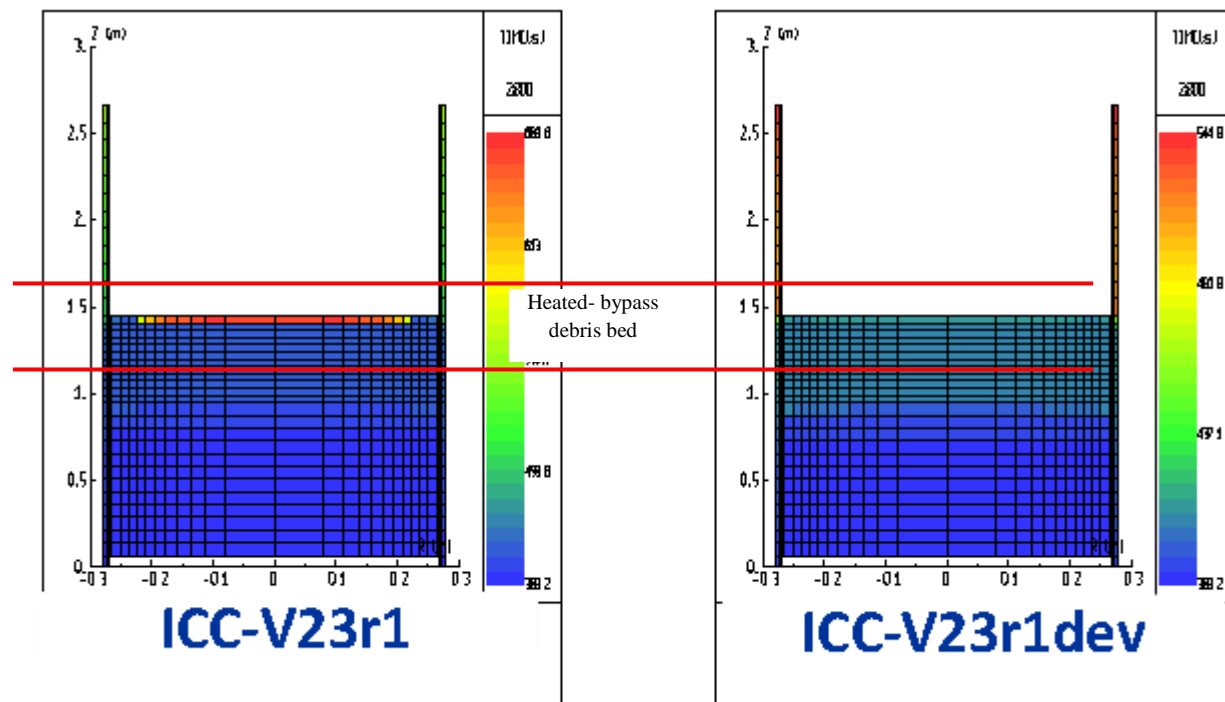
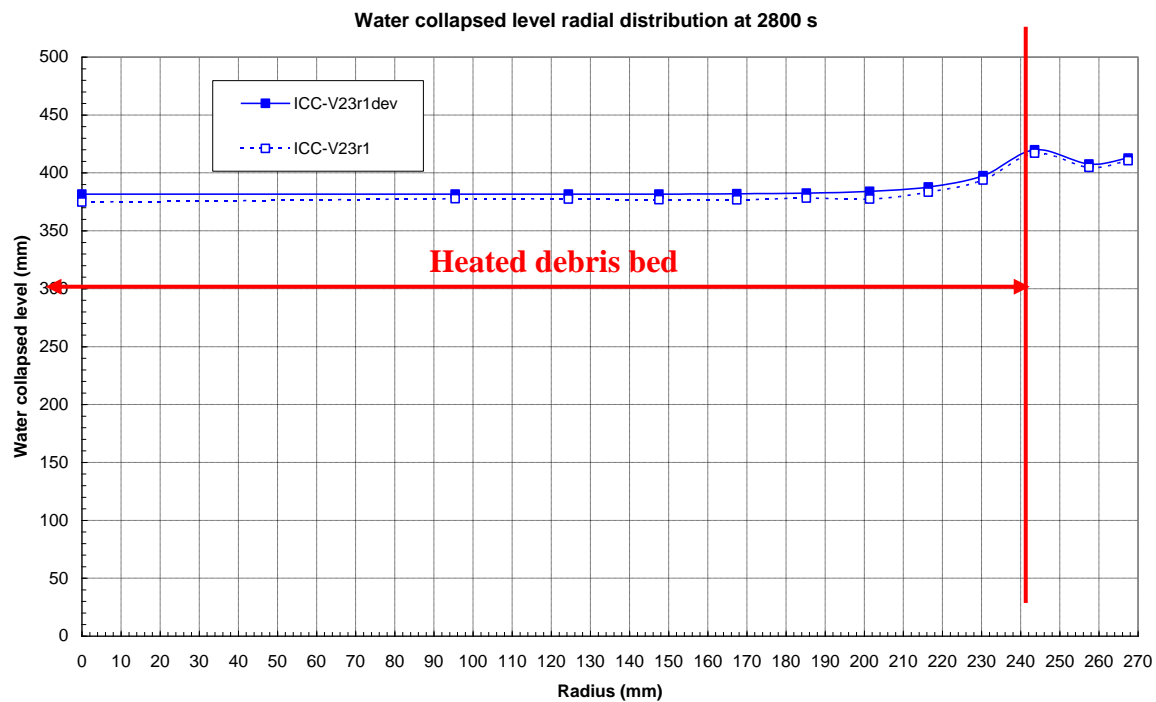
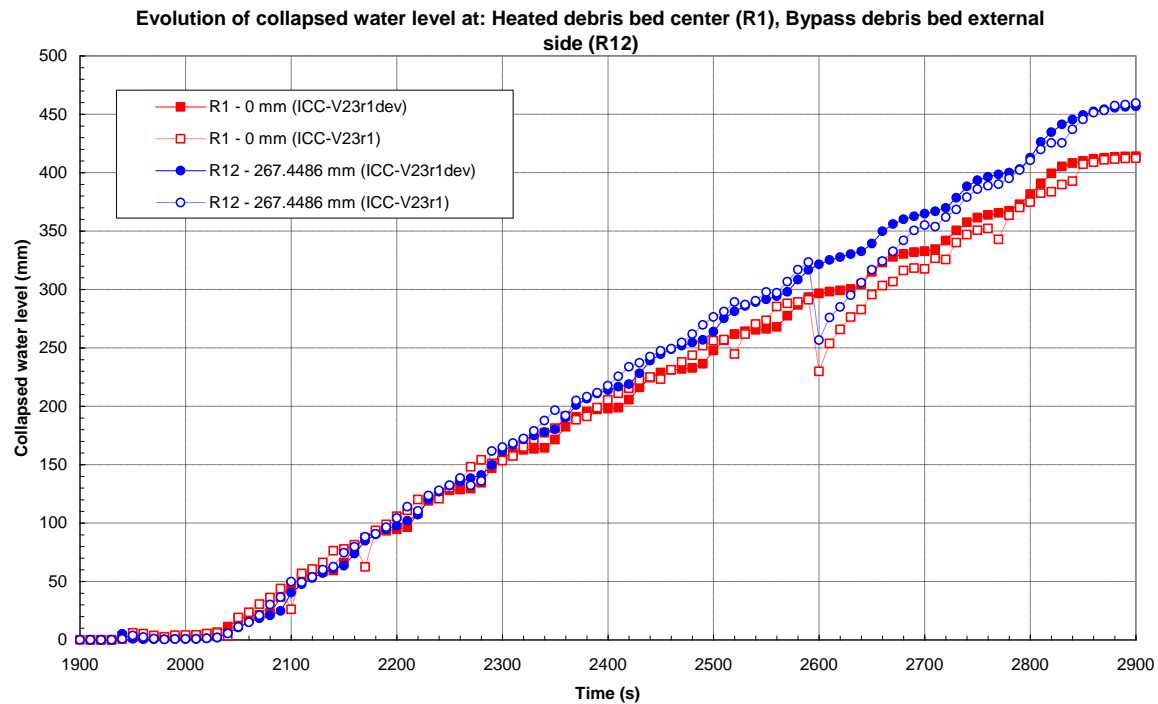


Figura 1.18 – Calcolo BASE: Distribuzione della temperatura nella sezione di prova a 2800 s



**Figura 1.19 – Calcolo BASE: Profilo radiale del livello d’acqua collassato a 2800 s**



**Figura 1.20 – Calcolo BASE: Livello d’acqua collassato in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass)**



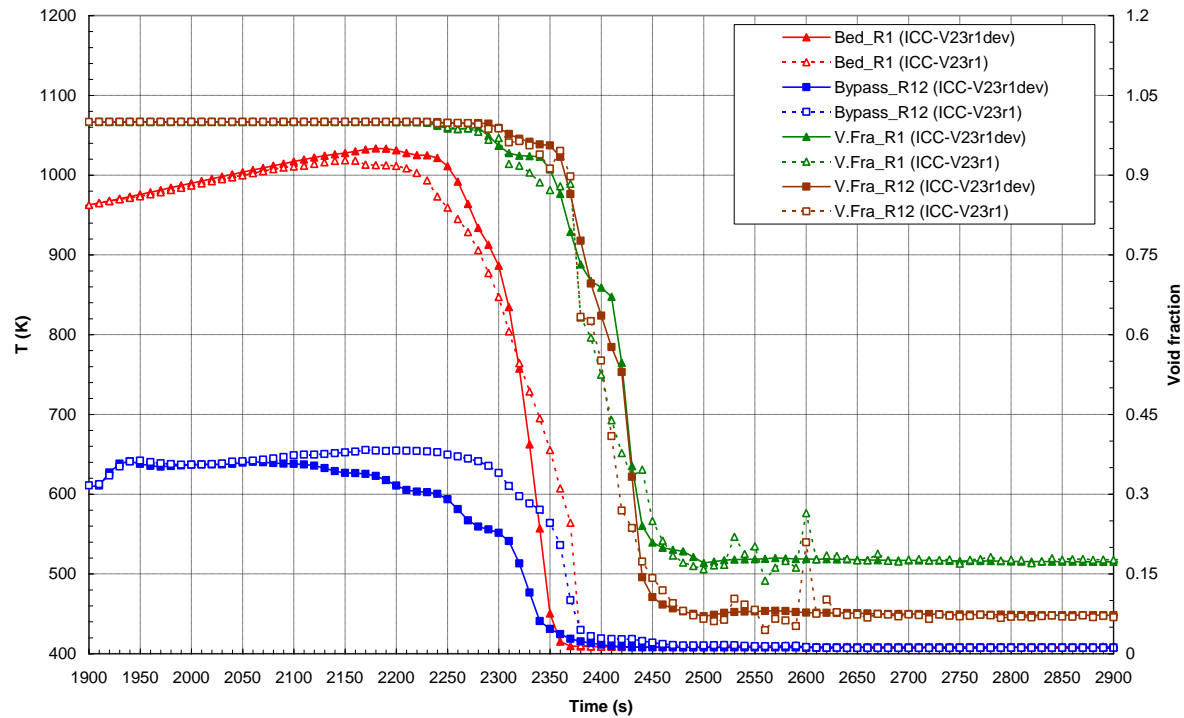


Figura 1.21 – Calcolo BASE: Temperature e frazione di vuoto a 229.16 mm di quota (R1 = centro del debris bed riscaldato, R12 = parte esterna del bypass)

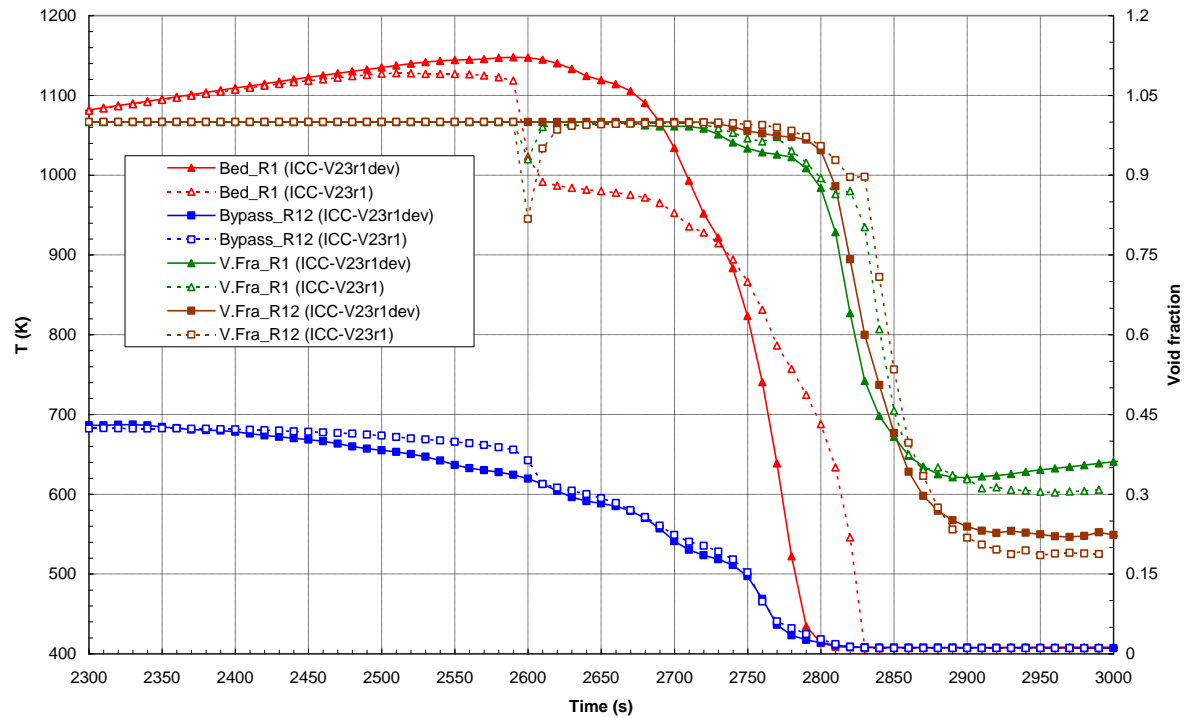
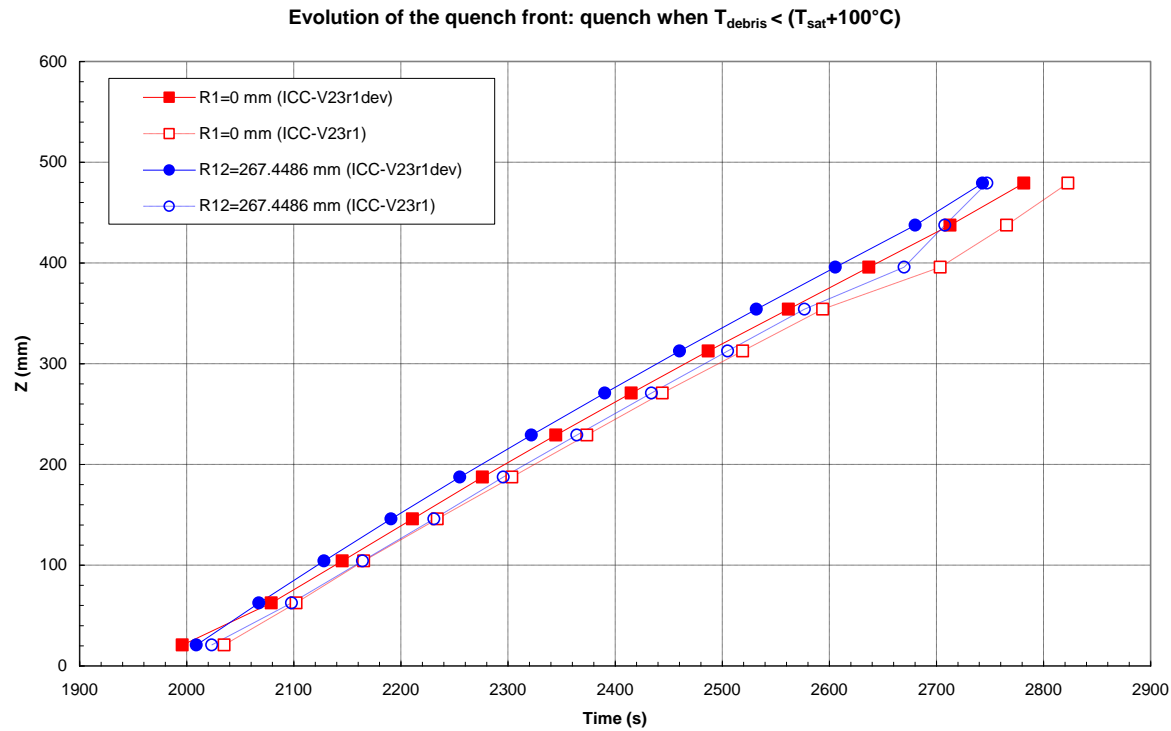


Figura 1.22 – Calcolo BASE: Temperature e frazione di vuoto a 479.16 mm di quota (R1 = centro del debris bed riscaldato, R12 = parte esterna del bypass)



**Figura 1.23 – Calcolo BASE: Quota del fronte di quenching in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass)**

Debris bed temperature axial profiles at different radial locations (1900 s)

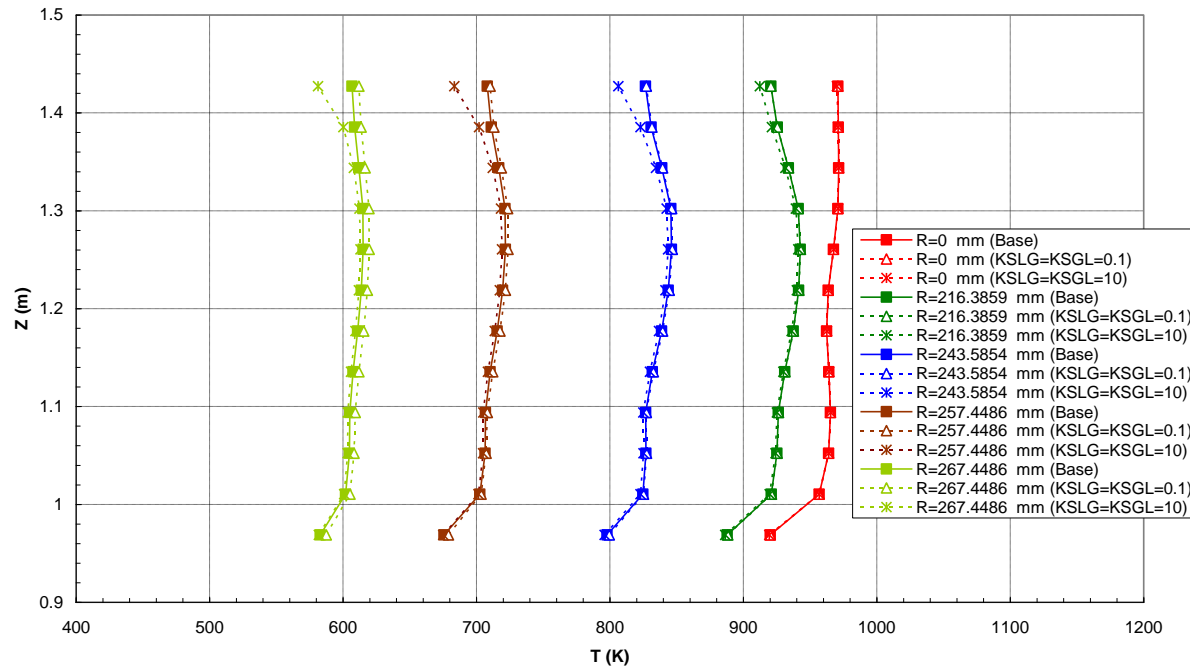


Figura 1.24 – Sensibilità ai coefficienti di scambio: Profili assiali della temperatura del debris bed, a varie distanze dal centro della sezione di prova (1900 s, fine della fase preliminare in vapore surriscaldato)

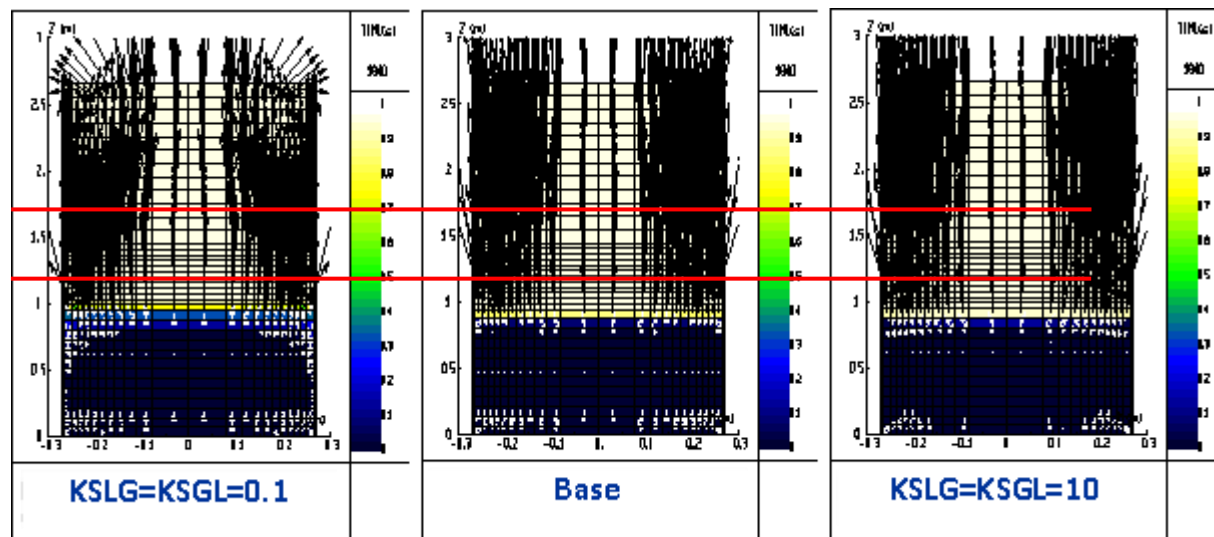
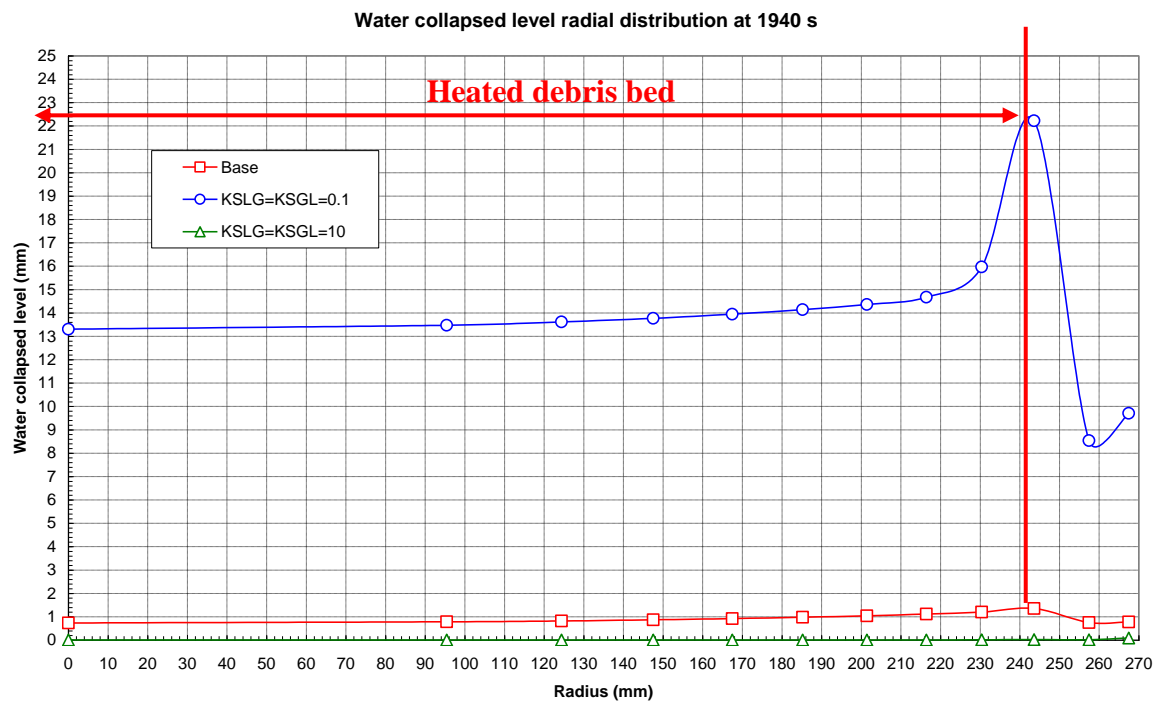
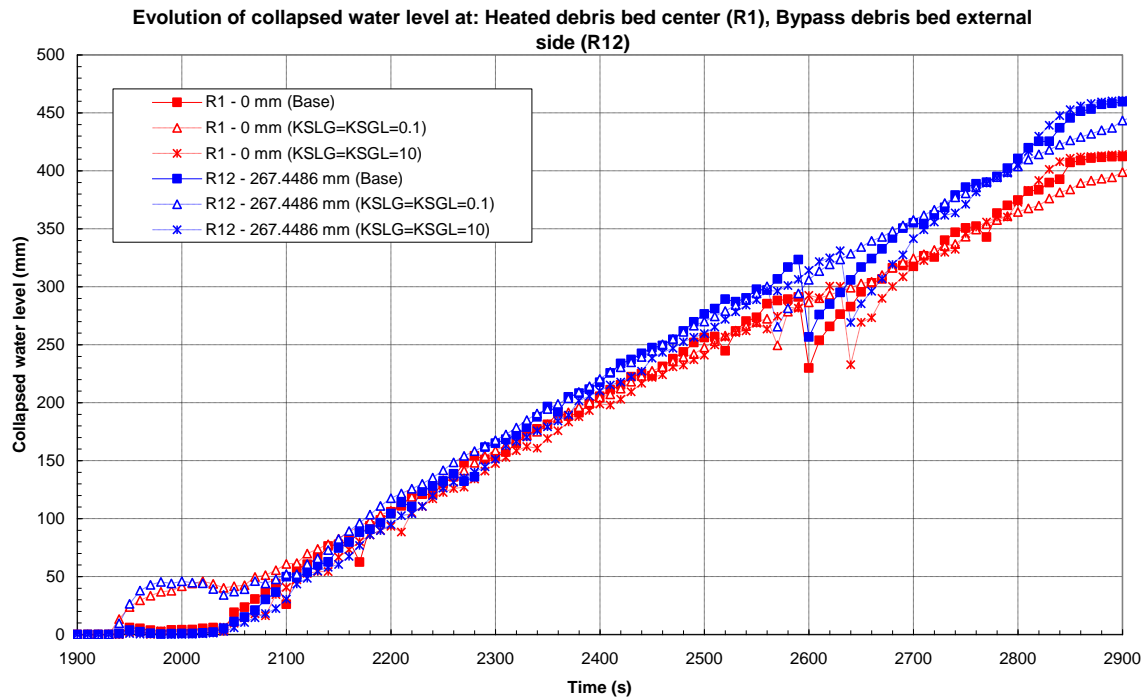


Figura 1.25 – Sensibilità ai coefficienti di scambio: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 1940 s (inizio del reflooding)



**Figura 1.26 – Sensibilità ai coefficienti di scambio termico: Profilo radiale del livello d’acqua collassato a 1940 s (inizio del reflooding)**



**Figura 1.27 – Sensibilità ai coefficienti di scambio: Livello d’acqua collassato in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass)**



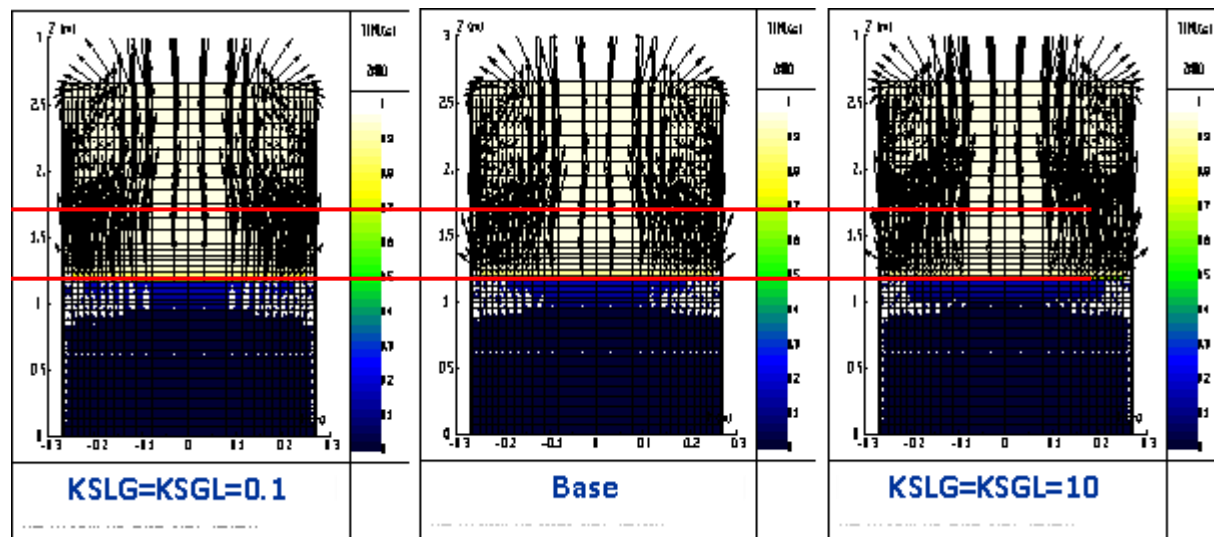
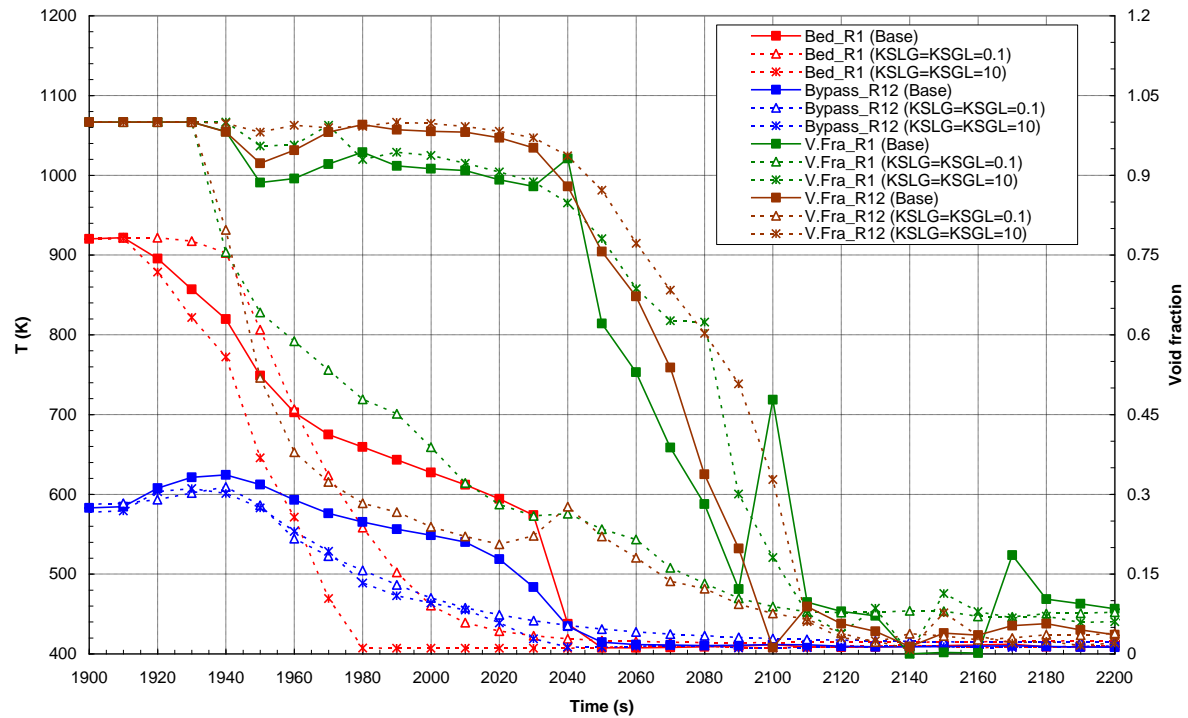
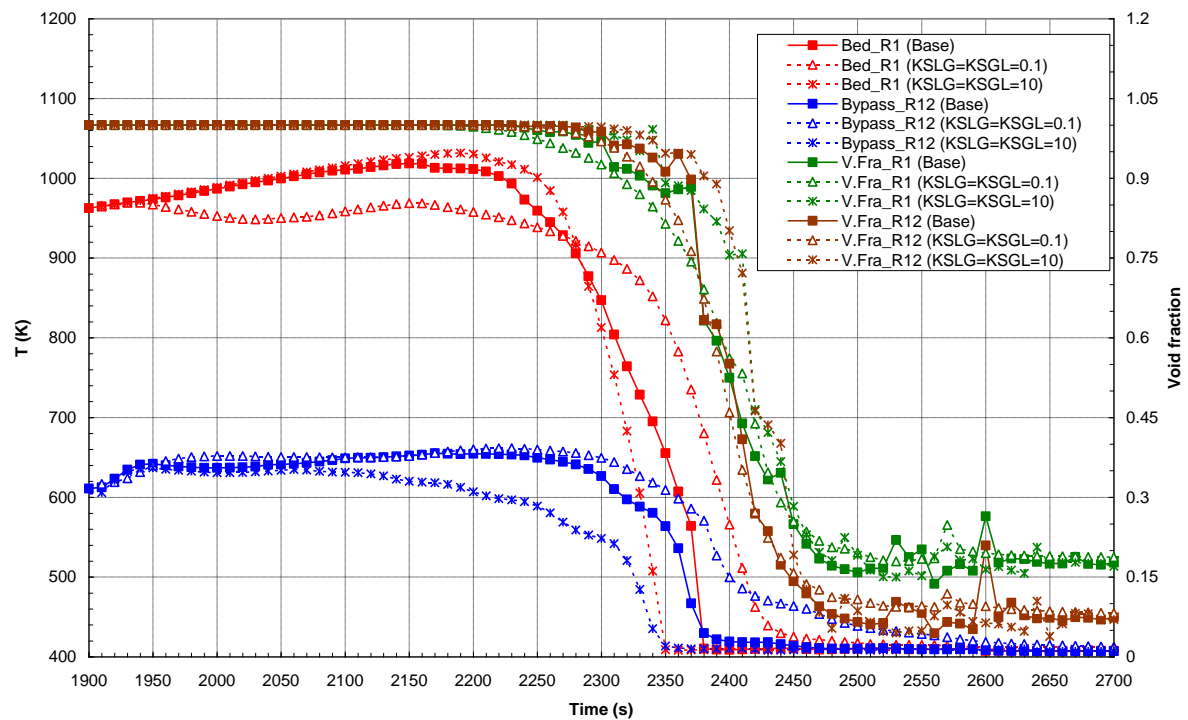


Figura 1.28 – Sensibilità ai coefficienti di scambio: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2400 s



**Figura 1.29 – Sensibilità ai coefficienti di scambio: Temperature e frazione di vuoto a 20.83 mm di quota  
(R1 = centro del debris bed riscaldato, R12 = parte esterna del bypass)**



**Figura 1.30 – Sensibilità ai coefficienti di scambio: Temperature e frazione di vuoto a 229.16 mm di quota (R1 = centro del debris bed riscaldato, R12 = parte esterna del bypass)**

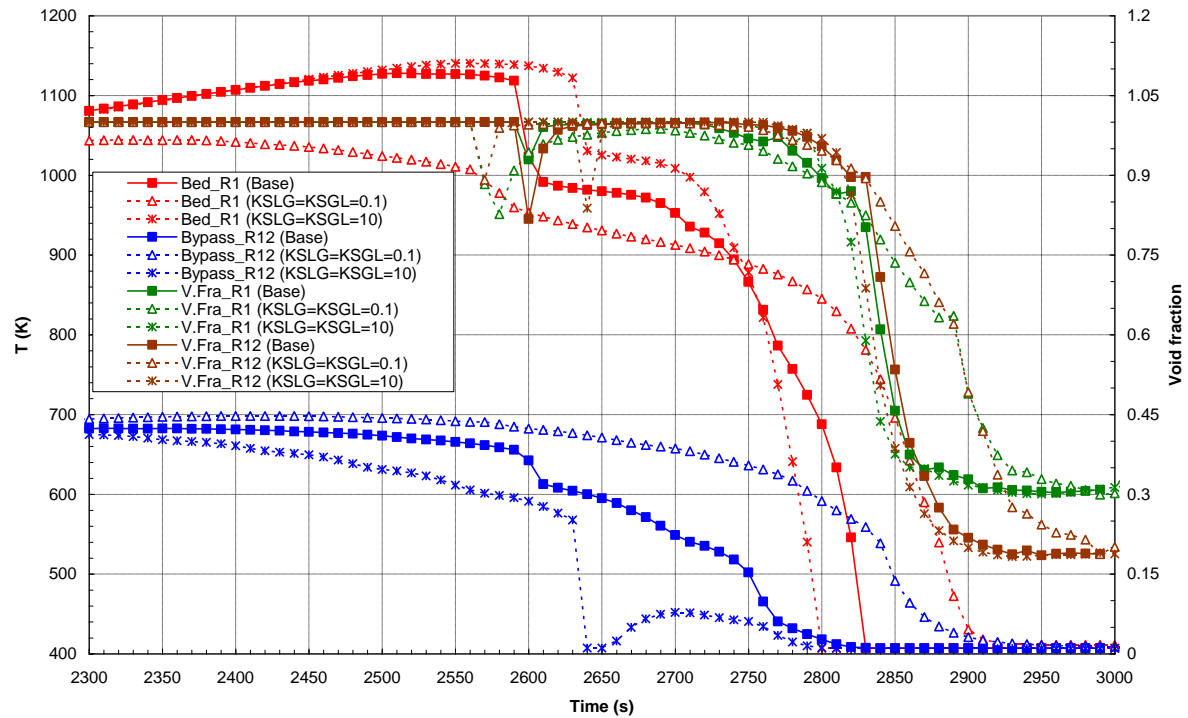
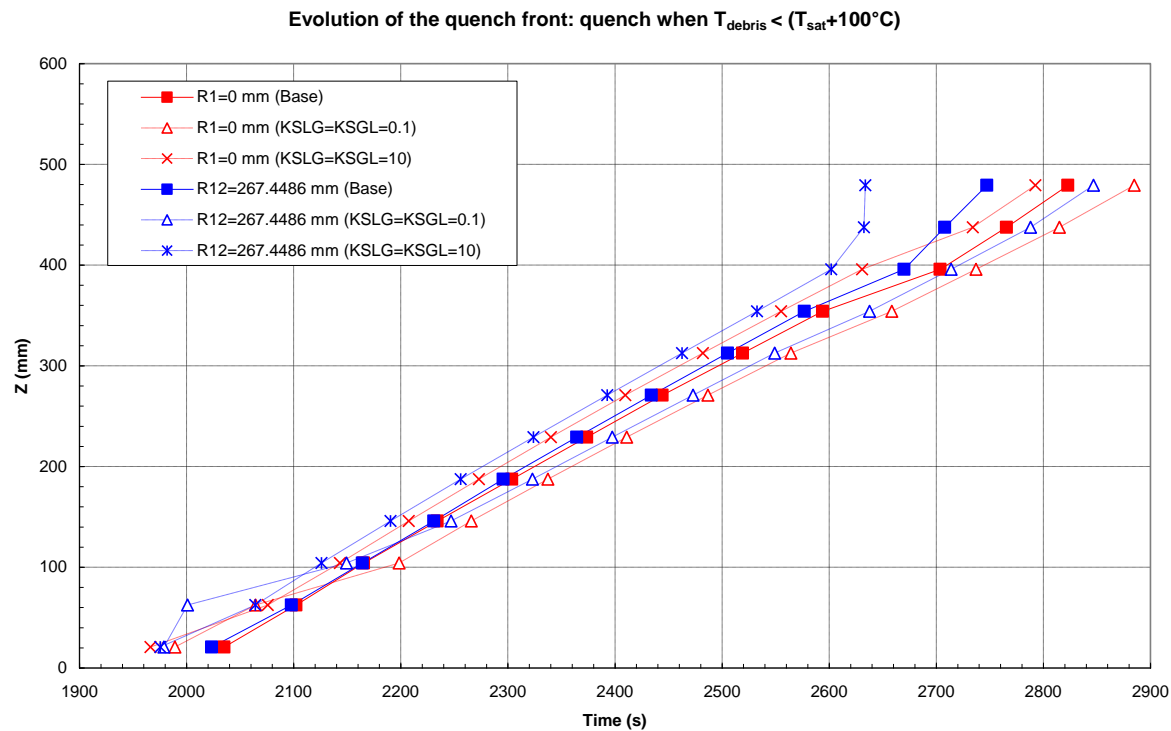


Figura 1.31 – Sensibilità ai coefficienti di scambio: Temperature e frazione di vuoto a 479.16 mm di quota  
(R1 = centro del debris bed riscaldato, R12 = parte esterna del bypass)



**Figura 1.32 – Sensibilità ai coefficienti di scambio: Quota del fronte di quenching in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass)**

Debris bed temperature axial profiles at different radial locations (1900 s)

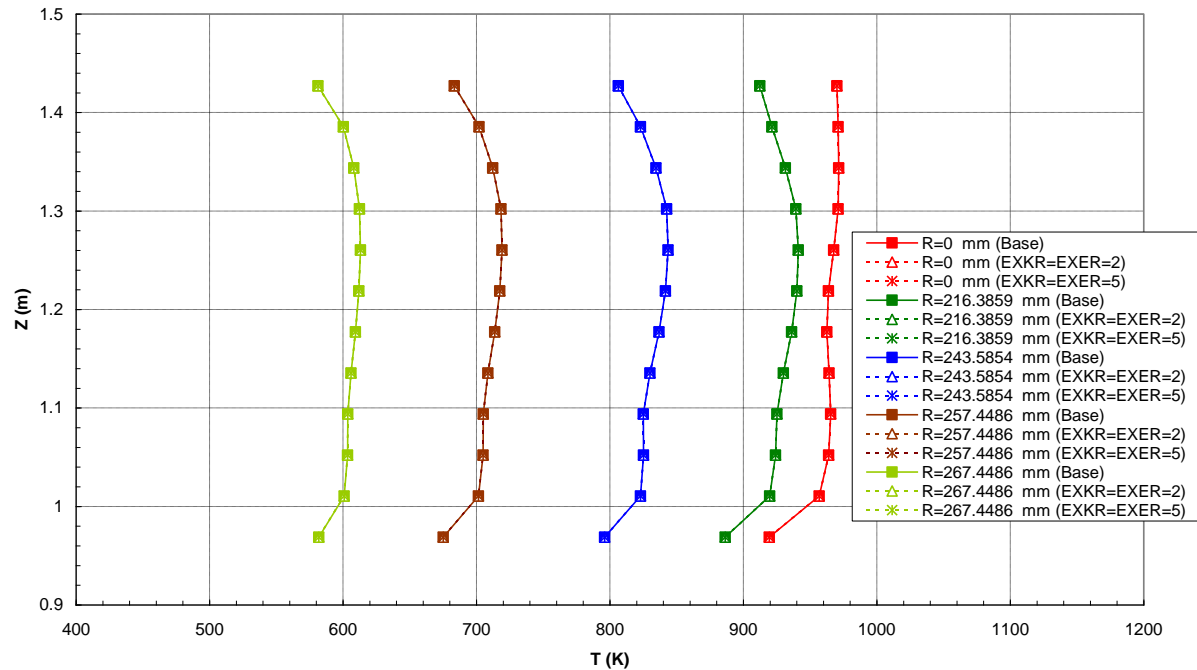


Figura 1.33 – Sensibilità alla permeabilità e passibilità relative: Profili assiali della temperatura del debris bed, a varie distanze dal centro della sezione di prova (1900 s, fine della fase preliminare in vapore surriscaldato)

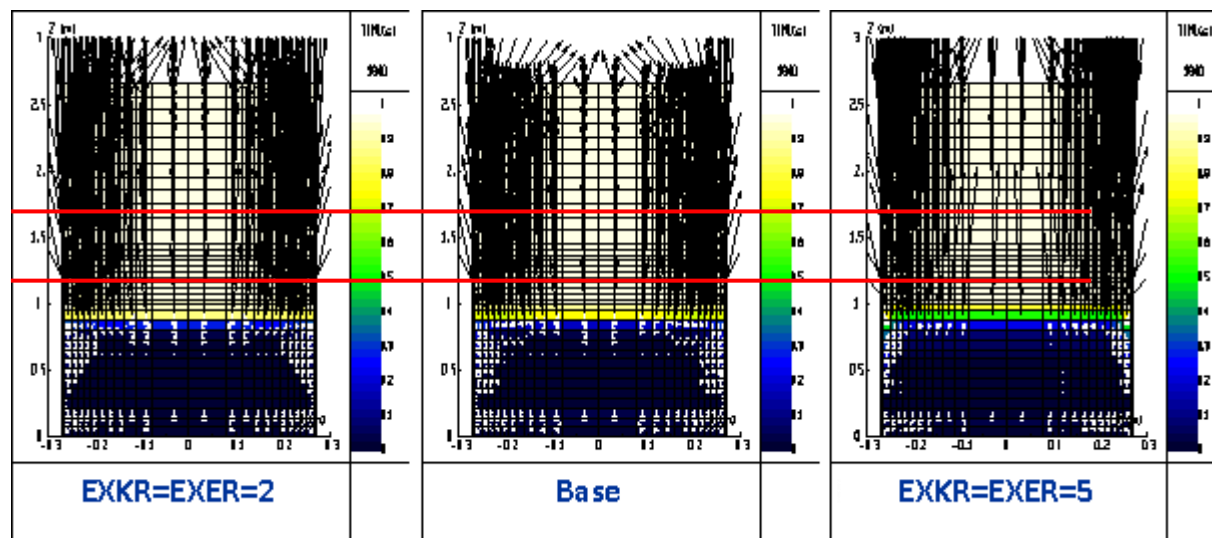


Figura 1.34 – Sensibilità alla permeabilità e passibilità relative: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 1940 s (inizio del reflooding)

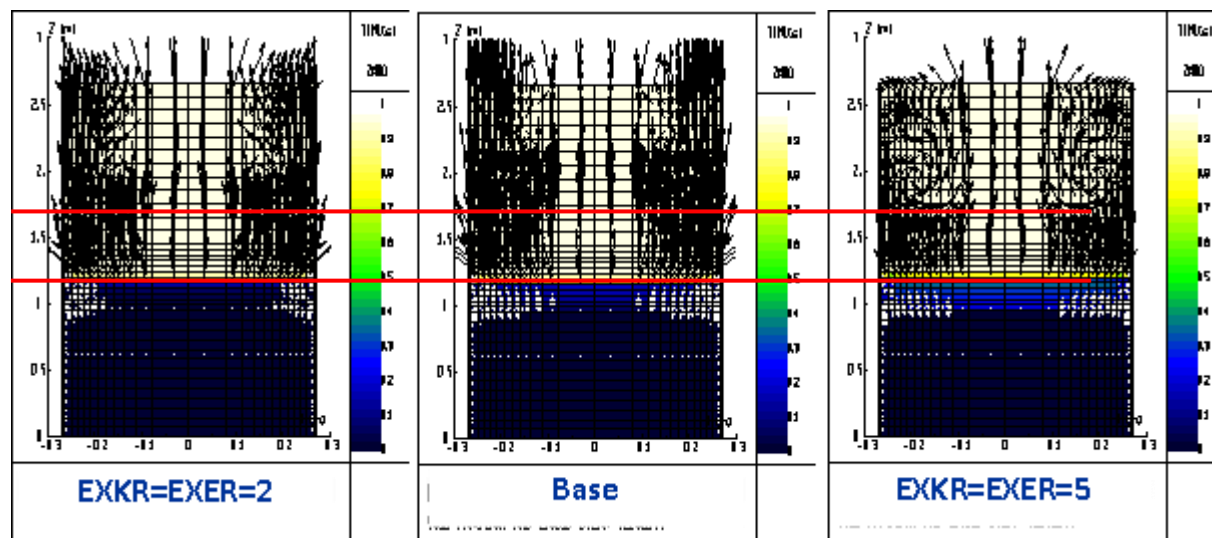
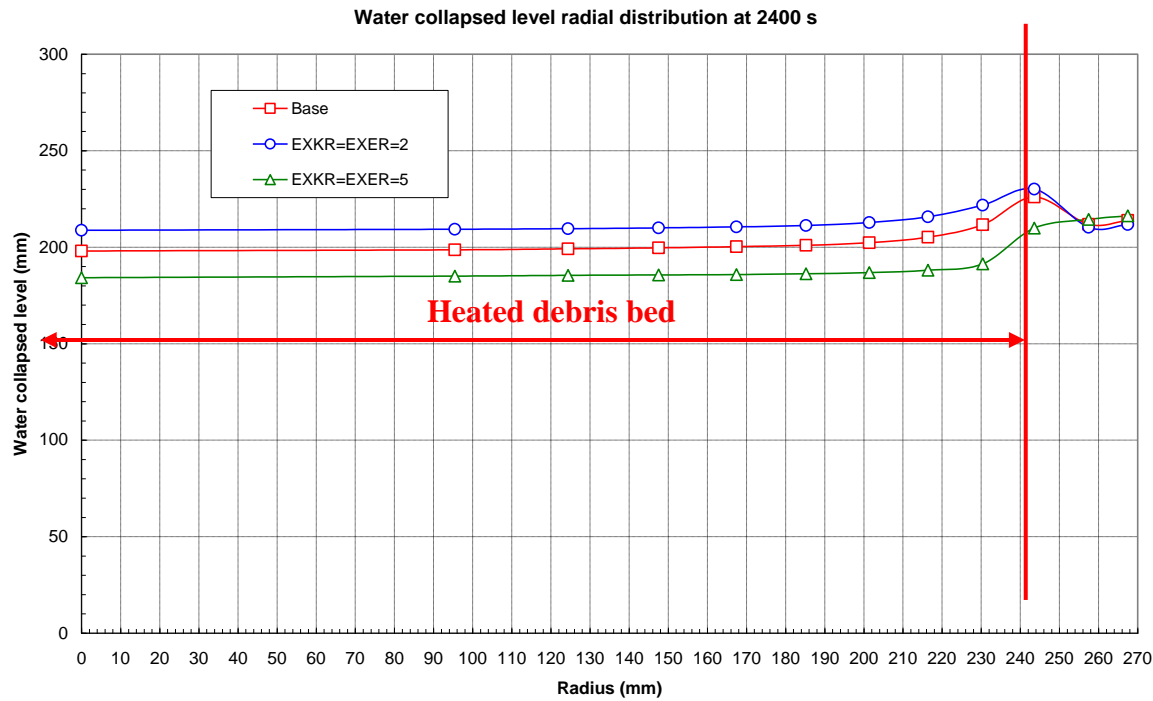
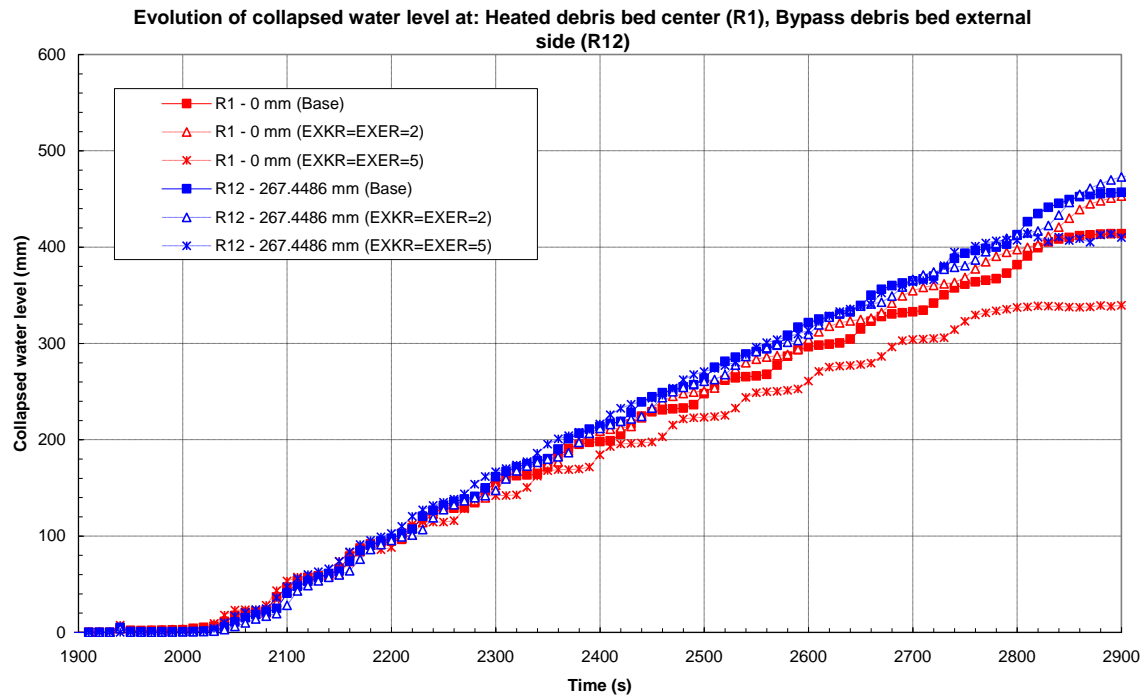


Figura 1.35 – Sensibilità alla permeabilità e passibilità relative: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2400 s





**Figura 1.36 – Sensibilità alla permeabilità e passività relative: Profilo radiale del livello d’acqua collassato a 2400 s**



**Figura 1.37 – Sensibilità alla permeabilità e passibilità relative: Livello d’acqua collassato in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass)**

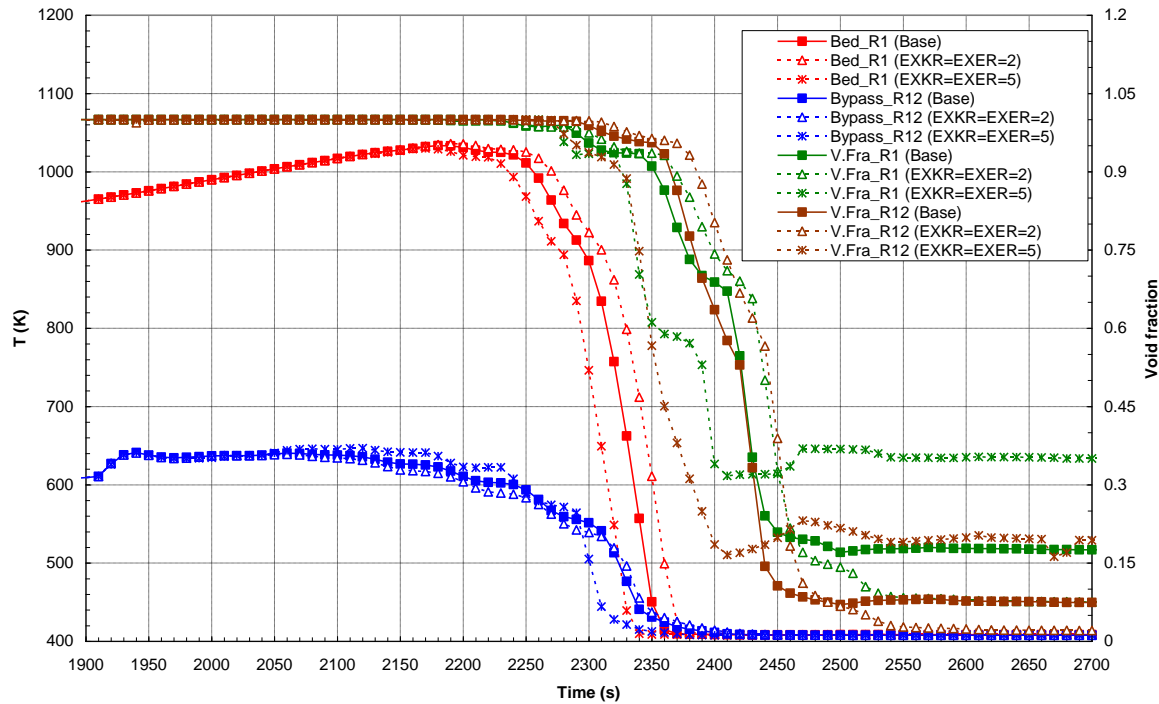
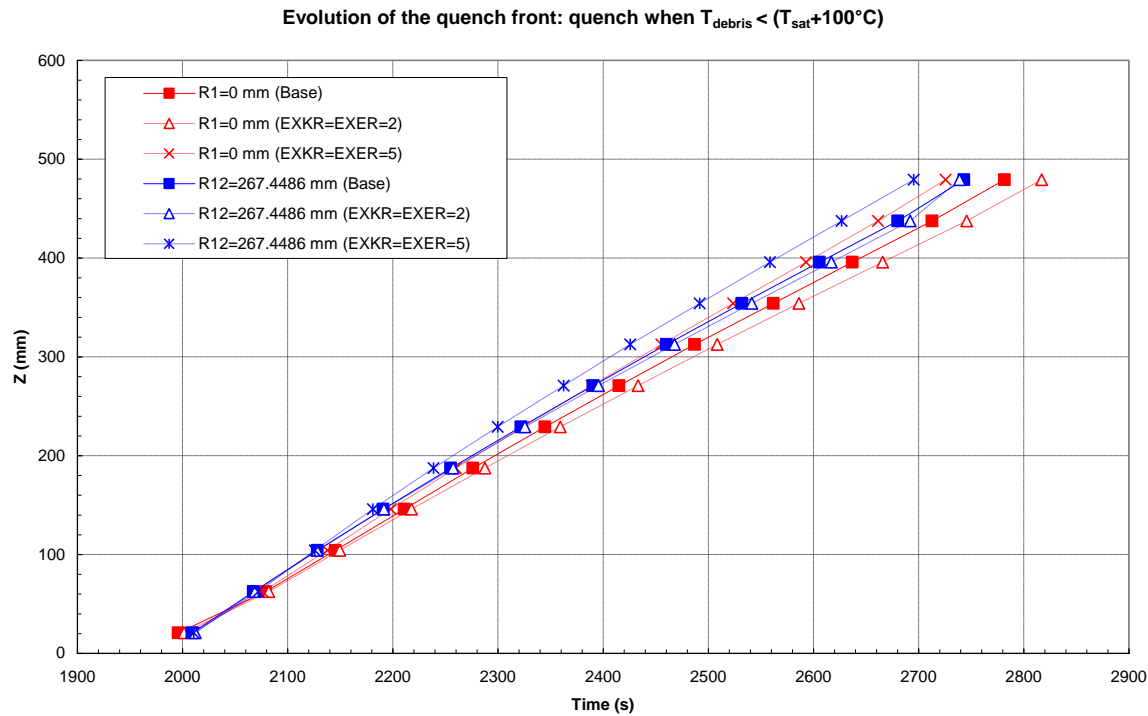


Figura 1.38 – Sensibilità alla permeabilità e passività relative: Temperature e frazione di vuoto a 229.16 mm di quota (R1 = centro del debris bed riscaldato, R12 = parte esterna del bypass)



**Figura 1.39 – Sensibilità alla permeabilità e passibilità relative: Quota del fronte di quenching in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass)**

Debris bed temperature axial profiles for different radial position at 1900 s

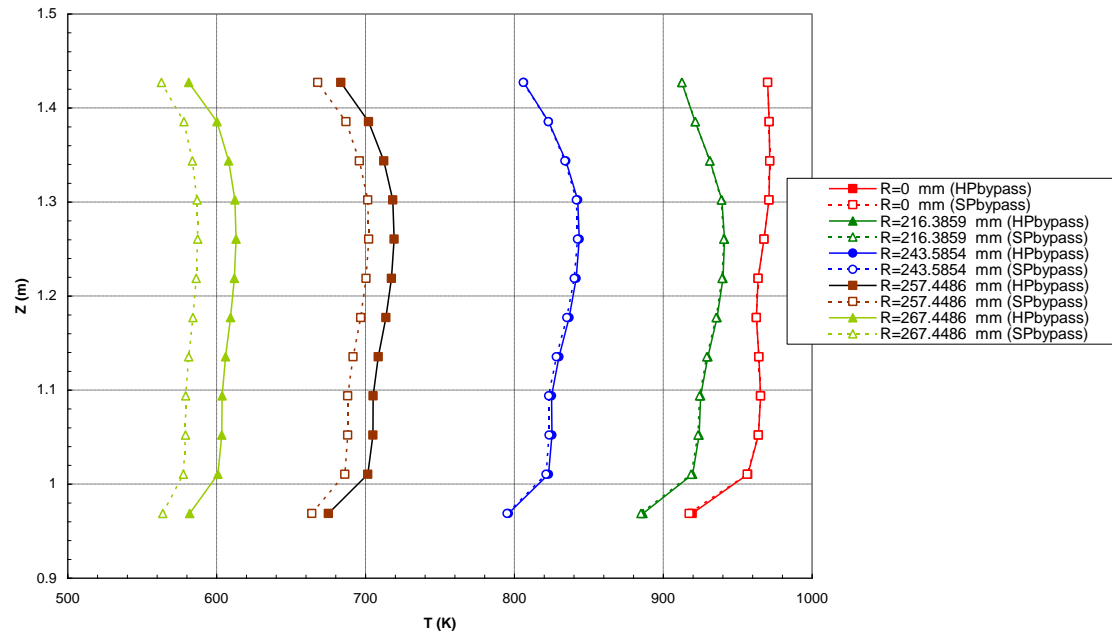


Figura 1.40 – Effetto delle caratteristiche del bypass sulle temperature del debris bed al termine della fase preliminare in vapore surriscaldato (1900 s)

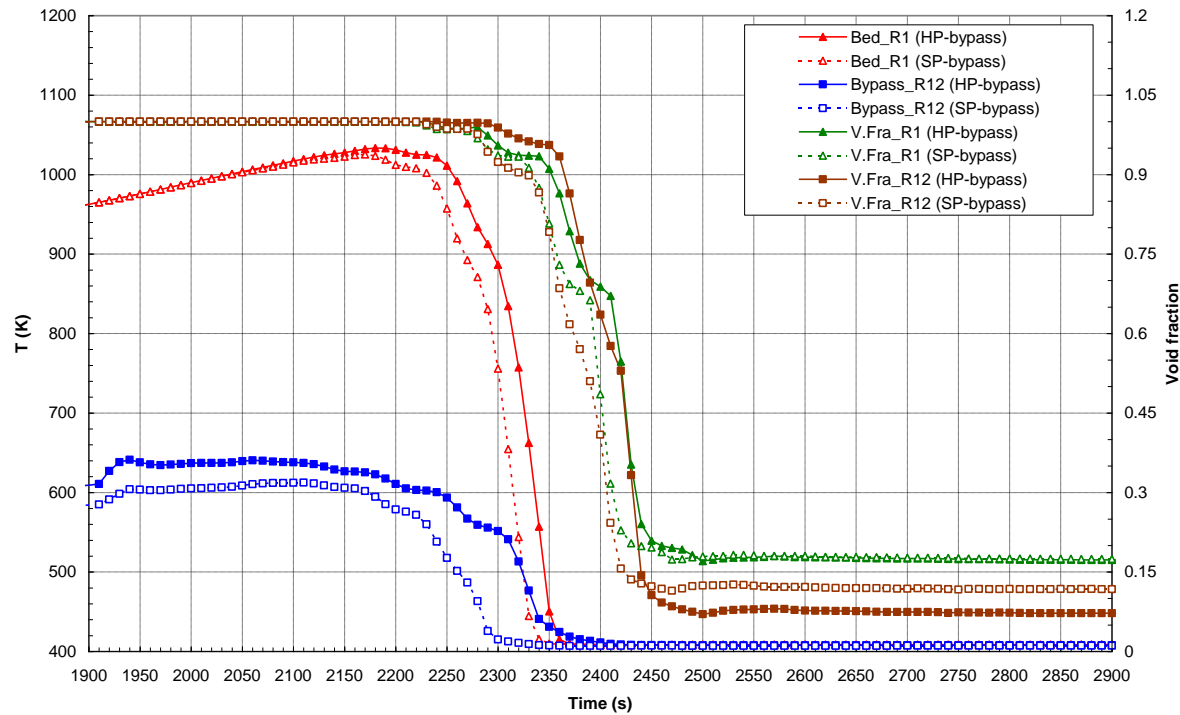


Figura 1.41 – Portata d’acqua = 5 m/ora: Temperature e frazione di vuoto a 229.16 mm di quota (R1 = centro del debris bed riscaldato, R12 = parte esterna del bypass)

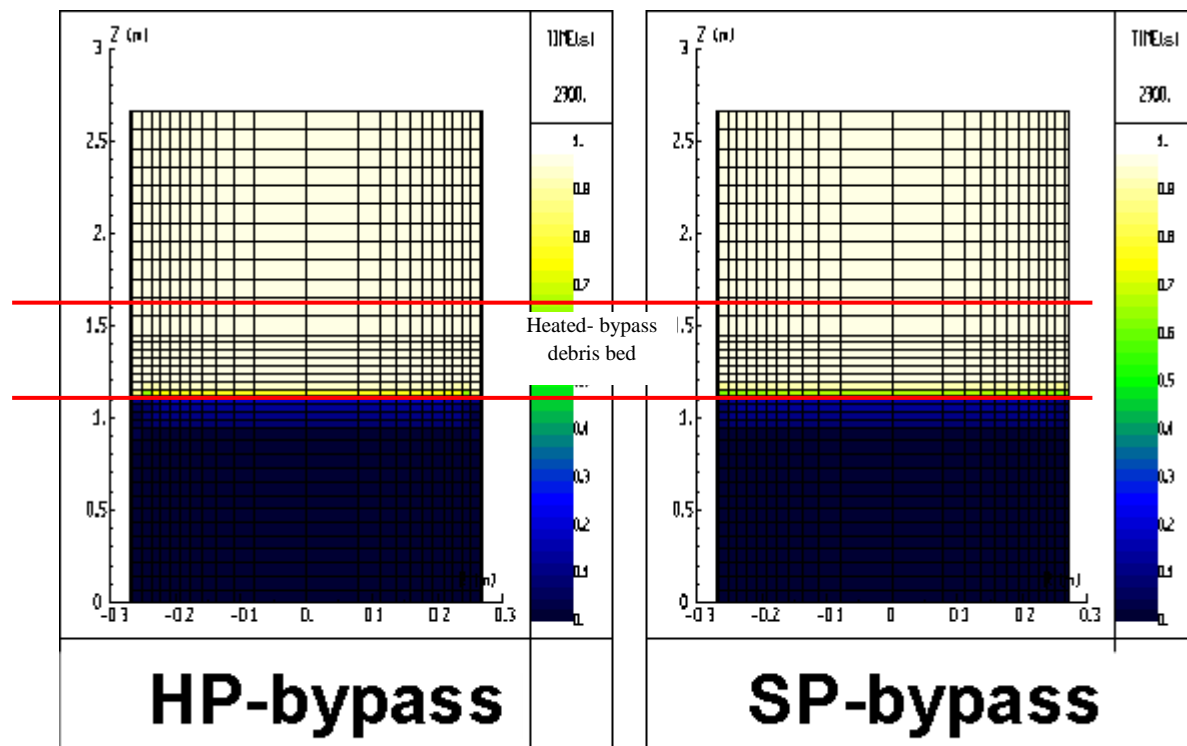


Figura 1.42 – Portata d’acqua = 5 m/ora: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2300 s

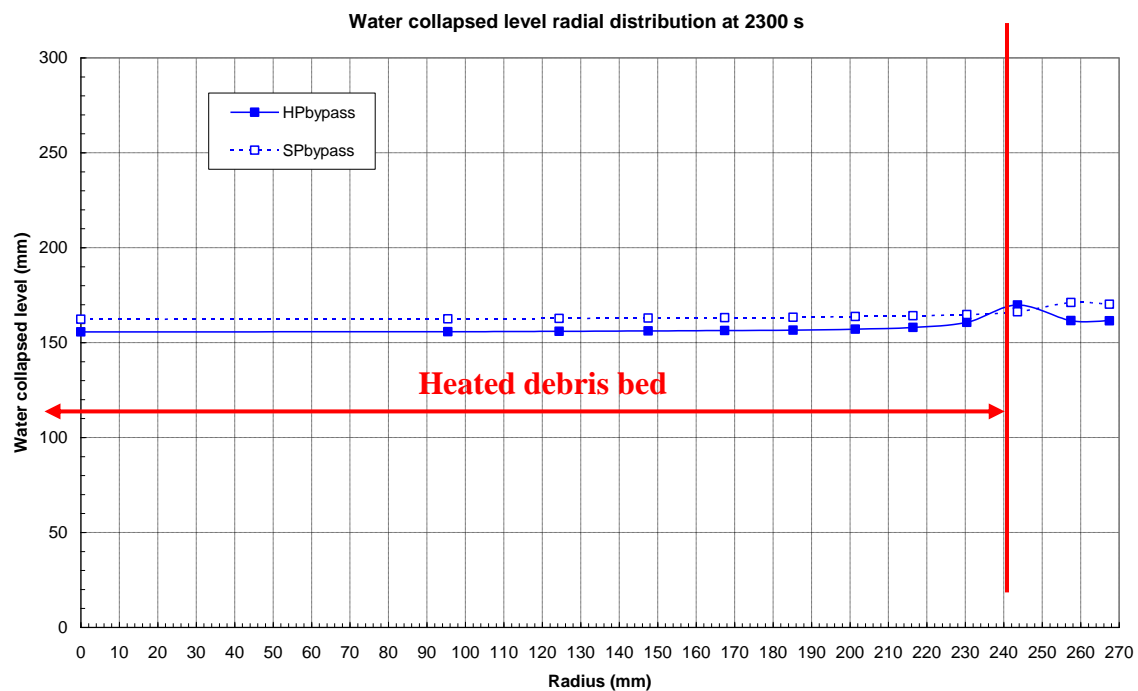
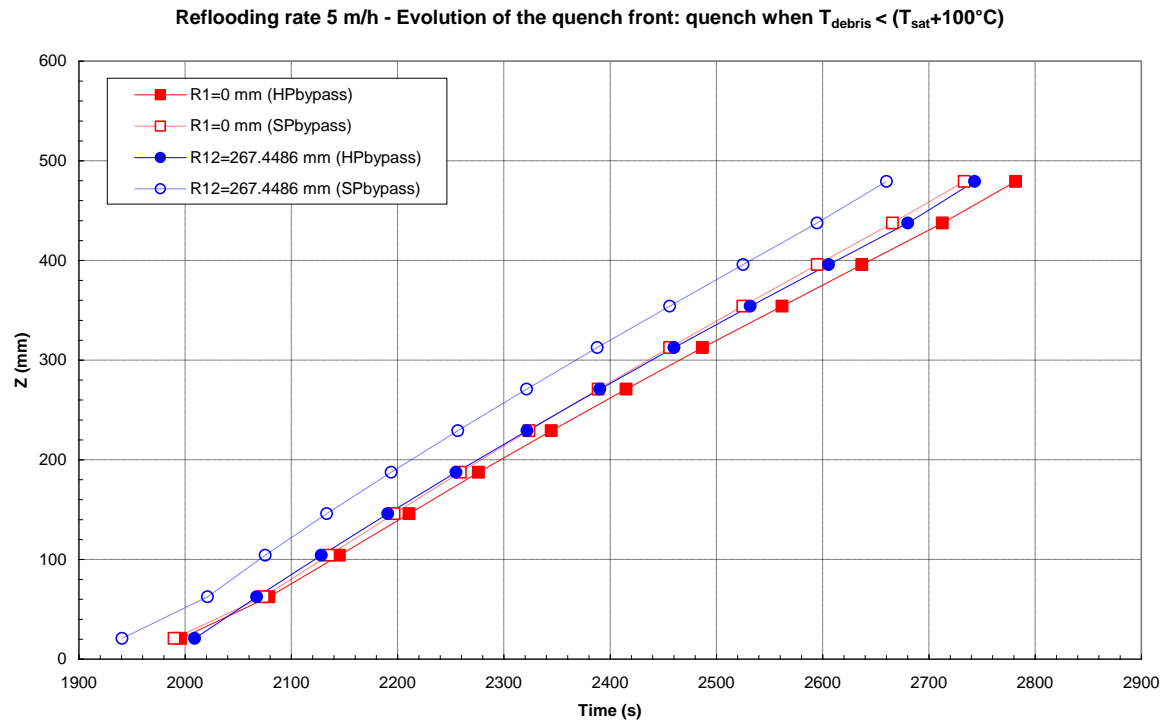


Figura 1.43 – Portata d’acqua = 5 m/ora: Profilo radiale del livello d’acqua collassato a 2300 s





**Figura 1.44 – Portata d’acqua = 5 m/ora: Quota del fronte di quenching in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass)**

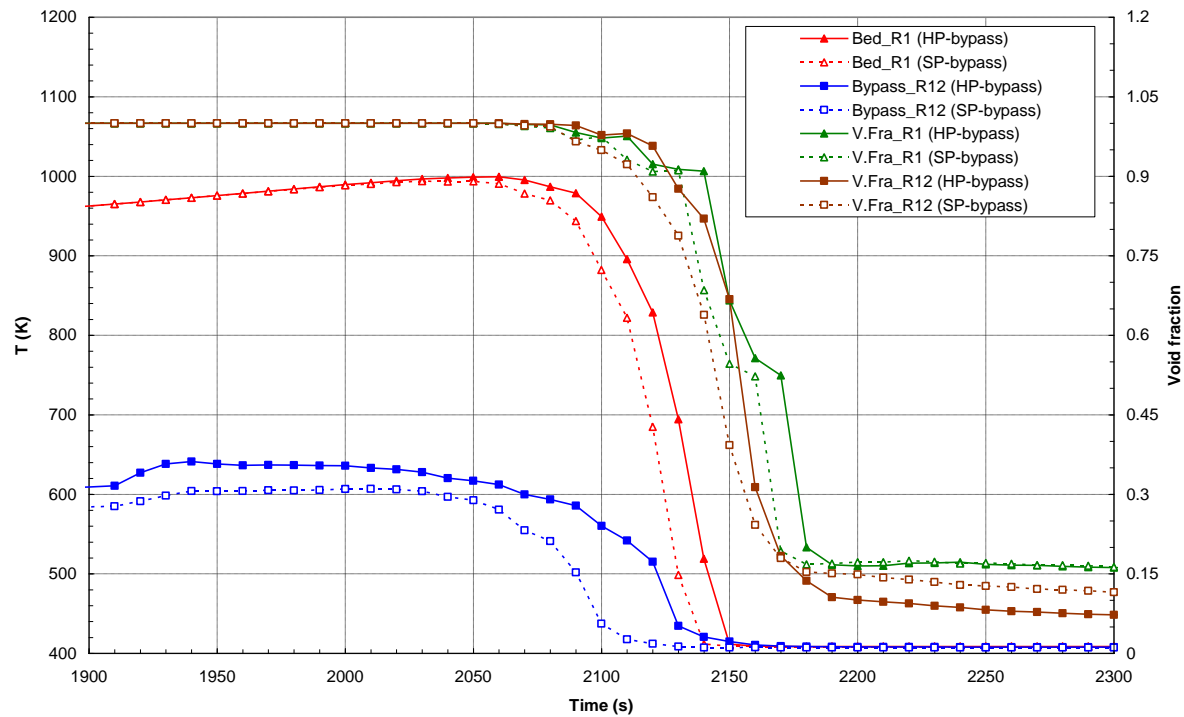


Figura 1.45 – Portata d’acqua = 10 m/ora: Temperature e frazione di vuoto a 229.16 mm di quota (R1 = centro del debris bed riscaldato, R12 = parte esterna del bypass)

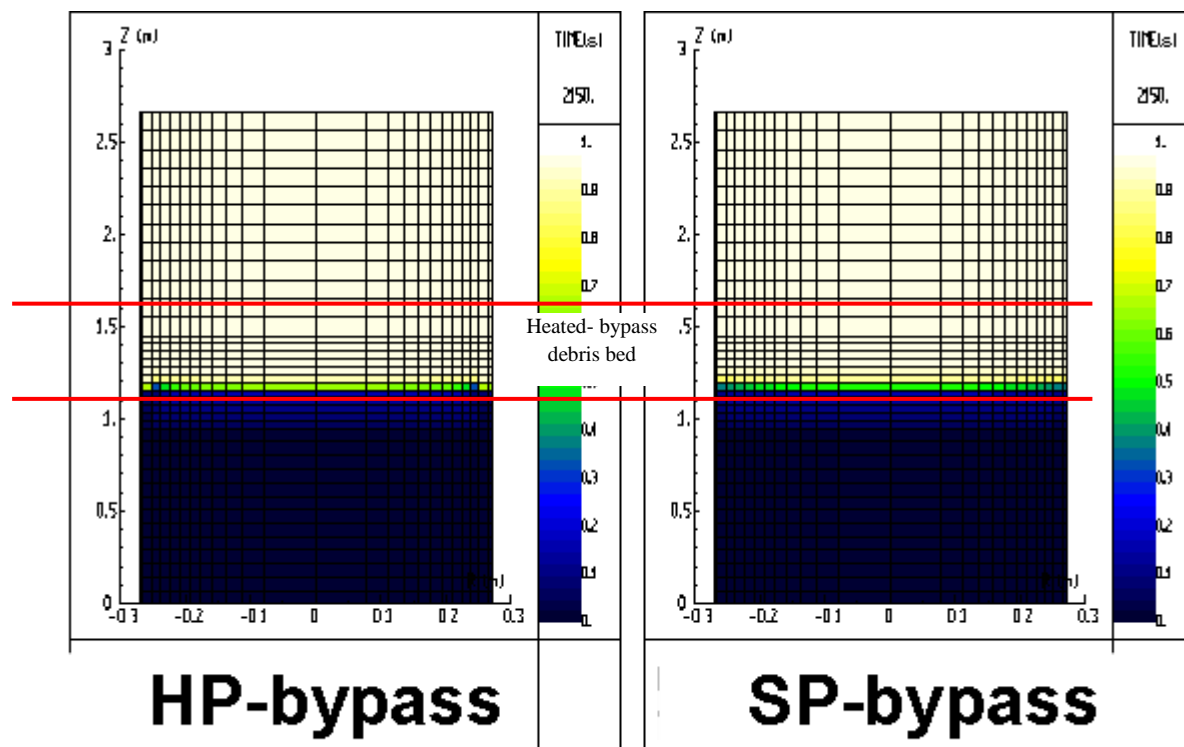


Figura 1.46 – Portata d'acqua = 10 m/ora: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2150 s

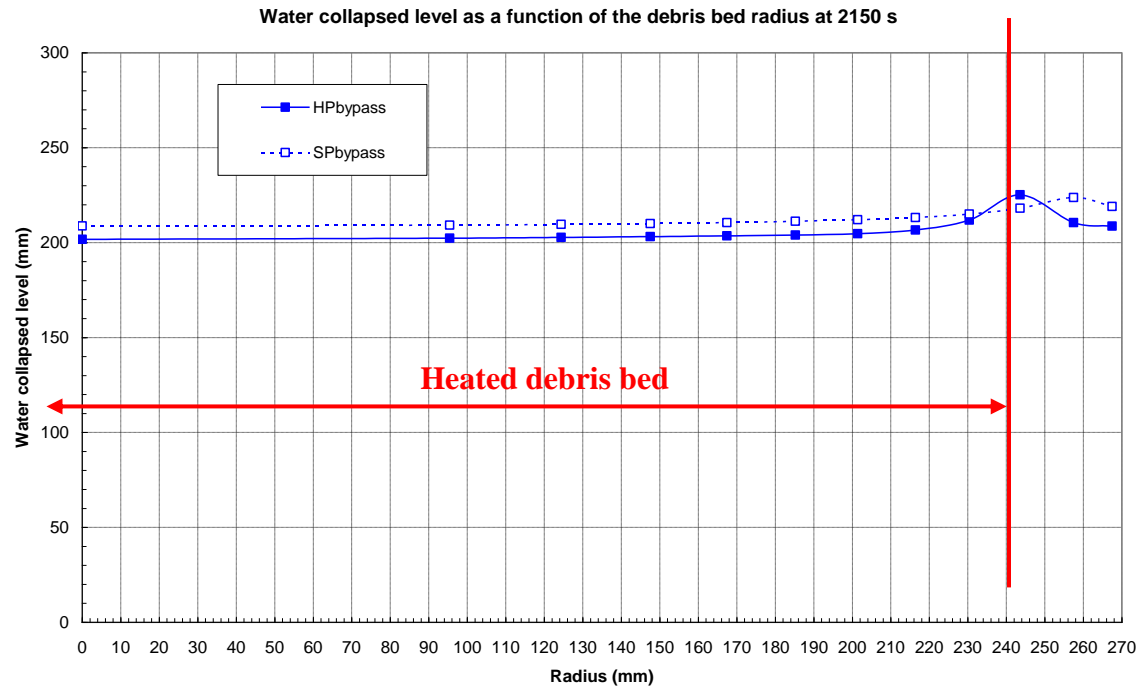
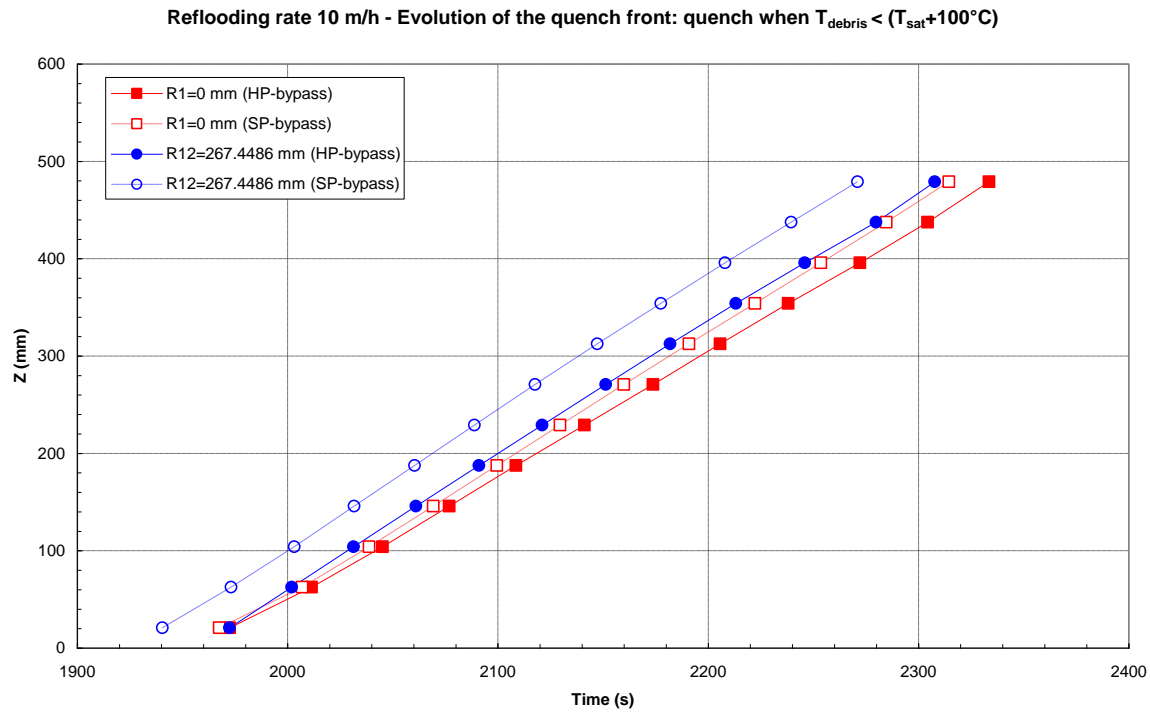


Figura 1.47 – Portata d’acqua = 10 m/ora: Profilo radiale del livello d’acqua collasato a 2150 s



**Figura 1.48 – Portata d’acqua = 10 m/ora: Quota del fronte di quenching in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass)**

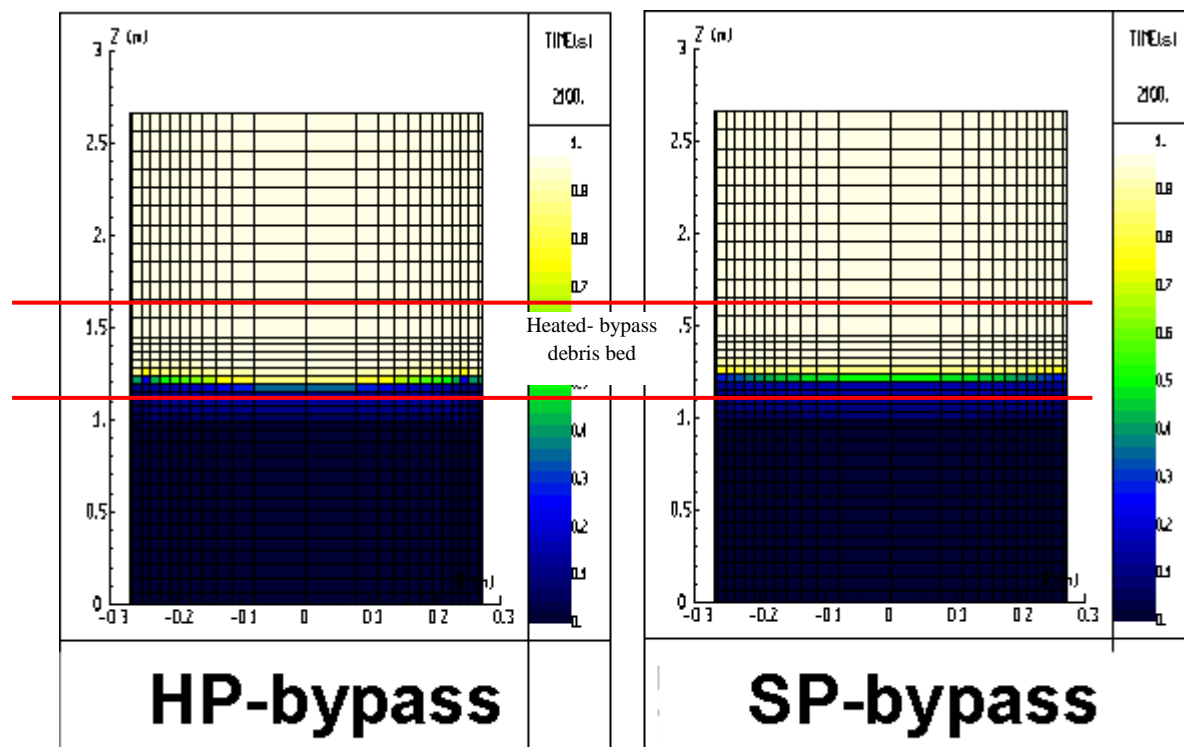
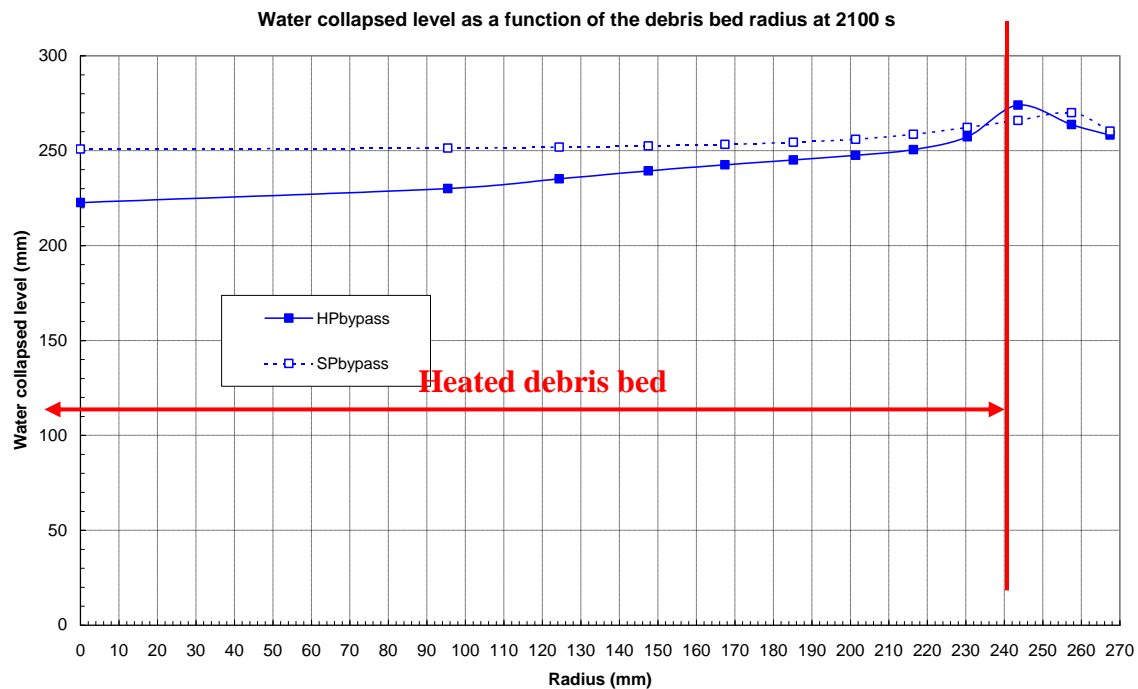
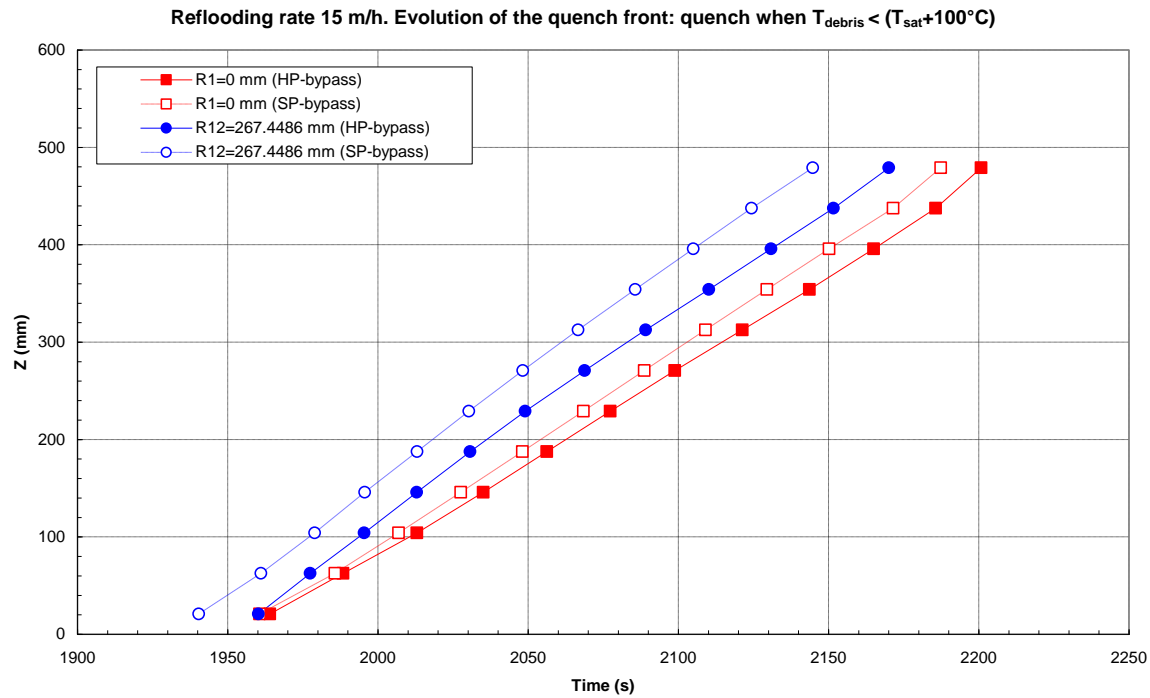


Figura 1.49 – Portata d'acqua = 15 m/ora: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2100 s



**Figura 1.50 – Portata d’acqua = 15 m/ora: Profilo radiale del livello d’acqua collassato a 2100 s**



**Figura 1.51 – Portata d’acqua = 15 m/ora: Quota del fronte di quenching in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass)**



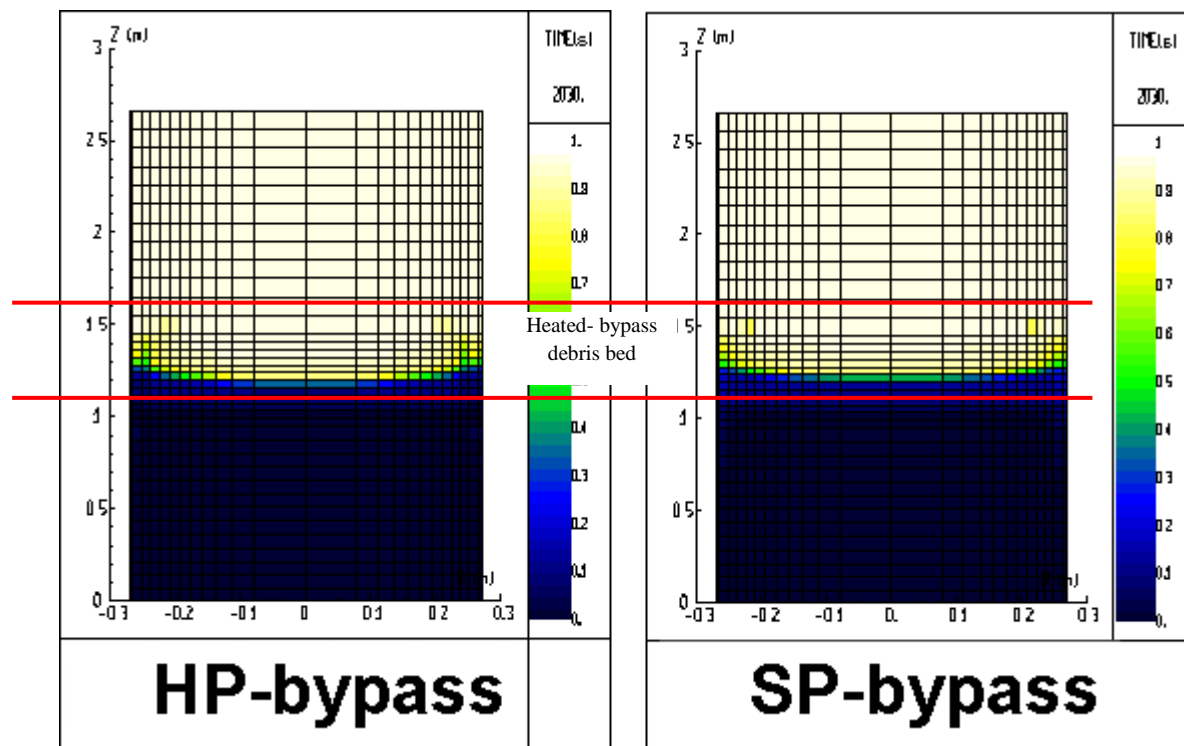


Figura 1.52 – Portata d'acqua = 30 m/ora: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2030 s

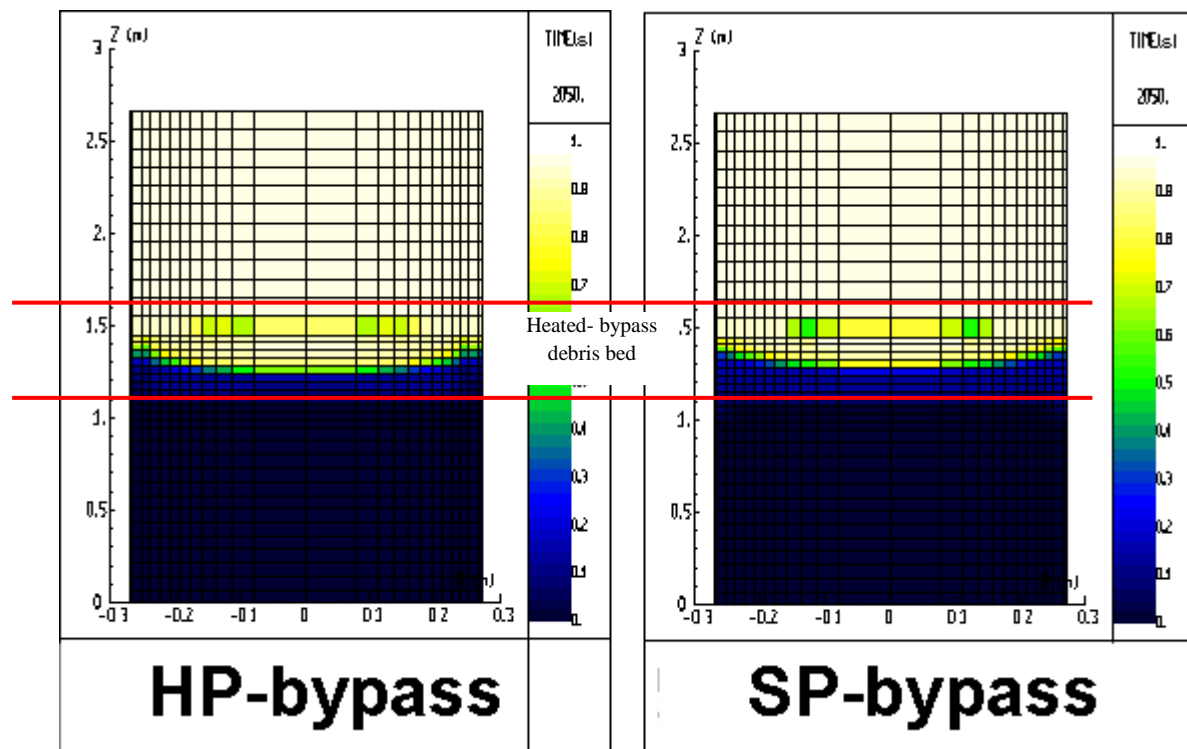


Figura 1.53 – Portata d'acqua = 30 m/ora: Distribuzione della frazione di vuoto e velocità acqua-vapore a 2050 s

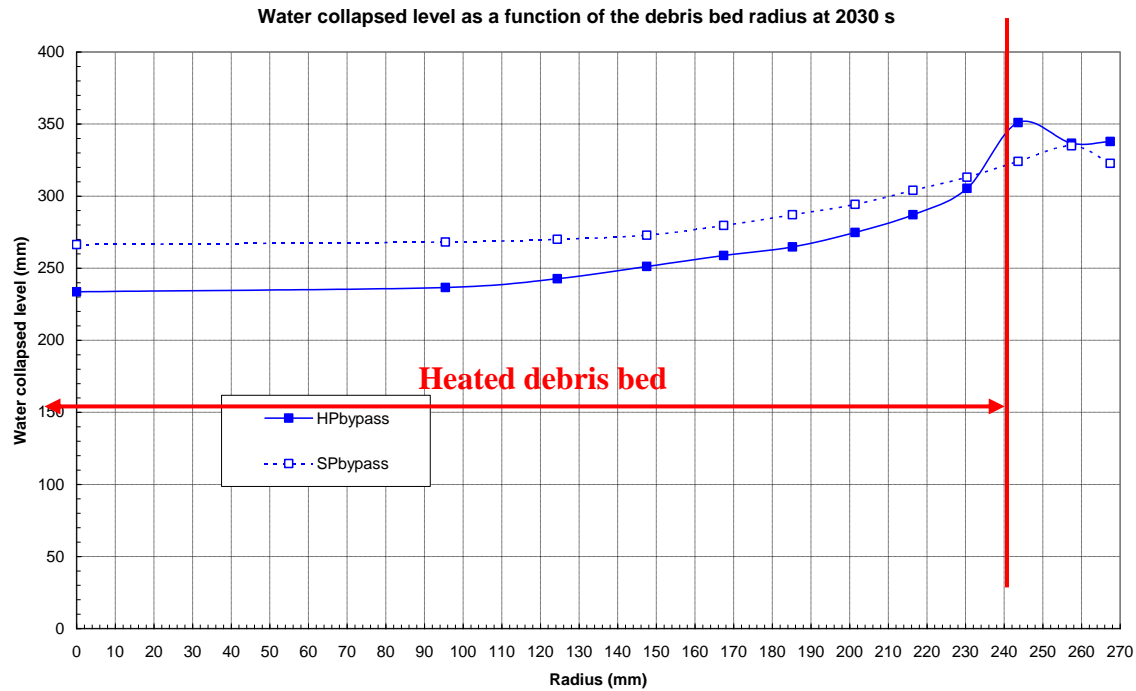
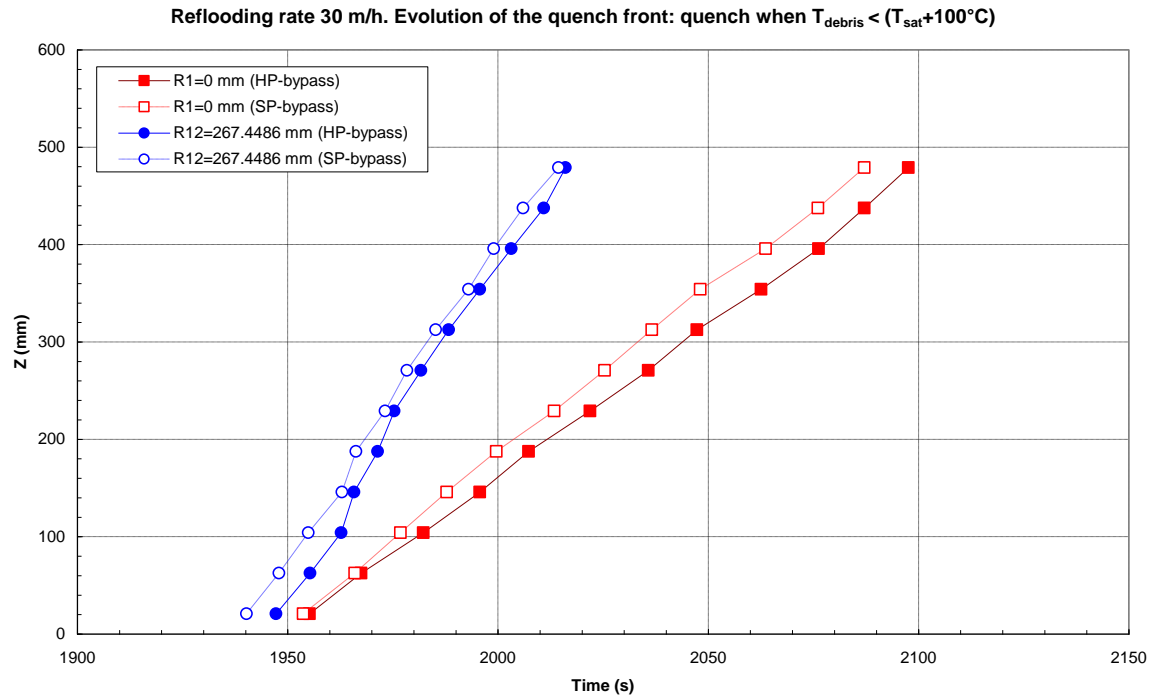


Figura 1.54 – Portata d’acqua = 30 m/ora: Profilo radiale del livello d’acqua collassato a 2030 s



**Figura 1.55 – Portata d’acqua = 30 m/ora: Quota del fronte di quenching in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass)**

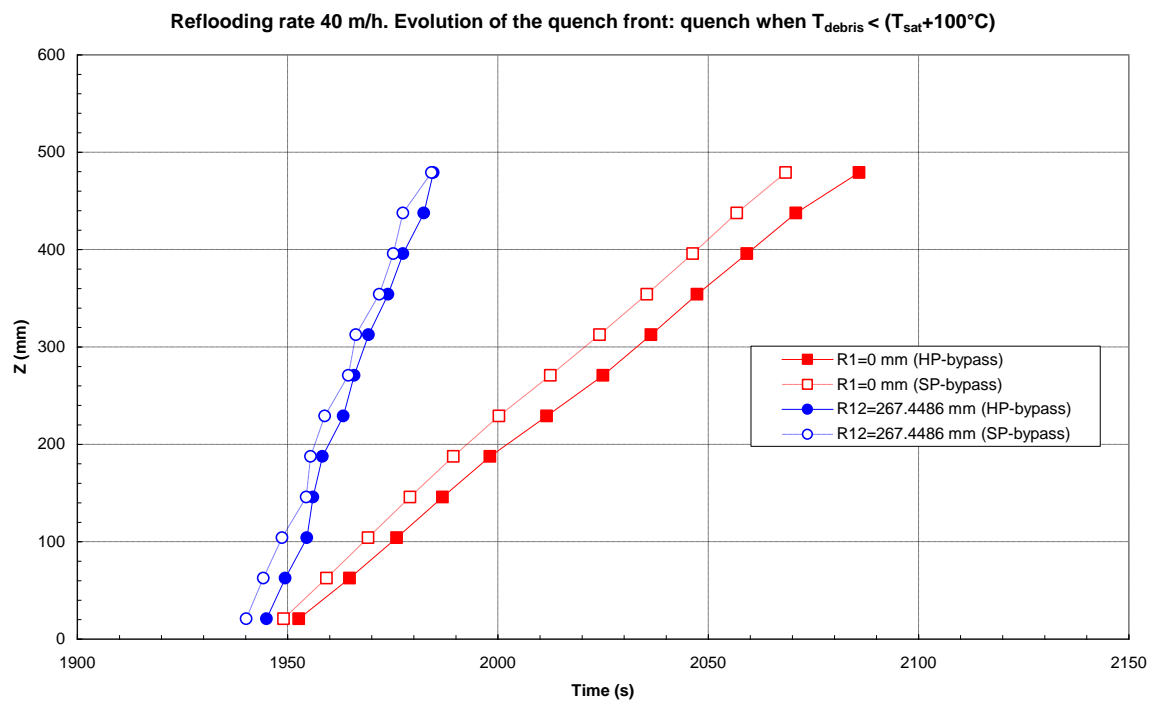
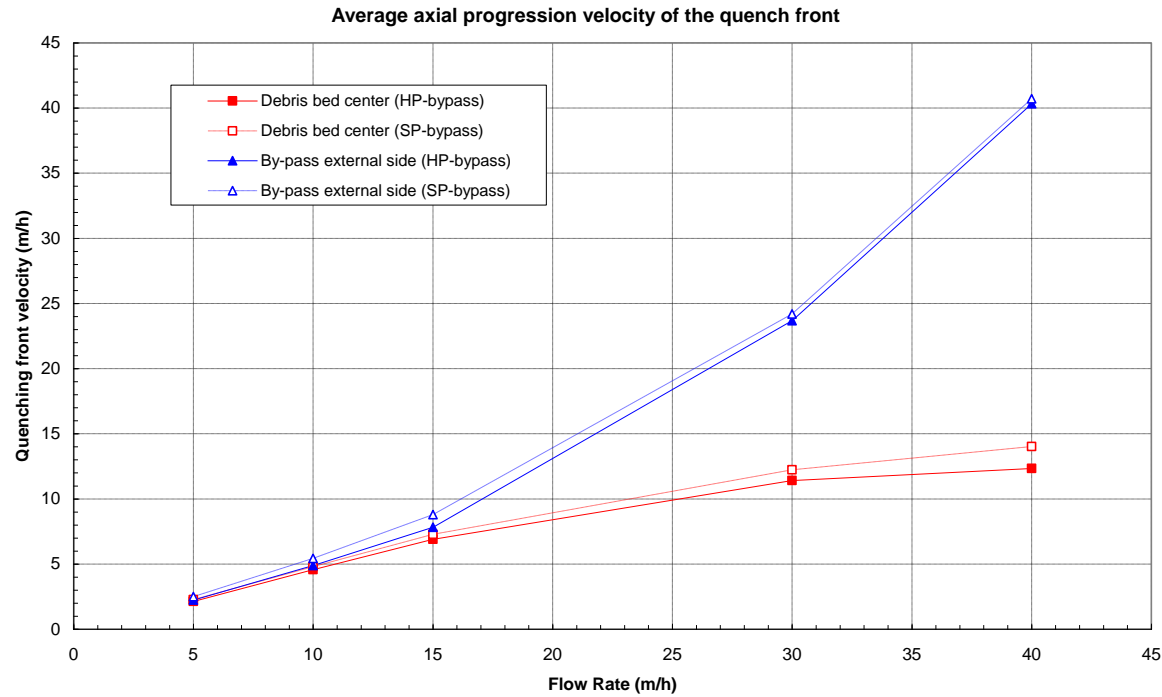



Figura 1.56 – Portata d’acqua = 40 m/ora: Quota del fronte di quenching in funzione del tempo (centro del debris bed riscaldato e parte esterna del bypass)



**Figura 1.57 – Velocità assiale media del fronte di quenching in funzione della portata d'acqua**

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	89	197

## 2 Collaborazione ENEA-IRSN sul codice DRACCAR

Nell'ambito dell'accordo di collaborazione tra l'ENEA e l'Istituto di Radioprotezione e Sicurezza Nucleare (IRSN) francese, il codice DRACCAR è stato sottoposto ad una prima verifica dei modelli termo-meccanici e termo-idraulici utilizzando, come base di confronto, i risultati del codice di sistema CATHARE2 con il quale l'IRSN ha simulato il comportamento di un PWR francese (1300 MW di potenza) a seguito di un LOCA, iniziato da una rottura (15 pollici) nella gamba fredda di un circuito del reattore, a valle della pompa di alimentazione.

I calcoli DRACCAR sono stati realizzati simulando una geometria semplice limitata ad una piccola sezione quadrata di un elemento di combustibile (Figura 2.1) senza considerare effetti 3D nel comportamento termo-meccanico della barretta di combustibile, non contemplati nel codice CATHARE2.

Il confronto con il codice CATHARE2, documentato in [1] e [2], ha permesso di verificare le buone prestazioni del codice DRACCAR che, nonostante lo stadio preliminare di sviluppo, simula in modo adeguato tutti i fenomeni attesi durante l'incidente di perdita di refrigerante primario.

Qualche discrepanza fra i due codici è stata individuata durante la fase di reflooding e quenching. Il modello termo-idraulico di DRACCAR, basato su 5 equazioni di bilancio contro le 6 equazioni del codice CATHARE2, è probabilmente la causa principale del disaccordo riscontrato.

Alla conclusione di tale confronto, si sono individuati, anche se in via preliminare e soggetti a possibili variazioni, gli assi principali dell'attività futura che vengono brevemente descritti, mettendo in evidenza anche le opportunità ulteriori, per ENEA, aperte dalla collaborazione con IRSN.


### 2.1 Peculiarità del codice DRACCAR e necessità di validazione dei modelli

Lo scopo del codice DRACCAR è quello di simulare il comportamento delle barrette di combustibile nel corso di un incidente di perdita del refrigerante primario considerando una geometria 3D cilindrica. E' possibile descrivere un elemento di combustibile, una parte di esso o, in caso di prove sperimentali, un fascio di barrette di combustibile circondato da uno schermo termico.

---

<sup>1</sup> G. Bandini, G. Bianchini, L. Burgazzi, F. De Rosa, S. Ederli, M. Sangiorgi, "Attività di Validazione di Codici di Calcolo per lo Studio degli Incidenti Severi in Impianti Nucleari", Report Ricerca di Sistema Elettrico Rds/2011/24, Rapporto ENEA NNFISS-LP5-025.

<sup>2</sup> G. Bandini, S. Ederli, "Sviluppo e validazione di metodi e strumenti per le analisi di sicurezza: Modellistica e codici per l'analisi di incidenti severi", Report Ricerca di Sistema Elettrico Rds/2012/008, Rapporto ENEA NNFISS-LP2-078.

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	90	197

Le maglie di calcolo contemplano la presenza di strutture solide e fluido il cui comportamento è simulato grazie all'accoppiamento con il codice CESAR che considera, nei vari sottocanali, la possibilità di flusso trasverso in direzione circonferenziale e radiale.

Il codice DRACCAR si pone quindi ad una scala di dettaglio intermedia fra i codici di sistema ed i codici CFD.

Tale approccio rende necessaria la validazione dei modelli termo-idraulici del codice, utilizzando prove sperimentali dedicate allo studio di un LOCA in una sezione di prova costituita da un fascio di barrette di combustibile, che permetta di analizzare e giudicare la risposta dei modelli 3D di DRACCAR.

La Figura 2.2 mostra un esempio di sezione di prova simulata con DRACCAR. Nel caso specifico la descrizione sul piano orizzontale è limitata ad un settore di 45° supponendo che le condizioni al contorno del problema non compromettano le simmetrie geometriche.

L'esperienza acquisita sul codice DRACCAR ha permesso all'ENEA di partecipare al progetto Europeo NURESAFE, iniziato a Gennaio 2013, il cui principale obiettivo è quello di fornire ai soggetti europei interessati dei codici di calcolo affidabili per le analisi di sicurezza e di migliorare ulteriormente la "cultura della sicurezza", attraverso lo sviluppo di un elevato livello di competenza nel corretto utilizzo dei più recenti strumenti di simulazione.

La validazione di DRACCAR sarà realizzata dall'ENEA nell'ambito del sottoprogetto 3.1 di NURESAFE, dedicato alla "Multiscale and Multiphysics Simulation of LOCA".

## **2.2 Simulazione DRACCAR del comportamento di un intero elemento di combustibile durante il LOCA calcolato con CATHARE2**

La simulazione con il codice DRACCAR del comportamento di un intero elemento di combustibile, o almeno di una zona sufficientemente estesa di questo, durante il LOCA calcolato con CATHARE2 e con lo stesso DRACCAR in condizioni 1D, dovrebbe permettere di quantificare l'importanza degli effetti 3D sul comportamento termo-meccanico delle barrette di combustibile durante la sequenza incidentale e, quindi, il contributo che DRACCAR può apportare all'affidabilità delle analisi di sicurezza.

I tempi necessari per un calcolo preliminare sufficientemente pertinente sono, al momento, difficilmente stimabili in quanto funzione non solo delle risorse disponibili ma anche dei risultati dell'attività di validazione esposta prima e delle sue eventuali ricadute sulla necessità di ulteriore sviluppo e/o miglioramento dei modelli del codice.



 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	91	197

## 2.3 Figure

Figura 2.1 – Geometria del sistema simulato con DRACCAR (piano orizzontale e piano verticale secondo A-A).....	92
Figura 2.2 – Esempio di simulazione di un fascio di barrette con DRACCAR (piano orizzontale).....	93

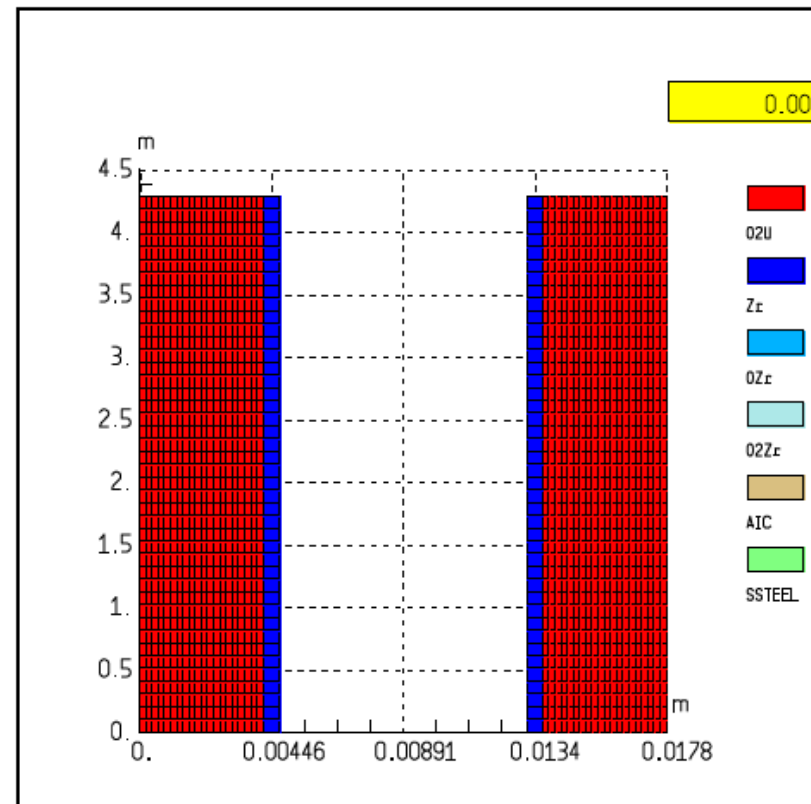
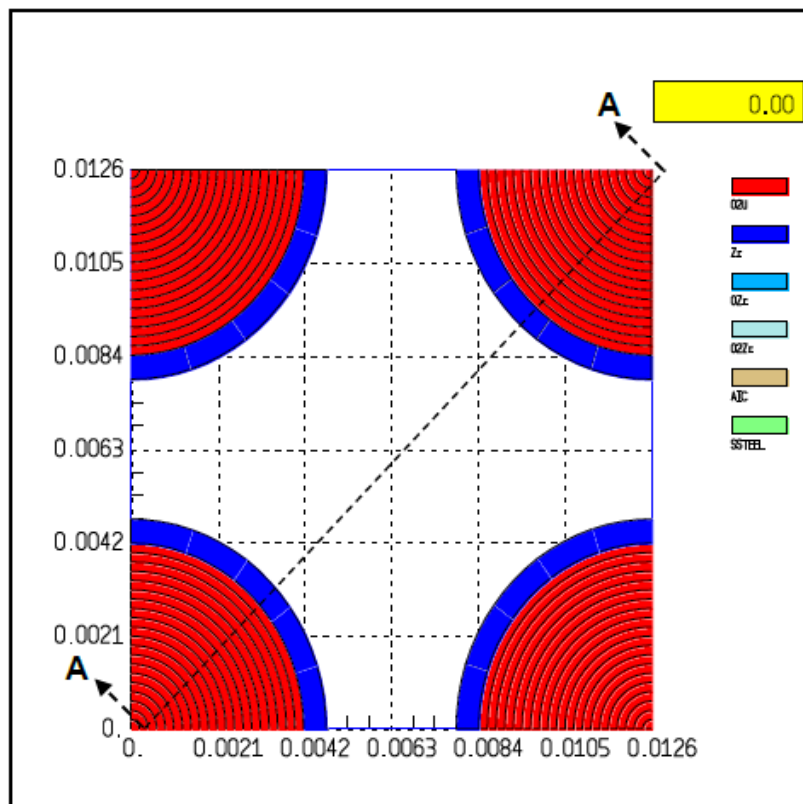


Figura 2.1 – Geometria del sistema simulato con DRACCAR (piano orizzontale e piano verticale secondo A-A)

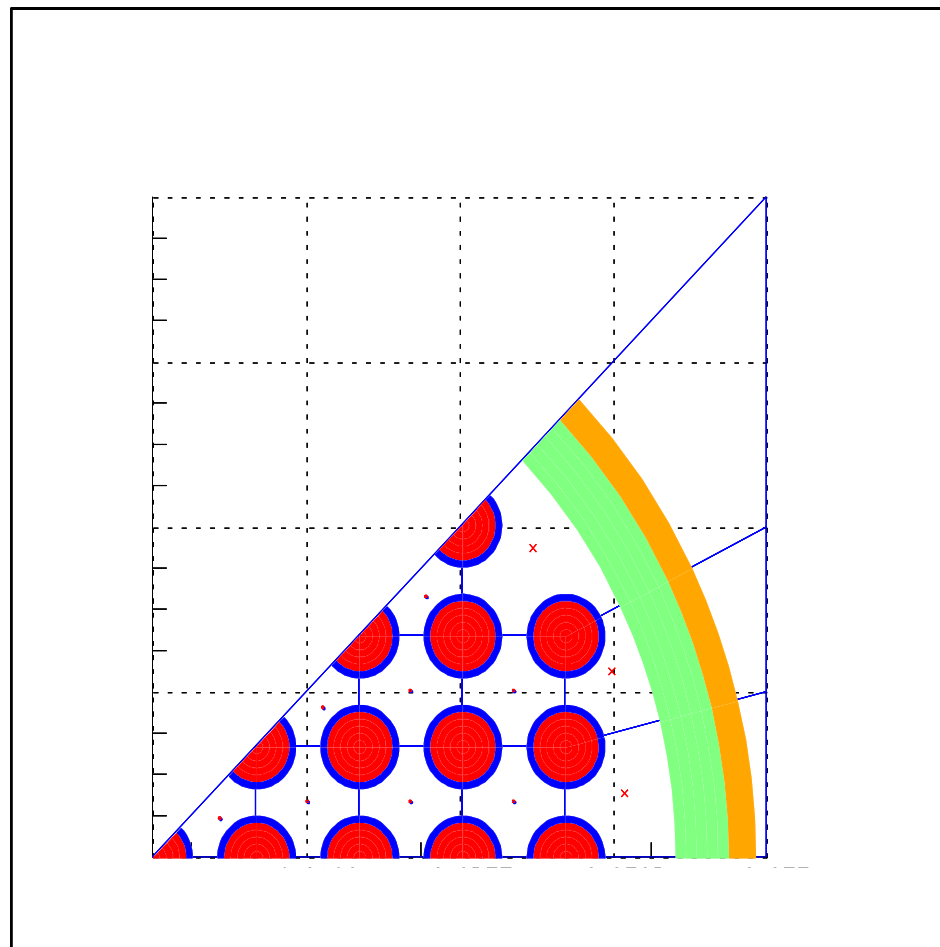



Figura 2.2 – Esempio di simulazione di un fascio di barrette con DRACCAR (piano orizzontale)

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	94	197

### 3 Considerazioni sul codice TRANSURANUS

Così come il codice DRACCAR è stato utilizzato per la simulazione del comportamento di un intero elemento di combustibile per reattori termici, qui viene presentato un lavoro svolto con il codice TRANSURANUS in cui si operano studi sulla temperatura di fusione per il combustibile di tipo MOx per applicazioni relative ai Fast Breeder Reactors (FBRs).

Per approfondimento su questo argomento si faccia riferimento al rapporto tecnico (in inglese) emesso come documentazione di attività ENEA riferita al PAR-2012, con sigla di identificazione ADPFISS-LP1-003.

#### 3.1 Introduction

The fuel melting temperature is one of the key properties for the design of nuclear systems and the assessment of their safety performance under normal and accident conditions [1]. Melting temperature, usually intended as solidus temperature, decreases under irradiation due to the build-up of fission products in the fuel matrix. Other parameters are of great importance in the evaluations of this physical property, markedly: plutonium concentration, O/M ratio and, as mentioned, MAs concentration. In MOX fuel for FBRs, the high content of plutonium plays a prominent role. This work is a review of the experimental findings and, based on this information, an assessment of the status of TRANSURANUS. In order to improve the code performance, the accuracy of other models published in literature was investigated to identify promising correlations.

#### 3.2 Transuranus Modelling

The code is capable of simulating phase changes. In addition to the thermophysical properties, the solidus temperature is one of the input parameters of important models such as the formation/closure of central void and the thermal strain between solid and liquid phases [2]. For FBR applications the code offers two correlations given in equations (1) and (2). While in the former a conservative approach is adopted, accounting for the scatter of experimental data with a shift of 40 K, the latter is the correlation recommended for the analysis of fast reactors.


$$T_{m,sol} = 2800 - 450c_{Pu} - 60c_{Pu} \cdot (1 - c_{Pu}) + 273.15 - \Delta T_{O/M} - \Delta T_{bu} \quad (1)$$

$$T_{m,sol} = 2840 - 450c_{Pu} + 273.15 - \Delta T_{O/M} - \Delta T_{bu} \quad (2)$$

These relationships depend on the local concentration of plutonium ( $c_{Pu}$ ) taking into account the impact of the O/M ratio and burn-up according to the following two terms:

$$\Delta T_{O/M} = 10^4 \cdot (O/M - 2)^2 \quad (3)$$

$$\Delta T_{bu} = 7bu \quad (4)$$

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	95	197

In (4), the value of burn-up (*bu*) is expressed in at.%.


In regard to the effect due to the presence of plutonium, the code predicts a decrease of the melting point up to a value of about 400 K (for a concentration of 100 wt.% – pure PuO<sub>2</sub>). In the domain of burn-up and stoichiometry typical of next-generation fast reactors (15–20 at.%, 1.94–2.00), the change in the melting temperature predicted by the code is about 100 K for 15 at.% and 40 K for a value of the O/M ratio of 1.94.

### 3.3 Experimental findings on solidus temperature

The initial method used for the determination of the effect of burn-up was the V-shaped filament technique, afterwards, most of the data was obtained by means of the thermal arrest method [3]. In this technique, specimens are enclosed in a tungsten capsule sealed in high vacuum to overcome the sources of inaccuracies envisaged in the previous methods: the high oxygen pressure and the changes in stoichiometry occurring during the measurement [3]. The results of these experiments proved to be in agreement with the V-shaped results confirming a negligible change in the solidus temperature up to 43 GWd/t; the concentration of plutonium oxide was 18 wt.% [3]. The effect of burn-up based on the use of the V-shaped filament method had suggested a negligible effect up to 80 GWd/t for a 20 wt.% presence of plutonium [3]. Afterwards, at the same values of plutonium concentration (18–20 wt.%), in a burn-up domain extended up to 110 GWd/t, it was noted a slight decrease of the melting temperature beyond 50 GWd/t [4]. Based on the ideal solution theory and the results of Adamson, a model for the calculation of melting point was proposed; see § 4.1 [4,10]. The model predicts a decrease under irradiation of the solidus temperature at a rate of 7.3 K per at.% [4].

Measurements performed for a PuO<sub>2</sub> concentration in the range 25–29 wt.%, O/M 1.93–1.98 and burn-up up to 124 GWd/t were presented in [5]. In particular, for a concentration of 29 wt.%, the solidus temperature was estimated to be linearly decreasing at a pace of 5 K per 10 GWd/t [5]. In the same reference [5], the negligible dependence on burn-up reported in [3,4] was questioned suggesting to reconsider the analysis at low plutonium concentrations. The driving phenomenon was argued to be not only the accumulation of fission products in the matrix, in fact, theoretical investigations proved to underestimate the results of experiments with an evaluation of this contribution in the term of 2.5 K per 10 GWd/t [5]. In [5], some interactions between the capsule and the specimens were reported as well.

Measurements on specimens irradiated up to 124 GWd/t in the JOYO reactor were presented in [6]. The authors developed a model through a regression analysis of the experimental data considering the actual composition of the samples at measurement through numerical simulations [6]. The correlation predicts an effect of burn-up on the depression of solidus temperature of about 6 K per 10 GWd/t with a rate decreasing at high burn-up [6]. This prediction was close to the evaluation in [4] and higher than in [5]. To explain the discrepancies, it was suggested that the non-ideal behaviour was caused by the formation of eutectic phases with less soluble fission products [6]. In agreement with an ideal solution


 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	96	197

behaviour, the model accounts for the presence of plutonium with a coefficient similar to that found by Adamson [6,10]. For minor actinides the model predicts a decrease of about 10 K per wt.%. The effect of O/M ratio was considered negligible except for un-irradiated or low burn-up fuel (< 50 GWd/t) where a nearly constant behaviour of the solidus temperature was found [3,4]. The model was refined extending its domain of application through measurements on SIMFUEL up to 250 GWd/t where the saturation of burn-up effect was confirmed [7]. The correlations were further improved with new experimental results and refined experimental data, in particular by introducing the effect of the O/M ratio [8].

Lyon and Baily had investigated the effect of the concentration of PuO<sub>2</sub> on the values of solidus temperature in stoichiometric MOX fuel by means of the thermal arrest method with a tungsten capsule sealed in argon atmosphere [9]. The results they presented were markedly consistent with the hypothesis of an ideal solution; the importance of the calibration in the high temperature region was also highlighted [9]. The correlation of the melting point recommended by the code is based on these experimental results [2]. The model proposed in [10] is also based on a re-evaluation of measurements discussed in [9]. The work carefully investigated the effect on solidus temperature of the accumulation of soluble fission products under irradiation [10]. The numerical evaluations confirmed a depression of the solidus temperature of the order of 24.5 K for 10 at.% a value based on the hypothesis of ideal solution and plutonium concentration of 20 wt.% [10]. Insoluble fission products, usually in small quantities, were judged to be of minor importance in the melting of the fuel bulk assumed to be driven by the solidus temperature [10]. The dependence of the solidus temperature on the O/M ratio of MA-bearing MOX was investigated in [11]. The studied concentration of minor actinides was 4 wt.% and 2 wt.% the concentration of fission products [11]. The study reported that, for a concentration of plutonium of 30 wt.%, the melting temperature tends to decrease with an increasing O/M ratio [11].

While in ref. [12] a good agreement with the data published in [9] was noted, the experimental results for high plutonium concentration (30 and 40 wt.%) proved to be affected by a reaction of the specimens with the W-capsule [12]. As to the effect of stoichiometry, the temperature of the thermal arrest decreased with the increase of the O/M ratio [12]. The following study proved the reaction of the specimens with the tungsten capsule and proposed to overcome this limitation by using a rhenium capsule [13]. For a concentration of plutonium of 40 wt.%, the experimental result obtained by using the Re-capsule showed a value 100 K higher than previously measured [13]. The fitting of the experimental data according to an ideal solution model suggested a value of the PuO<sub>2</sub> melting point of 2843 K, i.e. 200 K higher than previous results, and an impact of the americium content of the order of 4 K per wt.% [13].

As to the effect of burn-up, a comparison of Re- and W-capsule measurements was presented in [14]. The range of the experimental data spans up to 112.5 GWd/t for a plutonium concentration of about 30 wt.% [14]. In this domain, the authors reported a linear

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	97	197

decrease of the melting point at a rate in good agreement with published models; measurements performed using a Re-capsule showed absolute values higher by about 30 K [14]. The solubility limit of fission products confirmed to be a possible bound in the decrease of melting point at very high burn-up [14]. A MOX fuel initially containing 3 wt.% of americium and irradiated at 150 GWd/t was simulated and its melting temperature measured adopting the thermal arrest technique with a Re-capsule [15]. The obtained result was within the uncertainties of previous published results [15]. The authors of [16], dealing with low contaminated un-irradiated MOX fuel, suggested an impact of minor actinides on the solidus temperature of the order of 2–4 K per wt.%. The O/M ratio proved to diminish the value of the solidus temperature by about 30 K moving from 1.94 to stoichiometry [16].

To overcome the problems due to the interaction of the specimens with the capsule, the application of the laser heating technique was proposed. The measurement of the melting point of PuO<sub>2</sub> by means of the laser heating method gave a value of 3017 K, much higher than previously assumed [17]. On the track of this result, the melting temperature of MOX fuel with high plutonium concentrations was carried out [18]. The results, consistent with the findings of [17], showed, in general, values higher than presented in [9]. This data highlighted the need to redefine the phase diagram of the binary system UO<sub>2</sub>–PuO<sub>2</sub> in the high plutonium concentration domain [18].

### 3.4 Models available in literature


This section briefly presents the models taken into account in this work. The name given to each model is referring to the first in the list of authors of reported references.

#### 3.4.1 Komatsu model

The model by Komatsu calculates the value of solidus temperature according to the following formula with a dependence on plutonium, burn-up and stoichiometry [4]. The solidus temperature of UO<sub>2</sub> is assumed to be 2865 °C. The  $X$  parameter is the concentration of plutonium where burn-up ( $BU$ ) is expressed in GWd/t.

$$T_{m,sol} = \frac{1 - 0.2388(2 - O/M)}{1 + 0.1811Y - 0.011Y^2} T_m(UO_2) \quad (5)$$

$$Y = X + 0.016BU \quad (6)$$

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	98	197

### 3.4.2 Adamson model

The model by Adamson deals with un-irradiated and stoichiometric MOX with a polynomial expression dependent on the concentration of plutonium [9,10]. In presented results, the predictions of the model were refined through a multiple regression of the numerical evaluations of the impact of burn-up [10]. The correlation by Adamson (K) is:

$$T_{m,sol} = 3120.0 - 655.3c_{Pu} + 336.4c_{Pu}^2 - 99.9c_{Pu}^3 \quad (7)$$

### 3.4.3 Konno model

The model by Konno expresses the dependence of the solidus temperature on plutonium concentration, O/M ratio, stoichiometry and americium concentration [6–8].

$$T_{m,sol} = 3138 - 497c_{Pu} - 60c_{Pu}^2 - \Delta T_{O/M} - \Delta T_{Am} - \Delta T_{bu} \quad (8)$$

where:

$$\Delta T_{bO/M} = (1000 - 2850c_{Pu})(2 - O/M) \quad (9)$$

$$\Delta T_{Am} = (1206 - 782c_{Pu})c_{Am} \quad (10)$$

$$\Delta T_{bu} = (1.06 - 1.43c_{Pu})bu - 0.0008((1.06 - 1.43c_{Pu})/0.66)^{1.5}bu^2 \quad (11)$$

The model is valid in the following domains:

- Plutonium concentration      10–40 wt. %.
- Americium concentration      <2 wt. %.
- O/M ratio                              1.94–2.00.
- Burn-up                                0–250 GWd/t.

## 3.5 Reference experimental dataset

Table 1 resumes some information regarding the experimental dataset applied in the assessment of the investigated models. Measurements on SIMFUEL presented in [7,15] were not used in this study.



Table 1: Description of significant information of the adopted experimental dataset

Reference	No. of points	BU GWd/t	Pu %	MAs %	O/M –	Technique*
Tachibana [3,8]	4	8.2–43	17.6–17.8	0.3	1.99–2.00	TA-W
Komatsu [4,8]	4	51.4–110.9	16.0–17.2	0.9	1.99	TA-W
Konno [6]	21	0.0–124.0	27.5–29.5	0.4–1.2	1.95–1.98	TA-W
Konno [8]	6	33.6–47.1	17.4	0.5	2.00	TA-W
Lyon [9]	10	0.0	0.0–100	0.0	2.00	TA-W
Kato [13]	22	0.0	12–60	0.3–3.3	1.94–2.00	TA-(W /Re)
Hirosawa [14]	12	0.0–112.5	28–30	0.0	1.96–1.98	TA-Re
Kato [16]	4	0.0	30	3.2	1.96–1.98	TA-Re
Manara [18]	4	0.0	75–100	0.0	1.98	LH

\*(TA=thermal arrest; LH=laser heating)

### 3.6 Results and discussion

The predictions of the model recommended by the code are compared with the related experimental data in Fig. 1. The predictions show deviations mostly of the order of  $\pm 3\%$ ; see Fig. 1. Based on the assumption that the effect of burn-up is in good agreement with the literature review, and that the impact of MAs and O/M ratio turned out to be limited in the predictions of selected experimental points, a deeper consideration for the effect of the concentration of plutonium is needed. As shown in Fig. 1, the accuracy of the correlation is close to the experimental uncertainties considering the points with plutonium concentrations lower than 20 wt.%. In agreement with the considerations leading to the use of a Re-capsule, eq. (2) in general underestimates the measurements by Kato while the data by Hirosawa confirms a nearly constant underestimation in the considered burn-up domain. Much higher deviations were found for the data published in [18]. Preliminary conclusions drawn from this assessment could suggest that the recommended code correlation shows a fairly good description of the effect of burn-up and plutonium concentration up to 20–25 wt.% thereafter the underestimation is more significant and, in general, increasing with the concentration. The description of the effect of the O/M ratio is not in agreement with recent results where the solidus temperature is decreasing with the increasing of the O/M ratio.

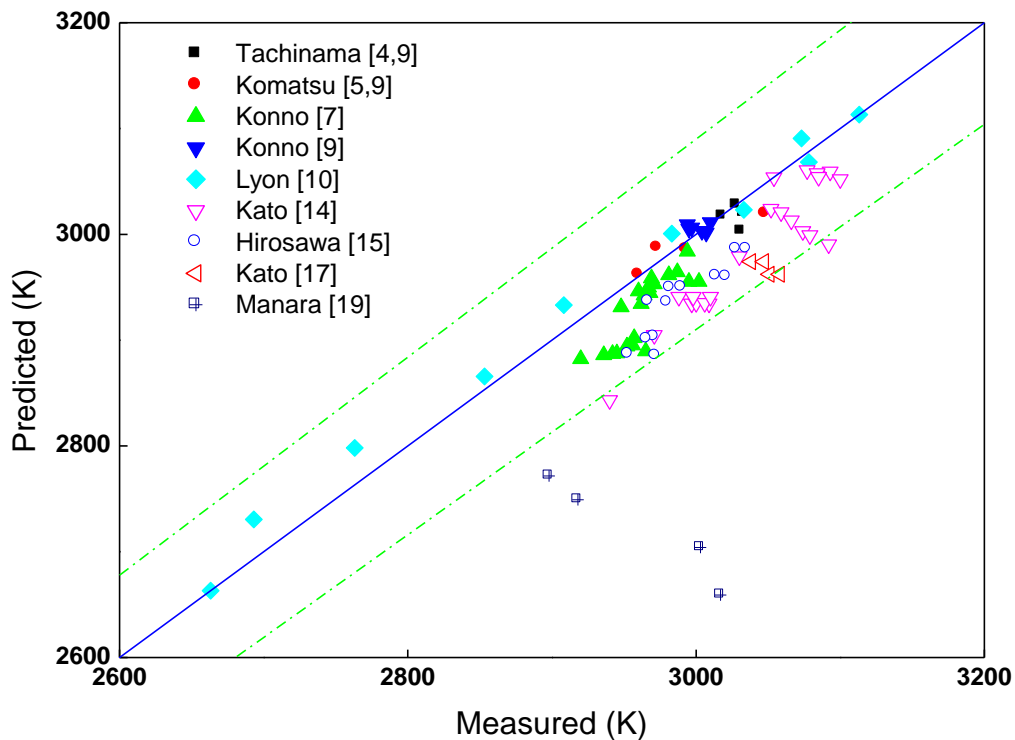


Figure 1: Predictions of eq. (2) vs. experimental dataset (dashed lines  $\pm 3\%$  accuracy)

Table 2 and Fig. 2 show standard deviation and bias of the calculated predictions. According to the results from eq. (2), see Fig. 1, the values published in [18] were not taken into account in the comparison. The analysis is therefore referring to a plutonium domain with concentrations lower than 60 wt.%.

The comparison confirms that eq. (1) is markedly conservative with the highest deviation where the model by Konno has the best performance with deviations of the order of the experimental uncertainties; see Fig. 2. All models have a negative bias with the Konno model presenting the less pronounced underestimation. Eq. (2) and the Adamson model are in fair agreement as they were derived from the same experimental data. Though being different, Konno and Komatsu are both well performing. Noting that the dependence on the plutonium concentration in eq. (2) is similar to that of Konno, the better performance of the latter could be explained by the high fraction of the experimental dataset used for its development.

The comparison confirms that the Konno model could be of particular interest for the code because it considers the presence of minor actinides (americium) and the saturation of the burn-up effect. Nevertheless, the Komatsu model achieved results close to the Konno model without limitation in the domain of its parameters. It could therefore be of interest in case the redistribution under irradiation could lead to a local plutonium concentration above 40 wt.%.

Table 2: Values of parameters selected for the comparison of models

Model	No. of points	Std. Deviation	Bias
Correlation of eq. (1)	83	90.9	-84.3
Correlation of eq. (2)	83	46.7	-33.6
Komatsu	83	42.7	-22.0
Adamson	83	50.6	-34.0
Konno	70	30.8	-16.6

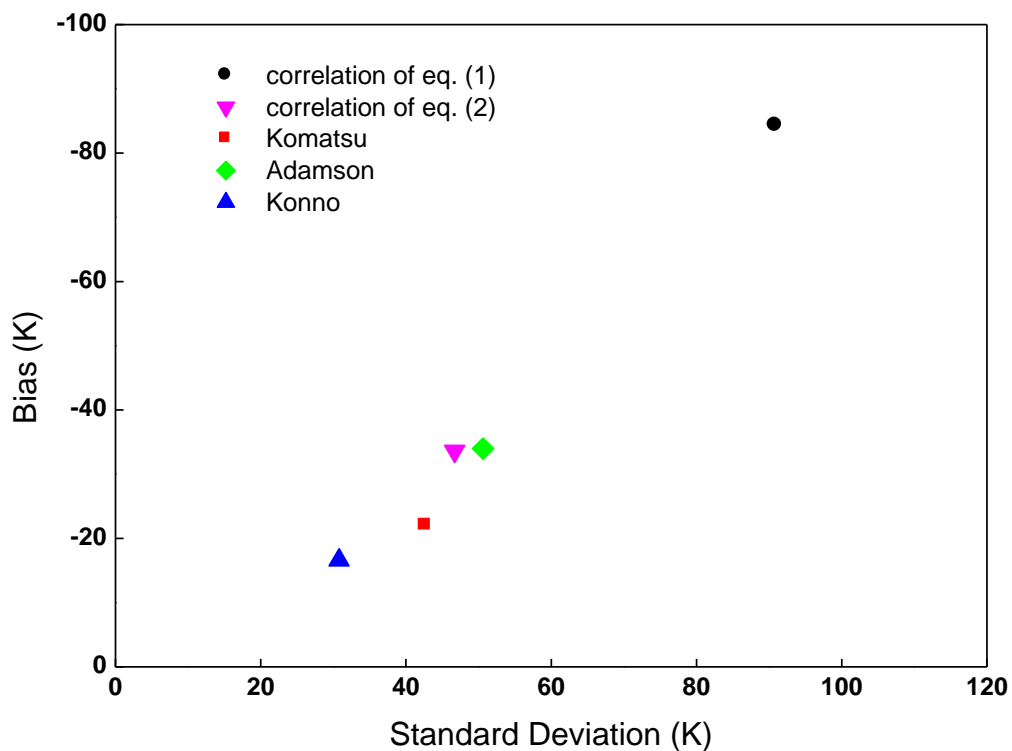



Figure 2: Comparison of models (Bias, Standard deviation)

### 3.7 Conclusions


The work reported here was aimed at describing the main experimental findings and models for the evaluation of the solidus temperature of MOX fuel for FBRs. The recommended model of TRANSURANUS proved to be fairly accurate for low plutonium concentrations while, according to recent published results, an underestimation of its predictions was noted at higher concentration of plutonium. The burn-up effect is consistent with literature results while the effect of the O/M ratio is not in agreement with recent modelling. A preliminary

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	102	197

analysis of this comparison confirmed the accuracy of the Konno and Komatsu models. The latter is of interest for significant values of actinides redistribution.


### 3.8 REFERENCES

- [1] “Computational Analysis of the Behaviour of Nuclear Fuel Under Steady State, Transient and Accident Conditions”, IAEA-TECDOC-1578, IAEA, Vienna, 2007.
- [2] K. Lassmann, “TRANSURANUS: a fuel rod analysis code ready for use”, J. Nucl. Mater. 188, 1992, pp. 295-302.
- [3] T. Tachibana, T. Ohmori, S. Yamanouchi, T. Itaki, “Determination of Melting Point of Mixed-Oxide Fuel Irradiated in Fast Breeder Reactor”, J. Nucl. Sci. Technol. 22(2), 1985, pp. 155-157.
- [4] J. Komatsu, T. Tachibana, K. Konashi, “The melting temperature of irradiated oxide fuel”, J. Nucl. Mater. 154, 1988, pp. 38-44.
- [5] K. Yamamoto, T. Hirose, K. Yoshikawa, K. Morozumi, S. Nomura, “Melting temperature and thermal conductivity of irradiated mixed oxide fuel”, J. Nucl. Mater. 204, 1993, pp. 85-92.
- [6] K. Konno, T. Hirose, “Melting Temperature of Irradiated Fast Reactor Mixed Oxide Fuels”, J. Nucl. Sci. Technol. 35(7), 1998, pp. 494–501.
- [7] K. Konno, T. Hirose, “Melting Temperature of Simulated High-Burnup Mixed Oxide Fuels for Fast Reactors”, J. Nucl. Sci. Technol. 36(7), 1999, pp. 596–604.
- [8] K. Konno, T. Hirose, “Melting Temperature of Mixed Oxide Fuels for Fast Reactors”, J. Nucl. Sci. Technol. 39(7), 2002, pp. 771–777.
- [9] W.L. Lyon, E. Baily, “The solid–liquid phase diagram for the UO<sub>2</sub>–PuO<sub>2</sub> System”, J. Nucl. Mater. 22, 1967, pp. 332–339.
- [10] M.G. Adamson, E.A. Aitken, R.W. Caputi, “Experimental and thermodynamic evaluation of the melting behaviour of irradiated oxide fuels”, J. Nucl. Mater. 130, 1985, pp. 349–365.
- [11] K. Morimoto, M. Kato, H. Uno, A. Hanari, T. Tamura, H. Sugata, T. Sunaoshi, S. Kono, “Preparation and characterization of (Pu, U, Np, Am, simulated FP) O<sub>2-x</sub>”, J. Phys. Chem. Solids 66, 2005, pp. 634–638.
- [12] M. Kato, K. Morimoto, H. Sugata, K. Konashi, M. Kashimura, T. Abe, “Solidus and liquidus of plutonium and uranium mixed oxide”, J. Alloys Comp. 452, 2008, pp. 48–53.
- [13] M. Kato, K. Morimoto, H. Sugata, K. Konashi, M. Kashimura, T. Abe, “Solidus and liquidus temperatures in the UO<sub>2</sub>–PuO<sub>2</sub> system”, J. Nucl. Mater. 373, 2008, pp. 237–245.
- [14] T. Hirose, I. Sato, “Burnup dependence of melting temperature of FBR mixed oxide fuels irradiated to high burnup”, J. Nucl. Mater. 418, 2011, pp. 207–214.
- [15] K. Tanaka, M. Osaka, S. Miwa, T. Hirose, K. Kurosaki, H. Muta, M. Uno, S. Yamanaka, “Preparation and characterization of the simulated burnup americium–

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	103	197

containing uranium–plutonium mixed oxide fuel”, J. Nucl. Mater. 420, 2012, pp. 207–212.

- [16] M. Kato, K. Maeda, T. Ozawa, M. Kashimura, Y. Kihara, “Physical Properties and Irradiation Behavior Analysis of Np- and Am-Bearing MOX Fuels”, J. Nucl. Sci. Technol. 48(4), 2011, pp. 646–653.
- [17] F. De Bruycker, K. Boboridis, P. Pöml, R. Eloirdi, R.J.M. Konings, D. Manara, “The melting behaviour of plutonium dioxide: A laser-heating study”, J. Nucl. Mater. 416, 2011, pp. 166–172.
- [18] F. De Bruycker, K. Boboridis, R.J.M. Konings, M. Rini, R. Eloirdi, C. Guéneau, N. Dupin, D. Manara, “On the melting behaviour of uranium/plutonium mixed dioxides with high–Pu content: A laser heating study”, J. Nucl. Mater. 419, 2011, pp. 186–193.

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	104	197

#### **4 Simulazione di Sequenze Incidentali col Codice ASTEC**

Le conseguenze che seguono un incidente grave dipendono fortemente dalla capacità del contenimento nel trattenere i prodotti di fissione, e dalla stato fisico dei radionuclidi al suo interno (gas, vapore, aerosol). In questo lavoro è stato simulato, uno scenario di incidente grave in un reattore ad acqua pressurizzata (PWR) per mezzo del codice ASTEC. Tutti i fenomeni fisico-chimici sono descritti dal codice, ad eccezione dell'esplosioni di vapore all'interno del recipiente in pressione e delle sollecitazioni meccaniche sul contenimento. L'obiettivo del presente studio è di indagare le potenzialità offerte dal codice attraverso un calcolo integrale. Tale approccio permette di considerare la complessità dei fenomeni coinvolti le cui possibili interazioni tra loro costituiscono un contenuto innovativo nell'ambito dell'analisi di sicurezza dei reattori nucleari.

#### **Simulation of Accident Sequences with ASTEC Code**

The consequences of severe accidents depend greatly on containment safety features and containment performance in retaining radioactive material. In most severe accident sequences, the ability of the containment boundary to maintain its integrity is determined by two factors: (1) the magnitude of the loads, and (2) the response to those loads of the containment structure and the penetrations through the containment boundary. In this work, a severe accident scenario is simulated in a pressurized water reactor (PWR) by mean of ASTEC integral code. All severe accident phenomena are covered in the code, except steam explosion and containment mechanical integrity.

## 4.1 Figures

Figure 4.1:Reactor model.....	112
Figure 4.2:Primary circuit (RCS) model.....	114
Figure 4.3:Secondary circuit model.....	115
Figure 4.4:Containment model.....	116
Figure 4.5:Noble gases and volatile FPs percent released.....	119
Figure 4.6.Semivolatile FPs and uranium percent released.....	120
Figure 4.7:Iodine and caesium location in reactor.....	121
Figure 4.8: I and Cs deposition in RPV and RCS.....	122
Figure 4.9: Core melt inside the vesse at time= 14340s, break location on lower head at time .	123
Figure 4.10. Cavity shape at time =20000s and at the end of the transient.....	124
Figure 4.11: H <sub>2</sub> production in the core, H <sub>2</sub> and CO production in the cavity.....	126
Figure 4.12: Atmosphere composition in the dome and in the cavity.....	127
Figure 4.13: Containment pressure, dome and cavity.....	129
Figure 4.14:Main FPs mass in the containment.....	130
Figure 4.15 Cs and Ba distribution inside the containment.....	131
Figure 4.16:Aerosol suspended and deposited on different surface (ceiling vertical bottom walls) inside the containment.....	133
Figure 4.17: Iodine chemistry speciation in gas and liquid form.....	135
Figure 4.18:Total metil-iodine in the containment, Iodine distribution inside the containment.	136
Figure 4.19: Total activity distribution in the plant.....	137
Figure 4.20: Total iodine and caesium released to the environment.....	138
Figure 4.21: Total Xe and Kr activity released to the environment.....	139
Figure 4.22: I Isotopes contribute to the total I activity and total mass released.....	140
Figure 4.23:Xe Isotopes contribute to the total Xe activity until 400000s. ....	141
Figure 4.24: Cs Isotopes contribute to the total Cs activity and total mass released.....	142

## 4.2 Tables

Table 4.1: Total initial FPs and actinidies inventory .....	113
Table 4.2: Total initial structural materials inventory .....	113
Table 4.3: Calculated steady state parameters .....	117
Table 4.4: Station black-out time event .....	118
Table 4.5: Nuclide masses into the containment and released to the environment at time=150000s and t=400000s .....	143




### 4.3 Introduction

A severe accident (SA) is usually defined as one which exceeds the design-basis of the nuclear power plant sufficiently to cause a partial or extensive core meltdown. A SA therefore has the potential to lead to significant environmental radioactive releases. Severe accidents involve very complex physic-chemical and radiological phenomena that take place during various stages of the accident. These phenomena and the associated severe accident phases are typically divided into two groups:

1. In-vessel phase, covering core heat-up, fuel degradation and material relocation expected to occur inside the reactor pressure vessel up to the failure of the reactor pressure vessel, and subsequent release of molten corium into the containment building.
2. Ex-vessel phase, covering thermal and chemical interaction between core debris and containment structures, and containment behaviour (including transport of radioactive substances).

In the history of commercial nuclear power, a severe accident has occurred three times. In 1979 in Three Mile Island, USA, a part of the fuel rods melted, but the reactor pressure vessel remained intact and prevented large emissions. In 1986 in Chernobyl, an explosion destroyed the fuel rods and the pressure boundary, and there was no proper containment building to prevent radioactive releases to the environment. In 2011 in Fukushima Dai-ichi, where an earthquake and consequently tsunami caused a complete station black-out of four reactors, (unit 1,2,3,4) while the safety systems of the remaining damaged unities could work only by mean of the auxiliary diesel generators. During this accident the hydrogen production and its subsequently detonation/deflagration inside the containments led to the containments failure of unit 1,2 and 4, (in different way, time and measures) and a substantial fission products releases. The Fukushima Dai-ichi nuclear disaster has raised the safety problem of nuclear power plants to a new level in the world. The rigorous inspections are enforced in any nuclear power plant in service or under construction after the accident. The probability of severe accident, especially, is considered in a more serious and extensive way. The main objectives is to keep the containment building intact, enhance the safety systems and improve severe accident management strategy to prevent a large release of radioactive materials to the environment.

Normally three barriers (the fuel rod cladding, the reactor coolant system pressure boundary, and the containment pressure boundary) protect the public from the release of radioactive material generated in nuclear fuel. In most core meltdown scenarios, the first two barriers would be progressively breached, and the containment boundary represents the final barrier to release of radioactivity to the environment. Maintaining the integrity of the containment can affect the source term by orders of magnitude. In most severe accident sequences, the ability of a containment boundary to maintain integrity is determined by two factors: (1) the

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	108	197

magnitude of the loads, and (2) the response to those loads of the containment structure and the penetrations through the containment boundary.

If the containment function is maintained in a severe accident, the radiological consequences will be minor. If the containment function does fail, the timing of failure can be very important. The longer the containment remains intact relative to the time of core melting and radionuclide release from the reactor coolant system, more time is available to remove radioactive material from the containment atmosphere by engineered safety features or natural deposition processes.

#### **4.4 Ex-vessel phenomena and fission products behavior**

The main phenomena identified, related to containment integrity in severe accidents are:

- Direct containment heating (DCH)
- Steam explosions (ex-vessel)
- Hydrogen combustion
- Molten core concrete interaction (MCCI)

##### **4.4.1 DCH**

In case of a local failure of the lower head, the molten materials would initially be ejected into the cavity beneath the pressure vessel but may subsequently be swept out of the cavity into the rest of the building where the liberation of thermal and chemical energy (oxidation of debris) can directly heat the containment atmosphere. This complicated physical and chemical process is known as direct containment heating (DCH) and may be a significant source of containment pressurization.

##### **4.4.2 Steam explosion**

The term “steam explosion” refers to a phenomenon in which molten fuel rapidly fragments and transfers its energy to the coolant resulting in steam generation, shock waves, and possible mechanical damage. To result in a significant safety concern the interaction must be very rapid and must involve a large fraction of the core mass. If such events were to take place within the reactor pressure vessel, missiles could be generated which might penetrate the containment and allow early release of radioactive material.

##### **4.4.3 Hydrogen combustion**

Hydrogen combustion can cause containment and secondary building failure by static (deflagration and diffusion flame) or dynamic (detonation) overpressurization, missile generation, and equipment failure due to thermal or pressure effects. Deflagrations are combustion waves in which unburned gases are heated by thermal conduction to temperatures high enough for chemical reaction to occur. Deflagrations normally travel subsonically (with


respect to the unburned gas) and result in quasi-static (nearly steady state) loads on containment. For substantial combustion to take place, an ignition source must be present and the gaseous mixture must be flammable. In containments without deliberate ignition, the common sources of random ignition are sparks from electrical equipment. Detonations are combustion waves in which heating of the unburned gases is caused by compression from shock waves. Detonation waves travel supersonically and produce dynamic or impulsive loads on containment in addition to quasi-steady-state loads. A hydrogen detonation can be developed by either direct initiation or flame acceleration (i.e. a deflagration to detonation transition DDT). Direct initiation requires a high energy source such as a spark or an explosion. Thus, only flame acceleration possesses the potential to initiate a detonation. A flame acceleration can occur due to turbulence, change in geometry, and obstacles

#### 4.4.4 MCCI

Following the lower head failure the corium drop down into the cavity, when liquid melt contacts concrete basemen, energetic reaction occur. The melting temperature of concrete varies with composition, but it is usually in the range of 1400–1600 K (significantly below the melting point of the corium). Thus, if the debris remains at high temperature, the MCCI results in decomposition and melting of the concrete, accompanied by the release of large quantities of carbon dioxide and steam. A cavity forms, advancing both axially downwards and radially outwards in time. Heat transfer in the melt is driven by the flow of bubbles from the decomposition gases. The cavity grows primarily through melting of the concrete; this may be augmented by spallation. At later times, as the surface area of the cavity increases and the heat input decreases, cavity growth will be limited by conduction. Typical heat fluxes of 250 kW/m<sup>2</sup> early in the interaction give an ablation rate in the order of 0.2 m/h. The steam and carbon dioxide react with the ingredients of the corium to produce a variety of chemical reactions and products. For example, they oxidize part of the metal inventory and produce heat, in addition to the radioactive decay heat. These reactions lead to the production of hydrogen and carbon monoxide, which will increase the loading of combustible gases in the containment.

#### 4.4.5 Fission products behavior

The uncertainties associated with fission products behavior could be seem of little concern as long as the containment remains isolated. From the safety point of view, even without the containment failure, it is important to be able to predict the form (aerosol or gas) and chemical speciation, of the fission products released, in order to adopt the best severe accident manage strategies (SAMS). Unfortunately, it is very difficult predict the physical and chemical properties of the radioactive release; because during a severe accident the conditions change significantly for the fission products; starting from oxidation conditions passing throw reducing conditions (during hydrogen production) back to oxidation conditions always at high temperatures inside the vessel, until the oxidation conditions and low temperatures inside the

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	110	197

containment. These continuous changes affect strongly the final chemical speciation and the forms of the fission products, making not easy a correct prediction.

The above phenomena, which can contribute to containment loads and fission products behavior are being investigated in a great number of research programs in Europe, USA and Japan, and the results obtained have permitted in developing models, which are implemented in several nuclear calculation codes. Nowadays these codes are able to simulate different SA scenarios in order to determine the most effective actions for an accident situation as well as to understand what actions are sufficient.

#### 4.5 ASTEC V2r2 code


ASTEC (Accident Source Term Evaluation Code) version V2.0 revision 2, is an integral source term code developed by GRS and IRSN for severe accidents in Water-Cooled Reactors. The applications are:

- Source term determination studies,
- Probabilistic Safety Assessment level 2 (PSA-2) studies,
- Accident management studies,
- Physical analyses of experiments to improve the understanding of the phenomenology.

The integral code ASTEC has been developed with the aim to get a fast running code for the simulation of the total sequences of severe accidents in LWR from the initiating event up to the possible fission product release to the environment, covering all important in-vessel and ex-vessel phenomena.

The version ASTEC V2.0 rev 2 code [1] consists of the following modules:

- CESAR for 2-phase thermal-hydraulics in the reactor cooling system (RCS) using 5 equation numerical approach with a drift flux correlation for water velocity.
- ICARE for in-vessel core degradation, until melt through or mechanical failure of vessel lower head. Degradation of control rods is also modeled;
- ELSA for release of FP from fuel rods, actinides and structural materials, from the core using using a semi-empirical approach with 3 semi-empirical with 3 FP classes (volatile, semivolatile and low volatile) for intact fuel rods by only modeling the dominant phenomena for each class. Release from debris bed or from corium molten pool is also modelled.
- SOPHAEROS The module of fission product and structural materials transport and deposition in the circuits during severe accidents. It presents vapour phase (equilibrium chemistry, homogenous nucleation etc.), vapour interactions with structures (condensation, sorption), aerosol deposition and agglomeration mechanisms. This version is able to compute chemical equilibrium of species in the gas phase.

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	111	197

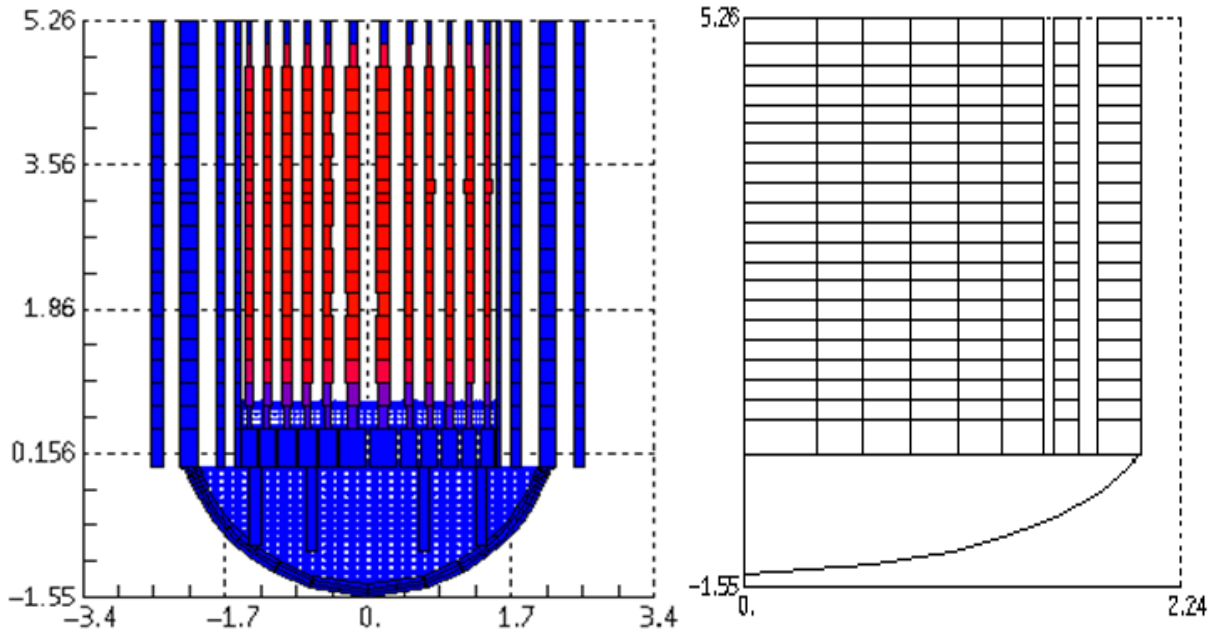
- RUPUICUV for corium discharge from vessel to cavity with cavity pressurization and potential direct containment heating;
- MEDICIS for molten core-corium interaction in the cavity;
- CPA for multi-compartment containment simulation, including thermal-hydraulics, hydrogen combustion, and aerosol and FP behavior; The code has the following requirements: sufficient validation to cover the main physical phenomena;
- COVI for H<sub>2</sub> and CO combustion;
- IODE The purpose of this module is to model the iodine and ruthenium chemistry in the reactor containment in a situation of severe accident (i.e. creation and destruction of highly volatile organic and molecular iodine and ruthenium tetraoxide).;
- ISODOP for decay heat and activity of FP and actinide isotopes in core, RCS, containment and environment;
- PROCO for the computation of the static pressure loads and also the possible dynamic loads caused by choked flames or stable detonations.
- DOSE to estimate gaseous dose rate in each compartments constituting the containment;
- FRONT TO calculate the flame propagation from one containment room into adjacent ones;
- SYSINT for management of safety systems (spray, high and low pressure injection, accumulators).

As shown above, each module simulates the phenomena occurring in one part of the reactor or at one stage of the accident. Since the integral code approaches, emphasize the overall plant response; interactions and feedback between separate phenomena occurring at the same time; play an important role, therefore every module in ASTEC code communicates each other by means of a dynamic memory. This structure make easier the validation process for the integral codes, for instance applying only a limited set of modules in case of ASTEC on experiments devoted to a few physical phenomena. In nuclear safety field, there is no way to conduct experiments on a real-world scale and reproduce all the possible situations. That is why elementary tests must be used, allowing each physical phenomenon to be studied separately, followed by global tests confirming the interactions among phenomena.

#### 4.6 Plant model

The ASTEC code was applied to model an entire nuclear plant and to simulate an hypothetical severe accident scenario. The nuclear plant selected is a typical four loop pressurized water reactor (PWR). The model takes into account all the safety systems, logical control and safety systems. All the modules, which form ASTEC have been used except PROCO. The plant was modelled as follows:

- The core has been subdivided in 26 axial meshes and 8 radial rings, (*Figure 4.1*) using ICARE module;



**Figure 4.1: Reactor model**

The representative initial inventory of the fission products and structural materials is presented in the *Table 4.3* and *Table 4.4* corresponds to the standard pressurized water reactor with the nominal thermal power ~3800 MWt at the end of equilibrium fuel cycle. This is the complete list of the nuclides, which are considered by the ELSA module, since a complete inventory has to be defined in the code input.

<i>Nuclide</i>	<i>Mass(kg)</i>	<i>Nuclide</i>	<i>Mass(kg)</i>	<i>Nuclide</i>	<i>Mass(kg)</i>
<i>Ac</i>	0.0	<i>Xe</i>	523.80	<i>Tb</i>	0.311
<i>Ba</i>	143.77	<i>Zr</i>	362.40	<i>Tl</i>	0.000
<i>Cm</i>	4.60	<i>Ag</i>	6.72	<i>Y</i>	48.57
<i>Er</i>	0.015	<i>Br</i>	2.10	<i>Am</i>	12.21
<i>Ge</i>	0.052	<i>Cs</i>	3.21	<i>Cd</i>	7.84
<i>Kr</i>	37.01	<i>Eu</i>	6.39	<i>Cu</i>	0.0
<i>Nd</i>	368.30	<i>Ho</i>	0.032	<i>Ga</i>	0.0003

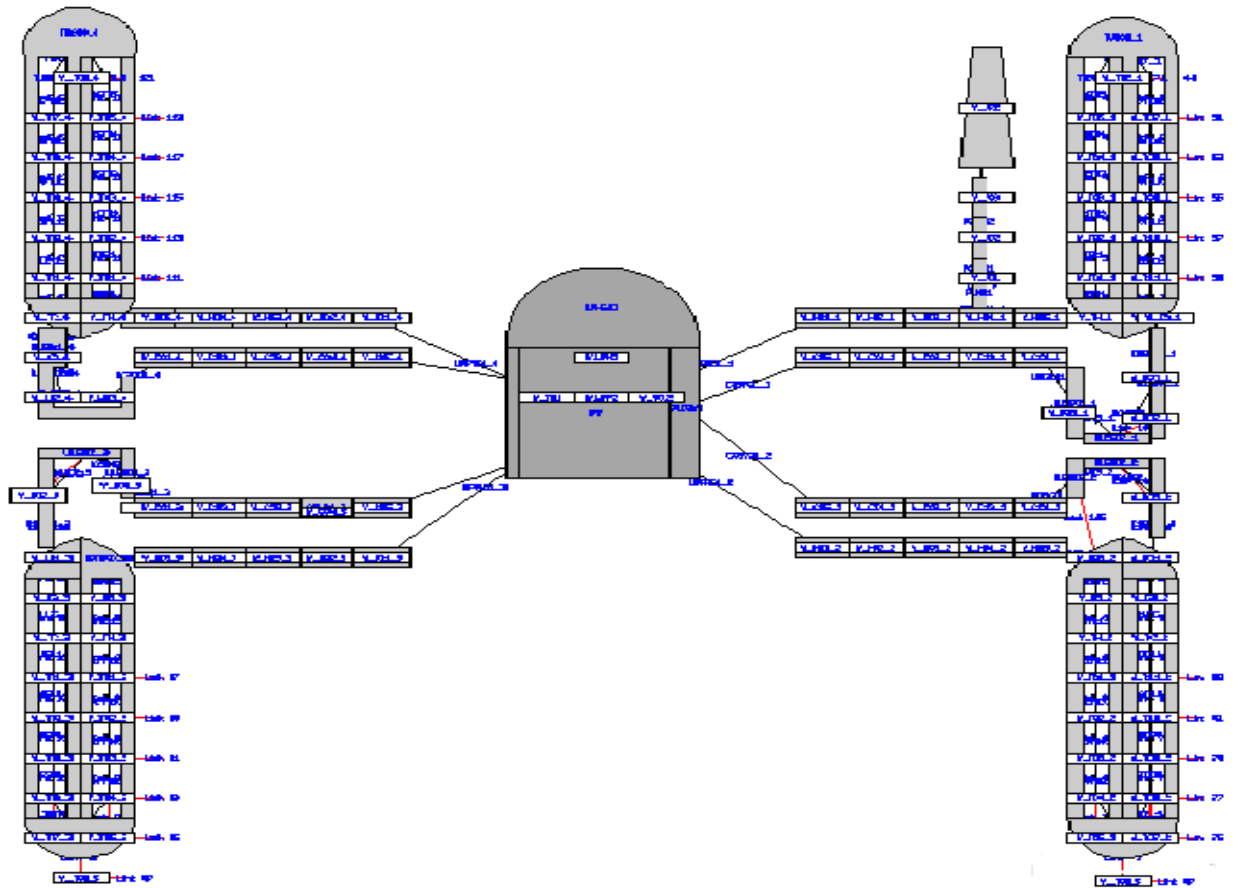
<i>Pm</i>	19.56	<i>La</i>	2.77	<i>I</i>	21.75
<i>Rb</i>	29.18	<i>Np</i>	2.30	<i>Mo</i>	326.13
<i>Sb</i>	2.51	<i>Pr</i>	9.130	<i>Pa</i>	0.00
<i>Sr</i>	93.23	<i>Re</i>	0.000	<i>Pu</i>	941.01
<i>Th</i>	0.00002	<i>Se</i>	6.396	<i>Rh</i>	41.29
<i>Ra</i>	0.000	<i>Ru</i>	239	<i>Sn</i>	6.73
<i>U</i>	99433.53	<i>Zn</i>	0.000003	<i>In</i>	4.49
<i>Sm</i>	63.82	<i>As</i>	278.53	<i>Nb</i>	112.52
<i>Tc</i>	79.66	<i>Ce</i>	0.25	<i>Pu</i>	941.01
<i>Tm</i>	0.00052	<i>Dy</i>	8.75	<i>Pd</i>	0.01
<i>Yb</i>	0.0000	<i>Gd</i>	0.17	<i>Te</i>	47.87

**Table 4.3: Total initial FPs and actinides inventory**

<i>Ag</i>	589.37	<i>B</i>	239.88	<i>C</i>	66.62	<i>Cd</i>	38.38	<i>Zr</i>	27404.56
<i>Cl</i>	0.00	<i>Cr</i>	38666.35	<i>Fe</i>	*****	<i>In</i>	117.62	<i>O</i>	0
<i>Mn</i>	0.00	<i>Ni</i>	24184.76	<i>Si</i>	0.00	<i>Sn</i>	507.89		

**Table 4.4: Total initial structural materials inventory**

The RCS was nodalized in 116 volumes, while the secondary circuit in 69 (*Figure 4.2* and *Figure 4.3*) using CESAR module;



*Figure 4.2: Primary circuit (RCS) model*



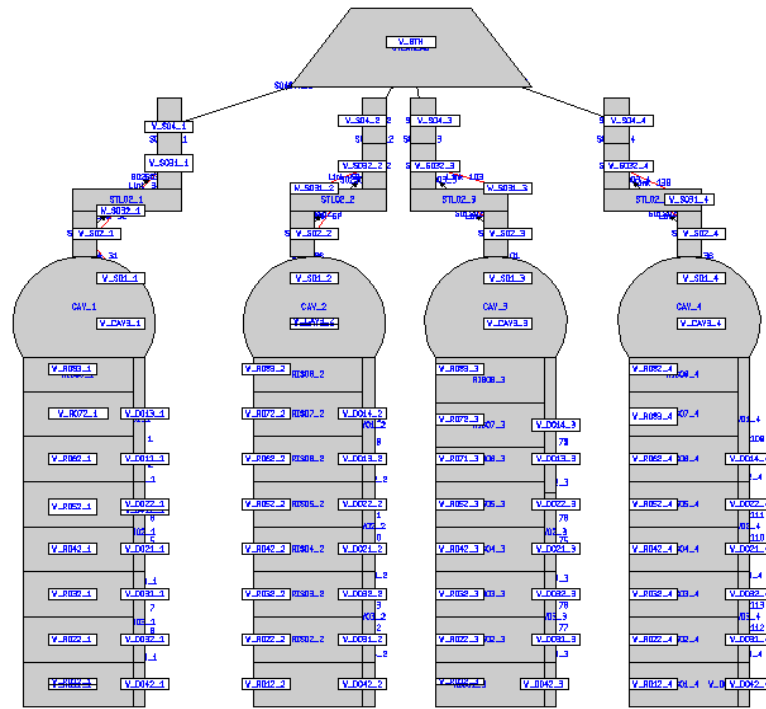


Figure 4.3: Secondary circuit model

The containment was subdivided in 17 compartments (Figure 4.4) using CPA module; the type selected is a typical large dry containment.

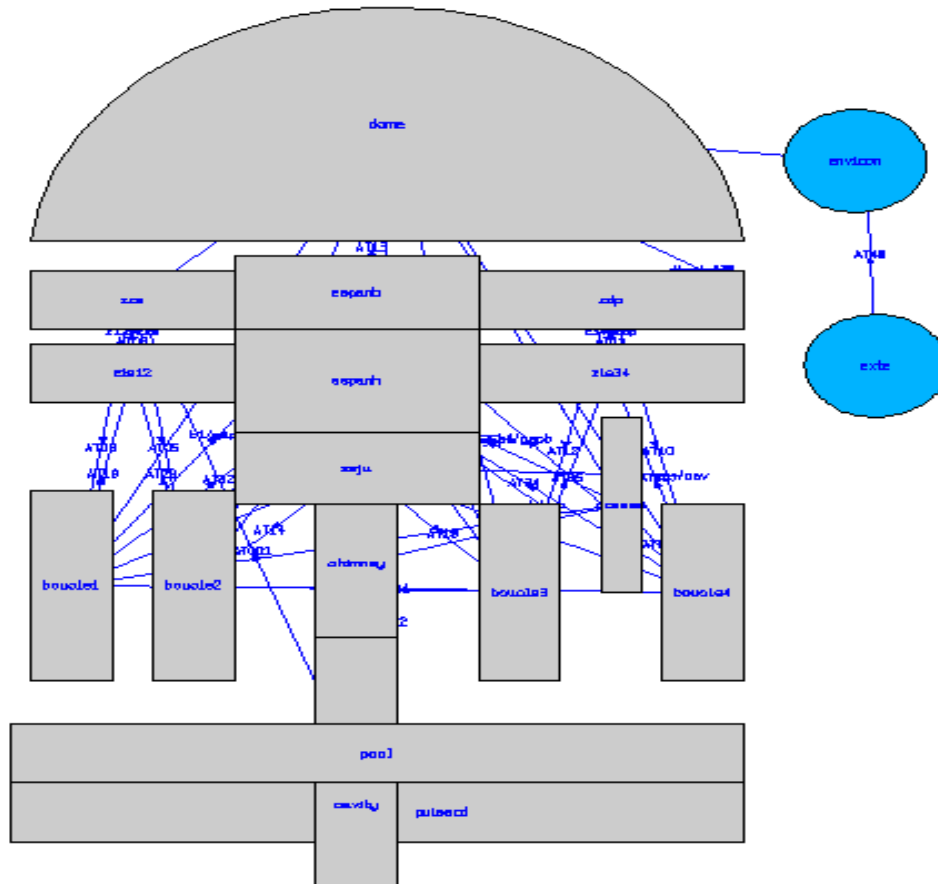


Figure 4.4: Containment model

#### 4.7 Selected severe accident sequence

The scenario selected in this work is “Loss of electric power with LOCA from the pump seals”, called H3 sequence to the French nomenclature of severe accidents scenarios and operating procedures. This sequence is caused by a loss of all the external electric supplies of the power station with subsequent loss of all the sources of alternate emergency electric power. Scram follows, then the coast-down of the reactor coolant pumps (RCPs) starts and the loss of the auxiliary feed-water (AFWS) to the steam generators, loss of the pressurizer spray, of the pressurizer heaters, loss of the charging pump and discharging pump (pumps of Chemical and Volume Control System), loss of the injection at the seals of the primary pumps. Under these conditions, no core cooling system is available, except the four passive pressure accumulators.

The containment engineered safeguards as the containment spray system and the depressurization system are not available, either. The assumption here is that, as a consequence of the total loss of electric power and with a delay of about 20 minutes, the

pumps' seals are damaged because of the loss of the cooling system. In this case no safety valve opening takes place because the pressure is kept low by the efflux through the pumps' seals. In this simulation, hydrogen combustion in containment atmosphere model is not activated and there are no H<sub>2</sub> recombiners. To simulate the transient scenario a stationary transient is run for 30000s to verify that the calculated conditions were steady and the actual initial conditions of the simulation were achieved. The stabilization of the main plant parameters with this regulation is reached during the first 200 – 400 s and the parameters remain stable also after all the regulations are switched off 1000 seconds before the end of the steady-state calculation. The main plant parameters at the end of the steady-state calculation are presented in the Table 4.5. The restart file generated by this run is used as initial condition for the transient simulation, which runs until 150 000 s. Table 4.6 shows the sequence of the main events computed by ASTEC.

<b>PARAMETER</b>	<b>Value</b>
Reactor thermal power	3800 MW
Pressurizer pressure	15.47 MPa
Average temperature at core inlet	285.1 °C
Average temperature at core outlet	323.8
Average coolant heating in core	38.7
Total mass of water in primary circuit	238655.0 kg
Water mass in the pressurizer	18000.0 kg
Coolant flow through 1 RCP	4542.0 kg.s-1
Total mass of water in secondary circuit	183768.0 kg
Pressure in the SG	6.136 MPa
Steam temperature in SG	277.0 °C
Steam mass flow from one	536.6 kg.s-1
Feedwater temperature	216.9 °C

***Table 4.5: Calculated steady state parameters***

<b>Time (s)</b>	<b>Event</b>
0	Loss main feedwater; Loss of AFW Loss RCP ;Loss of Pressurizer spray and heaters Loss of charging and discharging pumps Stop injection to the RCP seals Reactor shut-down Loss of Safety Injection Systems (SIS)
120	Beginning of coolant efflux through the RCPs seals
6280	Low water level in the vessel
6739	Beginning of oxidation Start of structural material release
7768	First cladding perforation by grid
7780	Start of FPs release from fuel pellets
9070	Start of accumulators 1-2-3-4 discharge
9400	First material slump in lower plenum
9.615	First total core uncover
14340	Lower head vessel failure

*Table 4.6: Station black-out time event*

## **4.8 Analysis of the results**

In this part of the work, it has been analyzed the evolution of the severe accident, in order to evaluate the behavior of the fission products in the plant, the hydrogen production, the MCCI, the DCH, the iodine behavior in the containment, and the release to the environment.

### **4.8.1 Fission products release**

*Figure 4.5* and *Figure 4.6* show the percent of the initial inventory released from the fuel of noble gases, volatile, semi-volatile fission products and uranium following the accident.

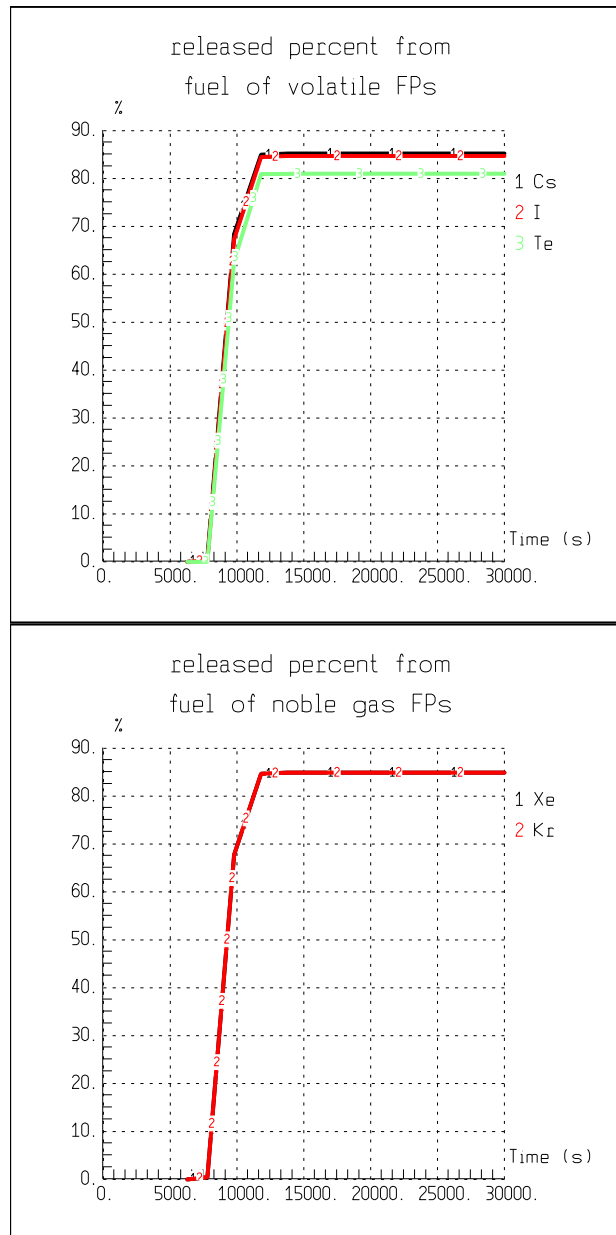


Figure 4.5: Noble gases and volatile FPs percent released

The FPs release start at 7780 s, the kinetic of release for noble gas and volatile FPs is similar while it possible observed a slight delay concerning the semi-volatile FPs; the uranium release as expected is very low. About the 90% of caesium, iodine and tellurium are released in the upper plenum and primary circuit before the vessel rupture. Figure 4.7 shows the location of iodine and caesium in the plant after their release, only I and Cs have been selected for this analysis, taking into account their importance for safety. It is interesting observed, that only a little part of Cs and I reaches the containment, whilst the large part remain inside the vessel and the primary circuit.

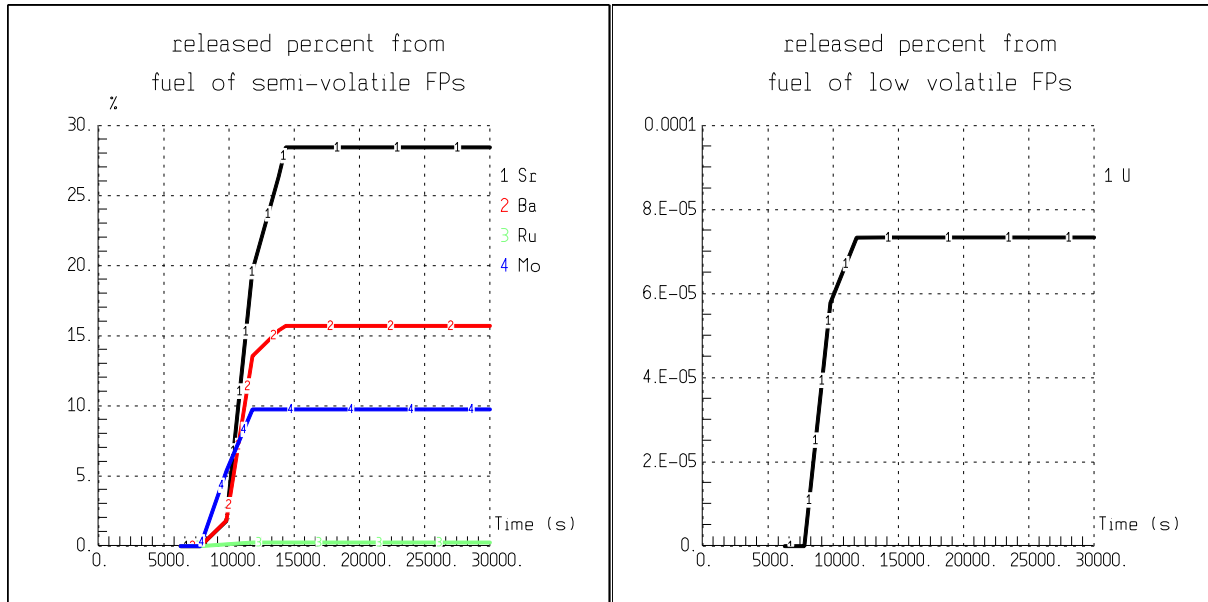


Figure 4.6: Semivolatile FPs and uranium percent released

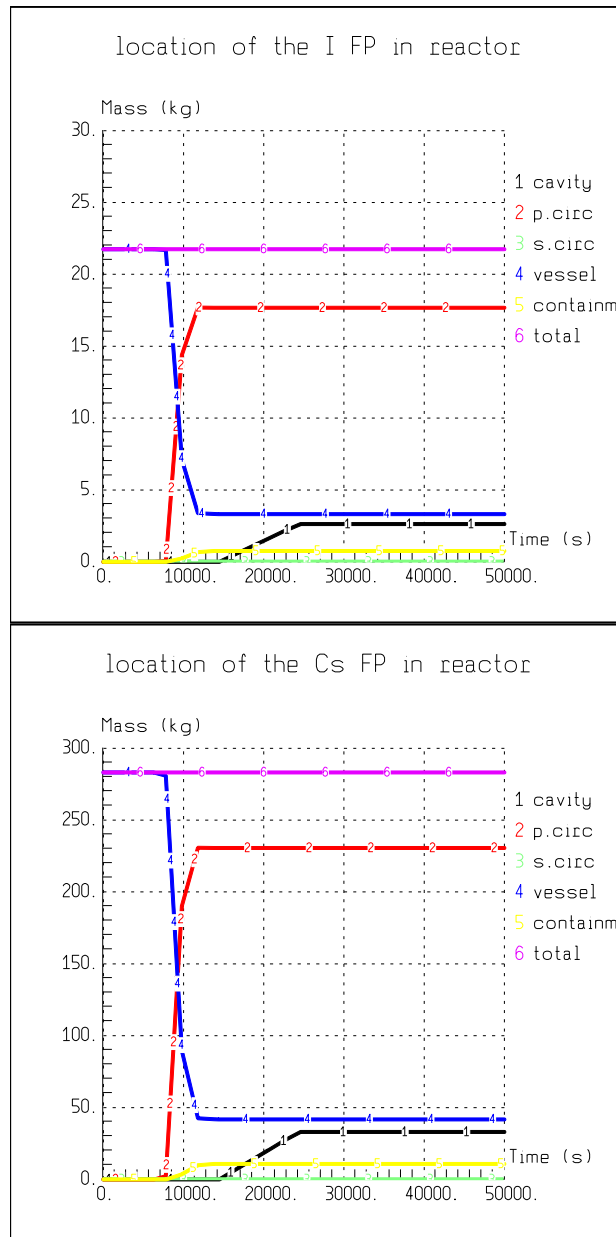


Figure 4.7: Iodine and Cesium location in reactor

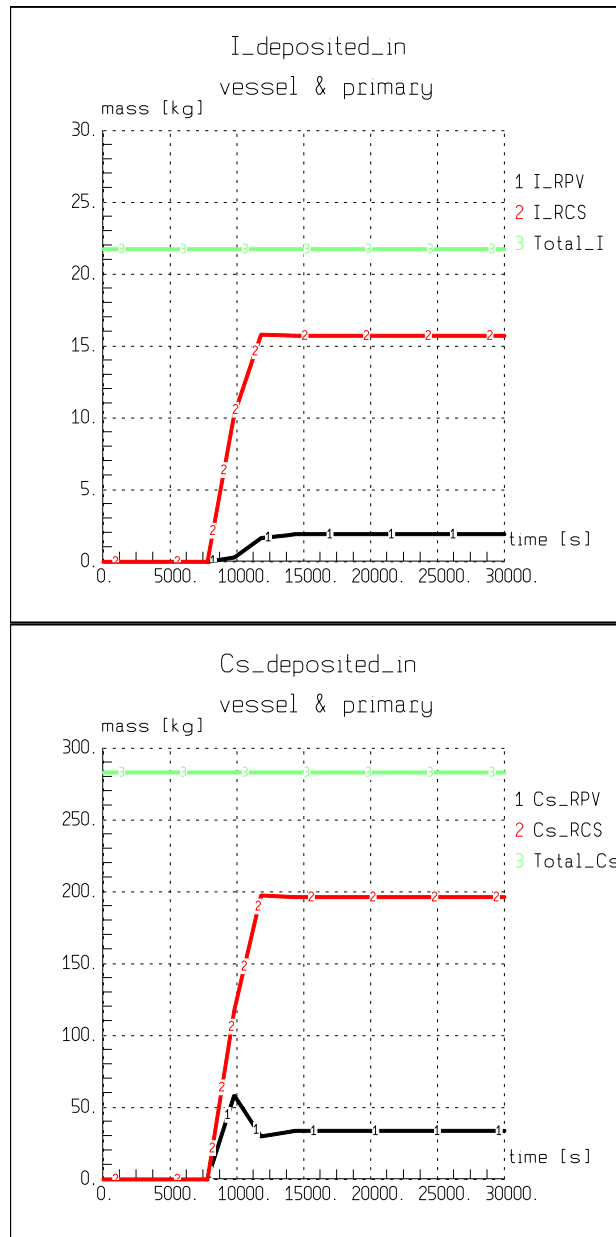
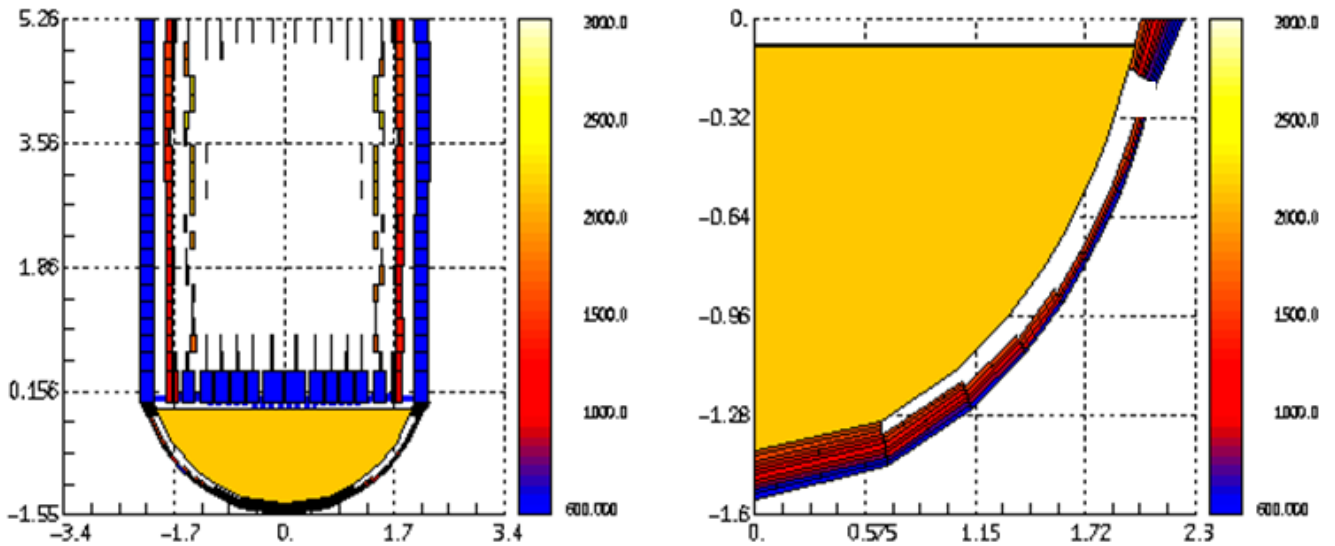


Figure 4.8: I and Cs deposition in RPV and RCS

The material deposited in the upper plenum and in the circuits heats the structures up, vaporizes again and is deposited in the high parts of the circuits and in the vessel down-comer, where it is effectively trapped, dissipating the generated heat through the thermal insulation towards the containment. Figure 4.8 shows clearly the vaporization of Cesium in the upper-plenum (the deposited mass passes from about 55 kg to 35 kg), whilst the iodine enters directly in the primary circuit, given its high volatility. After vessel burst, a small part of the volatile fission products enters the cavity and is swept away in the containment compartments where it is deposited on the various horizontal surfaces and adheres on the vertical ones due to condensation of steam.. The great part of fission products enters



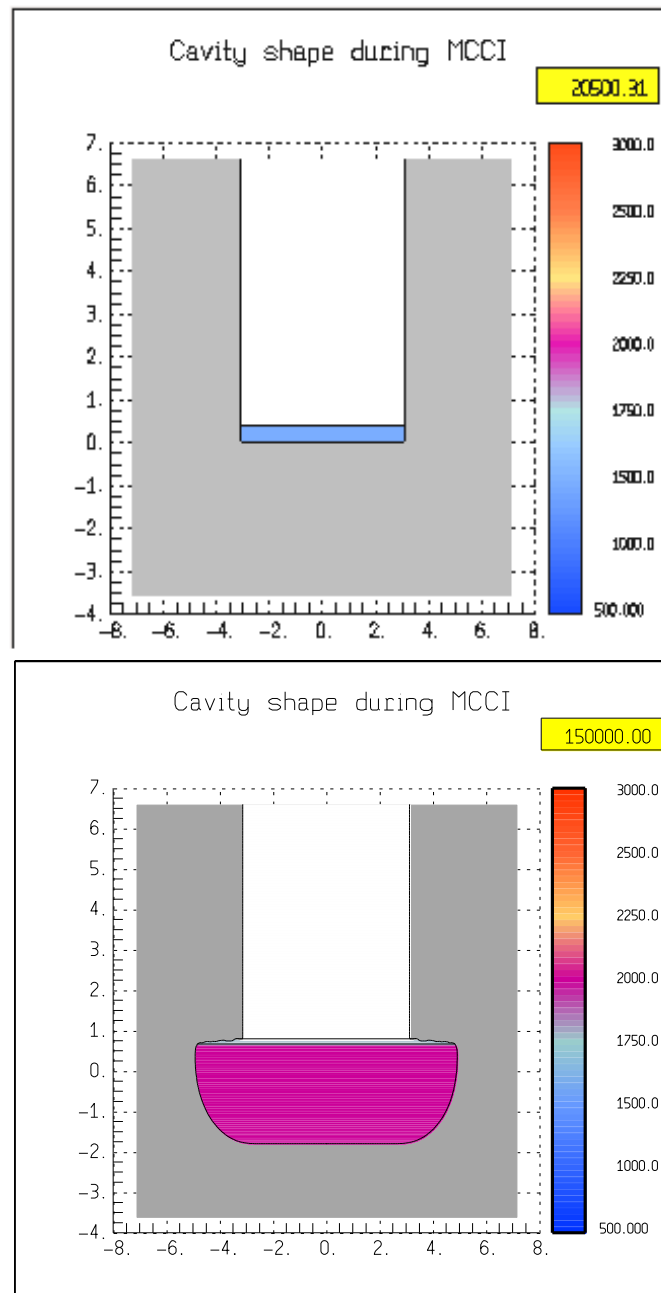
containment after the vessel failure that occurs at 14340 s, through the reactor cavity. *Figure 4.9* shows the instant of vessel failure and the lower head location of the break.



*Figure 4.9: Core melt inside the vessel and break location on lower head*


## 4.8.2 Hydrogen production

Following a severe accident a great quantity of hydrogen is produced during core degradation by mean metal oxidation , mainly by mean zirconium –steam oxidaton and by melting core concrete interaction.



**Figure 4.10: Cavity shape at time =20000s and at the end of the transient**

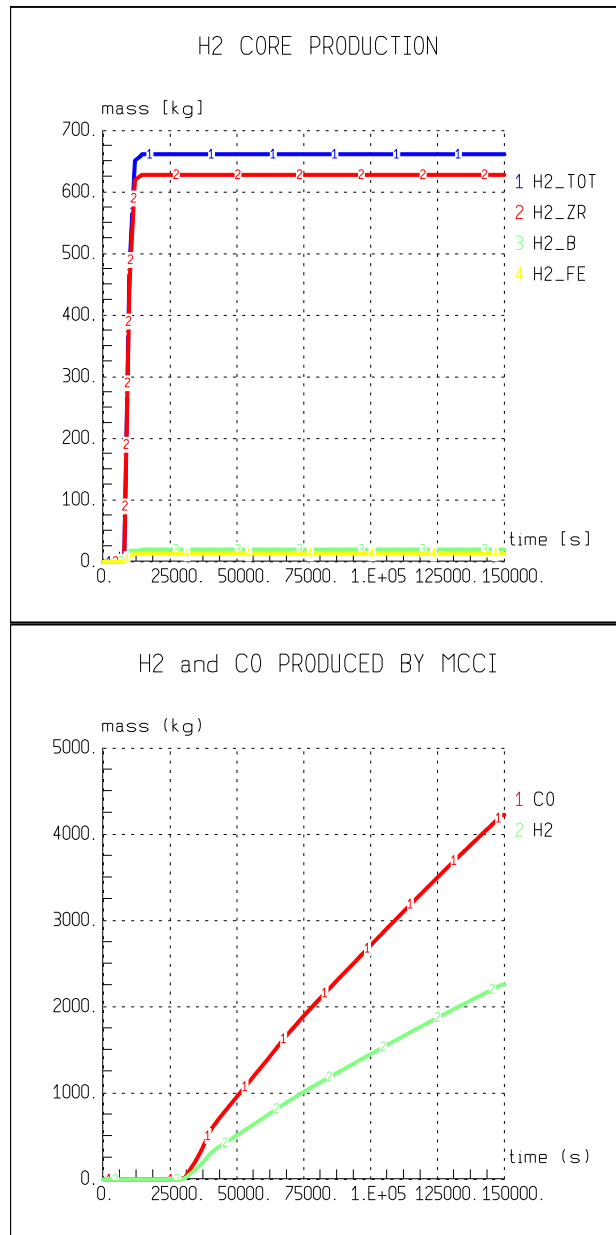
The simulation takes into account both hydrogen sources. Concerning MCCI there are large uncertainties in the course of the core melting and release of the melt from the reactor pressure vessel (RPV); the model used in this simulation for the core slump in the cavity, takes into account a continuous slump of in-vessel remaining materials from vessel failure occurrence, this assumption tends to overestimate the quantity of melting core which drops in the cavity. The Figure 4.10 shows the shape of the cavity containing the reactor pressure vessel at two different time, the simulation predicts an extensive concrete ablation due to the core melt. The main constituents of core melt, or corium, are  $UO_2$ ,  $ZrO_2$ , Zr, Fe, Cr and Ni.

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	125	197

The melting point of the pure oxides is around 2700 °C, while the metals melt at 1350–1900 °C. Mixtures of different species do not have single melting points. Instead, they change from solid to liquid over a range of temperatures, between so-called solidus and liquidus temperatures. When the melt core enters in contact with attacks the concrete and chemical reactions occur. The most important chemical reaction in the pool inside the cavity is the oxidation of metals by the concrete decomposition gases:

- $\text{Zr} + 2 \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{ZrO}_2 + 2 \text{H}_2 + 6.3 \text{ MJ/kg}_{\text{Zr}}$
- $\text{Zr} + 2 \text{CO}_2 \rightarrow \text{ZrO}_2 + 2 \text{CO} + 5.7 \text{ MJ/kg}_{\text{Zr}}$
- $2 \text{Cr} + 3 \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{Cr}_2\text{O}_3 + 3 \text{H}_2 + 3.6 \text{ MJ/kg}_{\text{Cr}}$
- $2 \text{Cr} + 3 \text{CO}_2 \rightarrow \text{Cr}_2\text{O}_3 + 3 \text{CO} + 2.8 \text{ MJ/kg}_{\text{Cr}}$
- $\text{Fe} + \text{H}_2\text{O} + 3.0 \text{ kJ/kg}_{\text{Fe}} \rightarrow \text{FeO} + \text{H}_2$
- $\text{Fe} + \text{CO}_2 + 480 \text{ kJ/kg}_{\text{Fe}} \rightarrow \text{FeO} + \text{CO}$
- Also the reduction of  $\text{SiO}_2$  and  $\text{Fe}_2\text{O}_3$  by zirconium plays an important role:
- $\text{Zr} + 2 \text{SiO}_2 + 4.7 \text{ MJ/kg}_{\text{Zr}} \rightarrow \text{ZrO}_2 + 2 \text{SiO}(\text{g}) \text{ (T > 1870 °C)}$
- $\text{Si} + 2 \text{H}_2\text{O} \rightarrow \text{SiO}_2 + 2 \text{H}_2 + 15 \text{ MJ/kg}_{\text{Si}}$
- $\text{Si} + 2 \text{CO}_2 \rightarrow \text{SiO}_2 + 2 \text{CO} + 14 \text{ MJ/kg}_{\text{Si}}$

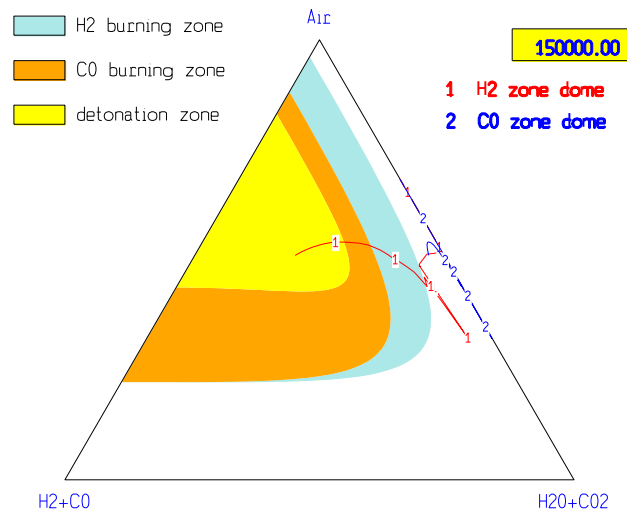
It should be noted above, the reaction products are mainly hydrogen and carbon monoxide, both are non-condensing gases and contribute to increase the containment pressure.



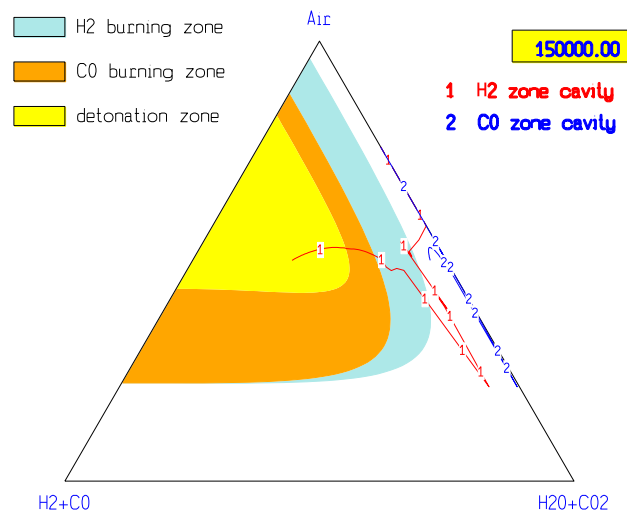
**Figure 4.11: H<sub>2</sub> production in the core, H<sub>2</sub> and CO production in the cavity**

Furthermore H<sub>2</sub> and CO and air can form explosive mixture; hydrogen combustion can cause containment and secondary building failure by static (deflagration and diffusion flame) or dynamic (detonation) over-pressurization, missile generation, and equipment failure due to thermal or pressure effects. *Figure 4.11* shows the total hydrogen production in the core and the total H<sub>2</sub> and CO production in the cavity due to MCCI. The hydrogen produced in the core is for more than 90% due to the zirconium steam oxidation as expected. The predicted results show that the quantity of H<sub>2</sub> and CO produced by the MCCI is greater than one produced by the zirconium oxidation in the core; as just stated before, this is due to the model adopted for the corium slump into the cavity, however also using a more detailed model, the

MCCI contribution to the total H<sub>2</sub> and CO production would be of the same magnitude order of one produced in the core. The *Figure 4.12* illustrates the atmosphere composition of two compartment of the containment (dome and cavity) using a the ternary diagram of the mixture formed by air, hydrogen carbon monoxide and carbon dioxide and the respective H<sub>2</sub> and CO burning and the detonation zone.




*Shapiro diagram  
PAR-2013*



*Shapiro diagram  
PAR-2013*

**Figure 4.12: Atmosphere composition in the dome and in the cavity**

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	128	197

As just stated before the containment model does not take into account the presence of a system of passive autocatalytic recombiners (PARs), however these systems are sized and placed in locations corresponding to design basis accident conditions rather than severe accident conditions. The simulation predicts an containment atmosphere composition towards the end of the transient, inside of the ternary diagram detonation zone, therefore the hydrogen detonation pose a threat to containment integrity. The over-pressure peaks generated by shock wave due to H<sub>2</sub>-CO mixture detonation may be such to lead to the containment failure as occurred in Fukushima. Another remark should be done observing *Figure 4.13* which shows the total pressure and non-condensing gases partial pressure during the transient in the cavity and in the dome of the containment. When the corium go out from the vessel the pressure increase abruptly up to about 3.6 bar due to the evaporation of water inside the cavity; it is important to point out that this value is close to the maximum design pressure of a typical nuclear containment (around 4.5 bar). There are only two strategies to avoid or to delay containment failure by over-pressurization: removal of heat from the containment (safety systems injection) or removal of mass from the containment (containment venting). Heat removal can be accomplished by conventional means (spray, fan coolers) if available, or by specially provided systems (alternate internal spray, external spray for steel containments). When the pressurization is mainly due to non-condensable gases, heat removal has only a minor impact on the pressure in the containment. However under this conditions, a fraction of in-containment gases and aerosol particles could escape containment through cracks or failed seals, even if a catastrophic failure does not occur.

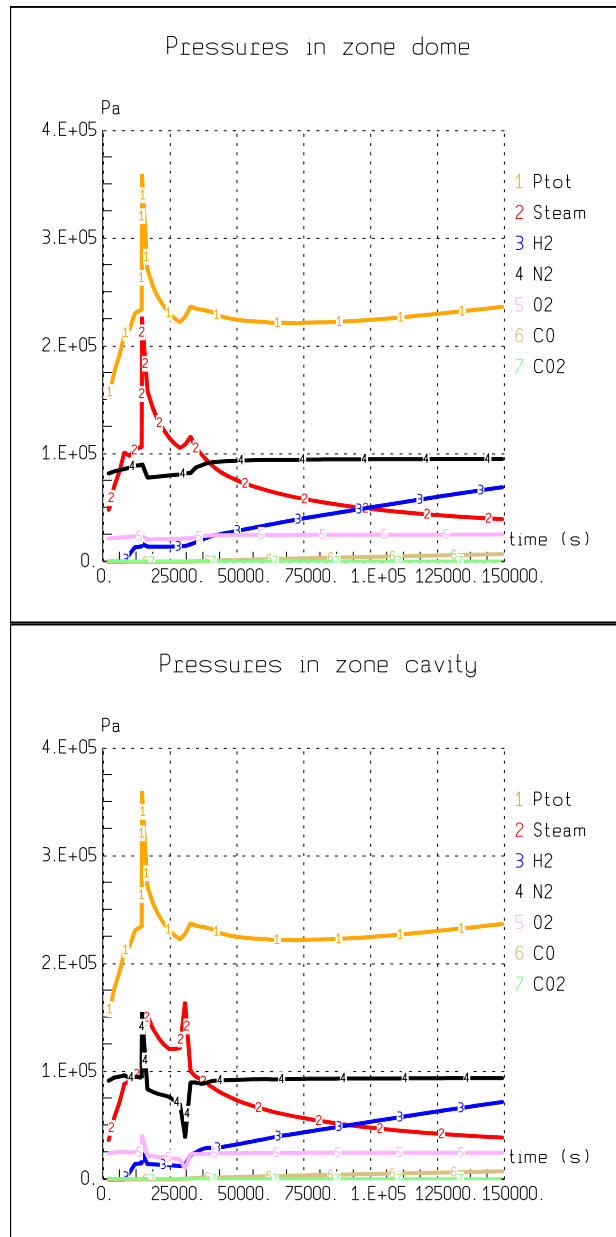


Figure 4.13: Containment pressure, dome and cavity

### 4.8.3 Fission products behavior inside the containment

As just stated before, from the safety point of view is very important to know the fission products form (aerosol, gas or vapour) inside the containment in order to assess the potential radioactivity releases to the environment and to adopt the correct countermeasure to limit it . Since most of the important radionuclides are present in the form of aerosol, aerosol deposition on internal surface can reduce the release of radioactivity. *Figure 4.14* shows the masses released of the main fission products inside the containment. The calculated results predict a total Xenon and Krypton release of 390 kg and 24 kg respectively and substantial

releases of Molybdenum, Cesium, Barium and Ruthenium, this latter is very hazardous because it can form volatile oxide.

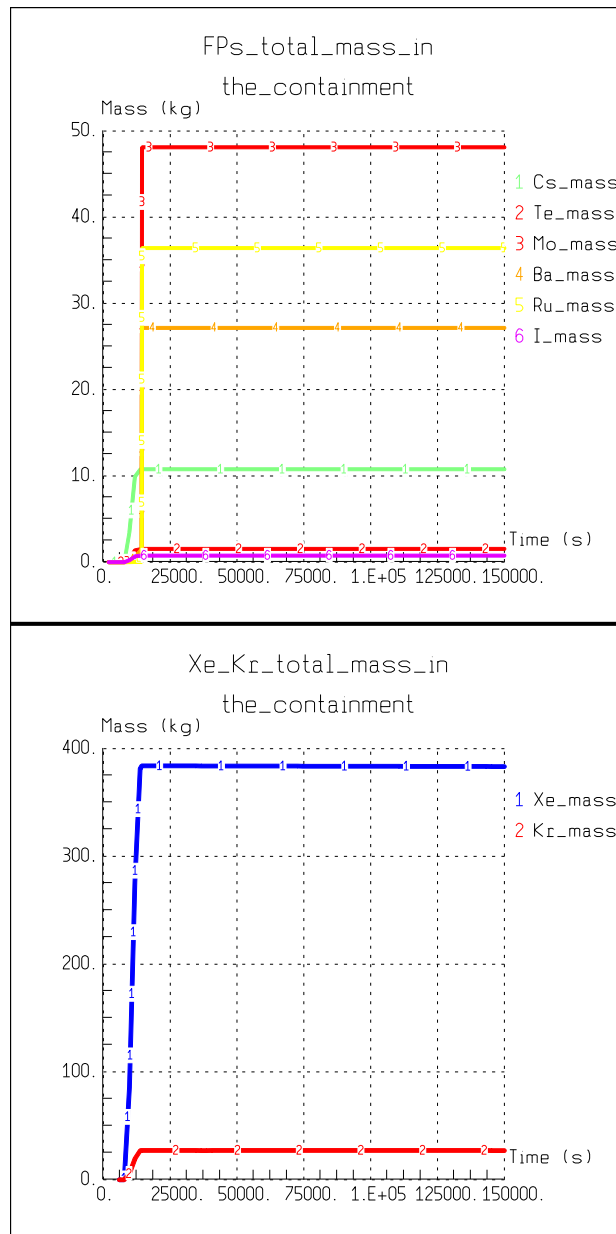


Figure 4.14: Main FPs mass in the containment

Regarding the volatile fission products, the Iodine calculated release is about 0.8 kg whilst for Tellurium is 1.5 kg; in spite of the lesser release than the above mentioned fission products, iodine is the more hazardous fission products; given its high radio-toxicity and affinity to react with oxygen (ozone) and carbon compound to form volatile species at containment temperatures. It is further interesting to note the different distribution of Cs and Ba inside the



containment at the end of the transient as illustrated in *Figure 4.15*; almost all the Barium is deposited on containment wet wall, while a great part of Cesium remains trapped in the sump, this is due to the fact, that the code computes different water solubility of the two different categories of fission products. As shown in Figure 4.16 for Cs and Ba (as well as Ru and Te), the calculated results predict a gas fraction released inside the containment is equal to zero, this means these FPs enter the containment in aerosol form as expected.

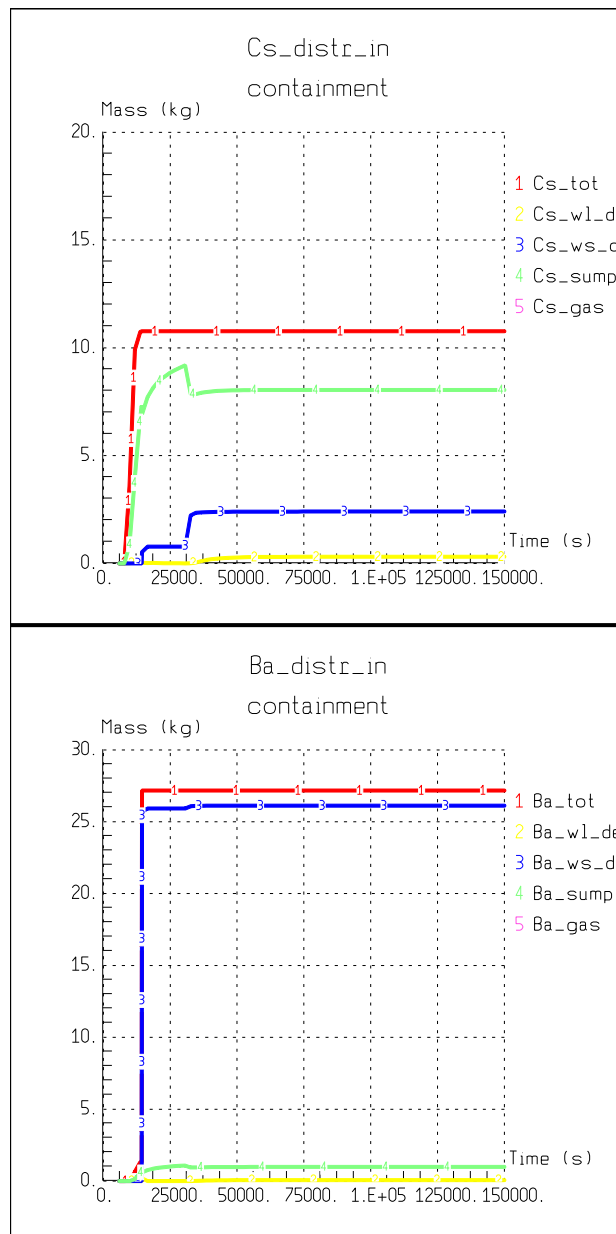



Figure 4.15 Cs and Ba distribution inside the containment

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	132	197

Concerning the aerosol behavior inside the containment, the deposition time depend on their size distribution and on the geometry on the compartment; thermal-hydraulic and chemical conditions are also important. The size distribution is strongly dependent on the molecular concentration and changes with time due to agglomeration, deposition, chemical effects as hygroscopicity, and production of new particles. The simulation results calculate a complete aerosol airborne depletion at about 50000s, and a total aerosol mass deposition on the containment surfaces of about 130kg, of which more than 90% it is on the bottom surfaces of the containment as illustrated in Figure 4.16; this means that the strongest cause for deposition is gravitational force, which cause settling on the bottom surfaces, and secondarily condensation on vertical surface.

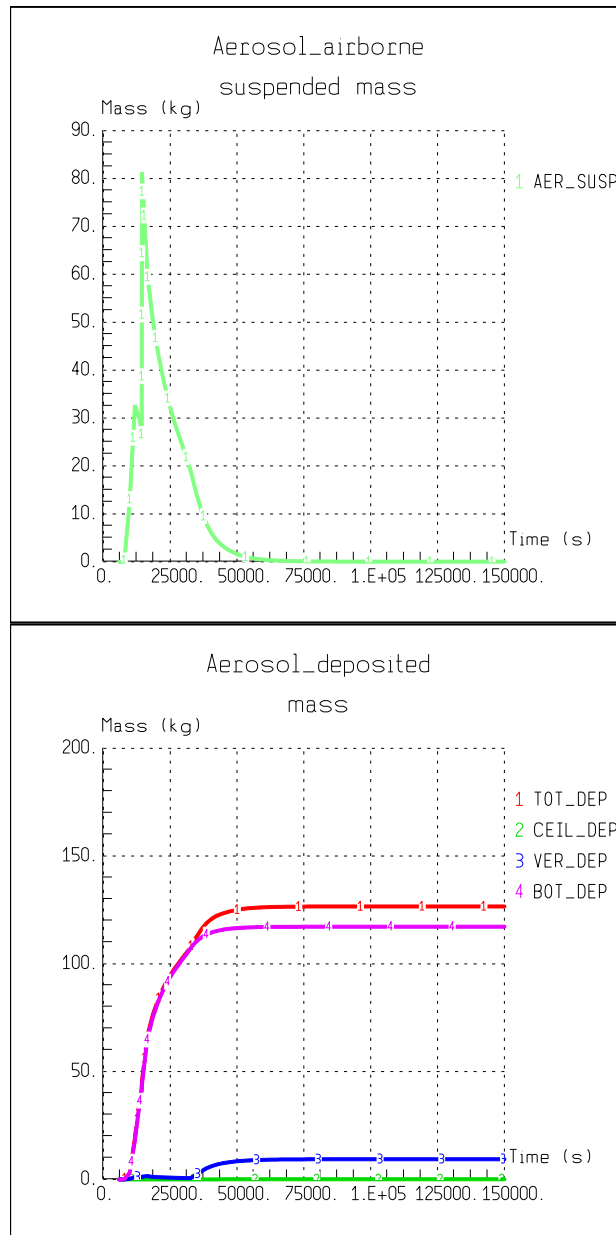



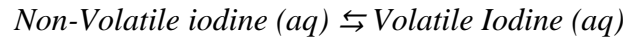
Figure 4.16: Aerosol suspended and deposited on different surface (ceiling vertical bottom walls) inside the containment

#### 4.8.4 Iodine

From a safety point of view Iodine is the most hazardous fission products that could be released in atmosphere. Consequently, the time-dependent airborne and gas concentration of iodine in the containment is one of the key parameters required to evaluate the radiological consequences of severe accident. For this reason, it was treated in a more detailed manner in this analysis, taking into account its chemical–physical form inside the containment. The main processes determining iodine volatility in containment following an accident are :

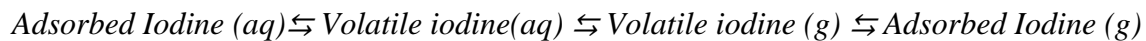
 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	134	197

The inter-conversion between non-volatile Iodine species and volatile Iodine species in the aqueous phase,



Where non-volatile species in the aqueous phase include  $\text{I}^-$ ,  $\text{HOI}$ ,  $\text{IO}_x^-$ , etc, and volatile iodine species in the aqueous phase include  $\text{I}_2$  and organic iodine as  $\text{CH}_3\text{I}$ .

The partitioning of volatile iodine species among the gas, aqueous and adsorbed phases,



Where volatile Iodine (g) represents volatile iodine species in the gas phase, and adsorbed Iodine (aq) and adsorbed Iodine (g) adsorbed on the surfaces in contact with the aqueous and gas phases. The relative rates of the above inter-conversion process and the partitioning of volatile iodine species among the gas, aqueous, and adsorbed phases determine the concentration of volatile iodine species in the gas phase as a function of time following an accident.

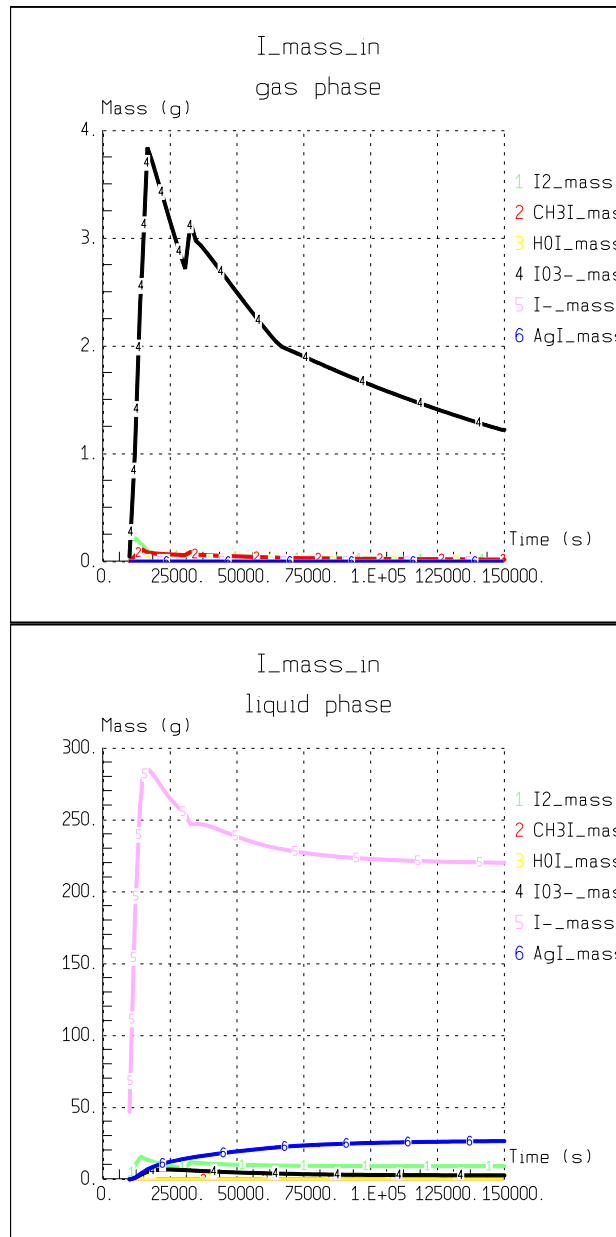


Figure 4.17: Iodine chemistry speciation in gas and liquid form

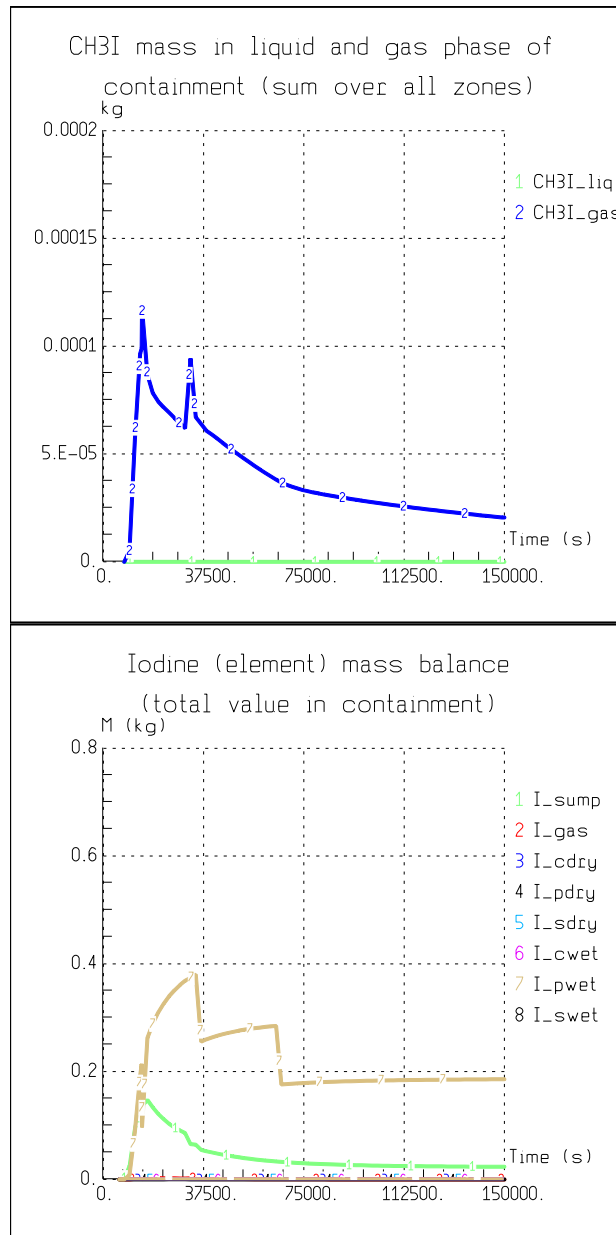


Figure 4.18: Total metil-iodine in the containment, Iodine distribution inside the containment

In Figure 4.17 is illustrated the Iodine chemical speciation in gas and liquid form calculated, as it is possible observed the main iodine chemistry species in gas phase is the ionic form composed by ozone and iodine, whilst the main chemistry species dissolves in the containment water is the ionic form  $I^-$ , which can react with silver to form insoluble  $AgI$  or can react with another ion and form molecular iodine  $I_2$ . The organic forms of iodine  $CH_3I$  which is particularly hazardous, because it is very difficult to remove by filters and by other systems, is present in very low quantity as shown in Figure 4.18, along with the Iodine distribution inside the containment. The main iodine deposition mechanism is adsorption is

on painted wet surface and in the sump (*Figure 4.18*). The Iodine adsorbed on painted surfaces can react with the carbon compound forming the paint and the reaction products are methyl-iodine, or more heavy carbon iodine compound ( $C_2H_5I$  ethyl-iodine, R-iodine). However during the transient analyzed the results calculated state that the concentration of iodine inside the containment tends to decrease, also without the intervention of safety system.

#### 4.8.5 Release in the environment

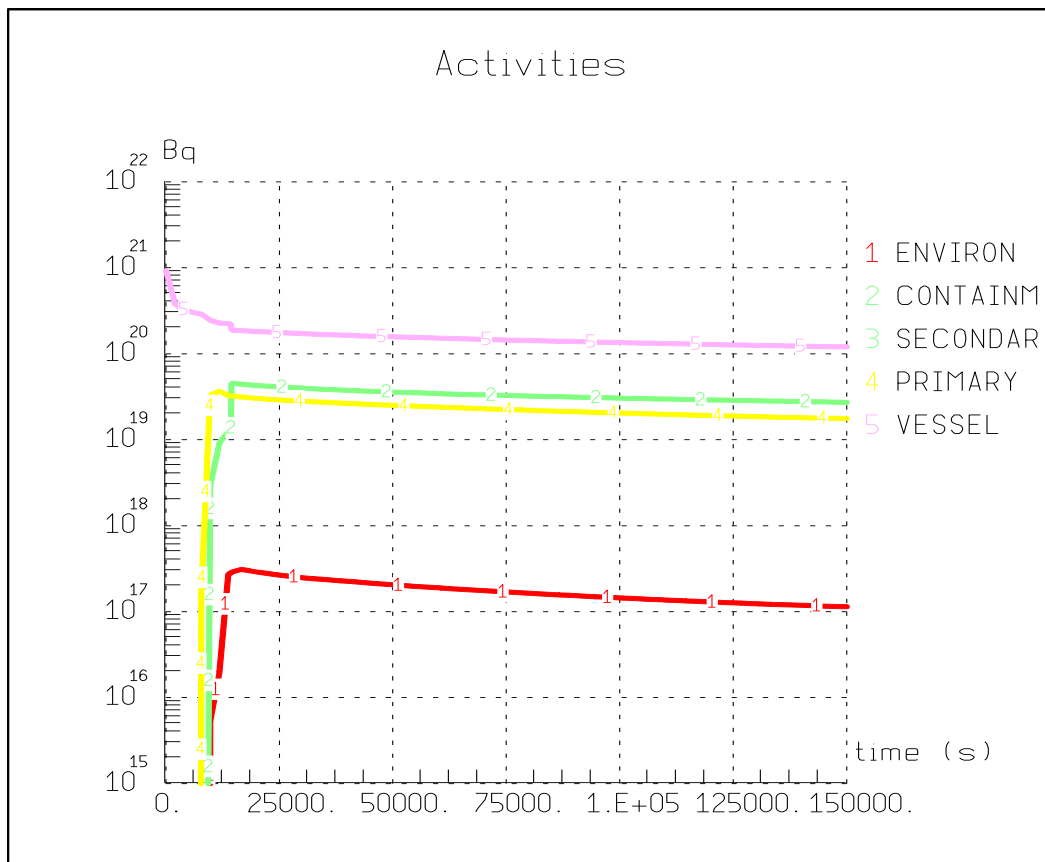


Figure 4.19: Total activity distribution in the plant

Figure 4.19 shows the activity distribution in the plant in logarithmic scale. The total release into the environment computed (red line) shows a maximum value of  $3.2 \times 10^{17}$  Bq immediately after the core slump in the cavity and the consequently pressure peak inside the containment; the continuous decrease of activity in all the zone of the plant is due to the transmutation of short live fission products.

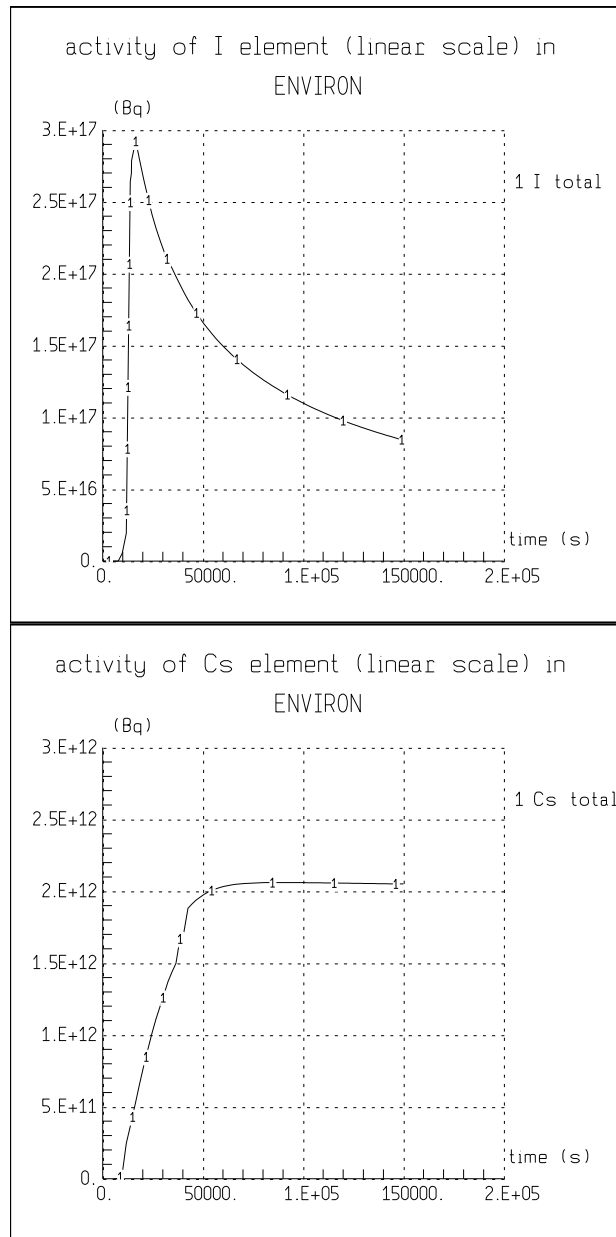


Figure 4.20: Total Iodine and Cesium released to the environment



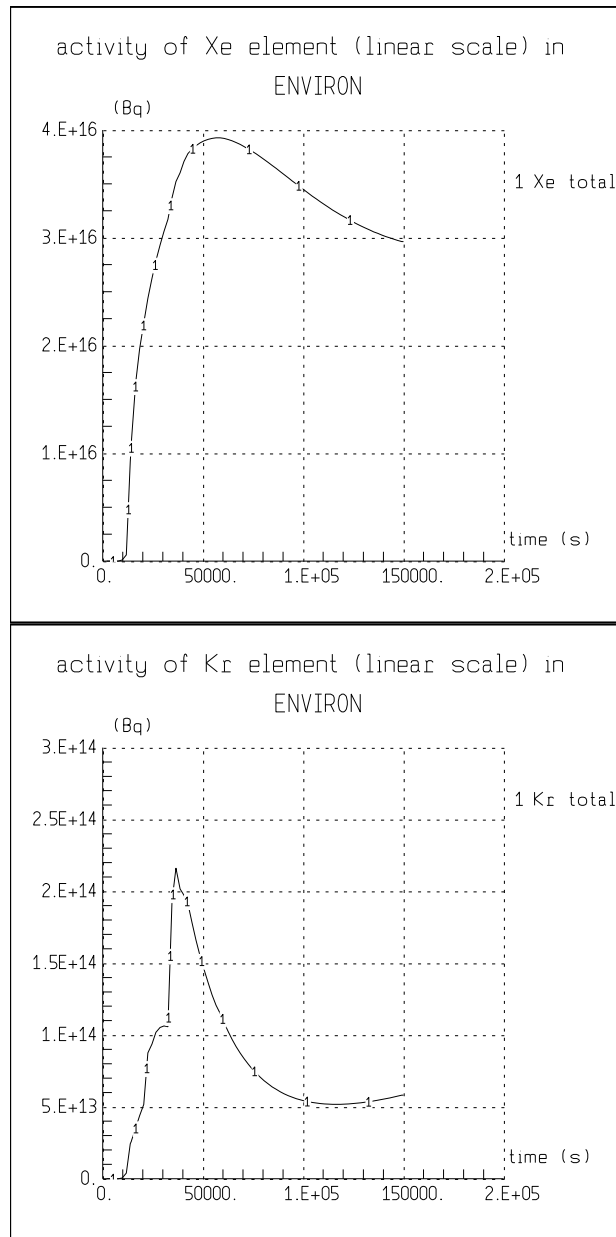


Figure 4.21: Total Xe and Kr released to the environment

Figure 4.20 and Figure 4.21 show the total Iodine ,Cesium ,Xenon and Krypton released to the environment following the accident in Bq. It should be noted that about 95% of the total activity released during the transient is due to iodine and xenon, the Cs and Kr activity released is minor of different orders of magnitude.

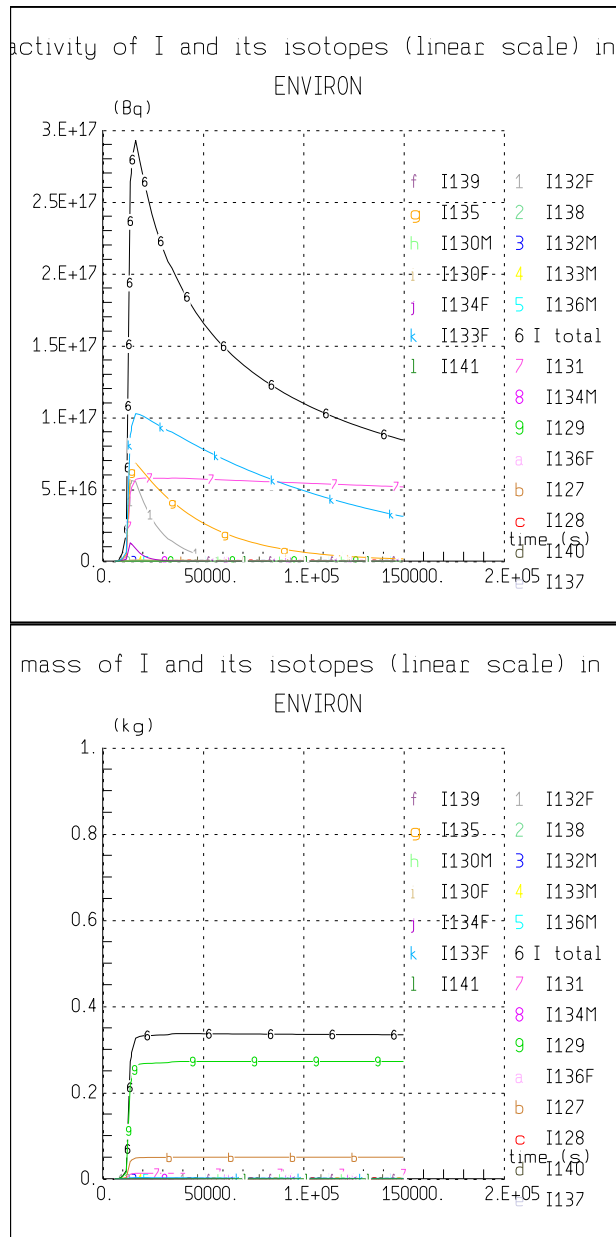


Figure 4.22: I Isotopes contribute to the total I activity and total mass released

Figure 4.22 shows the contribute of different iodine isotopes to the total activity and to the total masses released. As it possible to see, apart I-131 which has an half-life equal to 8 days the other isotopes have a shorter half-life. The activity due to iodine release is reduced of the 60% during the transient. Furthermore it is interesting observed, that the iodine isotopes with higher values of mass released as I-129 and I-127 which give a contribute negligible to the total activity .

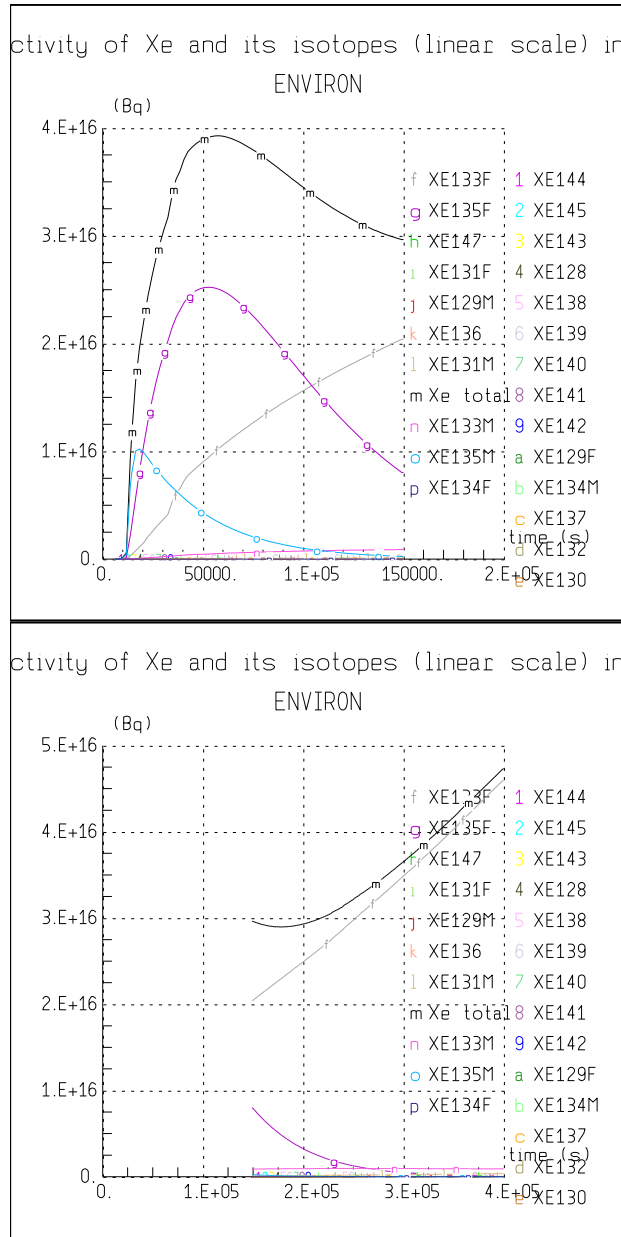


Figure 4.23: Xe Isotopes contribute to the total Xe activity until 400000s.

Differing by Iodine, Xenon activity released continues to increase after the transient of 150000s, for this reason the Xe release has been analyzed until 400000s as it is shown in Figure 4.23: Xe Isotopes contribute to the total Xe activity until 400000s. All the activity is due to the isotope Xe-133.

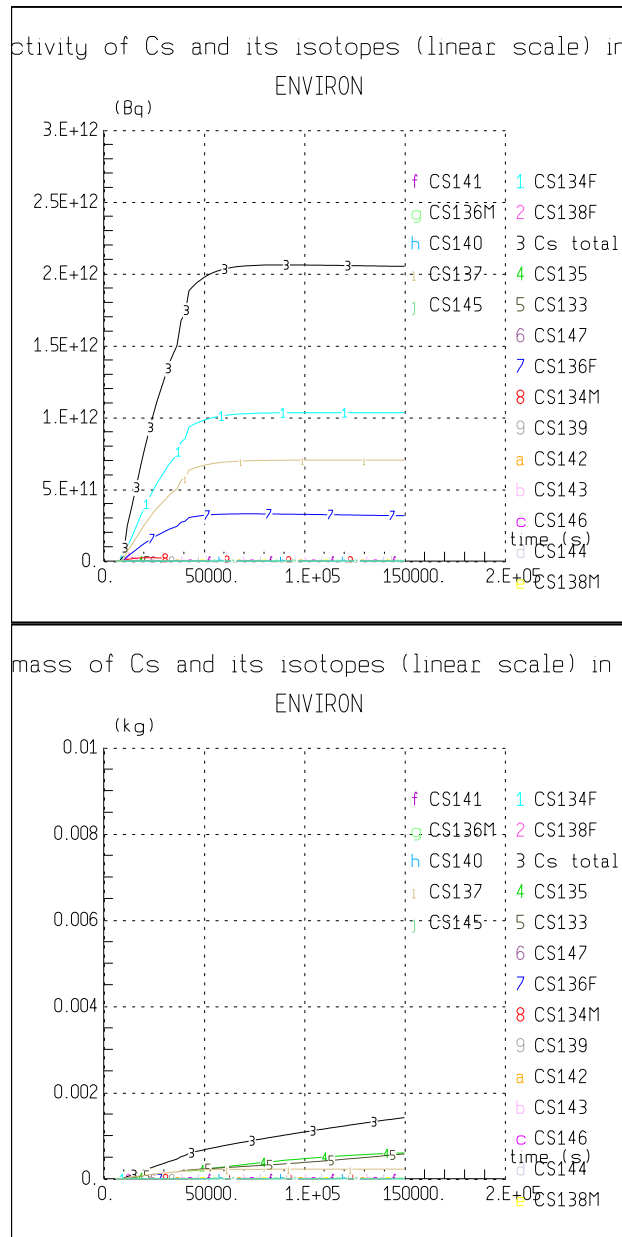


Figure 4.24: Cs Isotopes contribute to the total Cs activity and total mass released


As shown in Figure 4.24 the Cs activity released remain constant after 50000 s, and it does not change until 150000 s. Table 4.7 shows the masses of the main radionuclides into the containment at 150000 s and at 400000 s. In the further time range analyzed, the mass of xenon inside the containment decrease of about 13 kg but the release increase only of 3.5 kg, furthermore the mass release of Xe seems to be little in comparison with the iodine release, taking into account the initial masses of both FPs in the containment.

<i>Nuclide</i>	<i>Mass(kg)</i>	<i>Mass(kg)</i>	<i>Mass(kg)</i>	<i>Mass(kg)</i>
	<i>containment</i>	<i>containment</i>	<i>environment</i>	<i>environment</i>
	<i>Time=150000s</i>	<i>Time=400000s</i>	<i>Time=150000s</i>	<i>Time=400000s</i>
<i>Xe</i>	378.2	365.82	0.765	4.2
<i>Kr</i>	26.73	25.86	0.055	0.297
<i>I</i>	0.416	0.419	0.333	0.330
<i>Ru</i>	36.38	36.34	0.00001	0.00001
<i>Cs</i>	10.94	11.14	0.0014	0.003
<i>Rb</i>	0.718	0.719	0.00003	0.00003
<i>Te</i>	1.528	1.526	0.00007	0.00007
<i>La</i>	18.64	18.64	0.000005	0.000005
<i>Ba</i>	27.13	2.70700E+01	0.00008	0.00008
<i>U</i>	15130.70	15130.70	0.02	0.0287
<i>Pu</i>	143.19	143.18	0.00003	0.000036


*Table 4.7: Nuclide masses into the containment and released to the environment at time=150000 s and t=400000 s*

## 4.9 Conclusions

Several phenomena can threaten the containment function and fission products behavior during severe accidents. It is important to understand and to be able to predict these phenomena if their undesirable consequences are to be avoided or minimized, in existing or in future plants. Important progress has been achieved in the last decade and for most issues it can be considered that further research will not fundamentally alter the picture. The ability to include severe accident conditions in the design and operation of plants, in the development of accident management and severe accident mitigation strategies, and in training activities, has been dramatically enhanced over the past few years as many severe accident research programs have been completed and mature codes have become available for general use. Nevertheless, research is still needed to (1) assess the risk of some containment threats (e.g.


	<b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b> ADPFISS – LP1 – 017	<b>Rev.</b> 0	<b>Distrib.</b> L	<b>Pag.</b> 144	<b>di</b> 197
---	----------------------------------	--	------------------	----------------------	--------------------	------------------

ex-vessel steam explosions and hydrogen combustion), (2) increase the confidence one can have in accident management measures (e.g. corium coolability, hydrogen management), and (3) reduce the uncertainties in the assessment of the environmental consequences (e.g. fission product behavior in the containment, in the auxiliary buildings and in the secondary side of the steam generators). The rapid growth in the speed of computers and the enhanced performance and reliability of severe accident codes have been a significant factor, making such activities much more affordable. However, systematic training of analysts in severe accident phenomena and in the severe accident codes being used, use of systematic methodologies to ensure the validity of any calculations or plant simulations, and the participation in technical exchanges on severe accident research and code applications, as well as participation in international research projects and ISPs, are crucial to any successful application of severe accident technology. In addition, the continued application of these tools and the lessons learned from the past two decades of severe accident research to the development of advanced plants, operating procedures and training will help ensure that future work is devoted strictly to hypothetical severe accidents.

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	145	197

#### 4.10 References

- [1] Van Dorsselaere, J.P. et al.: User's Guidelines for the integral code ASTEC v1.3 rev0, Project reference ASTEC-V1/DOC/06-34, December 2006
- [2] Van Dorsselaere, J.P. et al.: Evolution of the integral code ASTEC v1.3rev2 with respect to the v1.3rev0 version, Project reference ASTEC-V1/DOC/07-23, November 2007
- [3] Trégourès, N., Moal, A.: CESAR physical and numerical modeling, ASTEC V1 code, ASTECV1/DOC/07-18, October 2007
- [4] Guillard, G., Jacq, F., Pignet, S., Majumdar, P., Siméone, A.: DIVA physical modeling, ASTEC V1 code, ASTEC-V1/DOC/07-19, October 2007
- [5] Plumecocq, W., Guillard, G.: ELSA module: fission product and structural element release from intact and degraded cores, Project reference ASTEC-V1/DOC/06-08, April 2006
- [6] Cousin, F.: ASTEC V1.3 SOPHAEROS module: Theoretical manual rev.1, Project reference ASTEC-V1/DOC/06-15, December 2006
- [7] Cranga, M., Giordano, P., Passalacqua R., Caroli, C., Walle, L.: ASTEC V1.3 RUPUICUV module: Ex-vessel corium discharge and corium entrainment to containment, Rev.1, Project reference ASTEC-V1/DOC/03-19, December 2003
- [8] Seropian, C., Jacq, F., Walle, L.: Description of the CORIUM module of the ASTEC code, Rev.0, ASTEC-V1/DOC/04-11, December 2004
- [9] Duval, F., Cranga, M., Commandé, A.: ASTEC V1.3 MEDICIS MCCI module, Theoretical manual rev.1, ASTEC-V1/DOC/06-26, December 2006
- [10] Klein-Hessling, W., Schwinges, B.: ASTEC V0 CPA module, Program Reference Manual, Rev.0, ASTEC-V0/DOC/01-34, November 1998
- [11] Arndt, S., Weber, G.: ASTEC V0 FIPHOST - A module to calculate the Fission Product Transport in a Containment, Rev.0, ASTEC-V0/DOC/99-21, April 1998
- [12] Bosland, L., Cantrel, L.: ASTEC V1.3 code, IODE module: Iodine and ruthenium behaviour in the containment, Rev.1, ASTEC-V1/DOC/06-20, September 2007
- [13] Jacq, F.: ASTEC V0, ISODOP code for isotope treatment, Theoretical manual, Rev.0, ASTECV0/DOC/00-10, September 2001
- [14] Guillard, G., Jacq, F., Seropian, C., Plumecocq, W.: ASTEC V1 code, SYSINT module – Management of events and safety systems interactions, Rev.1, ASTEC-V1/DOC/07-21, October 2007  
Jacquemain D., Bourdon S., de Bremaecker A., Barrachin M.: FPT1 Final Report: Volume 1 - 4, December 2000
- [15] DATA BOOK FPT2, Phébus PF IP 2004-0555 and CPEX NT 2004-0084, IRSN/JRC, CDROM, March 2004
- [16] Girault N., Fiche C., Bujan A., Dienstbier J.: Towards a better understanding of iodine chemistry in RCS of nuclear reactors, The 2nd European Review Meeting on Severe accident Research (ERMSAR-2007), Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Germany, 12-14 June 2007
- [17] FPT3 PRELIMINARY REPORT – March 2007, CDROM
- [18] OECD/NEA: Level 2 PSA Methodology and Severe Accident Management. OECD/GD/

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	146	197

#### 4.11 Scientific Curricula of CIRTEN-UNIBO Team Work

**Mirco Di Giuli**, degree in Chemical Engineering in 2007 at University of Bologna, Master in Design and Management in Advanced Nuclear Systems at University of Bologna in 2009, SIET Company Consultant for the core design of the ALFRED LCR prototype (in the framework of the European Research Program LEADER), at present PhD student in Nuclear and Energy Engineering and Environmental Control at University of Bologna with, as research objectives, the study of the severe accidents for SMR.

**Marco Sumini**: Nuclear Engineer, Associate Professor in Nuclear Reactor Physics at University of Bologna since 1987; research activities on Reactor Physics, Core Design and on Neutral and Charged Particle Transport. Experimental activities on Pulsed Power Plasma Devices.

**Francesco Teodori**: Nuclear Engineer, from 2006 Assistant Professor in Radiation Protection at University of Bologna. Main research interests in the analysis of Nuclear Power Plants accident consequences and on related Radiation Protection issues.



## 5 Simulazione di sequenze incidentali col codice MELCOR

In questo rapporto viene presentata l'analisi della risposta di un impianto nucleare di tipologia convenzionale denominata Mille600 a diverse sequenze incidentali severe, aventi come evento iniziatore la perdita completa di alimentazione elettrica. Le analisi sono state condotte utilizzando il codice MELCOR 1.8.6, che permette di simulare i più importanti fenomeni che possono avvenire sia nel circuito primario che nel sistema di contenimento dell'impianto durante la sequenza incidentale fino all'interazione tra il corium fuso e il basamento della cavità, consentendo in definitiva di valutare il termine di sorgente associato ad una determinata sequenza incidentale. Scopo fondamentale del lavoro è la valutazione delle capacità operative della combinazione codice-utilizzatore nella simulazione di un incidente severo nell'impianto preso a riferimento, con una particolare attenzione all'analisi dei risultati predetti dal codice MELCOR a fronte di diverse strategie per la ritenzione in-vessel o per la refrigerazione ex-vessel del corium fuso.

Dopo una breve descrizione dell'impianto Mille600, si descrivono le modifiche apportate ad una nodalizzazione precedentemente sviluppata per il codice MELCOR, in modo da poter tener conto sia della dinamica dei radionuclidi rilasciati dal nocciolo durante l'incidente, sia dell'interazione tra corium fuso e cavità del sistema di contenimento. Si descrivono infine i risultati ottenuti in quattro sequenze severe caratterizzate da una significativa degradazione del nocciolo, nelle due ipotesi di allagamento della cavità del contenimento e ritenzione del corium fuso all'interno del vessel (in-vessel retention) e di sfondamento della testa inferiore del vessel con refrigerazione e contenimento del corium nella cavità del reattore (ex-vessel retention). La tipologia di impianto considerata rientra tra i PWR e lo studio riguarda i fenomeni di pressurizzazione lenta del contenimento. Non si prendono quindi in considerazione fenomeni quali il Direct Containment Heating o l'esplosione di vapore, che nel caso di sequenze ad alta pressione del sistema primario potrebbero provocare importanti sollecitazioni al sistema di contenimento.

## 5.1 Introduzione

La sicurezza di un impianto nucleare è una priorità assoluta di cui tener conto durante le fasi di progettazione, costruzione ed esercizio del reattore, data la gravità degli effetti radiologici che potrebbe provocare un rilascio incontrollato di radioattività all'ambiente esterno. Durante la progettazione di un impianto nucleare si eseguono analisi deterministiche, di tipo conservativo oppure Best Estimate per valutare la consistenza del progetto dal punto di vista della sicurezza [1]. Le analisi valutano il corretto intervento e funzionamento dei sistemi di salvaguardia, la bontà dei criteri di progetto e delle disposizioni impiantistiche nel far fronte a possibili incidenti, garantendo come fine ultimo che non ci sia una rilascio di radioattività in ambiente.

Alcuni incidenti, particolarmente gravosi, sono assunti come incidenti base di progetto (DBA - Design Basis Accidents) e, nell'eventualità che essi si verificano, l'azione dei sistemi di salvaguardia predisposti nell'impianto deve garantire lo spegnimento sicuro del reattore e la sua refrigerabilità fino al nuovo intervento degli operatori. Altri incidenti hanno invece probabilità remote di verificarsi (al di sotto di  $10^{-6}$  eventi/reattore-anno) [2] ma, a causa di gravi danni al combustibile (come la fusione del nocciolo) portano a conseguenze estremamente rilevanti, con il possibile fallimento di tutte le barriere di sicurezza. Per questo, anche a fronte di tali incidenti, si devono comunque prevedere soluzioni per mitigare l'impatto radiologico al di sotto dei valori imposti dalla normativa prevista nel campo di radioprotezione. L'analisi complessiva e organica dei sistemi permette di dare importanti feedback per migliorare le logiche di disposizione ed intervento dei sistemi di protezione e salvaguardia ed eventualmente ritornare su alcune scelte progettuali.

Le strategie per evitare il rilascio di prodotti di fissione all'ambiente esterno a seguito di sequenze incidentali che comportano una fusione di gran parte del nocciolo mirano a garantire la ritenzione del corium fuso all'interno della barriera del sistema di contenimento, sia cercando di ridurre la probabilità di un cedimento del vessel (IVR), sia cercando di garantire la refrigerazione e il contenimento in condizioni di sicurezza del corium, eventualmente rilasciato dal sistema primario, all'interno del sistema di contenimento [3].


Il contenimento all'interno del vessel del corium fuso attraverso la refrigerazione della superficie esterna del recipiente in pressione è una delle scelte progettuali più importanti in termini di strategia di gestione di un incidente severo dell'impianto passivo AP1000-W. [4] Durante l'incidente si ipotizza che l'acqua contenuta nella IRWST possa allagare la cavità del reattore fino a sommergere quasi completamente il vessel, evitando il cedimento dello stesso e la conseguente rilocazione del materiale fuso nel sistema di contenimento. Ciò garantisce una migliore protezione del sistema di contenimento, evitando la possibilità che si verificano fenomeni, quali esplosioni di vapore, interazione tra corium e calcestruzzo, interazione corium-atmosfera, che potrebbero costituire serie minacce alla sua integrità.

L'impianto EPR [5] è invece equipaggiato con un "Core Melt Retention System" in grado di contenere il materiale fuso comprendendo l'intero nocciolo, gli altri componenti interni del vessel e la testa inferiore del recipiente in pressione. Il principio di funzionamento del sistema prevede che il corium fuso possa essere distribuito su un'ampia area all'interno del sistema di contenimento e stabilizzato tramite una continua refrigerazione tramite acqua contenuta in una piscina. La distribuzione del corium dovrebbe garantire un elevato rapporto superficie-volume per il fuso al fine di garantire un efficace refrigerazione dello stesso e limitare l'ulteriore rilascio di radionuclidi nell'atmosfera del contenimento.

L'attenzione a tali strategie e soluzioni relative è presente in modo particolare anche in altri impianti avanzati, quali i WWER-1200 e gli impianti pressurizzati di III Generazione US-PWR [6].

Scopo del presente lavoro è analizzare la risposta di un impianto di riferimento Mille600 ad una sequenza avente come evento iniziatore la perdita completa dell'alimentazione elettrica esterna (SBO), il fallimento dei generatori diesel di emergenza, nonché di ogni altro mezzo, anche manuale, di depressurizzazione del sistema primario. Il concetto di un impianto di tipologia Mille600 [7] si pone in linea astratta nella prospettiva di un progetto di reattore PWR di III generazione allo scopo di costituire un insieme di dati coerenti e utilizzabili per fini accademici di studio e benchmark di codici per analisi di scenari incidentali e di sicurezza, traendo spunto in maniera evolutiva da reattori già vagliati attraverso una elevata esperienza di realizzazione ed esercizio in Europa Occidentale. Il carattere evolutivo del concetto di impianto Mille600 come quello di altri progetti veri e propri di reattore PWR avanzati è determinato dal fatto che fundamentalmente le scelte progettuali derivano da impianti precursori che hanno accumulato una consistente esperienza di esercizio, consentendo un grado di innovazione che riflette le sempre più aggiornate esigenze di tutela della sicurezza per la popolazione e la capacità di penetrazione industriale. In questa ottica si sono analizzate due ipotetiche sequenze incidentali considerando sia la risposta dell'impianto in presenza di una soluzione di IVR analoga a quella proposta per l'impianto AP1000, sia nel caso di refrigerazione del corium fuso nella cavità del vessel, similmente a quanto proposto nel progetto dell'impianto EPR.

Nel rapporto, dopo aver descritto le caratteristiche e i parametri fondamentali di progetto di un impianto Mille600, si presentano le modifiche apportate ad un modello dello stesso precedentemente sviluppato per il codice MELCOR 1.8.6 [8], [9] per tener conto della presenza e dinamica dei prodotti di fissione e della possibile interazione corium-calcestruzzo. Sebbene non particolarmente raffinato e non ancora in grado di poter simulare tutte le salvaguardie ingegneristiche previste e le relative logiche di intervento, tale modello comprende la nodalizzazione completa del sistema primario e del sistema secondario, nonché la possibilità di simulare in modo sufficientemente dettagliato il rilascio di prodotti di fissione dal core, la termo-fluidodinamica nel sistema di contenimento, l'interazione del corium fuso

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	150	197

con l'atmosfera e le pareti della cavità e in definitiva il termine di sorgente connesso alla sequenza studiata.

Questa nodalizzazione dell'impianto Mille600 può essere infine il punto di partenza per l'analisi di altre sequenze incidentali severe che potranno evidenziare l'influenza di determinate soluzioni progettuali sulla progressione del transitorio e sul termine di sorgente, le caratteristiche principali dei fenomeni termoidraulici più importanti che si verificano nel sistema primario e nel contenimento dell'impianto e i processi di danneggiamento del nocciolo, sia all'interno del vessel prima che esso ceda, sia successivamente all'interno del sistema di contenimento.

## 5.2 Descrizione dell'impianto Mille600

### 5.2.1 Il sistema di refrigerazione principale

L'impianto Mille600 è un reattore nucleare ad acqua in pressione il cui progetto si basa sull'esperienza acquisita nella costruzione di centinaia di impianti di tipo PWR e, più in generale, negli anni di funzionamento a livello mondiale di reattori ad acqua leggera, con particolare riferimento a quelli che presentano le più recenti tecnologie, quali gli impianti N4 e KONVOI tuttora operanti in Francia e Germania.

Il sistema primario dell'impianto Mille600 (460 m<sup>3</sup>) è costituito da quattro circuiti di refrigerazione aventi la gamba calda e fredda connesse alla stessa elevazione al recipiente in pressione. In ciascuno dei quattro circuiti, il refrigerante primario uscente dal recipiente in pressione (T=329.7 °C) attraverso i bocchelli di uscita raggiunge un generatore di vapore verticale con tubi ad U; quest'ultimo trasferisce il calore al circuito secondario e ritorna (T=297.1 °C) grazie ad una pompa centrifuga al recipiente in pressione attraverso i bocchelli di ingresso. Il fluido primario scende quindi verso il basso lungo la periferia del nocciolo e viene infine canalizzato attraverso il core, dove riceve il calore generato dal combustibile nucleare (4500 MWt). Le pompe di circolazione del fluido primario sono unità verticali a stadio singolo azionate da un motore trifase ad induzione raffreddato ad aria e posizionato sulla parte superiore dell'albero della pompa. Un volano permette di estendere la fase di rallentamento della pompa. Un pressurizzatore, il cui scopo è mantenere la pressione del sistema primario all'interno di uno specificato intervallo, è collegato alla gamba calda di uno dei quattro circuiti di refrigerazione.

Sul pressurizzatore sono posizionate 3 valvole di sicurezza (PSRV) che intervengono automaticamente (assistite da valvole pilota con solenoide) quando si raggiungono i set point di pressione rispettivamente pari a 175, 178 e 181 bar con una capacità di sfioro di 300 t/h di vapore. Il vapore (o l'eventuale liquido) scaricato attraverso queste valvole di sicurezza viene inviato all'interno di un serbatoio di sfogo (PRT). Due dischi di rottura forniscono una protezione alla sovrappressione di questo recipiente collegando l'atmosfera del PRT con il sistema di contenimento. Oltre a tale salvaguardia nei confronti di pericolosi picchi di pressione nel sistema primario, l'impianto è dotato di due gruppi di valvole, sempre posizionate sulla testa del pressurizzatore, progettate per ridurre il rischio di una sequenza incidentale severa ad alta pressione. Tali valvole dovrebbero assicurare una depressurizzazione sufficientemente veloce del sistema primario, anche in caso di mancato funzionamento delle PSRVs. Attuate e controllate manualmente, esse sono progettate in modo da rimanere sempre aperte a seguito della loro attuazione, riducendo qualunque rischio di pressurizzazione del sistema di contenimento per effetto della violenta interazione che si potrebbe verificare tra i getti di corium fuso che fuoriescono dal vessel e l'atmosfera del contenimento dopo un cedimento di una penetrazione del vessel stesso ad alta pressione.

In ciascuno dei 4 generatori di vapore si trovano 5980 tubi ad U con diametro esterno di 19.05 mm e uno spessore di 1.09 mm per un'area totale di scambio termico pari a 7960 m<sup>2</sup>. Il livello nominale dell'acqua nel lato secondario è di 15.69 m rispetto alla base dei tubi ad U, per una quantità di 77,200 kg di acqua per ciascun generatore. Il secondario di ciascun generatore viene alimentato con una portata di 638.1 kg/s di acqua alla temperatura di 230 °C e alla pressione di 78.7 bar.

Ogni linea principale del vapore è dotata di un treno di valvole di protezione della linea vapore installato a monte della valvola di isolamento della stessa linea vapore. Ognuno di questi treni è costituito da una valvola di isolamento del vapore principale, normalmente chiusa e caratterizzata da apertura veloce, e una valvola di rilascio del vapore principale a valle, normalmente aperta. I suddetti treni fanno parte dei sistemi di protezione dalla sovrappressione del lato secondario dei generatori di vapore. La soglia di intervento e la capacità del singolo treno sono tali che, considerando un arresto rapido del reattore, il treno di queste valvole possa, da solo, evitare che la pressione raggiunga valori superiori al 110% del valore di progetto, anche in caso di perdita totale del carico.

## 5.2.2 Il sistema di contenimento

L'edificio di contenimento prende come riferimento altre tipologie di reattori già esistenti o in avanzata fase di costruzione, quali il tedesco KONVOI, il francese N4 e l'europeo EPR.

L'intero sistema primario e i generatori di vapore sono racchiusi in un edificio di contenimento con doppia parete di cemento armato precompresso di grosso spessore appoggiato su una spessa fondazione, la cui parete interna è ricoperta da un rivestimento di acciaio a tenuta. Il volume libero del contenimento è pari ad 82,000 m<sup>3</sup> e può resistere ad una pressione di 6 bar. Nel caso estremamente improbabile di incidente severo, nel sistema di contenimento può essere rilasciata una grossa quantità di Idrogeno, come risultato delle reazioni di ossidazione tra il vapore del sistema primario e lo Zircaloy delle camicie delle barrette di combustibile e con il carbonio eventualmente presente nella composizione delle barre di controllo. Ulteriori quantità di idrogeno e di altri gas potenzialmente pericolosi per l'integrità a lungo termine del contenimento possono inoltre essere generati dalle reazioni tra il corium fuso e il calcestruzzo della cavità del contenimento (MCCI), nel caso di cedimento del recipiente in pressione. Per questo motivo, il cemento armato precompresso del cilindro interno dell'edificio del contenimento è progettato per poter resistere alla combustione dell'idrogeno generato. Inoltre, nel sistema di contenimento vengono collocati dei ricombinatori auto catalitici (PAR) in grado di mantenere la concentrazione dell'idrogeno al di sotto del 10% in qualunque situazione, in modo da poter evitare il pericolo di detonazione.

La cavità del reattore è infine progettata per permettere la raccolta del corium fuso in caso di sviluppo "ex-vessel" di una sequenza incidentale severa e il suo trasferimento verso un'area di diffusione e refrigerazione. La superficie della cavità è protetta da uno strato di calcestruzzo "sacrificale", a sua volta rivestita da uno strato protettivo consistente di un materiale



refrattario. La zona di diffusione e raffreddamento del corium ha un'area di 170 m<sup>2</sup> (Figura 1) ed è composta da una struttura metallica solida ricoperta da calcestruzzo sacrificale. Lo scopo è proteggere il basamento dell'isola nucleare da qualunque possibile danneggiamento refrigerandolo inferiormente tramite una serie di canali nei quali viene fatta circolare acqua. Il trasferimento del corium dalla cavità verso la “spreading area” avviene a seguito della fusione di un tappo di acciaio per effetto del calore liberato dal corium stesso. Dopo la fase di diffusione, l'allagamento del corium viene anch'esso iniziato dalla fusione di un secondo tappo fusibile che permette la discesa per gravità dell'acqua contenuta in un grosso serbatoio posto all'interno del contenimento e la sua successiva vaporizzazione.

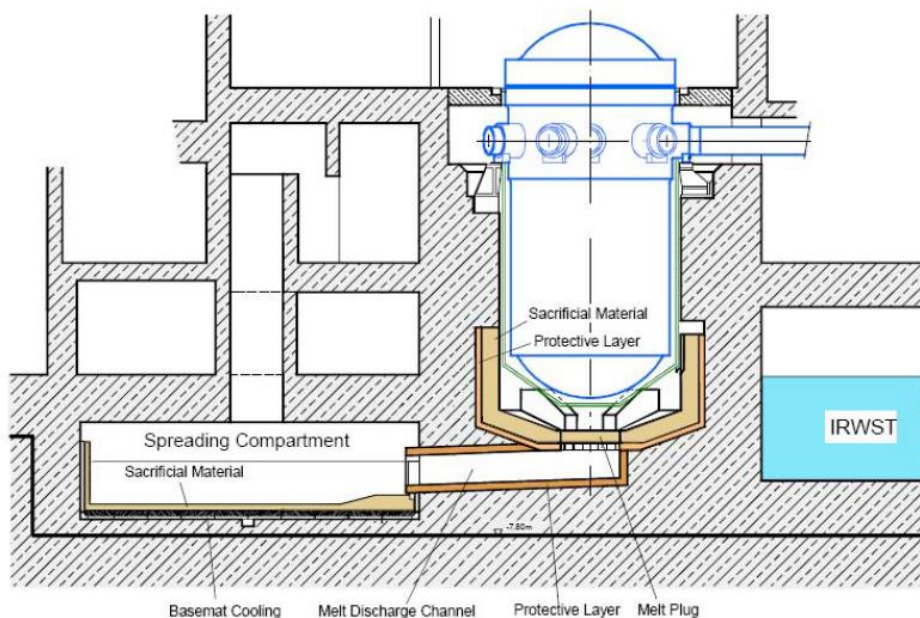


Figura 25: Impianto EPR - schema del “Core Melt Retention System”

Nell'ottica di una valutazione delle capacità operative della combinazione codice-utilizzatore nella simulazione di un incidente severo nell'impianto Mille600, con una particolare attenzione all'analisi dei risultati predetti dal codice MELCOR a fronte di diverse strategie per la ritenzione in-vessel o per la refrigerazione ex-vessel del corium fuso, si è ipotizzata anche la possibilità di allagare la cavità del vessel (Figura 2) per indagare l'effetto della refrigerazione della superficie esterna del recipiente in pressione sulla dinamica del transitorio.

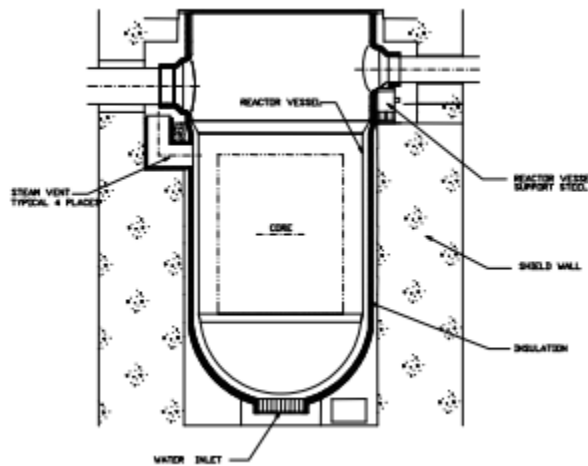


Figura 26: Impianto AP1000 - schema del "In-Vessel Core Retention" system

### 5.2.3 Principali sistemi di sicurezza


Il sistema di sicurezza dell'impianto Mille600 è basato, tranne alcune eccezioni, su una ridondanza del 4x100% con quattro treni nominalmente identici per ciascuna funzione. Il sistema di refrigerazione di emergenza (SIS/RHRS) comprende un sistema di iniezione a media pressione (MHSI), quattro accumulatori, il sistema di iniezione a bassa pressione (LHSI) e la piscina per il trattamento del combustibile (IRWST).

Durante il normale funzionamento questo sistema in funzionalità RHR garantisce lo smaltimento del calore dal circuito primario sia nel caso in cui la rimozione attraverso i generatori di vapore sia insufficiente sia durante le fasi di refueling dell'impianto. Durante un transitorio incidentale la funzione garantisce una temperatura dell'acqua in uscita dal core inferiore ai 180 °C, a seguito di uno SCRAM del reattore.

La funzione principale del sistema SIS è iniettare acqua all'interno del nocciolo del reattore a seguito di un incidente di perdita di refrigerante (LOCA) allo scopo di compensare le conseguenze di un tale evento. La funzione dovrebbe attivarsi anche durante una rottura di uno o più tubi del generatore di vapore o nel caso di perdita delle funzioni di rimozione del calore da parte del sistema secondario.

Il sistema di iniezione a media pressione inietta acqua nel sistema primario ad una pressione di 92 bar (in modo da non superare il set-point di apertura delle valvole del secondario nel caso di rottura di un tubo dei generatori), mentre gli accumulatori e il sistema di iniezione a bassa pressione permettono l'ingresso di acqua nel primario quando la pressione è scesa ad un livello sufficientemente basso (45 bar per gli accumulatori, 21 bar per il LHSI). Funzioni di riserva sono previste nel caso di completa indisponibilità di uno dei sistemi di sicurezza. Per



 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	155	197

esempio, la perdita della rimozione del calore da parte del sistema secondario viene compensata da un'azione di “feed and bleed” attraverso un sistema di protezione contro la sovrappressione del sistema primario appositamente progettato e qualificato.

La piscina dell'IRWST è un serbatoio contenente una grande quantità di acqua borata ed è progettata in modo da poter raccogliere l'acqua rilasciata durante l'incidente all'interno del sistema di contenimento. La sua funzione principale è fornire l'acqua necessaria alle funzioni di refrigerazione di emergenza, di rimozione del calore residuo dal contenimento e al sistema di controllo chimico e volumetrico del refrigerante primario (CVCS), nonché garantire l'acqua necessaria al raffreddamento del corium durante la fase ex-vessel di una sequenza severa. Il serbatoio è localizzato sul fondo dell'edificio del contenimento sotto il piano operativo, tra la cavità del reattore e la parete esterna in calcestruzzo.

### **5.3 Caratteristiche del nocciolo di un Mille600**

Il modello di reattore considerato nel presente studio e denominato Mille600, è quello di un tipico impianto pressurizzato di III generazione a 4 circuiti, da 4500 MW termici (1600 MWe), raffreddato e moderato con acqua alla pressione di 15.5 MPa. Il fluido termovettore entra nel nocciolo alla temperatura di 295 °C, lambisce gli elementi di combustibile, ed esce alla temperatura di 330 °C. Il combustibile è quello tipico di un impianto pressurizzato e può raggiungere elevati tassi di bruciamento (fino 60 GWd/t), impiegando come combustibile UO<sub>2</sub> ma anche MOX fino al 50%. Il nocciolo è costituito da 241 elementi di combustibile a diverso arricchimento. Il controllo della reattività in eccesso del combustibile ad inizio vita è affidato a veleni bruciabili, mentre il boro disciolto nel moderatore (acido borico) e le barre di controllo assicurano la criticità del nocciolo durante tutto il ciclo di funzionamento. I principali dati del nocciolo Mille600 sono presentati nella Tabella 1. Ogni barretta di combustibile è composta da pastiglie di UO<sub>2</sub> contenute in tubi di Zircaloy e il cui arricchimento può raggiungere il valore massimo di 4.95 wt% in U-235. Le barrette di combustibile possono avere differenti composizioni lungo tutta la lunghezza dell'elemento di combustibile e possono contenere sia UO<sub>2</sub> che UO<sub>2</sub> miscelato ad ossido di gadolinio (Gd<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) quale veleno bruciabile. In particolare, assialmente la barretta è costituita di una zona centrale contenente UO<sub>2</sub> altamente arricchito, due zone esterne superiori e inferiori, denominate di cutback ad arricchimento intermedio, ed infine due zone terminali dette di blanket con UO<sub>2</sub> a più basso arricchimento. Le caratteristiche più importanti della barretta di combustibile sono riportate in Tabella 2.

<b>Descrizione</b>	<b>Valore</b>
Potenza elettrica	1600 MW
Potenza termica	4500 MW
Portata massica di refrigerante nel nocciolo	22225 kg/s
Portata di bypass (in %)	5.19 %
Pressione operativa	15.5 MPa
Reticolo	17x17
Interasse degli elementi	21.504 cm
Peso del combustibile per elemento	536.1 kg U

Tabella 1: Principali dati del nocciolo Mille600


<b>Descrizione</b>	<b>Valore</b>
Interasse delle barrette di combustibile	12.6 mm
Lunghezza della barretta di combustibile	420 cm
Lunghezza totale della barretta	455 cm
Raggio esterno della pastiglie di combustibile	4.0957 mm
Raggio interno della barretta	4.1795 mm
Raggio esterno della barretta	4.75 mm
Materiale della barretta	Zircaloy
Altezza della pastiglie di combustibile	1.348 (UO <sub>2</sub> ) cm
Densità UO <sub>2</sub>	10.52 g/cm <sup>3</sup>
Potenza lineare media	17.14 kW/m
Arricchimento massimo in U <sub>235</sub>	4.95 wt%
N° totale di barrette di combustibile	63624

Tabella 2: Caratteristiche della barretta di combustibile

Il reattore è dotato di 89 barre di controllo, di cui 41 vengono utilizzate per il controllo della potenza e 48 invece sono utilizzate per lo spegnimento rapido del reattore. In Tabella 3 vengono riportate le caratteristiche più significative delle barre di controllo.

<b>Descrizione</b>	<b>Valore</b>
Materiali assorbitori	Ag - In- Cd
Percentuale in peso dei diversi materiali assorbitori (Ag, In, Cd)	80, 15, 5 %
Numero di barrette assorbenti per ogni elemento di combustibile	24
Numero di elementi con barre di controllo	89
Lunghezza parte assorbente	424 cm
Lunghezza totale barra di controllo	471.74 cm
Passo minimo di movimentazione barra	1.00 cm
Numero di passi totali	424
Raggio interno assorbitore	0.221 cm
Raggio esterno assorbitore	0.433 cm
Densità assorbitore	10.17 g/cm <sup>3</sup>
Raggio interno guaina	0.4368 cm
Raggio esterno guaina	0.4838 cm
Materiale guaina	Zircaloy
Altezza controllata	412 cm

Tabella 3: Caratteristiche delle barre di controllo

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	158	197

## 5.4 Descrizione della Nodalizzazione per MELCOR 1.8.6

### 5.4.1 Descrizione del codice MELCOR (v. 1.8.6)


Il codice MELCOR è in grado di simulare in modo integrale l'evolversi di una sequenza incidentale severa in un impianto ad acqua leggera. E' stato sviluppato presso il Sandia National Laboratory (US) quale strumento per l'analisi e la verifica degli impianti nucleari di seconda generazione, succedendo al "Source Term Code Package".

Lo spettro di fenomeni che possono verificarsi durante un incidente severo, inclusa l'analisi termofluidodinamica del sistema primario e del sistema di contenimento, il riscaldamento, degradazione e danneggiamento del core, il rilascio e trasporto dei prodotti di fissione viene trattato in MELCOR con un approccio unificato, sia per impianti PWR che BWR. Il codice è stato sviluppato per facilitare l'esecuzione di analisi di sensitività, che permettano di valutare l'impatto di determinate ipotesi sul termine di sorgente esterno. Il comportamento termoidraulico dell'impianto viene simulato in MELCOR facendo uso di volumi di controllo, giunzioni e strutture termiche.

MELCOR valuta il rilascio e il trasporto dei prodotti di fissione e dei materiali delle barre di controllo rilasciati sotto forma di aerosol durante un incidente con danneggiamento del core. Meccanismi di deposizione e agglomerazione degli aerosol, che possono determinare un'importante riduzione del termine di sorgente, sono simulati dal codice tenendo conto di effetti quali la diffusioforesi e la termoforesi.

Il codice MELCOR è in grado di valutare la risposta termica del nocciolo e delle strutture del plenum inferiore del vessel, inclusa la parte della testa inferiore del recipiente in pressione. Viene quindi simulata la rilocazione dei materiali fusi del nocciolo e la successiva formazione di un debris nelle zone più basse del nocciolo stesso.

Le possibili reazioni di ossidazione dello Zircaloy e dell'acciaio sono considerate nei casi limite sia della diffusione dell'ossigeno attraverso lo strato di ossido che della diffusione del vapore o dell'ossigeno attraverso lo strato limite della miscela che lambisce il metallo.

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	159	197

### 5.4.2 Il sistema primario e secondario dell'impianto Mille600

Il modello MELCOR dell'impianto Mille600 è stato messo a punto sulla base dei dati riportati in [7] e [10]. Come già sottolineato, il set di dati Mille600 non fa riferimento ad un preciso impianto commerciale, ma ad un generico impianto PWR avanzato. Alcuni dei dati dell'impianto Mille600, non disponibili dalla documentazione, sono stati scelti con stime ingegneristiche basate sull'esperienza relativa alla simulazione di altri reattori ad acqua in pressione. Inoltre, non sono stati simulati molti dei sistemi di refrigerazione di emergenza dell'impianto, in quanto essi risultano non disponibili durante la sequenza incidentale scelta. Per ridurre la complessità del modello sono stati nodalizzati solamente due circuiti simulanti il sistema primario dell'impianto, il primo contenente il pressurizzatore, l'altro comprendente gli altri tre loop del circuito di refrigerazione

La nodalizzazione sviluppata con MELCOR del recipiente in pressione e del core dell'impianto sono mostrate nelle Figure 3 e 4. Il core è stato schematizzato con tre anelli radiali (due simulanti il rispettivamente il canale caldo e quello medio del core e il terzo necessario per la descrizione delle zone del plenum inferiore che si trovano sotto il downcomer) e 14 livelli assiali. Per ciascun anello radiale vengono utilizzati 4 nodi di controllo termidraulici mentre uno specifico modello del codice permette di valutare il gradiente termico assiale per le celle del core localizzate all'interno di tali volumi. Il calore di decadimento viene valutato dal modulo ORIGEN (integrato nel codice MELCOR), che permette di seguire la dinamica dei radionuclidi e della relativa generazione di calore.

Il sistema primario e il secondario del Mille600 sono stati simulati utilizzando 74 volumi di controllo idrodinamici (Figura 5). Entrambi i sistemi sono stati suddivisi in due circuiti: il primo connesso al pressurizzatore e contenente l'eventuale rottura nel caso di simulazione di un incidente con perdita di refrigerante, il secondo comprendente gli altri tre circuiti dell'impianto. Anche la simulazione dei generatori di vapore e del secondario dell'impianto Mille600 ha richiesto una nodalizzazione sufficientemente dettagliata (Figura 6). Per ciascun generatore sono stati usati 15 volumi di controllo idrodinamici, grazie ai quali è stato possibile descrivere le caratteristiche peculiari delle soluzioni adottate in Mille600 per ottimizzare la trasmissione del calore dal primario al secondario. Tra i volumi del secondario e quelli che simulano i tubi ad U del generatore vi è una corrispondenza 1 a 2 che permette di simulare la dipendenza dello scambio termico attraverso i tubi dal livello di acqua nel secondario, durante una sequenza con perdita completa dell'acqua di alimento.

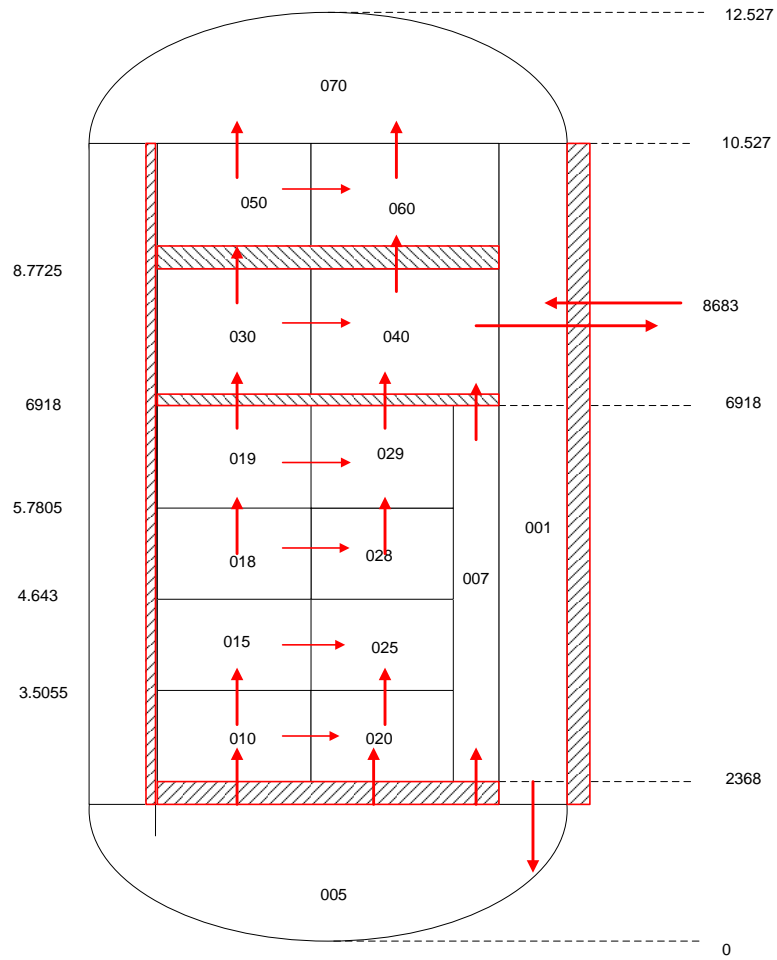


Figura 27: Nodalizzazione del recipiente in pressione del Mille600 per MELCOR

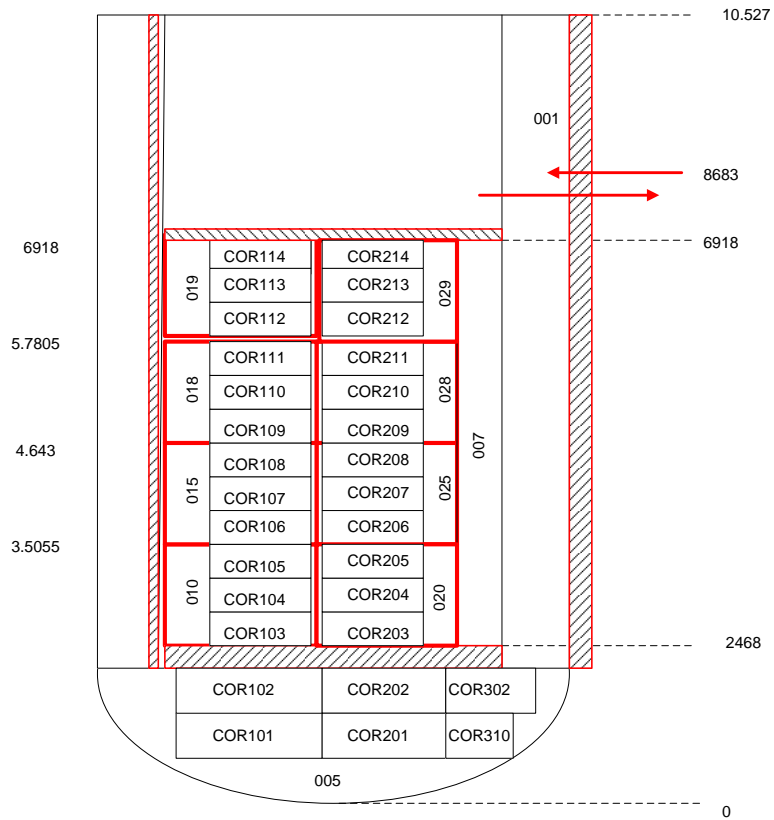


Figura 28. Nodalizzazione del core del Mille600 per MELCOR

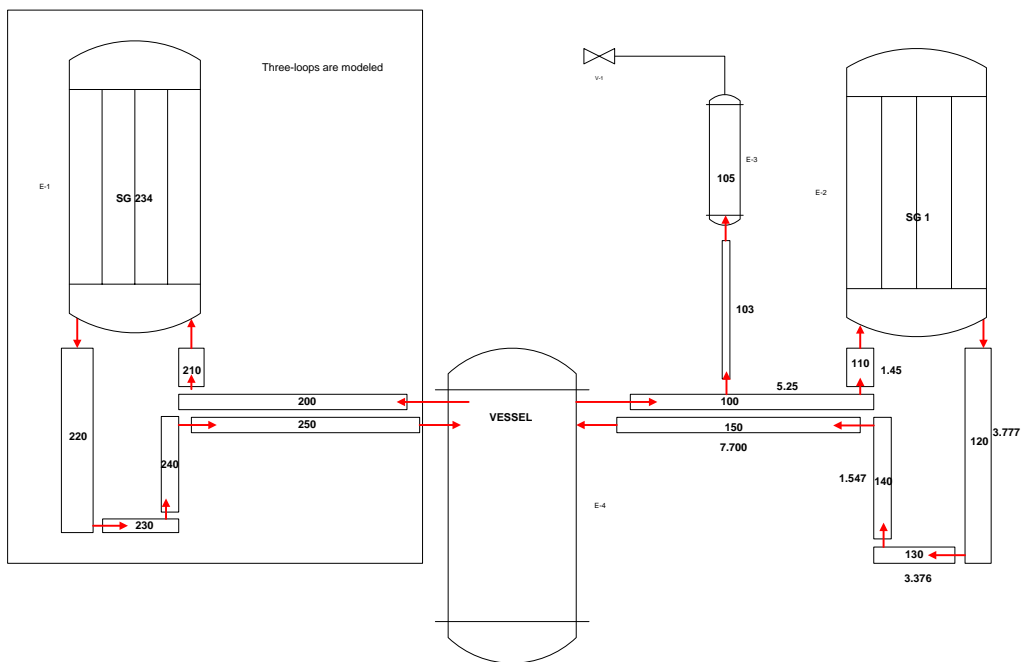


Figura 29. Nodalizzazione del sistema primario del Mille600 per MELCOR

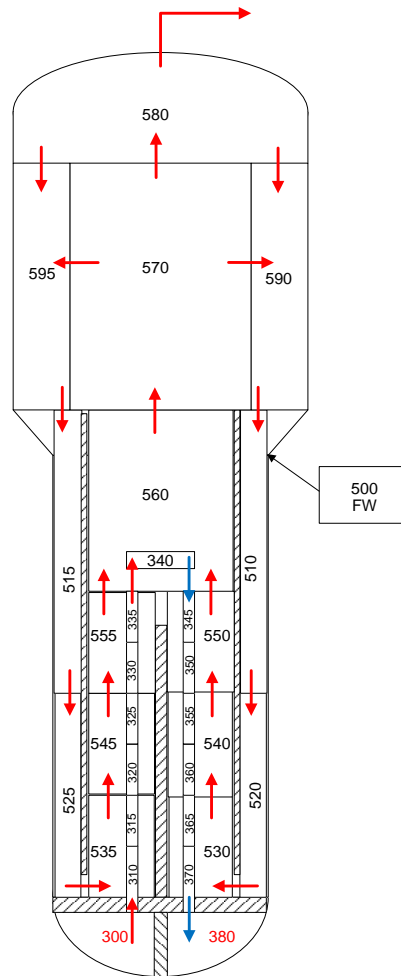


Figura 30. Nodalizzazione del generatore di vapore del Mille600 per MELCOR

### 5.4.3 Descrizione dei modelli del sistema di contenimento

Il modello dell'edificio di contenimento dell'impianto Mille600 (Figura 7) è stato messo a punto seguendo l'impostazione presentata in [10]. Tale nodalizzazione è stata adattata affinché potesse interfacciarsi al restante modello dell'impianto, e completata con il serbatoio di sfogo del pressurizzatore e dai modelli per la simulazione di ricombinatori di idrogeno autocatalitici passivi.

Alla nodalizzazione sono stati aggiunte le informazioni per la simulazione dell'interazione corium-calcestruzzo all'interno della cavità del reattore, simulando anche il trasferimento del corium nella "spreading area". E' possibile quindi stimare la quantità di gas incondensabili generati durante questa interazione, nonché la percentuale di calcestruzzo che si viene a consumare durante la fase ex-vessel della sequenza incidentale. Al fine di poter valutare la capacità di refrigerazione del corium, è stata prevista la possibilità di allagare la "spreading



area”, dopo il cedimento della testa inferiore del vessel e non appena una significativa quantità di materiale fuso raggiunge il basamento della cavità.

Alternativamente è stata simulata la possibilità di allagare la cavità del reattore, prima che si raggiungano valori di deformazione e sforzo da creep pericolosi per il recipiente in pressione, per studiare la possibilità di contenere il corium fuso all’interno del vessel, grazie alla refrigerazione della superficie esterna dello stesso.

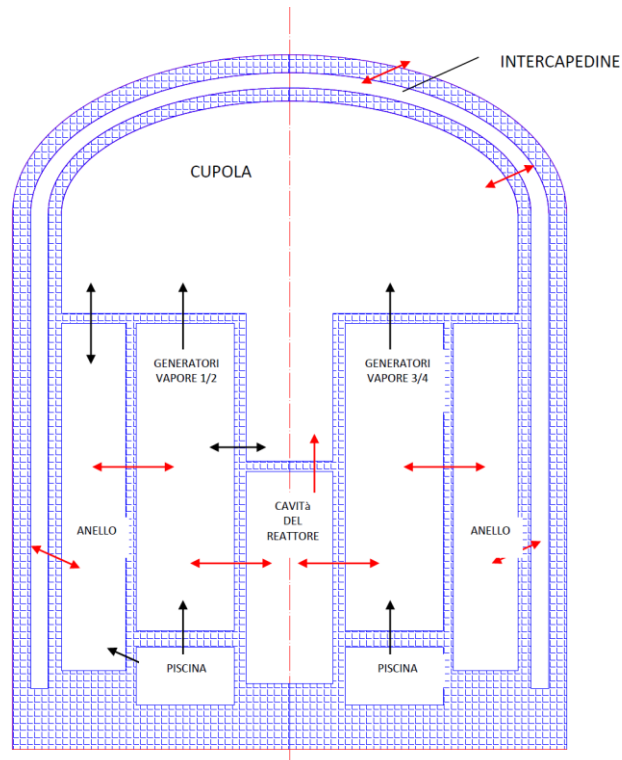


Figura 31: Sistema di contenimento del Mille600 con MELCOR

## 5.5 Descrizione generale delle sequenze incidentali severe simulate con MELCOR 1.8.6


Le sequenze incidentali analizzate hanno entrambe inizio con la perdita dell'alimentazione elettrica in corrente alternata, che immediatamente provoca il progressivo rallentamento delle quattro pompe principali di circolazione del fluido di refrigerazione primario e il trip delle turbine con conseguente isolamento del sistema secondario. Pochi istanti dopo l'inizio dell'incidente avviene anche lo SCRAM del reattore per effetto della caduta per gravità delle barre di controllo. Nella simulazione tale evento è subordinato cautelativamente al raggiungimento del segnale di alta pressione nel sistema primario. Si ipotizza che anche i generatori diesel di emergenza non riescano a partire e che come effetto della perdita di tutte le sorgenti di energia, l'alimentazione elettrica non sia più disponibile. Allo stesso modo vengono a mancare la portata di "letdown" e le funzioni di controllo del livello del pressurizzatore e delle perdite dalle tenute delle pompe. Quest'ultima indisponibilità dà luogo anche ad una piccola perdita di refrigerante primario che nella presente analisi non è stata simulata.

I sistemi di iniezione di emergenza a media e bassa pressione sono quindi anch'essi non disponibili, essendo sistemi attivi, mentre gli accumulatori (simulati nella presente nodalizzazione) intervengono solo a seguito del cedimento della testa inferiore del vessel, scaricando quindi il loro contenuto direttamente nel sistema di contenimento. Durante la sequenza si ipotizza che non avvenga l'apertura manuale delle valvole del sistema di protezione contro la sovrappressione del sistema primario.

Il blocco delle pompe del sistema di alimentazione principale del secondario e l'indisponibilità dell'acqua di alimento ausiliaria fanno sì che venga a mancare in poco tempo anche la rimozione del calore attraverso i generatori di vapore. Si assume invece la disponibilità di una batteria che permette l'apertura e la chiusura delle valvole di sicurezza presenti sul pressurizzatore e sui quattro generatori di vapore.

Il blocco dell'acqua di alimentazione e la chiusura delle valvole di isolamento principale del vapore, causano un iniziale aumento della pressione nel sistema secondario, per effetto dell'ebollizione dell'acqua presente nei generatori. L'apertura delle valvole di sicurezza situate su ciascuno dei quattro generatori limita questa salita di pressione, provocando tuttavia una progressiva diminuzione della quantità d'acqua presente nel secondario.

Durante la fase iniziale della sequenza, infatti, la circolazione naturale che si instaura tra il core e i generatori di vapore trasporta il fluido refrigerante caldo verso i tubi ad U e permette la rimozione di una parte dell'energia prodotta nel core da parte dell'acqua rimasta nel secondario. L'ebollizione di quest'acqua e il rilascio di vapore al sistema di contenimento attraverso le valvole di sicurezza dei generatori porta al progressivo essiccamento del lato secondario dei generatori.

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	165	197

Dopo questa fase, il calore generato riscalda l'acqua del sistema primario e ne fa diminuire la densità, provocando quindi un aumento della temperatura e della pressione nel sistema. L'aumento di pressione nel primario viene limitato dall'apertura delle valvole di sicurezza del pressurizzatore (3 treni di valvole con set point di apertura progressivamente sempre più alti). La conseguente perdita di refrigerante dal sistema primario porta allo scoprimo del nocciolo e al conseguente surriscaldamento degli elementi di combustibile. Le alte temperature raggiunte sulla superficie delle barrette di combustibile innescano reazioni di ossidazione tra il vapore e lo Zircaloy con produzione di idrogeno e di calore che si aggiunge a quello prodotto per il decadimento dei prodotti di fissione.

Se a questo punto della sequenza incidentale, nessuna misura mitigativa viene attivata, il nocciolo subisce un progressivo danneggiamento con rilocalizzazione di materiale verso le parti più basse del recipiente in pressione, formazione di un letto di debris sul fondo del vessel, cui può seguire un attacco meccanico e termico alla testa inferiore dello stesso. Il cedimento del recipiente in pressione viene in questo caso anticipato a causa delle notevoli deformazioni e tensioni che si vengono ad avere per creep termico sotto l'effetto della notevole differenza di pressione tra sistema primario e contenimento e delle elevate temperature che si raggiungono nelle strutture del vessel.

La rottura della testa inferiore del vessel può essere evitata allagando la cavità del reattore con l'acqua della IRWST e garantendo una efficace refrigerazione della superficie esterna del recipiente (come simulato nella prima sequenza denominata SBO-IVR). Altrimenti si può attuare una refrigerazione del corium fuso fuoriuscito dal vessel, sempre usando l'acqua della IRWST, come simulato nella seconda sequenza denominata SBO-EVR).

### **5.5.1 Risultati della sequenza di SBO-IVR**

Lo scenario incidentale analizzato con il codice MELCOR inizia con la perdita completa di ogni sorgente di energia esterna in corrente alternata e con una progressiva degradazione delle batterie in corrente continua disponibili. Il transitorio evolve con le caratteristiche di una sequenza ad alta pressione senza alcun possibile intervento dei sistemi di iniezione di emergenza ed è considerata la più severa dal punto di vista della produzione di idrogeno all'interno del sistema primario. Nella Tabella 4 vengono riassunte le più importanti ipotesi e condizioni al contorno assunte nel calcolo. La Tabella 5 mostra invece la sequenza temporale degli eventi più significativi che si verificano durante lo scenario incidentale.

<b>Condizioni al contorno</b>	<b>Milee600 - SBO</b>
Emergency Feed Water System	Indisponibile
MHSI	Indisponibile
LHSI	Indisponibile
Pompe dell'acqua di alimentazione	Trip a t=0 sec.
Valvole di isolamento del vapore	Chiusura a t=0 sec.
PRZ valvole di sicurezza 1 (SRV 1)	set-point di apertura: 17.5 MPa
PRZ valvole di sicurezza 2 (SRV 2)	set-point di apertura: 17.8 MPa
PRZ valvole di sicurezza 3 (SRV 3)	set-point di apertura: 18.1 MPa
PRZ spray	Indisponibile
Pompe del circuito primario	Trip a t=0 sec.
Potenza reattore	SCRAM alta pressione primario (16.5 MPa)
Valvole SG	Set-point apertura: 9.44 MPa
Turbine Trip	Trip at t=0 sec.

Tabella 4: Condizioni al contorno ed ipotesi per la sequenza incidentale


<b>Evento</b>	<b>Descrizione</b>	<b>Istante (sec)</b>	<b>Note</b>
1	Station Black Out	0	Imposto
2	SCRAM del reattore	18.7	On PRZ <i>low level signal</i>
3	Prima apertura valvole SG	45	
4	Dryout dei tubi del generatore	170	Inizio scoprimiento
		2535	Metà altezza
		3885	Base
5	PRZ full	8300	Diminuzione rilevante della massa del primario

6	Inizio scoprimento del core	9050	
7	Inizio surriscaldamento del combustibile	11500	
8	Core completamente scoperto	14000	
9	Inizio della reazione di ossidazione	14600	
10	Immissione di H2 nel contenimento	14650	
11	Inizio rilocazione core danneggiato	20500	
12	Inizio allagamento della cavità	22000	Segnale di alta temperatura (900 K) nel lower head
13	Termine allagamento della cavità	30000	
14	Termine transitorio	50000	

Tabella 5: cronologia dei principali eventi della sequenza di SBO-IVR

Le piccole differenze durante i primi 25000 s di transitorio rispetto ai risultati presentati in [10] sono legate fondamentalmente al fatto che nelle presenti simulazioni la potenza dell'impianto (sia quella di fissione che quella dovuta al decadimento dei prodotti di fissione) viene calcolata in relazione alla quantità di nuclidi presente in ciascuna zona del core, mentre nella simulazione precedente la potenza di fissione era imposta e quella di decadimento ottenuta da una curva ANS.

A seguito della perdita completa dell'alimentazione elettrica e della capacità di rimozione del calore da parte dei quattro generatori di vapore, la pressione nel sistema secondario raggiunge velocemente il set point di apertura delle valvole di rilascio del vapore, mentre la pressione del sistema primario dopo una veloce fase di discesa, successiva allo scram dell'impianto, raggiunge il valore di circa 17.6 MPa, set-point di apertura delle valvole di sicurezza del pressurizzatore, dopo circa 6300 s dall'inizio dell'incidente (Fig. 8). La pressione rimane quindi intorno a questo valore per effetto dell'apertura e chiusura di queste valvole. Le tensioni indotte nelle strutture del vessel a causa dell'elevata pressione del sistema primario, associate alle temperature che si vengono ad avere all'interno di tali strutture conducono al cedimento catastrofico del vessel per creep termico (label: "no cavity flooding" in figura) dopo 27600 s dall'inizio del transitorio, a meno che non si proceda, come ipotizzato in questa simulazione, all'allagamento della cavità del reattore e alla refrigerazione della superficie esterna del vessel.


 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	168	197

La perdita di vapore attraverso le valvole dei generatori di vapore determina una veloce diminuzione della quantità di acqua complessivamente presente nel sistema secondario (Fig. 9), mentre il progressivo riscaldamento dell'acqua del sistema primario e conseguente rigonfiamento del fluido provoca una salita del livello del pressurizzatore (Fig. 10) che diventa "solido" dopo 8300 s. Dalle valvole di sicurezza del pressurizzatore comincia pertanto una perdita di refrigerante primario (Fig. 11) sotto forma di un efflusso critico bifase che viene scaricato nel serbatoio di sfogo nel sistema di contenimento, determinando da una parte un veloce decremento della massa di fluido primario (nella quale sono computate anche le circa 200 tonnellate di acqua dei quattro accumulatori), dall'altra una drastica degradazione della potenza termica rimossa fino a quel momento attraverso i generatori di vapore grazie ad una sostenuta circolazione naturale tra il recipiente in pressione e questi ultimi (Fig. 12).

La potenza di decadimento generata nel nocciolo provoca quindi l'inizio dello scoprimiento del core intorno ai 9000 s dall'inizio dell'incidente (Fig.13); come conseguenza la temperatura delle barrette di combustibile comincia a crescere fino a che, intorno ai 19000 s, le zone superiori del core subiscono una decisa degradazione e cominciano a rilocare verso il basso. La salita di temperatura del combustibile viene mitigata prima parzialmente dall'effetto refrigerante del vapore prodotto dal debris fuso e rilocato nelle zone inferiori, poi in modo più deciso dallo svuotamento del loop seal dei tre circuiti non contenenti il pressurizzatore che, come mostrato in Fig. 14, avviene circa dopo 25000 s provocando una breve fase di ribagnamento del core surriscaldato. Dopo questa fase, la temperatura delle barrette di combustibile ricomincia ad aumentare, anche se il ribagnamento della superficie esterna del vessel determina un rateo di crescita inferiore, così che al termine della sequenza (50000 s) il livello di danneggiamento del core si presenta ancora piuttosto limitato.

Il surriscaldamento delle barrette di combustibile è anche in parte dovuto alla reazione fortemente esotermica di ossidazione delle camicie di Zircaloy da parte del vapore presente nel vessel e che, a partire dai 14600 s, provoca la produzione di circa 900 kg di Idrogeno (Fig. 15).

La risposta della pressione nel sistema di contenimento è pressoché identica in tutti i volumi dell'edificio per rilasci immessi nel sistema stesso ed è caratterizzata da tre picchi (Fig. 16), il primo dovuto all'efflusso del vapore dalle valvole dei generatori di vapore che in questa simulazione viene ipotizzato sfogare nell'atmosfera della IRWST, il secondo alla portata di acqua e vapore (e successivamente anche di idrogeno) attraverso le valvole di sicurezza del pressurizzatore e l'ultimo conseguenza dello sbuffo di vapore surriscaldato che si ha attraverso le valvole del pressurizzatore e quelle dei generatori di vapore, come risultato dello svuotamento del loop seal dei tre circuiti non contenenti il pressurizzatore. Allo stesso modo anche la temperatura negli ambienti del sistema di contenimento sembra mostrare una buona omogeneizzazione termica dell'atmosfera (Fig. 17), se si esclude l'anello esterno alle cavità dei generatori di vapore più debolmente interessato ai moti di circolazione naturale che si instaurano nel contenimento.

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	169	197

La Figura 18 mostra l'integrale della quantità di idrogeno che viene ricombinato dai PAR, da cui si evince come essi siano in grado di trattare circa la metà del gas prodotto durante la sequenza incidentale. La concentrazione molare dell'idrogeno nei compartimenti del sistema di contenimento (Figura 19) si mantiene pertanto su valori non eccessivamente elevati (generalmente < 5%) e risulta essere omogeneamente distribuita all'interno dei vari volumi dell'edificio.

Le figure 20 e 21 mostrano la portata di acqua attraverso la giunzione che connette la IRWST con la cavità del reattore e il corrispondente livello di acqua nella stessa. Come si può notare, durante la fase di svuotamento della IRWST (fino a 30000 s) l'acqua nella cavità riesce a coprire interamente il vessel (che si estende tra le quote di 0 e 12.5 m), mentre dopo circa 35000 s si raggiungono condizioni di ebollizione di massa e il livello nella cavità tende a ridursi piuttosto velocemente, stabilizzandosi intorno a circa la metà dell'altezza del volume.

Il flusso termico attraverso la superficie esterna del vessel è chiaramente legato al livello nella cavità (Figura 22). Durante le fasi in cui ciascuna struttura si trova ad essere refrigerata dall'acqua i valori del flusso termico variano da un minimo di circa 20 kW/m<sup>2</sup> per la testa inferiore del vessel ad un massimo di circa 100 kW/m<sup>2</sup> per la testa superiore, mentre attraverso la superficie cilindrica verticale il flusso termico vale circa 50 kW/m<sup>2</sup>.

L'effetto dell'allagamento della cavità sulle temperature delle strutture che formano il recipiente in pressione (Figura 23) è particolarmente evidente soprattutto per la parte cilindrica e la testa superiore (almeno fino a quando quest'ultima non comincia a scoprirsi), mentre è più ridotto per la testa inferiore. La refrigerazione esterna del vessel evita comunque il raggiungimento delle condizioni di rottura per creep termico del recipiente in pressione.

In relazione all'analisi del termine di sorgente, in figura 24 viene riportata la quantità di CsI calcolata dal codice in alcune zone dell'impianto. Durante i primi 5000 s dall'inizio del danneggiamento del combustibile, lo CsI è localizzato soprattutto nel vessel e in parte nel sistema di contenimento (attraverso la PORV del pressurizzatore), mentre una piccola parte finisce nei tubi della scambiatore 1 per effetto della circolazione naturale che si instaura tra vessel e generatore di vapore. Negli altri tre rami del circuito primario tale circolazione è inibita dall'acqua che ristagna nei loop seals fino a 25000 s, dopo lo svuotamento dei quali, parte dello CsI viene trasferito abbastanza velocemente dal vessel verso i tre rami e nel sistema di contenimento.

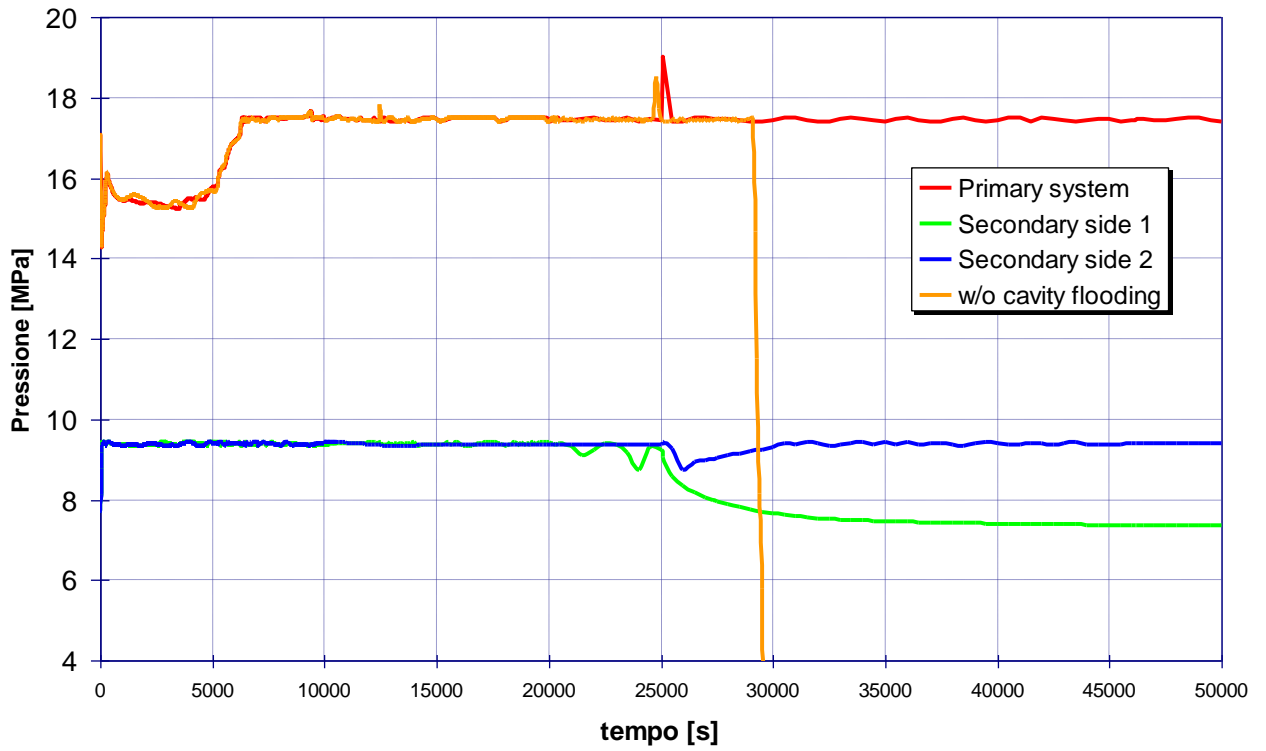


Figura 32: Pressione nel sistema primario e secondario del Mille600

Massa totale del secondario

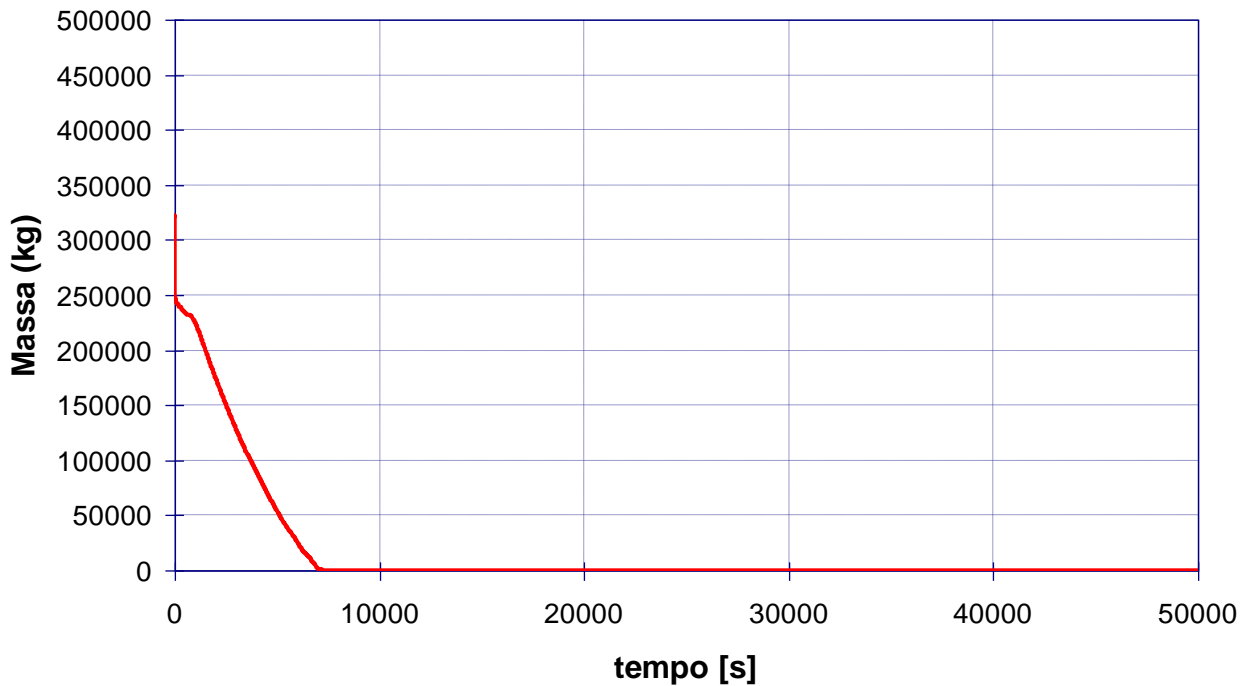


Figura 33: Massa di acqua nel secondario



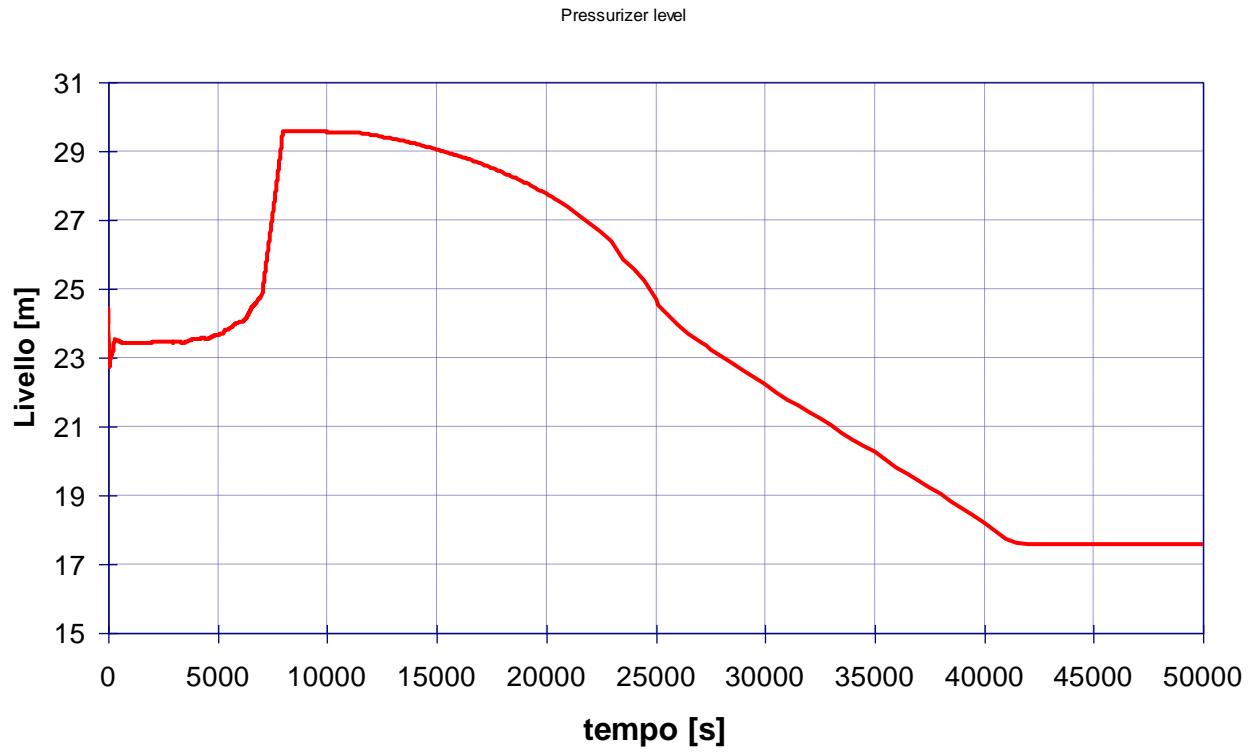


Figura 34: Livello di acqua nel pressurizzatore

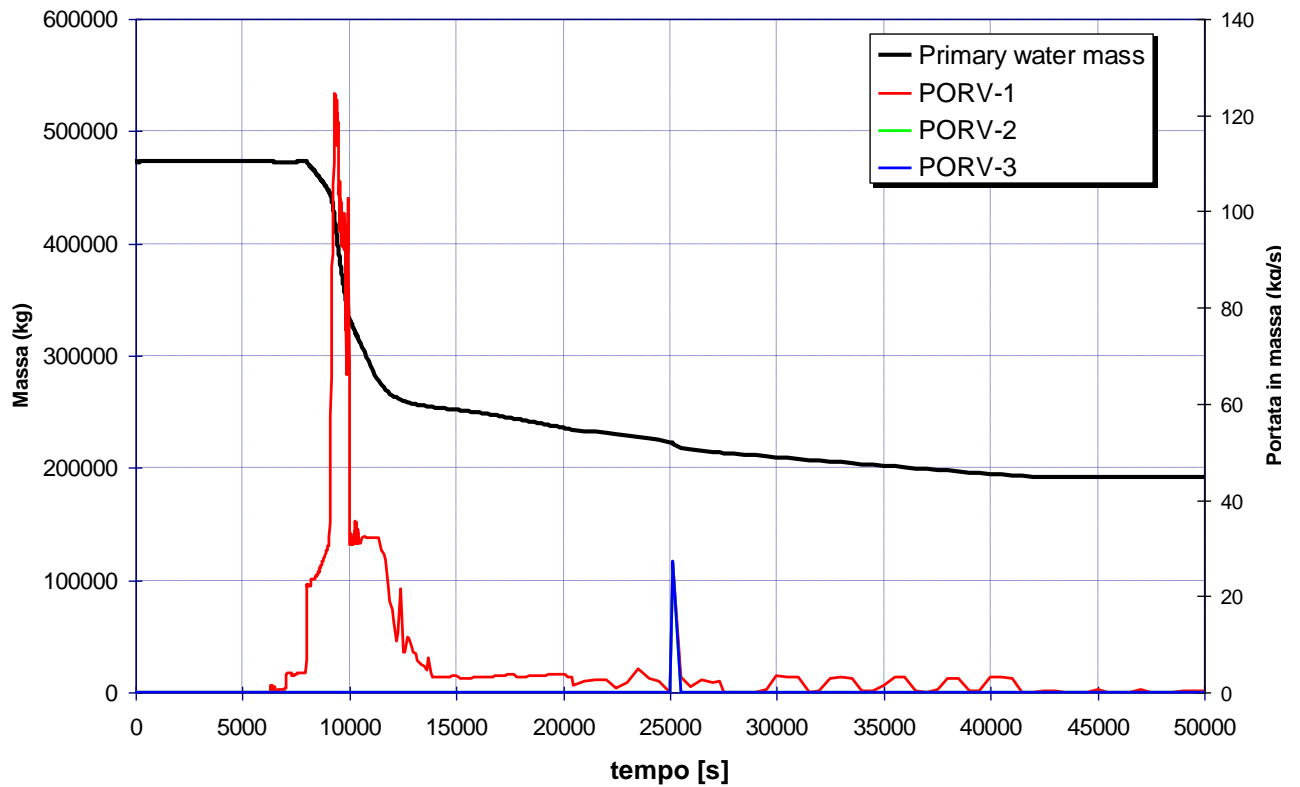


Figura 35: Massa di acqua nel sistema primario e portata attraverso le PORV

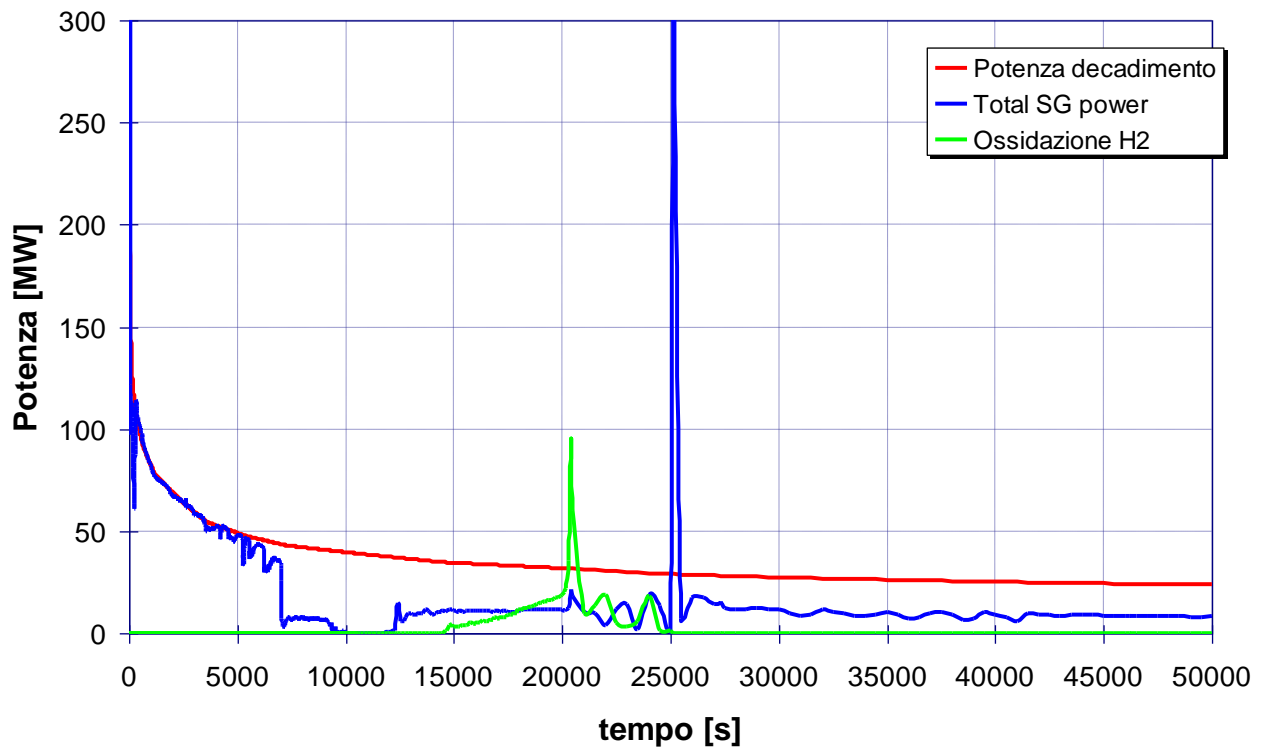


Figura 36: Potenza termica del core vs potenza scambiata attraverso i generatori

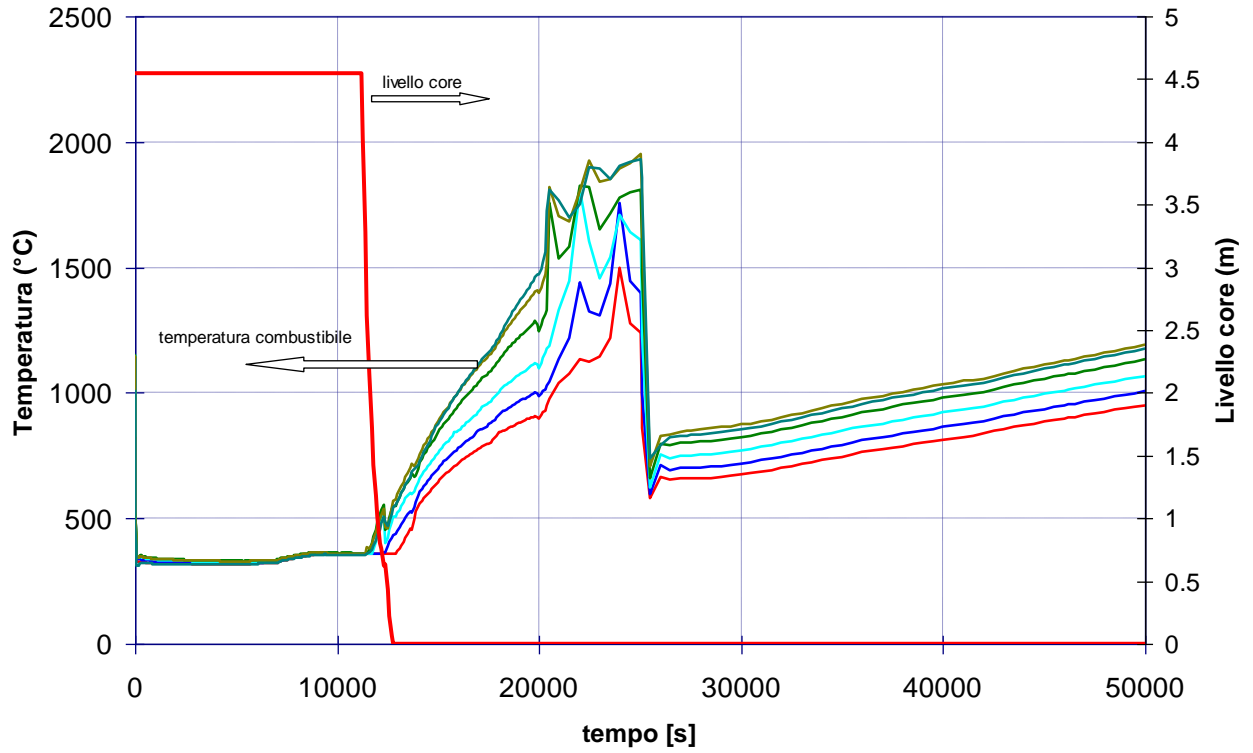


Figura 37: Livello e temperature nel core

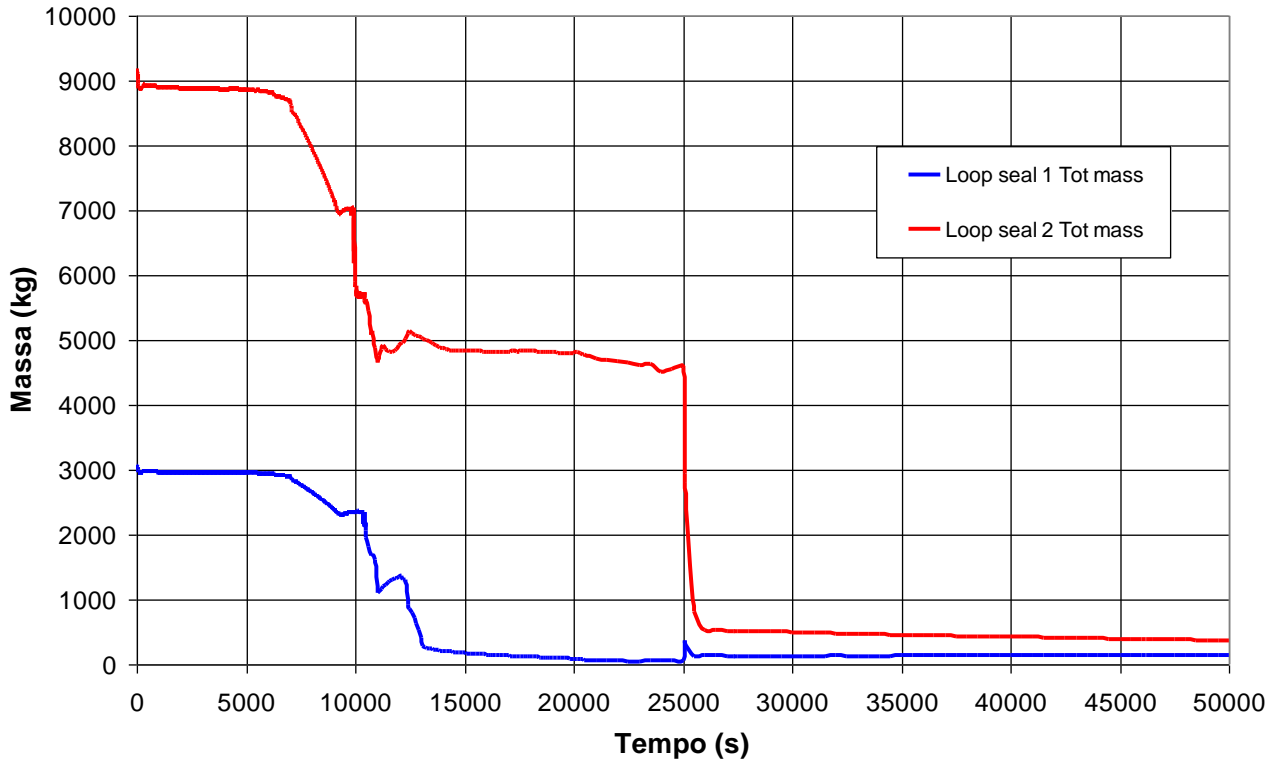


Figura 38: Massa di acqua nei due loop seal

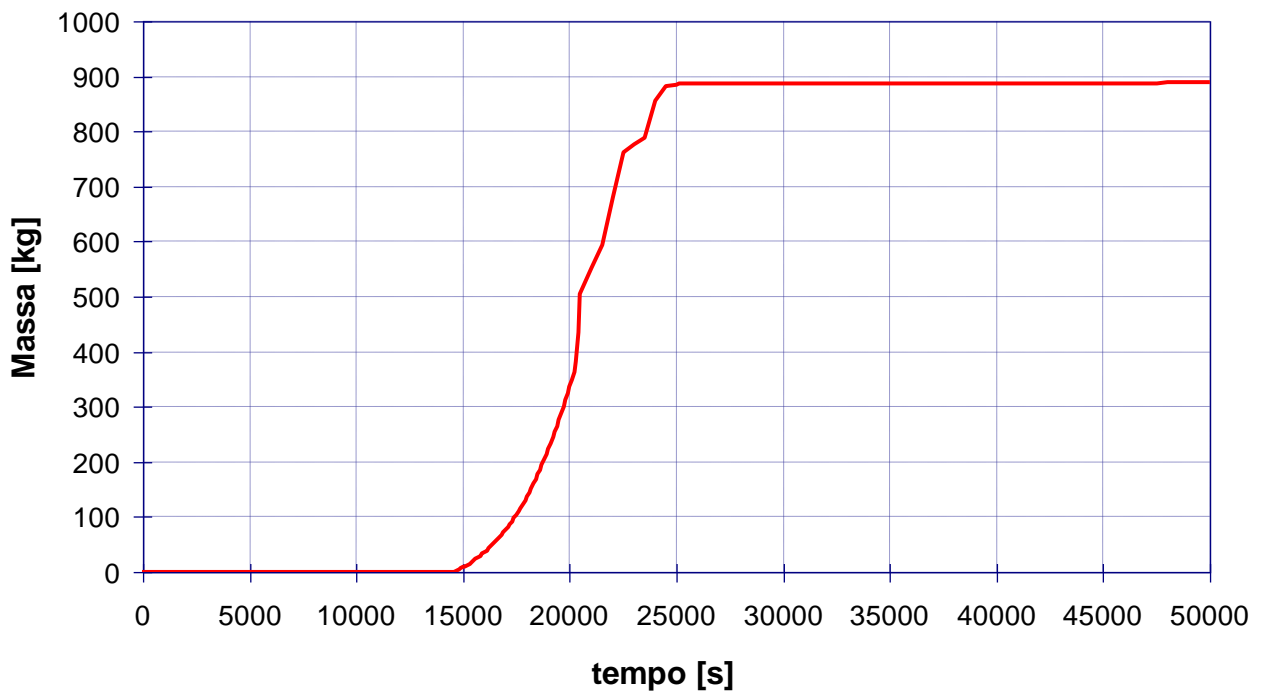


Figura 39: Quantità di Idrogeno prodotta nel sistema primario

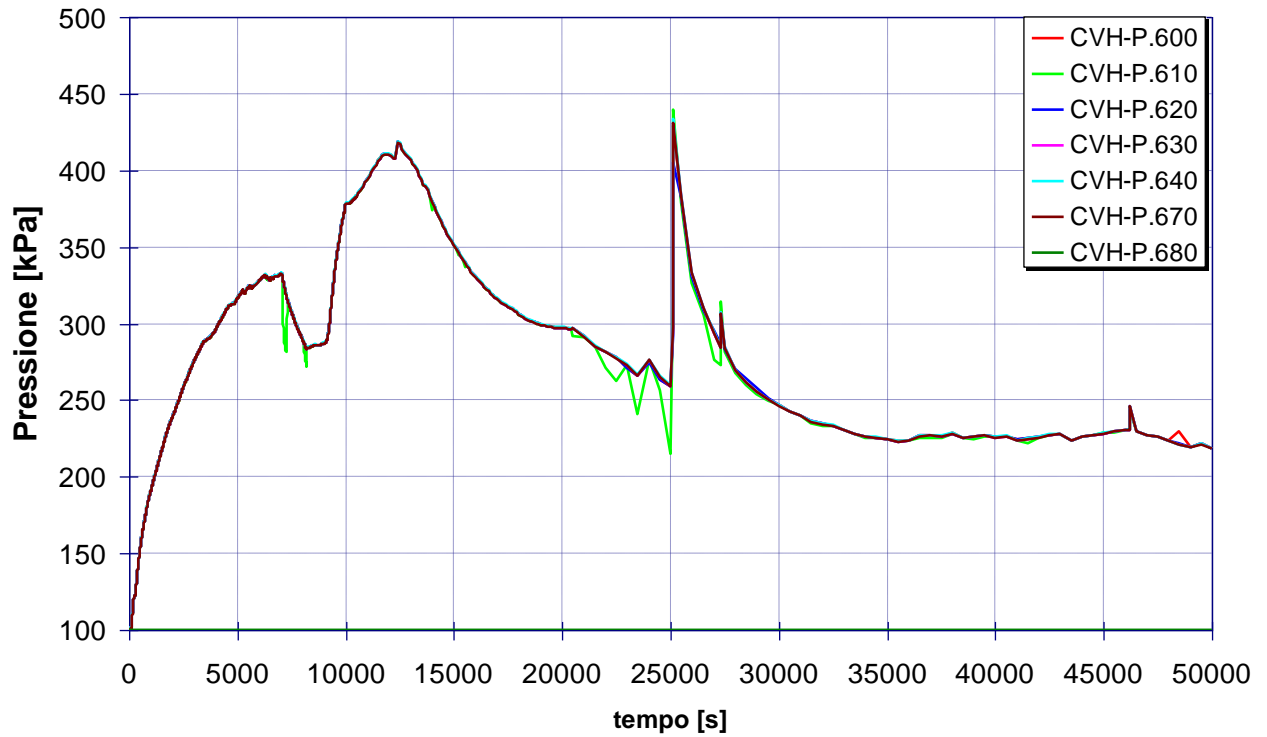


Figura 40: Pressione nel sistema di contenimento

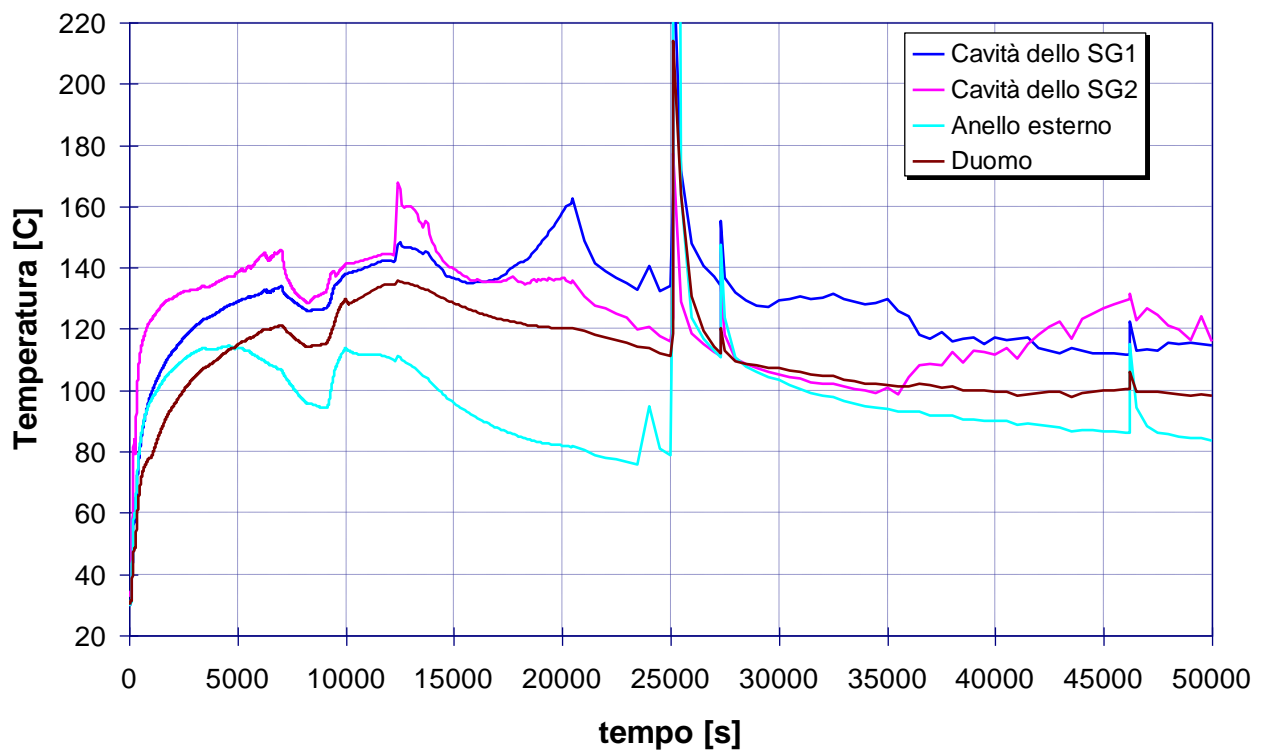


Figura 41: Temperatura dell'atmosfera del sistema di contenimento

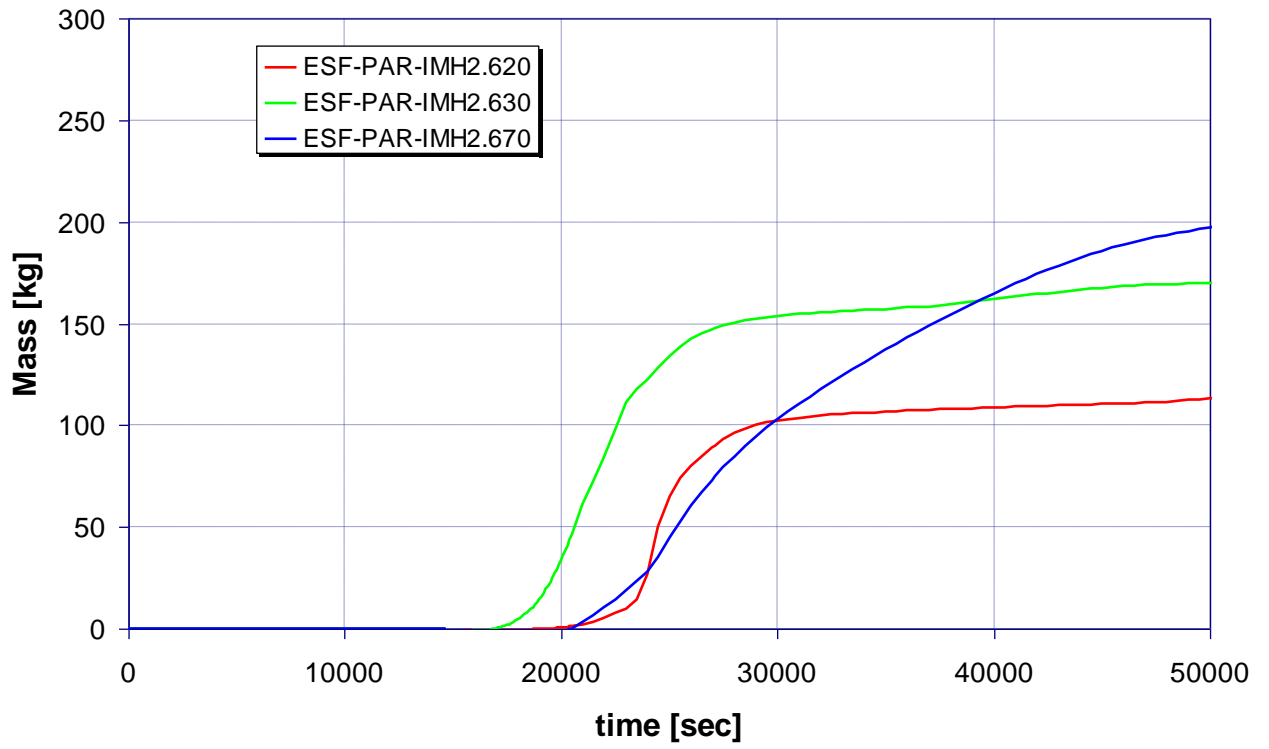


Figura 42: Integrale dell'Idrogeno trattato attraverso i PAR

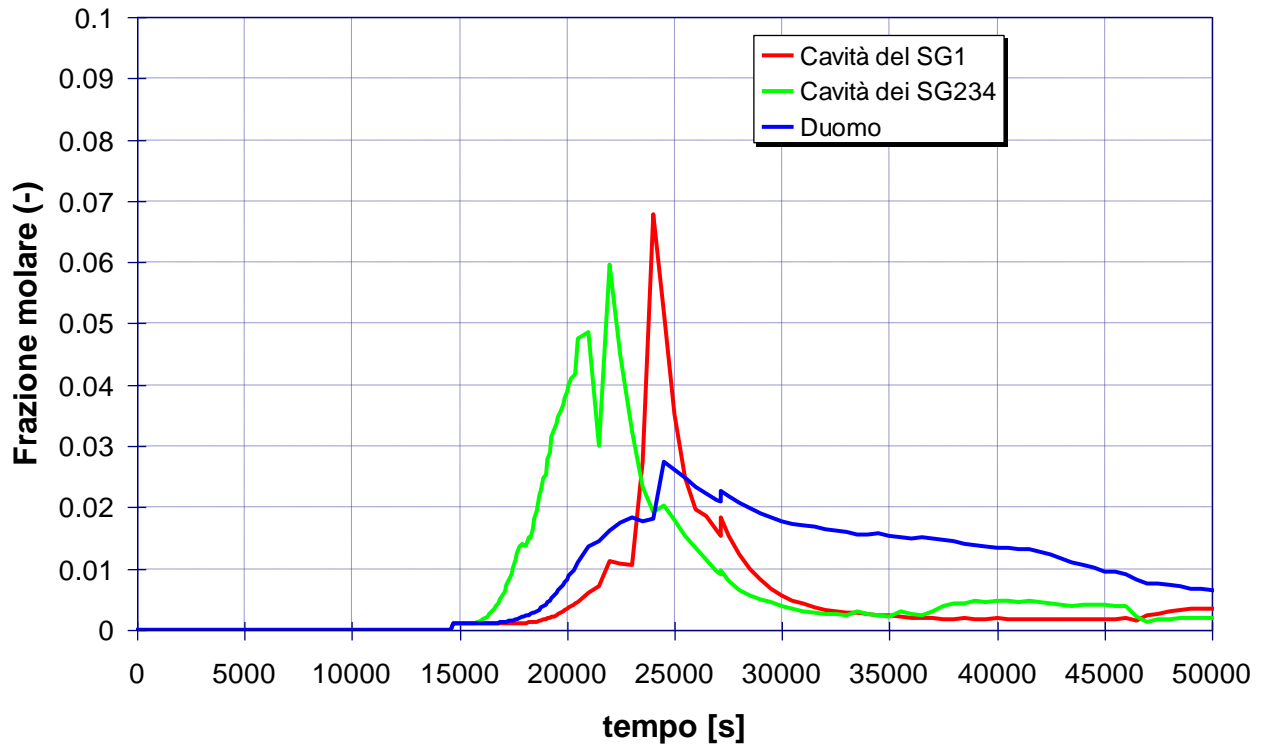


Figura 43: Frazione molare dell'Idrogeno nel sistema di contenimento

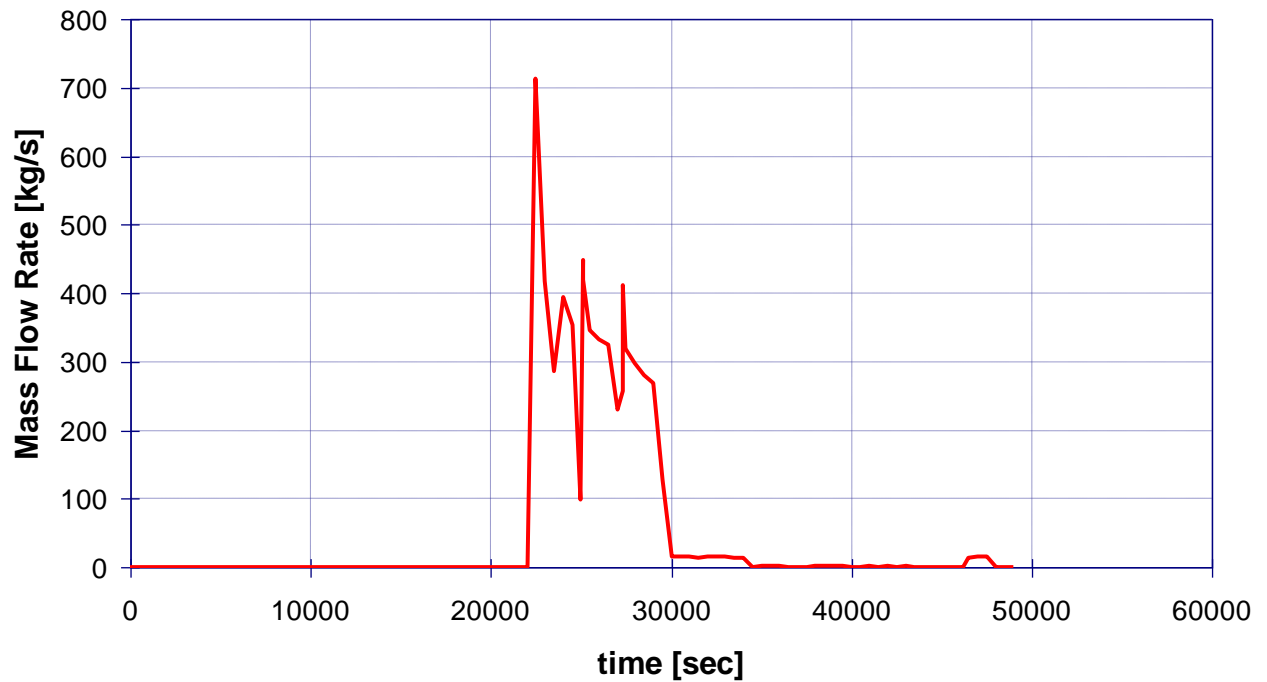


Figura 44: Portata di acqua dalla IRWST alla cavità del reattore

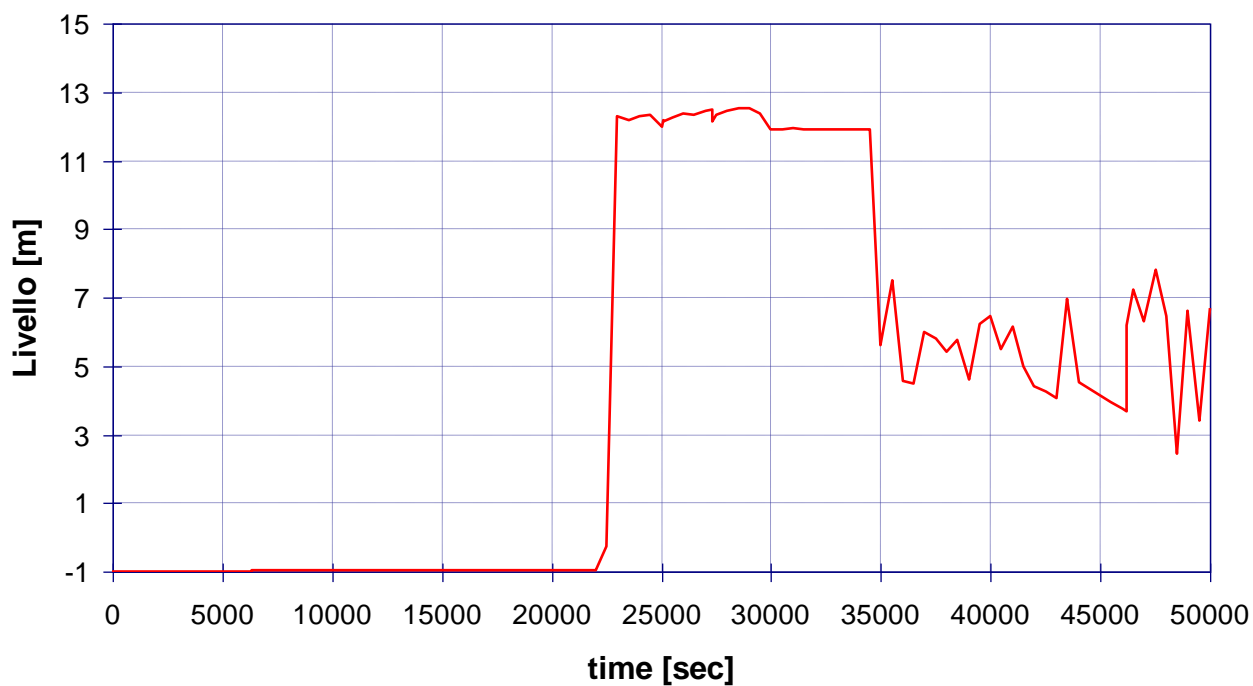


Figura 45: Livello di acqua nella cavità del reattore



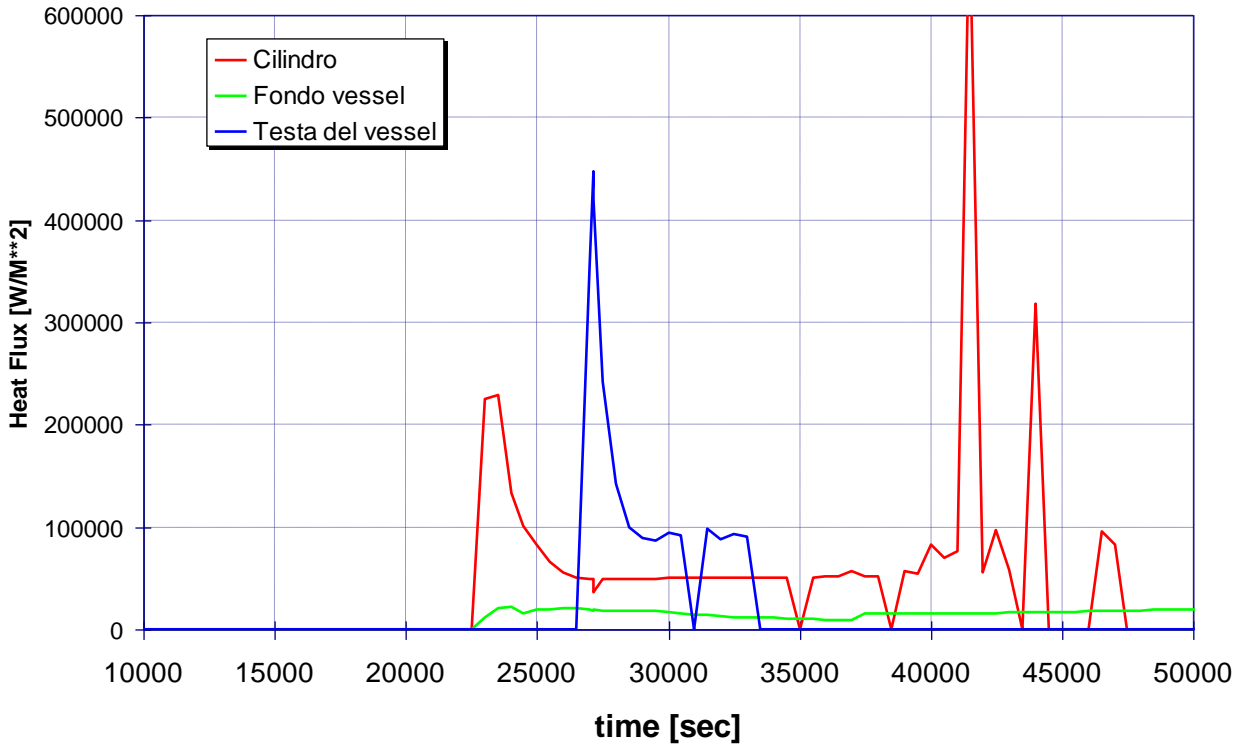


Figura 46: Flusso termico attraverso la superficie esterna del vessel

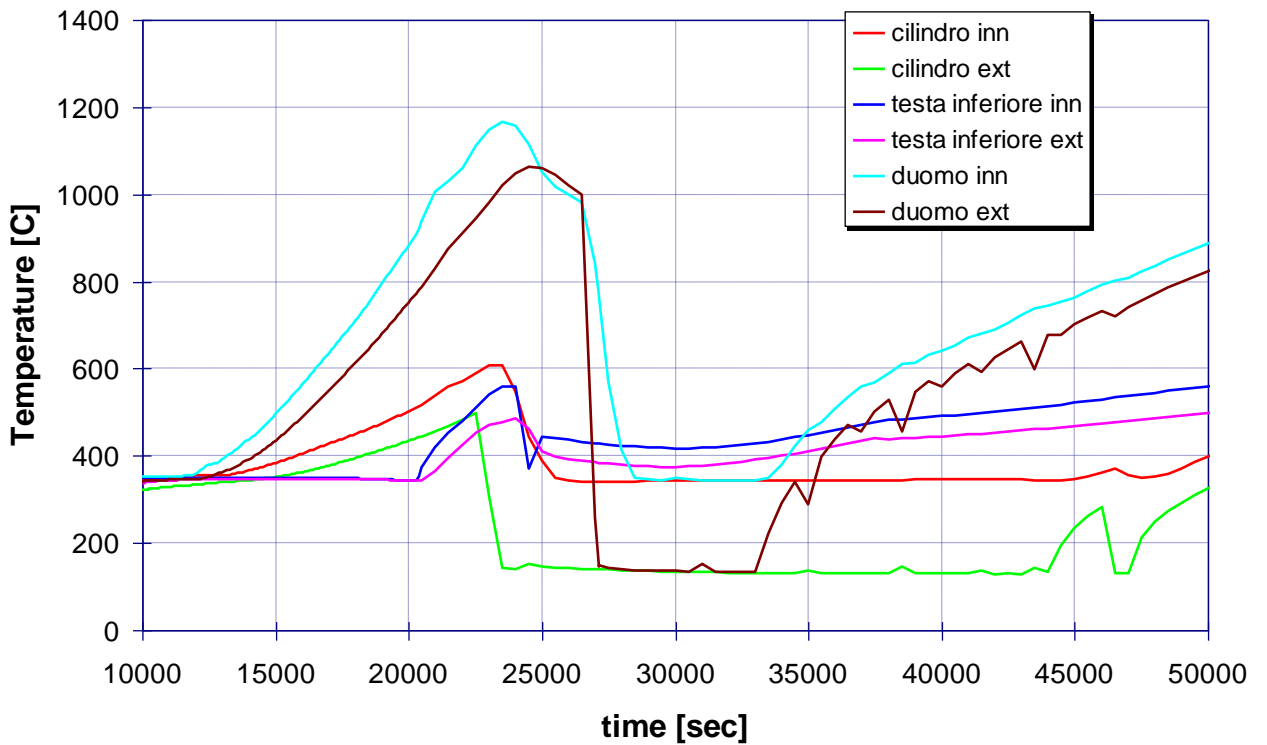


Figura 47: Temperature interna ed esterna del vessel

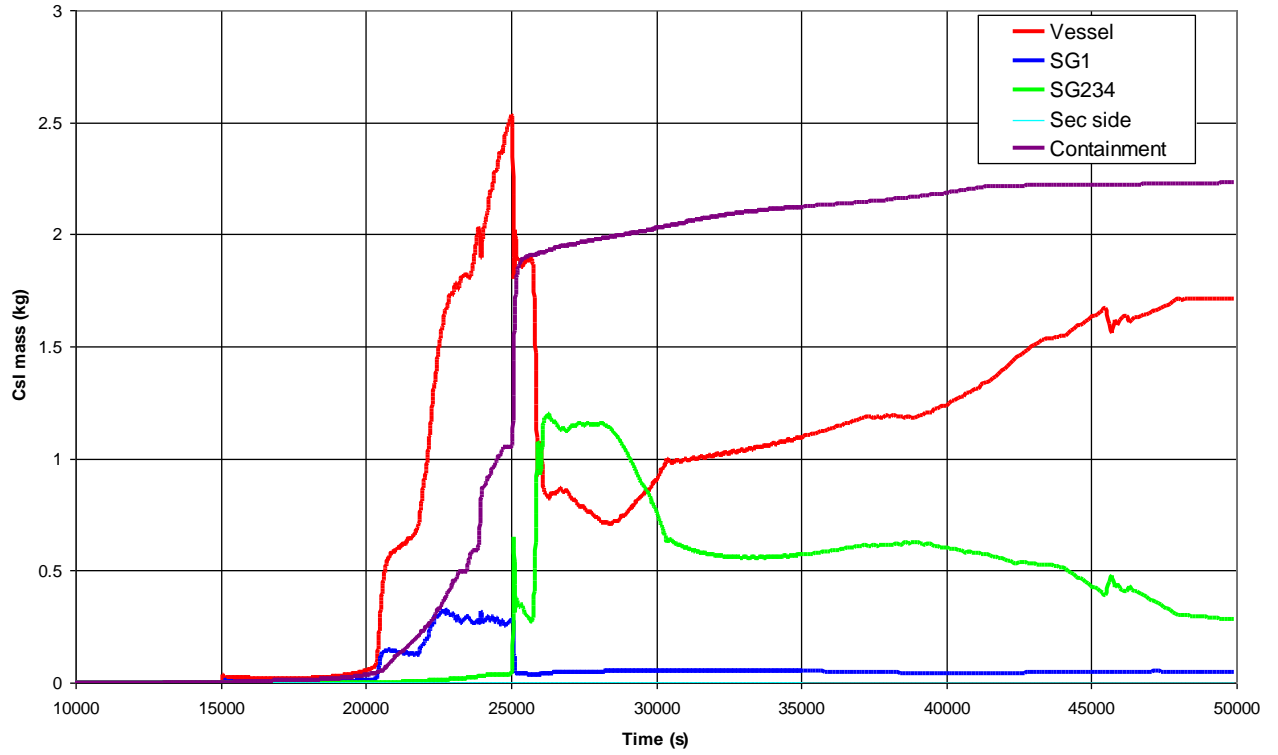


Figura 48: Quantità di CsI rilasciata nelle varie zone dell'impianto

### 5.5.2 Risultati della sequenza di SBO-EVR

Nel secondo scenario incidentale analizzato con il codice MELCOR viene valutata la capacità di refrigerare e contenere in condizioni di sicurezza il corium fuso fuoriuscito dal recipiente in pressione a seguito del suo cedimento strutturale all'interno del sistema di contenimento. Il transitorio evolve inizialmente con le stesse caratteristiche del precedente almeno fino all'inizio della fase di degradazione del core. In Tabella 6 viene riportata la cronologia degli eventi più importanti della sequenza SBO-EVR.

Evento	Descrizione	Istante (sec)	Note
1	Station Black Out	0	Imposto
2	SCRAM del reattore	18.7	On PRZ <i>low level signal</i>
3	Prima apertura valvole SG	45	
4	Dryout dei tubi del generatore	170	Inizio scoprimento
		2535	Metà altezza
		3885	Base
5	PRZ full	8300	Diminuzione rilevante della massa del primario
6	Inizio scoprimento del core	9050	
7	Inizio surriscaldamento del combustibile	11500	
8	Core completamente scoperto	14000	
9	Inizio della reazione di ossidazione	14600	
10	Immissione di H2 nel contenimento	14650	
11	Inizio rilocazione core danneggiato	20500	
12	Rottura della testa inferiore del vessel	22000	
13	Inizio rilocazione corium nella cavità	35404	
14	Trasferimento del corium nella “spreading area”	36246	

15	Inizio allagamento della “spreading area”	36500	
16	Termine del transitorio	50000	

Tabella 6: cronologia dei principali eventi della sequenza di SBO-EVR

La mancata depressurizzazione del sistema primario e l’assenza di alcuna misura per la ritenzione all’interno del vessel del corium fuso portano dopo 29000 s dall’inizio del transitorio al cedimento del fondo del recipiente in pressione (Figura 25) e la pressione del sistema primario si porta rapidamente in equilibrio con quella del contenimento.


Di conseguenza sia il livello del pressurizzatore (Figura 26) che la massa del sistema primario (Figura 27) si portano a zero, per effetto anche dell’intervento degli accumulatori, l’acqua dei quali viene tuttavia scaricata direttamente nel contenimento attraverso la rottura del vessel.

Sebbene all’istante della rottura del vessel gran parte del core non abbia ancora subito cedimenti strutturali significativi, la temperatura delle barrette di combustibile comincia velocemente ad aumentare e intorno ai 30000 s comincia la rilocazione del nocciolo sulla piastra di supporto del core (Figura 28), la quale dopo poco cede a sua volta, dando inizio alla fase ex-vessel del transitorio. Il surriscaldamento delle barrette di combustibile è ancora in parte dovuto alla reazione fortemente esotermica di ossidazione delle camicie di Zircaloy da parte del vapore presente nel vessel e che, a partire dai 14600 s, provoca la produzione all’interno del vessel di circa 900 kg di Idrogeno (Figure 29 e 30).

La risposta della pressione nel sistema di contenimento è simile a quella predetta da MELCOR durante la sequenza SBO-IVR (Fig. 31), anche se ai primi tre picchi di pressione se ne aggiunge un quarto all’istante dello sfondamento del vessel. Il valore finale della pressione nel sistema di contenimento (300 kPa) è maggiore rispetto alla sequenza precedente per effetto della produzione dei gas che si verifica a seguito dell’interazione tra corium e calcestruzzo della cavità del reattore. Allo stesso modo anche la temperatura, che negli ambienti del sistema di contenimento mostra ancora una buona omogeneizzazione termica dell’atmosfera (Fig. 32), presenta valori leggermente più alti rispetto a quelli predetti per la sequenza SBO-IVR.

La Figura 33 riporta la massa di corium fuso che si viene ad avere nella cavità del reattore e, successivamente al cedimento del tappo fusibile inferiore, nella “spreading area”. Si può notare come quasi 170 tonnellate di materiale fuso vengano ad essere riversate nel sistema di contenimento. Una volta che tale materiale giunge nella “spreading area”, questa viene allagata (Fig. 34) utilizzando l’acqua della piscina IRWST.

Le figure successive riportano, per confronto, il risultato predetto da MELCOR per alcune delle variabili più significative della fase ex-vessel del transitorio, con i valori calcolati nel

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	183	197

caso di mancato allagamento della “spreading area” (label: “no flooding”). In entrambi i casi (Fig. 35) la temperatura massima del corium fuso raggiunge un valore massimo intorno ai 1800 °C, mentre alla fine del transitorio l’allagamento della cavità determina una diminuzione della stessa fino al valore di 6000 °C. In assenza di allagamento la temperatura rimane intorno ai 1400 °C, mentre la temperatura superficiale del debris si riduce in entrambi i casi, seppur in tempi diversi, a valori intorno ai 150 °C, indicanti la formazione di una crosta solida. A ciò infatti contribuisce anche l’acqua degli accumulatori, che al momento del cedimento del vessel, viene scaricata direttamente nella cavità.

Nel momento in cui il corium fuso viene a contatto con il materiale della cavità (o della “spreading area”) esso comincia ad interagire chimicamente con questo, provocando una erosione del calcestruzzo e la produzione di vari tipi di gas incondensabili e/o infiammabili (tra i quali H<sub>2</sub>, CO, CO<sub>2</sub>), a causa dell’ossidazione dei metalli presenti nel debris fuso. Nel caso di allagamento della cavità, la quantità di idrogeno prodotta da questa interazione (Fig. 36) viene limitata a poco più di 200 kg, mentre senza refrigerazione del debris la quantità di gas prodotta è superiore ai 1000 kg. Approssimativamente lo stesso rapporto si ha tra la quantità totale di gas generati durante l’interazione corium-calcestruzzo in assenza e in presenza di allagamento della cavità (Fig. 37). La Figura 38 riporta lo spessore di calcestruzzo eroso come conseguenza dell’interazione con il corium fuso. L’allagamento della “spreading area” risulta efficace non solo nel mantenere il corium in condizioni di sicurezza, ma anche nell’interrompere l’interazione con il materiale del compartimento nel quale esso è stato raccolto, mentre in assenza di un’adeguata rimozione del calore di decadimento ancora generato nel fuso l’interazione con il calcestruzzo procede ad un rateo quasi costante di 5 cm/h.

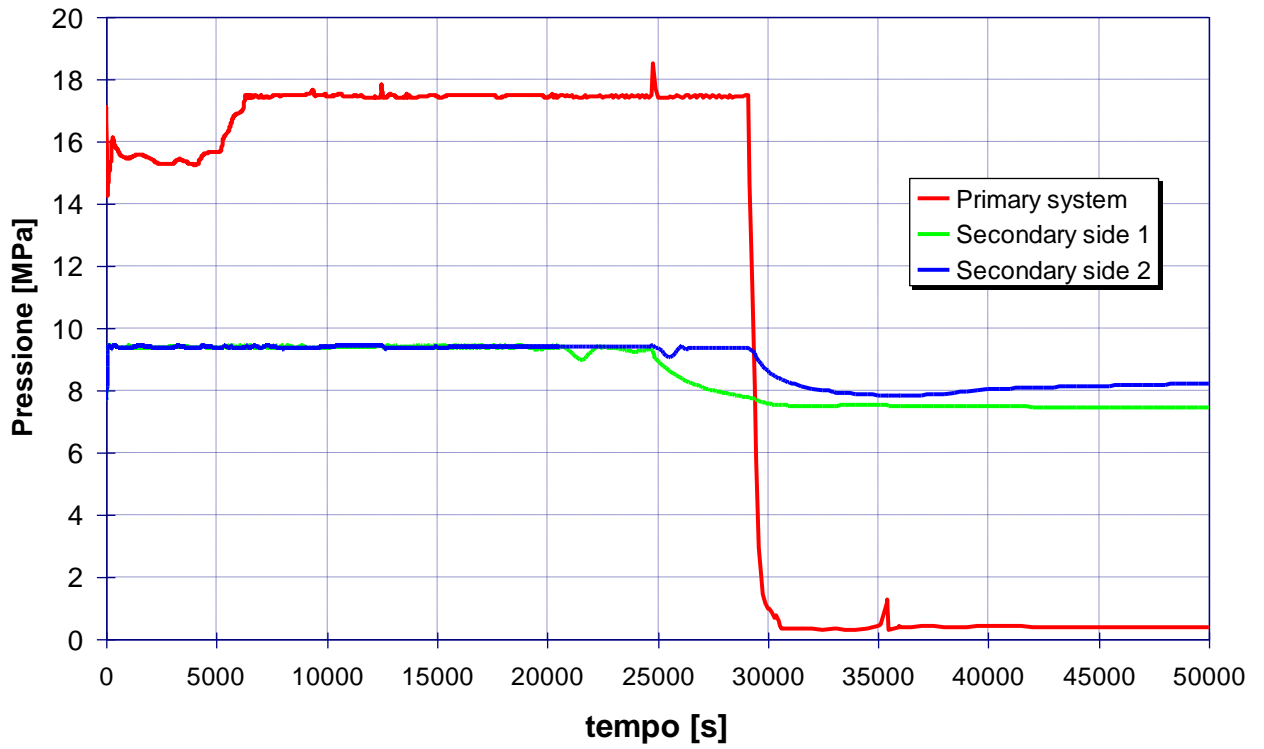


Figura 49: Pressione nel sistema primario e secondario del Mille600

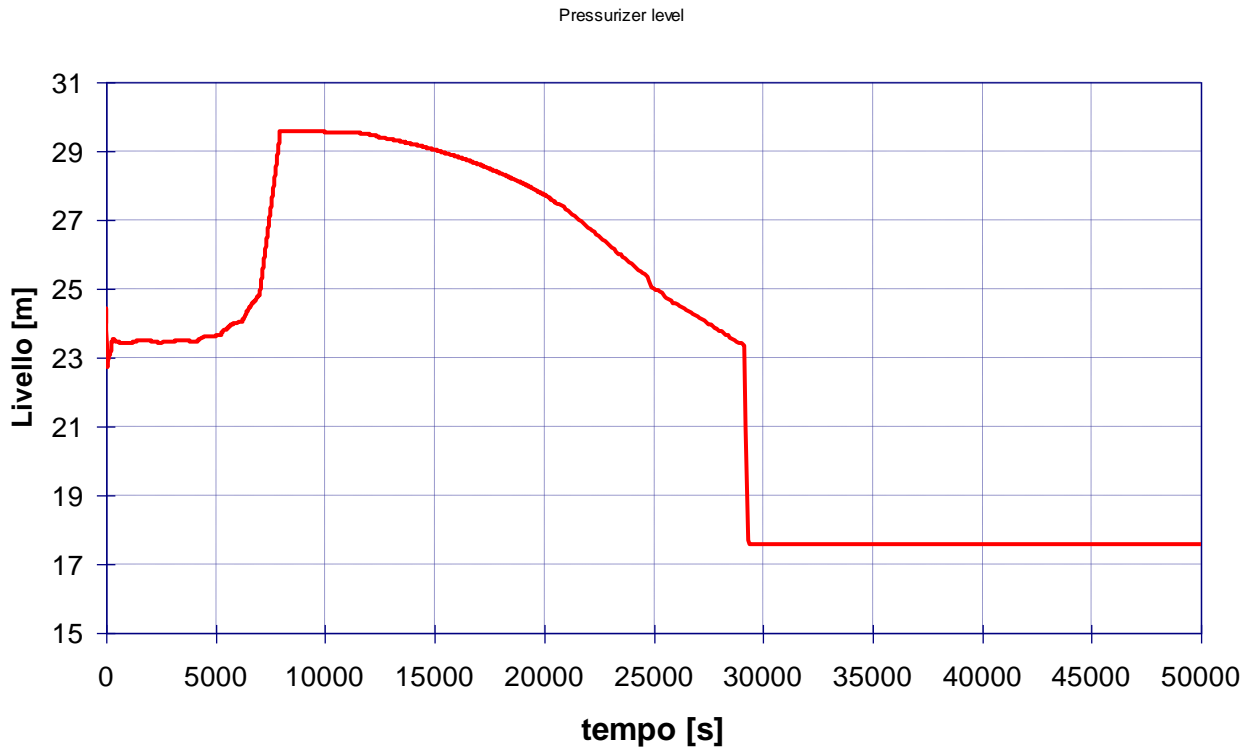


Figura 50: Livello di acqua nel pressurizzatore

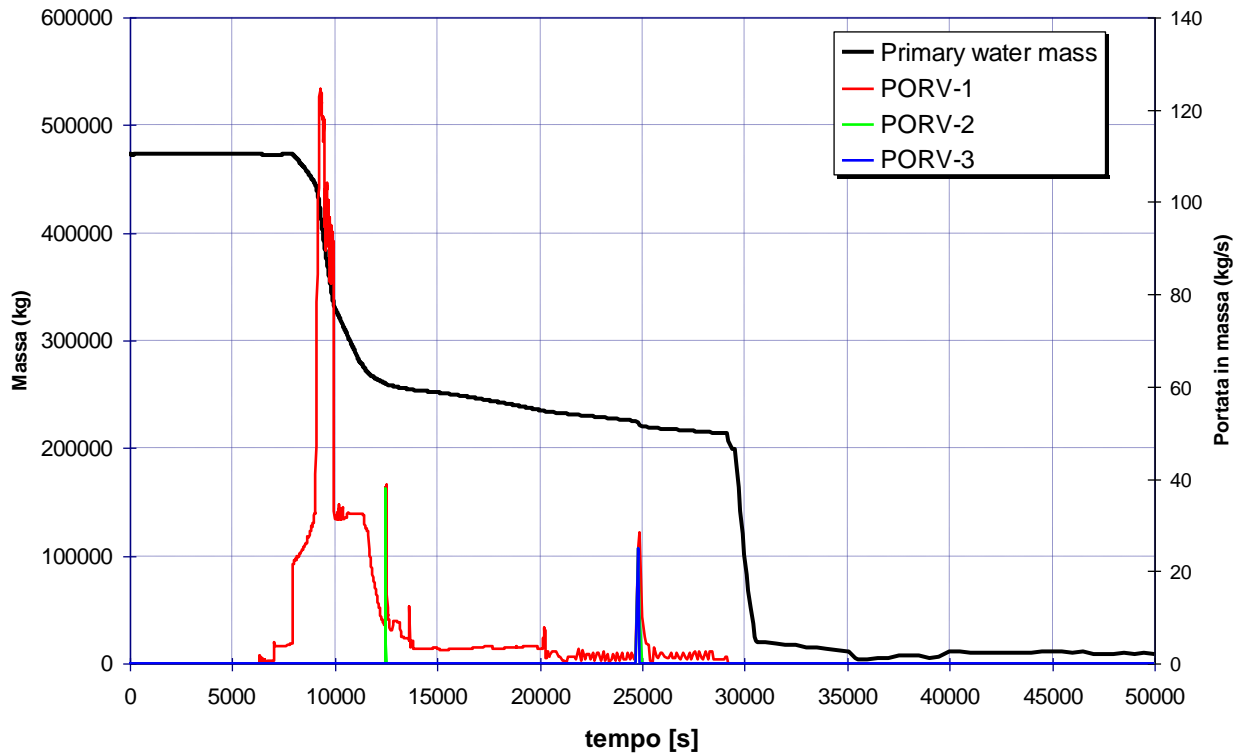


Figura 51: Massa di acqua nel sistema primario e portata attraverso le PORV

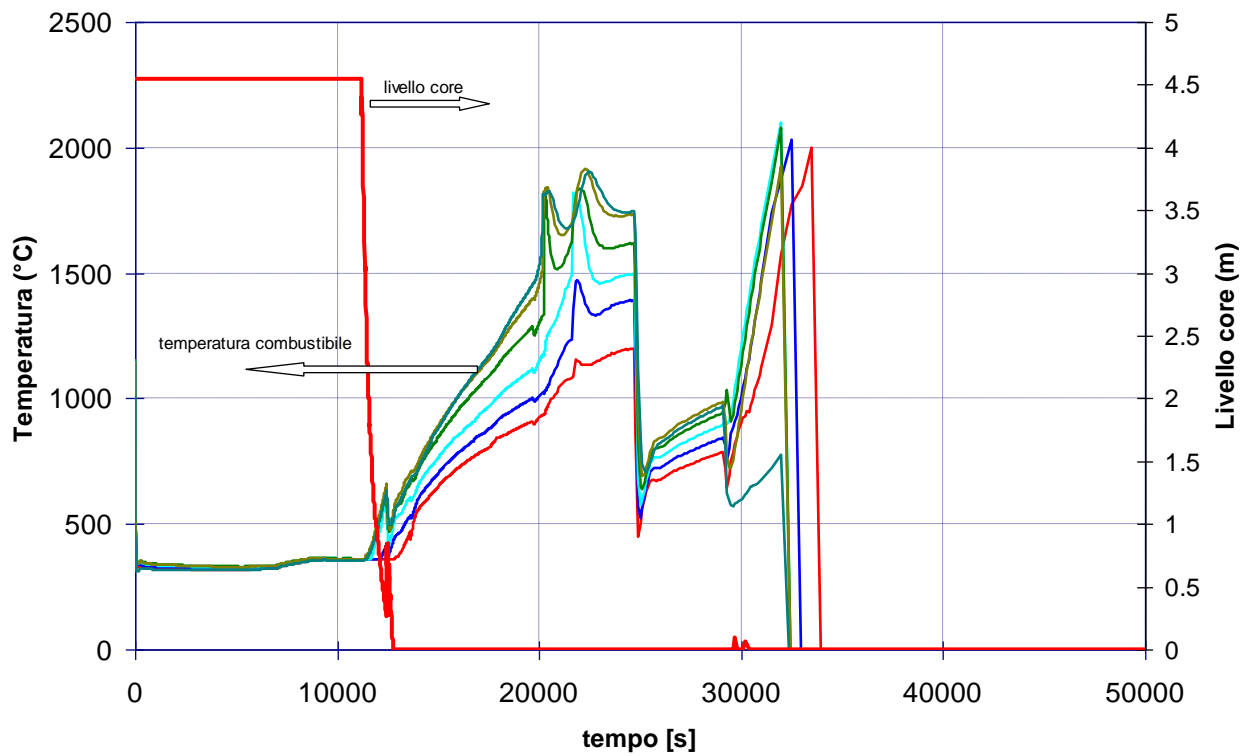


Figura 52: Livello e temperature nel core



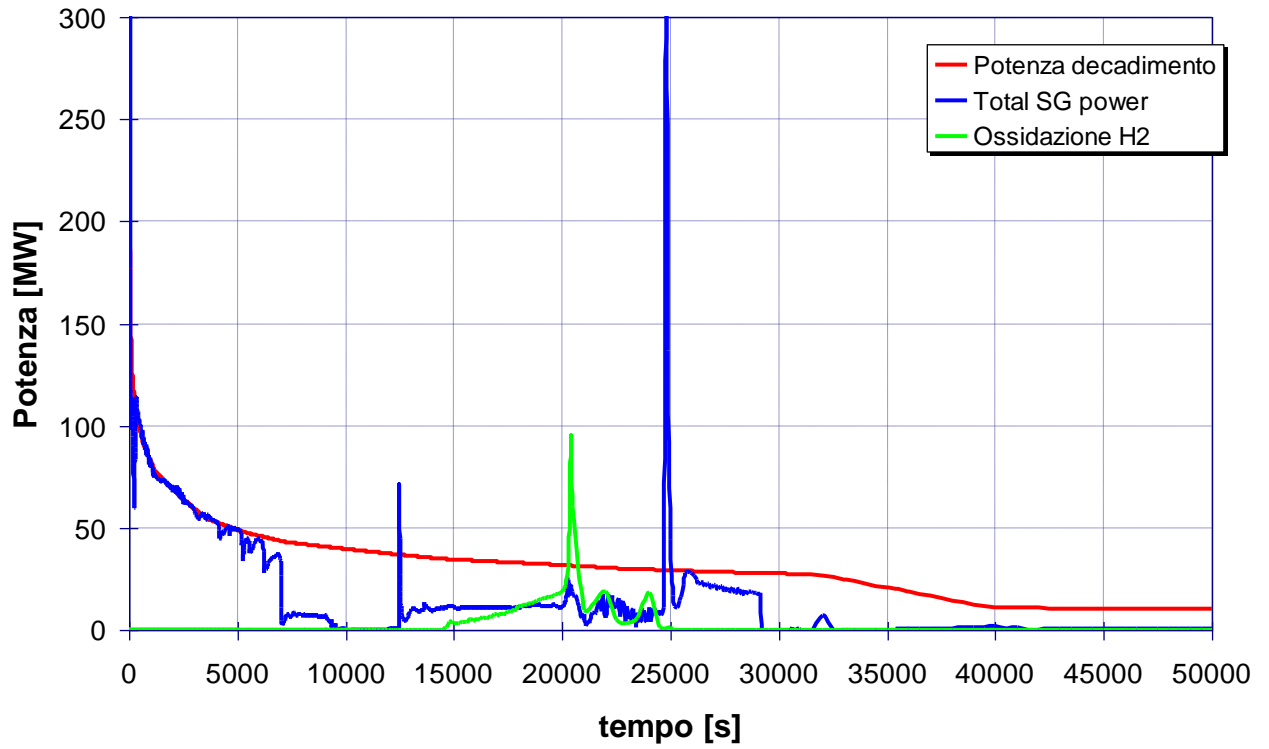


Figura 53: Potenza termica del core vs potenza scambiata attraverso i generatori

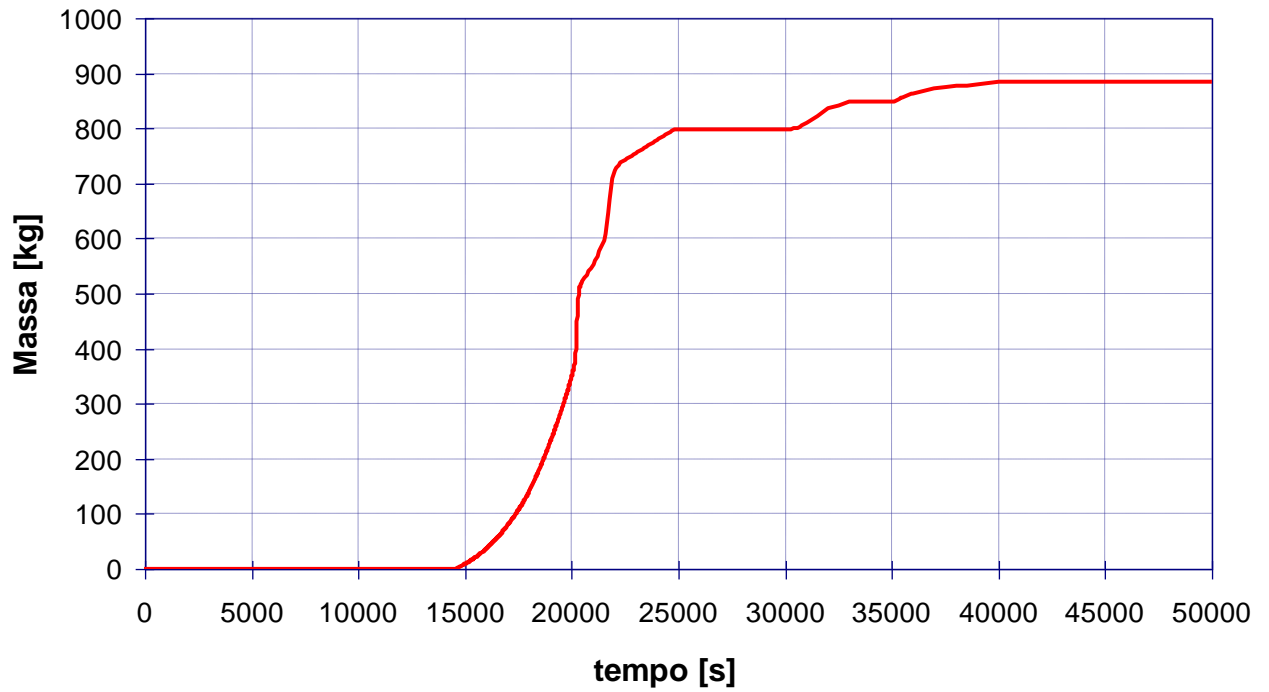


Figura 54: Quantità di Idrogeno prodotta nel sistema primario

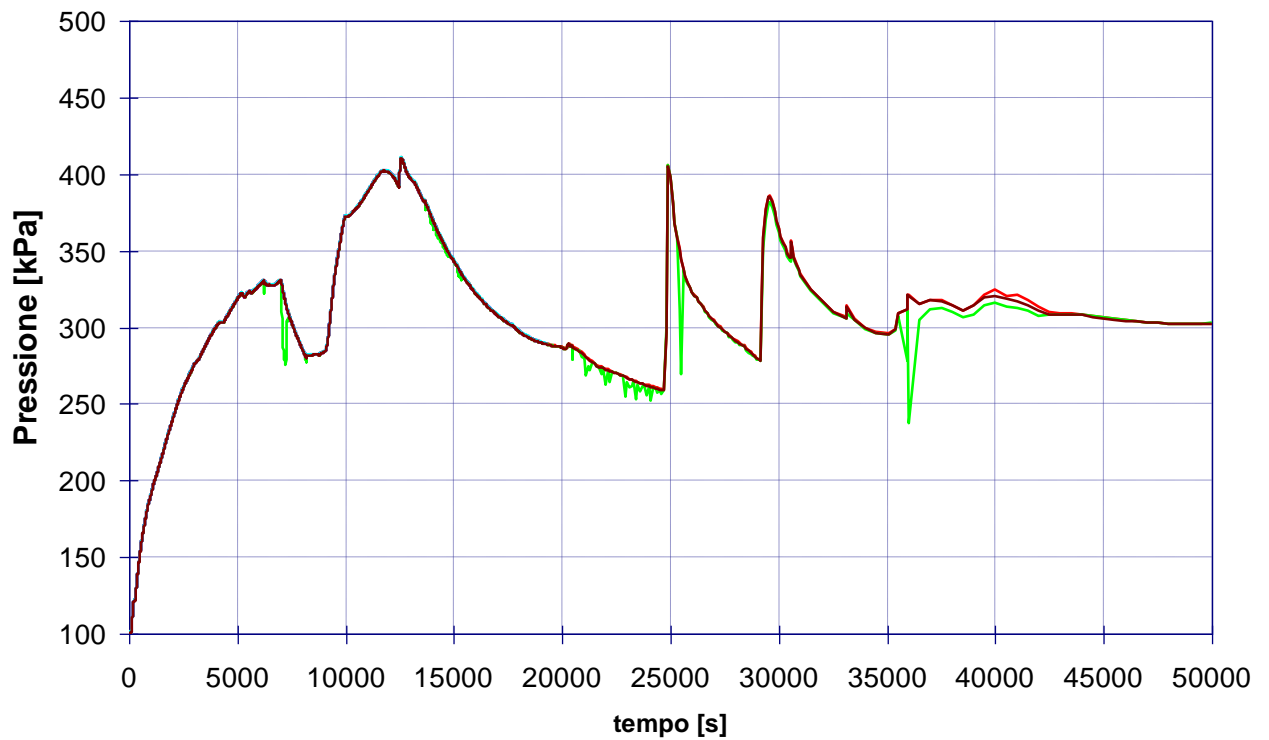


Figura 55: Pressione nel sistema di contenimento

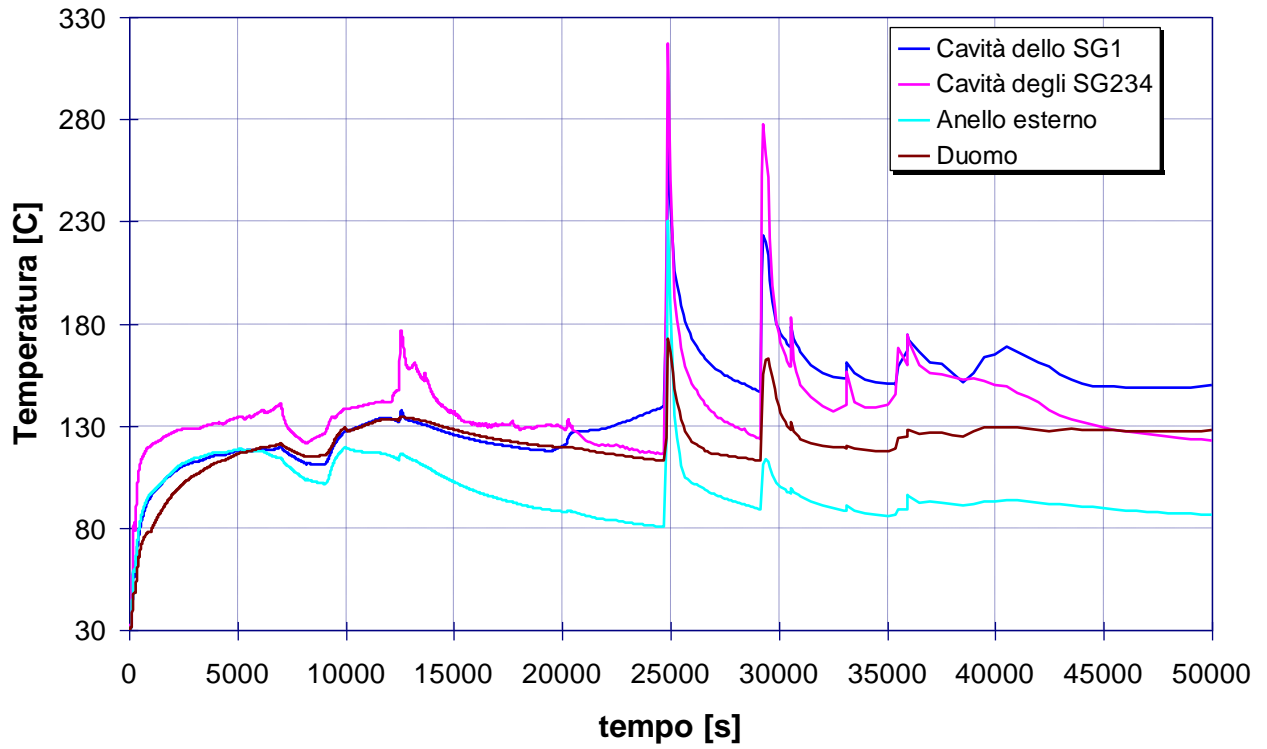


Figura 56: Temperatura dell'atmosfera del sistema di contenimento

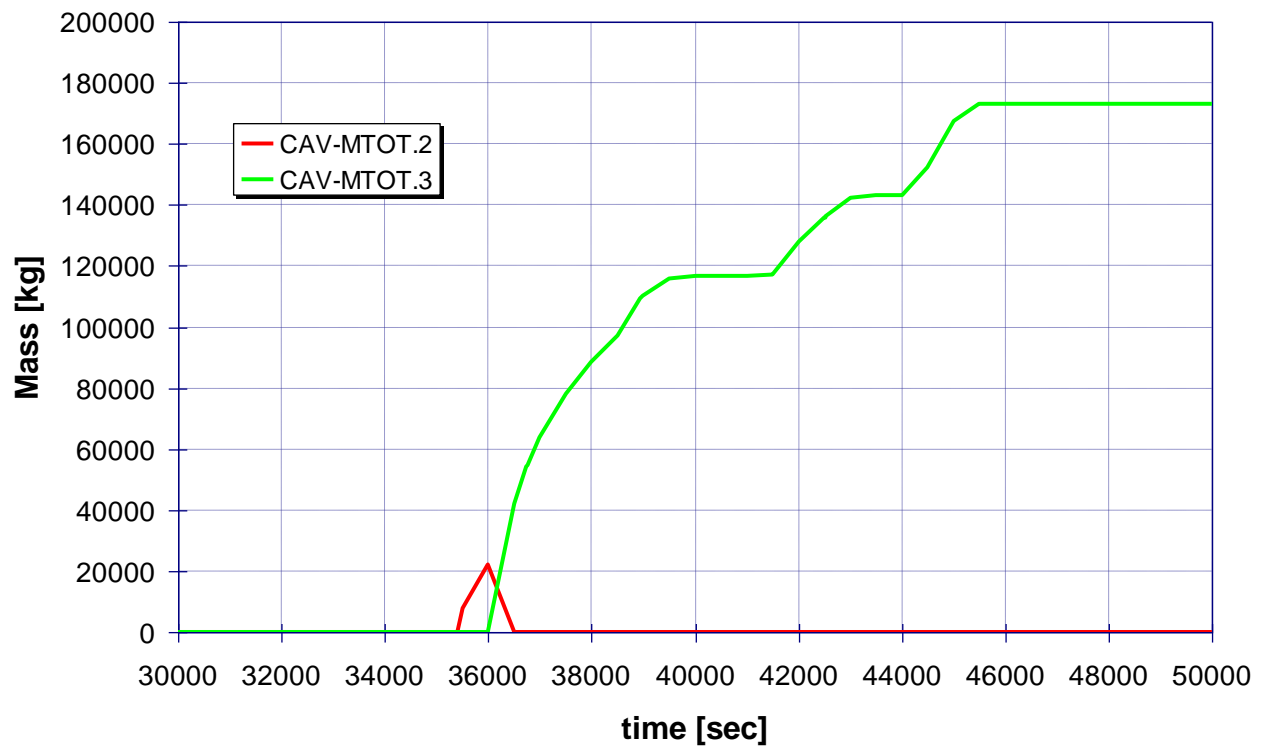


Figura 57: Massa di corium fuso nella cavit  e nella spreading area

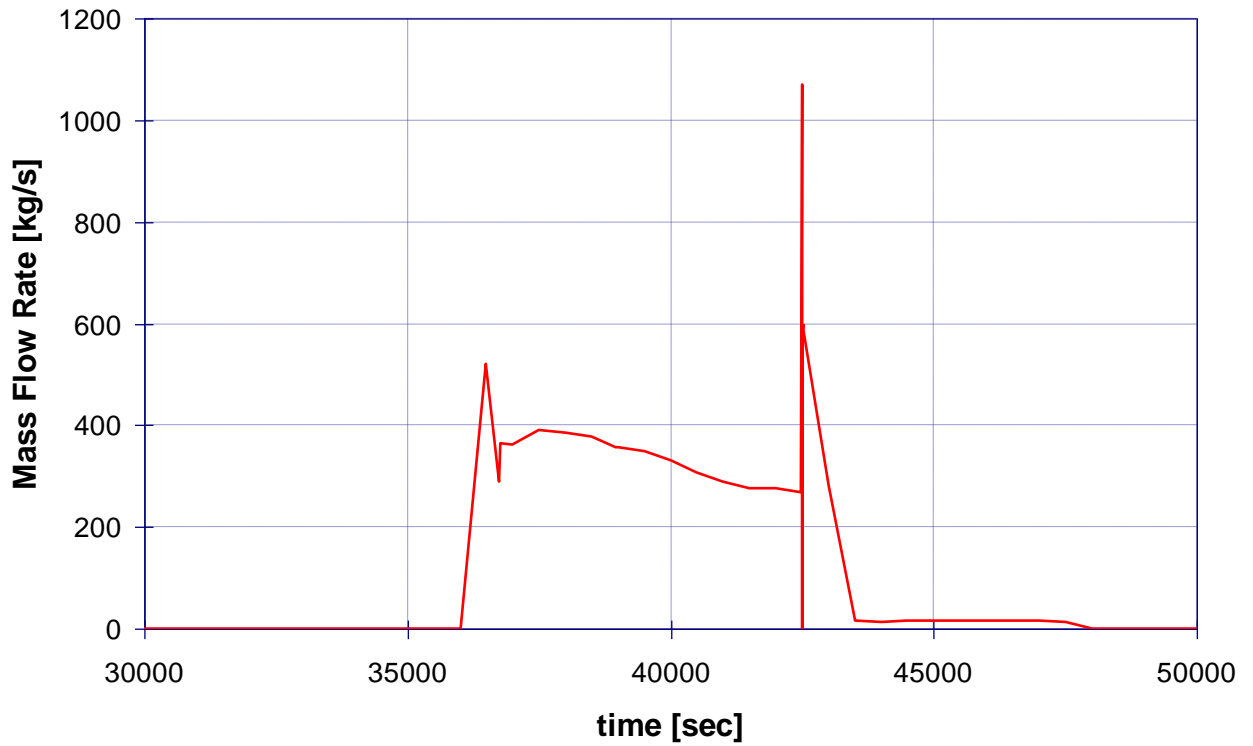


Figura 58: Portata di acqua dalla IRWST alla spreading area

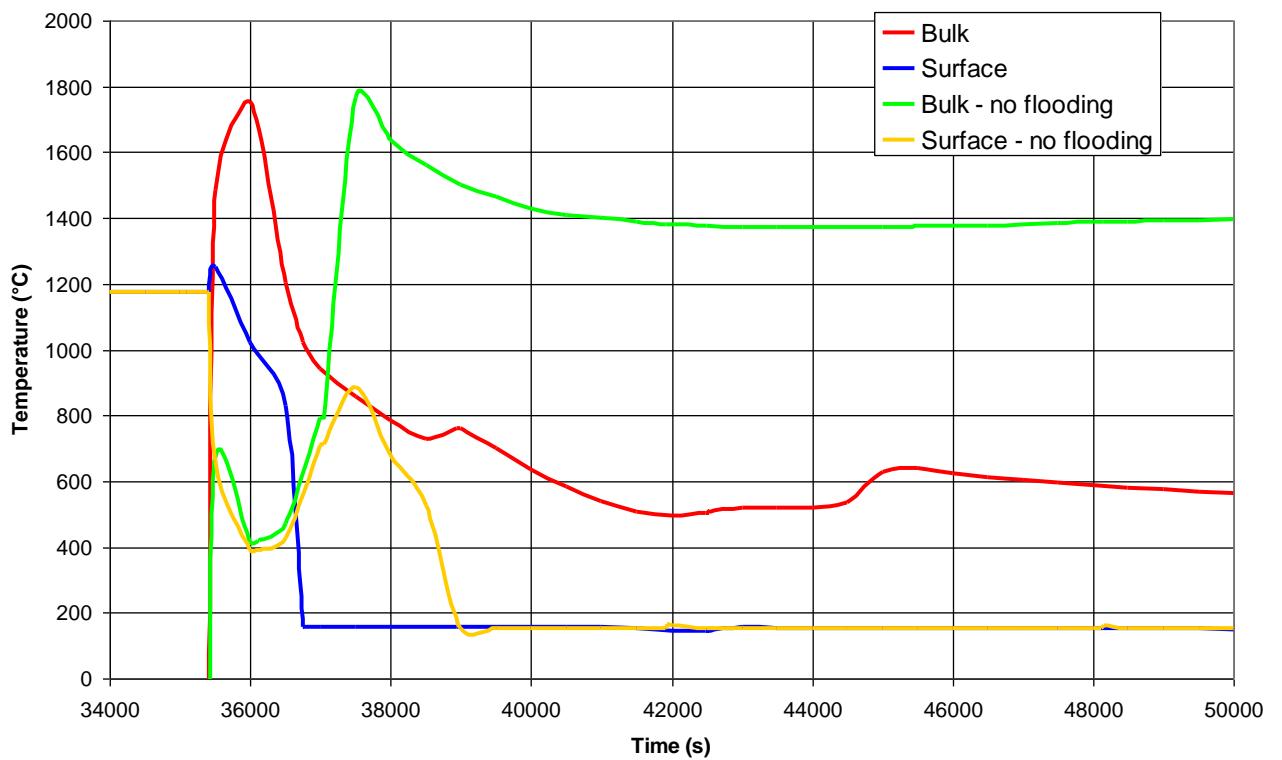


Figura 59: Temperatura del corium fuso nella spreading area

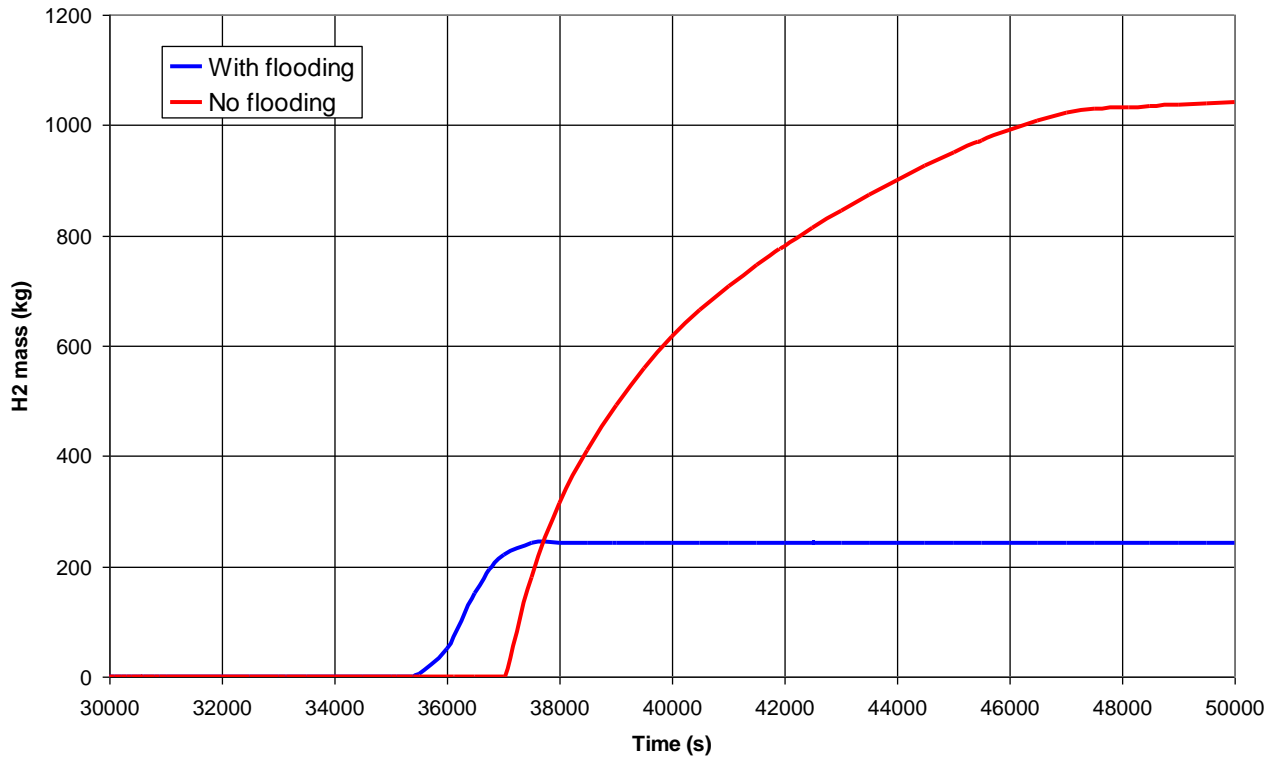


Figura 60: Idrogeno prodotto durante l'interazione corium-calcestruzzo

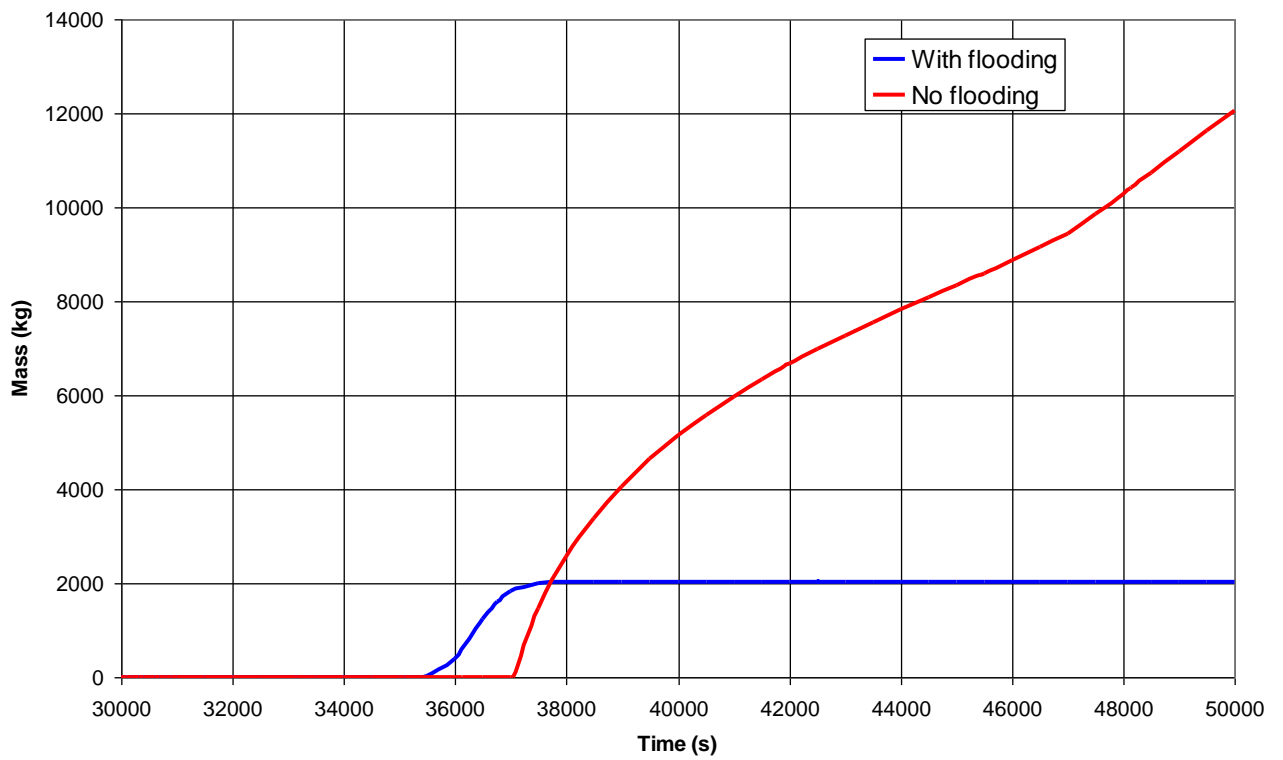


Figura 61: Massa totale dei gas prodotti nell'interazione corium-calcestruzzo

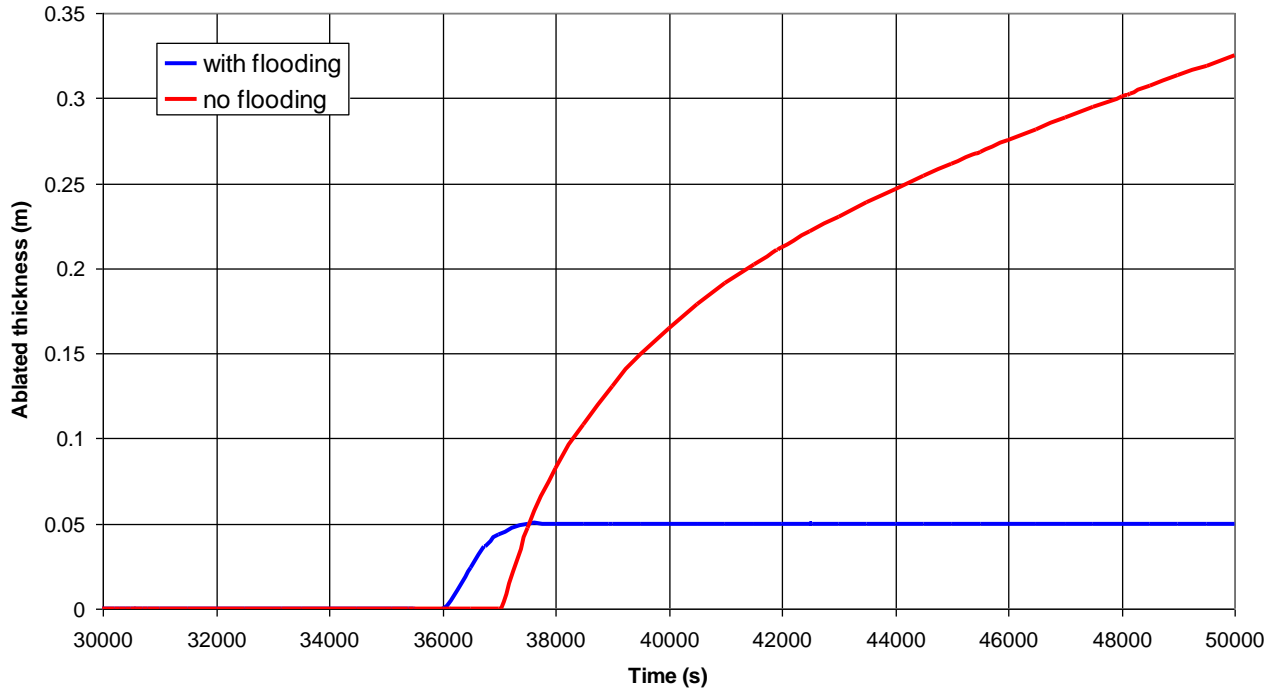




Figura 62: Spessore di calcestruzzo eroso durante l'interazione con il corium

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	193	197

## 5.6 Conclusioni

In questo lavoro dopo aver raffinato un precedente modello sviluppato per il codice MELCOR v. 1.8.6 dell'impianto Mille600, in modo che potesse simulare la fase ex-vessel di un incidente severo, si sono presentati i risultati relativi a due diverse sequenze incidentali, aventi entrambe come evento iniziatore la perdita totale dell'alimentazione elettrica. Nella prima sequenza si è considerata la possibilità di allagare la cavità del reattore per garantire la ritenzione all'interno del recipiente in pressione del corium fuso, mentre nella seconda si sono analizzati i risultati predetti dal codice nel caso di rottura catastrofica del vessel e successivo allagamento della zona del contenimento nella quale il materiale fuso viene fatto diffondere.


Sebbene in entrambi i casi il codice MELCOR predica un'efficace mantenimento in condizioni di sicurezza del corium fuso all'interno del quale continua a prodursi calore di decadimento e vengono a trovarsi ancora significative quantità di prodotti di fissione, il lavoro ha permesso fondamentalmente di indagare le capacità operative della combinazione codice-utilizzatore nella simulazione di un incidente severo in un impianto preso a riferimento, con una particolare attenzione all'analisi dei risultati predetti da un codice complesso quale MELCOR a fronte di diverse strategie di gestione di una sequenza incidentale severa.

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	194	197

## 5.7 Bibliografia

- [1] W. T. Nutt, G. B. Wallis, Evaluation of nuclear safety from the outputs of computer codes in the presence of uncertainties Reliability Engineering & System Safety – Gennaio 2004
- [2] NEA/OECD Report, Implementing severe accident management in nuclear power plants, SESAM Group, NEA/OECD, 1996.
- [3] B.R. Sehgal, Stabilization and termination of severe accidents in LWRs - Nucl. Eng. Design 236 (2006).
- [4] E.W. Cummins, T.L. Schulz, Westinghouse AP1000 Advanced Passive Plant, - ICAPP'04-4254, Giugno 2004
- [5] Andrew Teller, The EPR™ Reactor: Evolution to Gen III+ based on proven technology - Vienna 2 Febbraio 2010
- [6] P. Turrone - Relazione sugli impianti nucleari evolutivi di tipo LWR – Report RdS/2010/130 – ENEA Centro di Ricerca di Bologna
- [7] F. De Rosa, M. Sangiorgi et al. Gruppo di Lavoro MILLE600: Repertorio dati per un reattore PWR come caso di esercizio per codici di analisi di sicurezza e di PSA - NNFISS-LP5-024 – ENEA Centro di Ricerca di Bologna
- [8] R. O. Gauntt, J.E. Cash, R. K. Cole et al. MELCOR Computer Code Manuals – Vol. 1 Primer and Users' Guide Version 1.8.6 September 2005 - NUREG/CR-6119, Vol. 1, Rev. 3 - SAND 2005-5713
- [9] R. O. Gauntt, J.E. Cash, R. K. Cole et al. - MELCOR Computer Code Manuals – Vol. 2 Reference Manuals Version 1.8.6 September 2005 - NUREG/CR-6119, Vol. 2, Rev. 3 SAND 2005-5713
- [10] G. Sengler, F. Foret, G. Schlosser, R. Lisdat, S. Stelletta - EPR Core Design - Nuclear Engineering and Design 187 (1999) 79-119
- [11] Analisi di una sequenza di Station Black-Out in un impianto Mille600 con Il codice MELCOR 1.8.6 – A. Manfredini - DIMNP RL XXXX(2012) Rev. 0




 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	195	197

## 5.8 Lista delle abbreviazioni

<b>BWR</b>	Boiling Water Reactors (Reattore ad acqua bollente)
<b>IRWST</b>	In-Containment Refueling Water Storage Tank
<b>IVR</b>	In-Vessel Retention
<b>LOCA</b>	Loss of coolant accident (Incidente di perdita di refrigerante)
<b>LHSI</b>	Low head safety injection (Sistema di iniezione a bassa pressione)
<b>MCCI</b>	Molten core concrete interaction (Interazione corium calcestruzzo)
<b>MHSI</b>	Medium head safety injection (Sistema di iniezione a media pressione)
<b>PAR</b>	Passive autocatalytic recombiners (Ricombinatori autocatalitici passivi)
<b>PWR</b>	Pressurized Water Reactors (Reattori ad acqua in pressione)
<b>PSRV</b>	Pressurizer Safety Relief Valves (Valvole di sicurezza del pressurizzatore)
<b>SBO</b>	Station black out (Perdita del sistema di alimentazione elettrica esterna)
<b>SCRAM</b>	“Safety Cut Rope Axe Man” (spegnimento rapido del reattore)
<b>SIS</b>	Safety Injection System (Sistema di iniezione di emergenza)
<b>SG</b>	Steam generator (Generatore di vapore)

## 5.9 Elenco delle figure

- Figura 1: impianto EPR - schema del “Core Melt Retention System”
- Figura 2: impianto AP1000 - schema del “In-Vessel Core Retention” system
- Figura 3: Nodalizzazione del recipiente in pressione del Mille600 per MELCOR
- Figura 4: Nodalizzazione del core del Mille600 per MELCOR
- Figura 5: Nodalizzazione del sistema primario del Mille600 per MELCOR
- Figura 6: Nodalizzazione del generatore di vapore del Mille600 per MELCOR
- Figura 7: Sistema di contenimento del Mille600 per MELCOR
- Figura 8: sequenza IVR - Pressione nel sistema primario e secondario del Mille600
- Figura 9: sequenza IVR - Massa di acqua nel secondario
- Figura 10: sequenza IVR - Livello di acqua nel pressurizzatore
- Figura 11: sequenza IVR - Massa di acqua nel sistema primario e portata attraverso le PORV
- Figura 12: sequenza IVR - Potenza termica del core vs potenza scambiata attraverso i generatori
- Figura 13 sequenza IVR - Livello e temperature nel core
- Figura 14: sequenza IVR - Massa di acqua nei due loop seal
- Figura 15: sequenza IVR - Quantità di Idrogeno prodotta nel sistema primario
- Figura 16: sequenza IVR - Pressione nel sistema di contenimento
- Figura 17: sequenza IVR - Temperatura dell’atmosfera del sistema di contenimento
- Figura 18: sequenza IVR - Integrale dell’Idrogeno trattato attraverso i PAR
- Figura 19: sequenza IVR - Frazione molare dell’Idrogeno nel sistema di contenimento
- Figura 20: sequenza IVR - Portata di acqua dalla IRWST alla cavità del reattore
- Figura 21: sequenza IVR - Livello di acqua nella cavità del reattore
- Figura 22: sequenza IVR - Flusso termico attraverso la superficie esterna del vessel
- Figura 23: sequenza IVR - Temperature interna ed esterna del vessel
- Figura 24: sequenza IVR - Quantità di CsI rilasciata nelle varie zone dell’impianto
- Figura 25: sequenza EVR - Pressione nel sistema primario e secondario del Mille600
- Figura 26: sequenza EVR - Livello di acqua nel pressurizzatore
- Figura 27: sequenza EVR - Massa di acqua nel sistema primario e portata attraverso le PORV
- Figura 28 sequenza EVR - Livello e temperature nel core
- Figura 29: sequenza EVR - Potenza termica del core vs potenza scambiata attraverso i generatori
- Figura 30: sequenza EVR - Quantità di Idrogeno prodotta nel sistema primario
- Figura 31: sequenza EVR - Pressione nel sistema di contenimento
- Figura 32: sequenza EVR - Temperatura dell’atmosfera del sistema di contenimento
- Figura 33: sequenza EVR - Massa di corium fuso nella cavità e nella spreading area
- Figura 34: sequenza EVR - Portata di acqua dalla IRWST alla spreading area

 <b>Ricerca Sistema Elettrico</b>	<b>Sigla di identificazione</b>	<b>Rev.</b>	<b>Distrib.</b>	<b>Pag.</b>	<b>di</b>
	ADPFISS – LP1 – 017	0	L	197	197

- Figura 35: sequenza EVR - Temperatura del corium fuso nella spreading area
- Figura 36: sequenza EVR - Idrogeno prodotto durante l'interazione corium-calcestruzzo
- Figura 37: sequenza EVR - Massa totale dei gas prodotti nell'interazione corium-calcestruzzo
- Figura 38: sequenza EVR - Spessore di calcestruzzo eroso durante l'interazione con il corium

## 5.10 Elenco delle tabelle

- Tabella 1: Principali dati del nocciolo Mille600
- Tabella 2: Caratteristiche della barretta di combustibile
- Tabella 3: Caratteristiche delle barre di controllo
- Tabella 4: Condizioni al contorno ed ipotesi per la sequenza incidentale
- Tabella 5: Cronologia dei principali eventi della sequenza di SBO-IVR
- Tabella 6: Cronologia dei principali eventi della sequenza di SBO-EVR