



Agenzia nazionale per le nuove tecnologie, l'energia
e lo sviluppo economico sostenibile



Ministero dello Sviluppo Economico

RICERCA DI SISTEMA ELETTRICO

Sviluppo e validazione di metodi e strumenti per le analisi di sicurezza:
modellistica e codici per l'analisi di incidenti severi

G. Bandini, S. Ederli

Report RdS/2012/008

SVILUPPO E VALIDAZIONE DI METODI E STRUMENTI PER LE ANALISI DI SICUREZZA: MODELLISTICA E CODICI
PER L'ANALISI DI INCIDENTI SEVERI

G. Bandini, S. Ederli (ENEA)

Settembre 2012

Report Ricerca di Sistema Elettrico

Accordo di Programma Ministero dello Sviluppo Economico - ENEA

Area: Governo, gestione e sviluppo del sistema elettrico nazionale

Progetto: Nuovo nucleare da fissione: collaborazioni internazionali e sviluppo competenze in materia
nucleare

Responsabile del Progetto: Paride Meloni, ENEA

Titolo

Sviluppo e validazione di metodi e strumenti per le analisi di sicurezza: Modellistica e codici per l'analisi di incidenti severi

Descrittori

Tipologia del documento: Rapporto Tecnico
Collocazione contrattuale: Accordo di programma ENEA-MSE: Piano Annuale di Realizzazione 2011, Linea Progettuale 2: Studi di Sicurezza sugli impianti nucleari
Argomenti trattati: Codici di calcolo per studi di sicurezza
 DRACCAR, ICARE/CATHARE
 Incidente severi

Sommario

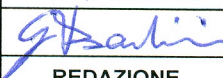
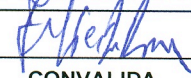
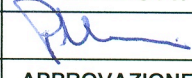
Il presente documento riporta sulle attività svolte nell'ambito della Linea Progettuale 2 (LP2), obiettivo A4 (Studi di Sicurezza sugli impianti nucleari) del PAR 2011, AdP ENEA-MSE.


Il documento è composto di tre parti:

- *Analisi di sequenze incidentali severe con il codice ICARE/CATHARE*
- *Debris Bed Reflooding. Nuovi calcoli di sensibilità con il codice ICARE/CATHARE*
- *Verifica preliminare del modello termo-idraulico del codice DRACCAR. Confronto con CATHARE2*

Note

Questo documento è stato preparato con il contributo congiunto del seguente personale di ricerca ENEA: Giacomino Bandini, Stefano Ederli (ENEA).


Copia n.		In carico a:				
2			NOME			
			FIRMA			
1			NOME			
			FIRMA			
0	EMISSIONE	10/09/2012	NOME	G. BANDINI	F. DE ROSA	P. MELONI
			FIRMA			
REV.	DESCRIZIONE	DATA		REDAZIONE	CONVALIDA	APPROVAZIONE

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	2	96

INDICE

1	INTRODUZIONE	4
2	DEBRIS BED REFLOODING. NUOVI CALCOLI DI SENSIBILITÀ CON IL CODICE ICARE/CATHARE	5
2.1	BREVE DESCRIZIONE DEL CODICE ICARE/CATHARE	5
2.1.1	PRINCIPALI MODELLI DEL CODICE	6
2.1.2	VALIDAZIONE DEL CODICE	6
2.1.3	NUOVO MODELLO DI SIMULAZIONE ICARE/CATHARE (NODALIZZAZIONE ACCURATA DEL NOCCIOLO)	7
2.2	SCENARIO INCIDENTALE	8
2.3	RISULTATI DEL NUOVO CALCOLO BASE ED EFFETTO DELLA NODALIZZAZIONE DEL NOCCIOLO SUL COMPORTAMENTO DEL DEBRIS BED	9
2.4	EFFETTO DELLA NODALIZZAZIONE DEL NOCCIOLO SENZA LE BARRE DI CONTROLLO	13
2.5	EFFETTO DELL'ABBASSAMENTO DELLA TEMPERATURA DI FUSIONE DI UO ₂ e ZrO ₂	14
2.6	CONCLUSIONI	16
2.7	FIGURE	18
3	VERIFICA PRELIMINARE DEL MODELLO TERMO-IDRAULICO DEL CODICE DRACCAR. CONFRONTO CON CATHARE2	44
3.1	PRINCIPALI CARATTERISTICHE DEL CODICE DRACCAR	44
3.2	BREVE DESCRIZIONE DEL CALCOLO CATHARE2	45
3.3	MODELLO DI SIMULAZIONE REALIZZATO CON IL CODICE DRACCAR	46
3.3.1	GEOMETRIA E MAGLIATURA	46
3.3.2	CONDIZIONI AL CONTORNO	47
3.4	RISULTATI DEL CALCOLO DRACCAR E CONFRONTO CON CATHARE2	48
3.4.1	STATO STAZIONARIO	48
3.4.2	TRANSITORIO INCIDENTALE	50
3.5	CONCLUSIONI	54
3.6	FIGURE	57
4	ANALISI DI SEQUENZE INCIDENTALI SEVERE CON IL CODICE ICARE/CATHARE	73
4.1	SCENARIO INCIDENTALE	73

4.2	CALCOLO DELLA SEQUENZA INCIDENTALE DI RIFERIMENTO	74
4.2.1	PROGRESSIONE DELLA DEGRADAZIONE DEL CORE	74
4.2.2	ANDAMENTO DELLA TEMPERATURA NEL CORE	75
4.2.3	PRODUZIONE D'IDROGENO	75
4.3	SEQUENZA INCIDENTALE CON CORE REFLOODING	76
4.4	STUDI DI SENSIBILITÀ IN FASE DI REFLOODING	77
4.4.1	INFLUENZA DELLA DIMENSIONE DELLE PARTICELLE DEL DEBRIS BED	77
4.4.2	INFLUENZA DEL TASSO DI INIEZIONE DEL SISTEMA HPI	77
4.5	CONCLUSIONI	78
4.6	FIGURE	79


 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione NNFISS-LP2-078	Rev. 0	Distrib. L	Pag. 4	di 96
--	---	------------------	----------------------	------------------	-----------------

1 INTRODUZIONE

Nell'ambito dell'accordo di collaborazione tra l'ENEA e l'Istituto di Radioprotezione e Sicurezza Nucleare (IRSN) francese, sono stati condotti studi su sequenze incidentali di perdita di refrigerante primario in reattori nucleari ad acqua leggera, anche in condizioni di incidente severo, utilizzando i codici di calcolo francesi ICARE/CATHARE e DRACCAR. Scopo principale dell'attività è la verifica dello stato di sviluppo e della funzionalità dei nuovi modelli fenomenologici implementati nei codici, nelle diverse situazioni incidentali di scoprimiento del core e possibile fase di reflooding.

La presente analisi ha riguardato in particolare:

- Studi di reflooding di un core degradato con il codice ICARE/CATHARE a supporto della progettazione del programma sperimentale PEARL, in fase di preparazione e prossimo svolgimento nel centro di ricerca nucleare di Cadarache. Tale programma sperimentale, finalizzato alla definizione di un database per la validazione del codice ICARE/CATHARE, ha lo scopo principale di valutare il raffreddamento di un possibile cumulo di detriti (debris bed) originato nel core a seguito di un incidente severo.
- La verifica dei modelli del codice DRACCAR, impiegato per valutare il comportamento termo-meccanico e termo-idraulico di un elemento di combustibile di un reattore pressurizzato ad acqua (PWR), attraverso un confronto con il codice di sistema CATHARE2 utilizzato dall'IRSN per la simulazione di un incidente di perdita di refrigerante in un reattore PWR francese.
- Calcoli di sequenze incidentali severe sull'impianto TMI-2 con il codice ICARE/CATHARE, allo scopo di verificare la corretta funzionalità dei nuovi modelli di degradazione implementati nel codice, nelle condizioni estreme di degradazione del core, con rilocazione del materiale fuso sul fondo vessel.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	5	96

2 DEBRIS BED REFLOODING. NUOVI CALCOLI DI SENSIBILITÀ CON IL CODICE ICARE/CATHARE

La progressione della degradazione di un nocciolo durante un incidente severo in un impianto nucleare raffreddato ad acqua leggera (LWR) passa attraverso diverse fasi quali:

- Lo scoprimento del nocciolo a seguito di perdita di refrigerante primario con conseguente surriscaldamento delle barrette di combustibile per effetto del calore residuo.
- L'ossidazione delle barrette con ulteriore incremento delle temperature e conseguente rottura e fusione delle guaine che porta alla perdita d'integrità del nocciolo.

Il nocciolo così degradato, anche a seguito degli shock termici conseguenti a successive iniezioni di refrigerante da parte dei sistemi d'iniezione di emergenza (ECCS), può collassare fino a formare dei letti di detriti (debris bed) di diverse caratteristiche (dimensione del particolato, porosità, etc.) che possono influenzare significativamente la successiva evoluzione e propagazione dell'incidente severo. Il verificarsi di queste condizioni è stato rilevato in diversi studi sperimentali eseguiti a livello internazionale su modelli in scala e durante l'evoluzione dell'incidente severo occorso nell'impianto nucleare americano di Three Mile Island - Unit 2 (TMI-2) nell'anno 1979.

Nell'ambito di un accordo di collaborazione tra l'ENEA e l'Istituto di Radioprotezione e Sicurezza Nucleare (IRSN) francese, sono stati eseguiti studi di debris bed reflooding con il codice ICARE/CATHARE a supporto della progettazione del programma sperimentale PEARL, in fase di preparazione e prossimo svolgimento nel centro di ricerca nucleare francese di Cadarache. Il programma sperimentale PEARL ha lo scopo principale di valutare il raffreddamento di un debris bed nelle condizioni rappresentative di degradazione del nocciolo di un reattore nucleare durante un incidente severo. Il programma è finalizzato alla definizione di un database per la validazione di codici di calcolo per incidenti severi come ICARE/CATHARE.


Il codice ICARE/CATHARE è stato applicato a una geometria di riferimento rappresentativa del reattore nucleare TMI-2 del tipo ad acqua pressurizzata (PWR). Diversi calcoli di sensibilità, sui parametri con maggiori incertezze, sono già stati realizzati dall'ENEA e documentati nel rapporto ^[1] che descrive le attività svolte nell'ambito della Linea Progettuale 5 (LP5), obiettivo A 1 (Modelli e Piattaforme di calcolo per le analisi incidentali e di sicurezza) del PAR 2008/09.

L'obiettivo del presente lavoro è di approfondire ulteriormente le analisi di sensibilità considerando una nodalizzazione più fine del nocciolo del reattore.

2.1 BREVE DESCRIZIONE DEL CODICE ICARE/CATHARE

Il codice di sistema ICARE/CATHARE è sviluppato dall'IRSN per le analisi di sicurezza di reattori nucleari raffreddati ad acqua leggera (PWR, VVER, EPR, etc.). ICARE/CATHARE è costituito dall'accoppiamento del codice meccanicistico ICARE2 per l'analisi della degradazione nocciolo, sviluppato dall'IRSN, e dal codice termo-idraulico CATHARE2,

¹ 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.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	6	96

sviluppato dal CEA in conformità ad un accordo tra CEA, EDF, AREVA e IRSN. Il codice ICARE/CATHARE è progettato per:

- Valutare le conseguenze di un incidente severo nel sistema primario di un reattore nucleare quale un PWR, dall'evento iniziatore fino alla rottura del vessel.
- Interpretare le prove di programmi sperimentali condotte dall'IRSN e da altre organizzazioni di ricerca a livello internazionale, finalizzate alla validazione dei modelli fenomenologici introdotti nei codici di calcolo.

2.1.1 PRINCIPALI MODELLI DEL CODICE

Il codice CATHARE2 è in grado di simulare in dettaglio tutti i fenomeni termo-idraulici dei circuiti primari e secondari di un reattore nucleare ad acqua leggera, inclusi i sistemi ausiliari e di emergenza. I principali componenti dei circuiti dell'impianto, quali il vessel, le tubazioni, i generatori di vapore, ecc., sono discretizzati in elementi finiti, mentre componenti speciali sono utilizzati per descrivere il comportamento di pompe, valvole, accumulatori, ecc. Le strutture termiche sono modellate per valutare gli scambi termici tra i diversi circuiti negli scambiatori di calore e l'inerzia termica delle strutture stesse. La soluzione analitica è basata su un modello bifase con sei equazioni differenziali per la conservazione di massa, energia e quantità di moto per ciascuna fase (liquida e gassosa), inclusi eventuali gas non-condensabili quali l'idrogeno.

Il codice ICARE2 è costituito da un insieme di moduli. Ognuno di questi moduli è dedicato alla valutazione di specifici fenomeni riguardanti la progressiva degradazione del nocciolo, all'interno del vessel, durante un incidente severo:


- Termica delle barrette di combustibile e delle strutture interne al vessel.
- Chimica dei fenomeni di ossidazione delle guaine con formazione d'idrogeno.
- Meccanica e frattura delle guaine delle barrette combustibili.
- Processi di dissoluzione dei materiali del nocciolo alle alte temperature.
- Collassamento del nocciolo degradato con formazione di debris bed a seguito di reflooding.
- Rilocazione di materiali fusi nel nocciolo e verso il fondo vessel.
- Rilascio dei prodotti di fissione dal nocciolo al circuito primario.

Per il presente lavoro, si è utilizzata la stessa versione (V2.3) del codice ICARE/CATHARE impiegata nei precedenti calcoli parametrici [1]. Tale versione include un nuovo modello termo-idraulico 3D per mezzi porosi che consente un'analisi più accurata dei fenomeni di debris bed reflooding.

2.1.2 VALIDAZIONE DEL CODICE

Parallelamente allo sviluppo del codice e in particolare per ogni nuovo modello implementato nel codice, si svolge un lavoro di validazione basato sulla simulazione di prove sperimentali eseguite su modelli in scala, attraverso il confronto dei risultati del codice con i dati sperimentali.

La validazione del codice si basa sulla simulazione di un centinaio di prove a effetti separati (chimica, meccanica, reflooding, ecc.) che permette di valutare l'affidabilità dei singoli moduli. Inoltre, la simulazione di circa una trentina di prove integrali permette di verificare

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	7	96

l'affidabilità del codice nei riguardi dei processi globali di degradazione nocciolo e dell'accoppiamento con la termo-idraulica del sistema primario.

Il programma sperimentale PEARL è specificamente dedicato alla validazione dei modelli termo-idraulici relativi al debris bed reflooding in una geometria 3D, sufficientemente rappresentativa delle condizioni attese nel nocciolo di un reattore.

2.1.3 NUOVO MODELLO DI SIMULAZIONE ICARE/CATHARE (NODALIZZAZIONE ACCURATA DEL NOCCIOLO)

Lo scenario di debris bed reflooding analizzato con ICARE/CATHARE si basa su di una configurazione del reattore TMI-2. Lo schema semplificato del reattore simulato con ICARE/CATHARE è mostrato in Figura 1 (tutte le figure sono elencate alla fine del testo).

Come negli studi precedenti [1], Il vessel è rappresentato con ICARE2 attraverso un modello 3D a geometria cilindrica assial-simmetrica (una sola maglia nella direzione circonferenziale). Due elementi assiali di CATHARE sono usati per rappresentare le tubazioni della gamba fredda (un elemento con molteplicità 4) e della gamba calda (un elemento con molteplicità 2) del circuito primario, rispettivamente in ingresso e uscita dal vessel. L'iniezione di acqua attraverso il sistema di refrigerazione di emergenza ad alta pressione (HPI) è simulata con una condizione al contorno in ingresso alla gamba fredda, mentre la pressione operativa del sistema primario è fissata attraverso una condizione al contorno all'uscita della gamba calda.

La nodalizzazione adottata negli studi precedenti nasceva dalla necessità di realizzare molti calcoli parametrici senza richiedere tempi di calcolo proibitivi. Per tale ragione la parte attiva del nocciolo, che normalmente richiede una nodalizzazione accurata, era rappresentata con un numero molto limitato di maglie: 10 in direzione assiale e 3 in quella radiale.

La scelta operata ha effettivamente consentito la realizzazione di un numero importante di calcoli di sensibilità lasciando però aperta una questione rilevante su quanto la stessa nodalizzazione del nocciolo influenzi le previsioni del codice sul comportamento del debris bed durante la fase di reflooding. Si è quindi deciso di realizzare un nuovo modello di simulazione adottando la nodalizzazione normalmente impiegata nei calcoli reattore realizzati con ICARE/CATHARE o ASTEC, che utilizza lo stesso modulo ICARE2 per la descrizione del comportamento del nocciolo.

La nuova nodalizzazione del nocciolo considera 25 maglie in direzione assiale a 6 in quella radiale.

Le 25 maglie assiali sono tutte della stessa altezza (14.8 cm). La precedente nodalizzazione contemplava anch'essa un'altezza uniforme delle maglie ed uguale a 37 cm.

Le dimensioni delle maglie radiali sono riportate, per il nuovo ed il vecchio modello di simulazione, nella Tabella 2-1 a continuazione. Il numero delle barrette di combustibile e delle barre di controllo, contenute in ciascuna maglia radiale, è anch'esso indicato.

Tabella 2-1: Discretizzazione radiale del nocciolo nel nuovo (nodalizzazione accurata) e nel precedente (nodalizzazione grossolana) modello di simulazione ICARE/CATHARE

		Raggio delle maglie radiali (m) e numero barrette di combustibile e barre di controllo					
		0<R<0.405	0.405<R<0.81	0.81<R<1.08	1.08<R<1.35	1.35<R<1.485	1.485<R<1.62
Nodalizzazione accurata	maglia rad. N°	1	2	3	4	5	6
	Barrette di combustibile	2232	6695	6943	8926	5737	6283
	Barre di controllo	182	547	567	730	469	514
Nodalizzazione grossolana	maglia rad. N°	1		2		3	
	Barrette di combustibile	8927		15869		12020	
	Barre di controllo	729		1297		983	

Si evince facilmente dalla tabella che la nuova nodalizzazione radiale deriva da una semplice divisione a metà di ciascuna delle 3 maglie che descrivevano il nocciolo nel precedente modello di simulazione. Le barrette di combustibile e le barre di controllo sono ripartite nelle due metà di maglia radiale rispettando il rapporto della nodalizzazione grossolana:

$$\frac{\text{Numero barrette (combustibile o di controllo)}}{\text{sezione orizzontale della maglia}}$$

Per la parte di sistema al di fuori del nocciolo, la nodalizzazione rimane invariata e l'intero vessel è rappresentato con 38 maglie assiali e 8 radiali. Nella vecchia simulazione si avevano 25 maglie assiali e 5 radiali. In entrambi i casi, le 2 maglie radiali più esterne descrivono le regioni del bypass e del downcomer.


Le nodalizzazioni adottate nel nuovo e nel vecchio modello di simulazione sono anche illustrate in Figura 2.

2.2 SCENARIO INCIDENTALE

Lo scenario incidentale assunto nel nuovo calcolo, realizzato con la nodalizzazione accurata del nocciolo, è lo stesso del calcolo base degli studi precedenti [1]. Lo scopo è di simulare la fase di reflooding di un incidente severo che ha condotto allo scoprimiento totale del nocciolo, evitando però di calcolare la parte iniziale del transitorio.

La configurazione del nocciolo, imposta all'istante iniziale del calcolo, rappresenta quindi uno stato già piuttosto avanzato di degradazione del nocciolo:

- La densità di potenza media del combustibile è imposta a 170 W/kg, in accordo con un livello di potenza di decadimento del nocciolo raggiunto approssimativamente 3 h dopo lo spegnimento automatico (scram) del reattore. La distribuzione radiale e assiale della potenza di decadimento è fissata in accordo ai fattori di forma assiale e radiale della potenza neutronica nel funzionamento nominale.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	9	96

- Le barrette di combustibile sono rappresentate nella loro geometria cilindrica considerando però che una parte rilevante delle guaine, pari al 40%, sia ossidata.

I primi 220 s di transitorio servono unicamente ad allagare il vessel, tramite il sistema HPI, fino a raggiungere un livello di acqua corrispondente al limite inferiore del nocciolo e ad ottenere una distribuzione di temperatura nelle barrette di combustibile sufficientemente rappresentativa delle condizioni attese all'inizio della fase di reflooding (circa 1400 K - 1500 K, nella parte superiore del nocciolo).

Da quest'istante ($t = 220$ s), inizia la simulazione vera e propria della fase di debris bed reflooding, supponendo che, per effetto degli shock termici indotti dall'ingresso di acqua relativamente fredda, avvenga la frammentazione ed il collasso di una parte del nocciolo.

La pressione del sistema primario è fissata a 10 bar durante tutto il transitorio calcolato (5000 s), presupponendo che una rilevante depressurizzazione abbia avuto luogo durante la prima fase, non simulata, dell'incidente (la pressione di funzionamento normale del reattore è di 150 bar).

La portata del sistema di raffreddamento di emergenza è fissata a 15 kg/s, supponendo che uno soltanto dei quattro circuiti HPI disponibili sia funzionante (un circuito HPI indipendente è disponibile su ciascuna delle quattro gambe fredde del sistema primario).

La regione del nocciolo interessata dalla frammentazione (formazione del debris bed) è la stessa considerata nel vecchio calcolo base e corrisponde alla zona rossa rappresentata in Figura 2.


Tale zona si estende radialmente fino a 1.35 m, comprendendo 4 maglie radiali nel nuovo modello di simulazione (nodalizzazione accurata) contro le 2 maglie radiali considerate dal precedente modello (nodalizzazione grossolana). Assialmente, la formazione del debris bed coinvolge tutta la parte attiva del combustibile.

La zona esterna del combustibile (da 1.35 a 1.62 m) rimane intatta con le barrette di combustibile (e barre di controllo) che mantengono la loro geometria cilindrica). Tale zona, rappresentata in verde nella Figura 2, è descritta con 2 maglie radiali nel nuovo modello di simulazione ed 1 sola maglia radiale nel vecchio modello.

Analogamente al precedente calcolo base, la dimensione del particolato (diametro equivalente delle particelle costituenti il debris bed) è stata fissata a 3 mm e la porosità del debris bed, a seguito del collasso, è calcolata dal codice ICARE/CATHARE col modello Dhir & Marshal (D&M).

2.3 RISULTATI DEL NUOVO CALCOLO BASE ED EFFETTO DELLA NODALIZZAZIONE DEL NOCCILO SUL COMPORTAMENTO DEL DEBRIS BED

I risultati del nuovo calcolo base, realizzato con la nodalizzazione accurata del nocciolo, sono confrontati con quelli del precedente calcolo base per verificare l'effetto della nodalizzazione sul comportamento termico del debris bed, durante la fase di reflooding.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	10	96

La Figura 3 illustra, per il nuovo ed il precedente calcolo base, la distribuzione dei materiali del nocciolo, che si presentano in forma di debris bed o di magma², appena prima della formazione e del collasso del debris bed che caratterizza l'inizio della fase di reflooding (220 s di transitorio). La zona del nocciolo riportata in figura non considera la parte esterna, compresa fra 1.35 e 1.62 m di raggio. La presenza di debris bed o magma non è contemplata in questa regione che, anche nel prosieguo del transitorio, conserverà intatta la geometria cilindrica delle barrette di combustibile e delle barre di controllo.

La distribuzione dei materiali è rappresentata dalla frazione di volume (per ognuna delle maglie che descrivono il nocciolo) occupato dal corium (debris bed e magma). Il volume delle strutture in geometria cilindrica (barrette di combustibile e barre di controllo) non è contabilizzato nel calcolo quindi, il complemento ad 1 della frazione volumica di corium corrisponde alla frazione del volume della maglia a disposizione del fluido (porosità), che influenza la penetrazione dell'acqua e la raffreddabilità del corium.


A questo punto del transitorio, la formazione del debris bed e/o la fusione del combustibile non si è ancora prodotta. L'accumulo di materiali, che si osserva in Figura 3, proviene quindi dalla fusione di una parte delle barre di controllo (la temperatura di fusione della lega Argento-Indio-Cadmio è circa 1050 K). Entrambi i modelli di simulazione prevedono che i materiali delle barre di controllo si accumulino (dopo risolidificazione) alla quota di circa 1.5 m. La nodalizzazione accurata, adottata nel nuovo calcolo base, permette però una migliore definizione della zona di accumulo e, per alcune delle maglie interessate, la frazione di volume occupata dal corium è uguale ad 1, implicando che le maglie in questione siano completamente impenetrabili (porosità = 0) per il fluido. La nodalizzazione grossolana comporta delle maglie di volume molto grande ed il corium accumulatosi non si traduce nell'occlusione completa delle maglie interessate continuando a consentire la penetrazione del fluido nelle maglie stesse.

Le temperature del nocciolo allo stesso istante del transitorio (220 s) sono illustrate in Figura 4, Figura 5, Figura 6, che riportano i profili assiali di temperatura (guaine delle barrette di combustibile) nelle tre zone coincidenti con la discretizzazione radiale del precedente modello di simulazione (Tabella 2-1). Nella stessa figura sono presentati i risultati dei due modelli di simulazione (nodalizzazione accurata e grossolana). Ovviamente nel caso del nuovo modello, che contempla 2 maglie radiali in ciascuna delle 3 zone considerate, si distinguono 2 profili assiali di temperatura che vanno confrontati con l'unico profilo assiale fornito dalla nodalizzazione grossolana del vecchio modello.

L'analisi delle figure permette di verificare che l'effetto della nodalizzazione sul comportamento termico del nocciolo, ancorché non trascurabile, non è particolarmente rilevante a quest'istante del transitorio (220 s) e dipende almeno in parte dalla distribuzione del corium che, come discusso sopra, influenza il moto del fluido attraverso il nocciolo.

L'inizio della fase di reflooding innesca la frammentazione delle barrette di combustibile e di quel che resta delle barre di controllo. Il debris bed risultante dal processo di frammentazione collassa (muovendo verso il basso) per raggiungere la porosità prevista dal modello Dhir &

² Il MAGMA è un componente specifico di ICARE2 che riceve i materiali provenienti dalla fusione delle varie strutture (in geometria cilindrica o sotto forma di debris bed), consentendo il movimento della fase liquida e l'eventuale risolidificazione che ne arresta la progressione.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	11	96

Marshal (D&M), dando luogo (a 230 s di transitorio) alla distribuzione del corium (debris bed e magma) riportata, secondo le previsioni del nuovo e del precedente modello, in Figura 7.

Nel calcolo precedente, con la nodalizzazione grossolana del nocciolo, il collasso del debris bed non sembra disturbato dal corium già presente, generato dalla fusione delle barre di controllo (probabilmente per effetto della bassa frazione volumica di corium) e la distribuzione del debris bed alla fine del processo di collasso è pressoché uniforme. La frazione volumica di corium è circa uguale a 0.6 che corrisponde ad una porosità del mezzo poroso di circa 0.4.

Come osservato in precedenza, il calcolo con la nodalizzazione accurata del nocciolo prevedeva un accumulo di corium, sempre generato dalla fusione delle barre di controllo, caratterizzato dall'occlusione totale di alcune maglie (frazione volumica pari ad 1). In questo caso, le maglie completamente sature di corium ostruiscono il collasso del particolato (che si produce con un movimento del verso il basso), generando una distribuzione del debris bed non uniforme e caratterizzata da una cavità, sotto il corium già presente al momento della frammentazione del combustibile.


Il comportamento termico del combustibile (barrette o debris bed) nel nuovo calcolo base (nodalizzazione accurata) è illustrato nella Figura 8, Figura 9, Figura 10, Figura 11, Figura 12, Figura 13 dove, per ciascuna delle 6 maglie radiali che descrivono il nocciolo, si riporta l'evoluzione della temperatura delle guaine (coincidente con quella del debris bed dopo la sua formazione) durante il transitorio, a diverse quote del nocciolo.

Per analizzare l'effetto della nodalizzazione, le stesse temperature, calcolate in ciascuna delle 3 maglie radiali considerate nel precedente calcolo base, sono presentate in Figura 14, Figura 15, Figura 16.

Nella zona compresa fra 0 e 0.81 m, si possono confrontare i risultati del nuovo calcolo base (maglie radiali 1 e 2), con quelli del calcolo precedente (maglia radiale 1). Si può osservare che, nel calcolo con nodalizzazione accurata del nocciolo (Figura 8e Figura 9), le temperature della parte alta del debris bed rimangono elevate fino alla fine del transitorio, particolarmente quelle della maglia più interna. Il debris bed simulato con la nodalizzazione grossolana è al contrario completamente raffreddato (quenched) alla fine del transitorio (Figura 14). Si deve anche notare che, appena dopo la formazione del debris bed (220-230 s), il rateo di riscaldamento del combustibile è leggermente inferiore nel calcolo con nodalizzazione accurata del nocciolo. Questo è probabilmente dovuto alla distribuzione disuniforme del corium (Figura 7) che influenza anche la distribuzione della potenza generata.

Nella zona compresa fra 0.81 m e 1.35 m, l'effetto della nodalizzazione è meno evidente. Il nuovo calcolo base (nodalizzazione accurata) prevede il quenching quasi completo della maglia radiale interna (maglia radiale 3) del debris bed (Figura 10) mentre, il quenching completo della maglia radiale 4 più esterna (Figura 11) è raggiunto a circa 2700 s. Il quenching completo del debris bed, nel calcolo precedente (nodalizzazione grossolana), è previsto a circa 2600 s (Figura 15). Anche in questo caso, il rateo iniziale di riscaldamento del debris bed è più modesto, quando si assume la nodalizzazione accurata del nocciolo.

La zona più esterna del nocciolo (fra 1.35 m e 1.62 m) non è interessata dalla formazione del debris bed e le barrette di combustibile conservano la geometria cilindrica. In tale regione, il fluido può penetrare senza difficoltà ed il quenching del debris bed è conseguito facilmente (a circa 1000 s), indipendentemente dalla nodalizzazione adottata (vedi la Figura 12 e la Figura

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	12	96

13 relative al calcolo con nodalizzazione accurata e la Figura 16 relativa al calcolo con nodalizzazione grossolana).

La Figura 17 presenta la distribuzione del corium (debris bed e magma) alla fine del transitorio (5000 s). Le previsioni di entrambi i calcoli (nodalizzazione accurata e grossolana) sono riportate nella figura. La frazione volumica di corium comprende sia la fase solida che quella liquida.

La nodalizzazione accurata, adottata nel nuovo calcolo base, coerentemente con quanto accaduto per i materiali provenienti dalla fusione delle barre di controllo, prevede che il corium occupi totalmente il volume di alcune maglie (porosità = 0), impedendo la penetrazione dell'acqua durante la fase di reflooding. La cavità formata in precedenza (Figura 7) è solo parzialmente riempita dal nuovo apporto di materiali fusi, dando luogo ad una distribuzione piuttosto caotica del corium. Nel caso della nodalizzazione grossolana, sempre per effetto del grande volume delle maglie, la formazione e successiva fusione del debris bed conduce ad un'occlusione solo parziale di alcune maglie consentendo una miglior penetrazione dell'acqua.


La frazione di vuoto a 5000 s, rappresentata in Figura 18 per entrambi i calcoli, conferma quanto asserito. Si può osservare come, nel calcolo con nodalizzazione accurata, l'acqua non riesca a penetrare nella parte interna del nocciolo (frazione di vuoto uguale ad 1) che rimane quindi a temperatura elevata, mentre in caso di nodalizzazione grossolana, il nocciolo si presenta completamente allagato.

La Figura 19 mostra il campo di temperature nel corium, sempre a 5000 s. Si può osservare il quenching completo del corium in caso di nodalizzazione grossolana e l'estensione della regione che rimane ad alta temperatura nel caso di nodalizzazione accurata.

L'effetto della nodalizzazione sulla produzione d'idrogeno, per ossidazione dello zircaloy delle guaine, è mostrato in Figura 20. Le differenze fra i due calcoli non sono particolarmente rilevanti e risultano essenzialmente dal differente comportamento termico del debris bed durante il transitorio. La produzione d'idrogeno, prevista nel calcolo con la nodalizzazione accurata, è più modesta nella parte iniziale del transitorio, quando le temperature sono leggermente inferiori a quelle calcolate adottando la nodalizzazione grossolana. Nella parte successiva del transitorio, le temperature del debris bed diventano più elevate nel caso di nodalizzazione accurata e, coerentemente, la produzione d'idrogeno risulta leggermente superiore a quella prevista nel calcolo con la nodalizzazione grossolana.

I risultati ottenuti mostrano che l'adozione di una nodalizzazione più accurata del nocciolo conduce principalmente a meglio definire le zone dove il corium si accumula. Di conseguenza, il raffreddamento di tali zone, impenetrabili all'acqua immessa durante il reflooding, è più difficoltoso rispetto a quanto previsto con una nodalizzazione più grossolana del nocciolo. Una parte dell'effetto riscontrato, dipende probabilmente dalla fusione precoce delle barre di controllo che influenza, in modo particolarmente rilevante nel caso di nodalizzazione accurata, la distribuzione del corium a seguito della successiva frammentazione del combustibile (formazione e collasso del debris bed).

Per questo motivo si è deciso di verificare l'effetto della nodalizzazione in condizioni più semplici eliminando l'effetto indotto dalle barre di controllo. Si sono allora effettuati due calcoli ulteriori (uno adottando la nodalizzazione accurata del nocciolo e l'altro con la precedente nodalizzazione grossolana), eliminando in entrambi le barre di controllo. I risultati ottenuti sono descritti nel paragrafo seguente.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	13	96

2.4 EFFETTO DELLA NODALIZZAZIONE DEL NOCCIOLO SENZA LE BARRE DI CONTROLLO

Le barre di controllo (lega Argento-Indio-Cadmio) sono state eliminate dal modello di simulazione, conservando i soli tubi guida in zircaloy. Il transitorio incidentale è stato simulato adottando sia la nodalizzazione accurata del nocciolo sia quella grossolana. L'obiettivo dei due calcoli è di verificare l'effetto della nodalizzazione sul comportamento del debris bed senza che la fusione precoce delle barre di controllo influenzi la fase di formazione e collasso del debris bed, all'inizio della fase di reflooding.

La prima fase del transitorio (da 0 a 220 s) si svolge, per entrambi i calcoli, senza che avvengano fenomeni di fusione e rilocazione del corium. All'inizio della fase di reflooding si produce la frammentazione del combustibile ed il collasso del debris bed. La distribuzione del corium, a 230 s, è illustrata in Figura 21. In questa fase la temperatura è ancora relativamente bassa ed il corium è costituito unicamente da debris bed in fase solida. I materiali in gioco sono: UO_2 et Zr in fase metallica, parzialmente ossidato (Zr-O) e totalmente ossidato (ZrO_2).

A differenza dei calcoli precedenti, la distribuzione del corium, prevista dai due modelli (nodalizzazione accurata e grossolana del nocciolo) è molto simile e del tutto uniforme. Il risultato ottenuto, prova quanto asserito, nel §2.3, circa il ruolo giocato dai materiali provenienti dalla fusione delle barre di controllo sul collasso del debris bed e quanto tale ruolo sia più o meno determinante in funzione della nodalizzazione adottata.

Il comportamento termico del combustibile è illustrato in Figura 22, Figura 23, Figura 24, Figura 25, Figura 26, Figura 27, relativamente al calcolo con nodalizzazione accurata e in Figura 28, Figura 29, Figura 30 per il calcolo con nodalizzazione grossolana. Le figure presentano, per ciascuna delle maglie radiali che descrivono il nocciolo (6 in caso di nodalizzazione accurata e 3 nel caso di nodalizzazione grossolana), le temperature del combustibile (guaina o debris bed), a varie quote, durante tutto il transitorio simulato.


L'analisi delle figure evidenzia il buon accordo fra i due modelli di simulazione (nodalizzazione accurata e grossolana) sul rateo di riscaldamento del combustibile all'inizio del reflooding. Si ricorda che nel calcolo base, a causa della diversa distribuzione del debris bed, il calcolo con nodalizzazione accurata del nocciolo prevedeva un rateo di riscaldamento più modesto rispetto a quello ottenuto con la nodalizzazione grossolana.

Nella regione compresa fra 0 e 0.81 m (Figura 22 e Figura 23) per la nodalizzazione accurata e Figura 28 per la nodalizzazione grossolana) si osserva che nessuno dei due calcoli prevede il quenching completo alla fine del transitorio. In entrambi i casi, la regione non raffreddata si situa a circa 2 m di quota.

Il comportamento del debris bed nella zona fra 0.81 m e 1.35 m è maggiormente influenzato dalla nodalizzazione adottata. Il calcolo con nodalizzazione accurata non prevede il quenching del combustibile in nessuna delle 2 maglie radiali (Figura 24 e Figura 25) che descrivono tale regione. Il quenching completo del combustibile è invece contemplato, a circa 2400 s, nel caso di nodalizzazione grossolana (Figura 29).

L'effetto della nodalizzazione non è particolarmente significativo nella parte più esterna del nocciolo, non interessata dalla formazione del debris bed, dove il quenching delle barrette di combustibile è previsto, in tempi rapidi, da entrambi i calcoli (Figura 26 e Figura 27) per la nodalizzazione accurata e Figura 30 per la nodalizzazione grossolana).

Il comportamento termico del debris bed sopra descritto è principalmente influenzato dalla fusione e rilocazione del debris bed. La distribuzione del corium alla fine del transitorio è

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	14	96

riportata in Figura 31. La Figura 31 riporta la frazione volumica di corium, comprendente sia la fase solida che quella liquida. La Figura 32 è relativa alla sola fase liquida.

Rispetto al calcolo base (§2.3), l'assenza dei materiali delle barre di controllo (a basso punto di fusione) nel corium conduce, in entrambi i calcoli, a limitare la progressione verso il basso e verso l'esterno, dei materiali fusi.

Nel calcolo con nodalizzazione grossolana, la maggior parte dei materiali fusi si riloca in una sola maglia e la frazione di volume occupata (circa 0.82) è superiore a quella prevista nel calcolo base con le barre di controllo e la stessa nodalizzazione grossolana. Tale risultato spiega la maggior difficoltà di raffreddamento della regione interna del combustibile che nel calcolo base risultava totalmente raffreddata. Si nota anche che il corium accumulato è completamente solidificato.

Nel caso di nodalizzazione accurata, l'assenza dei materiali delle barre di controllo, conduce ad una geometria più strutturata del corium accumulato. In questo caso è possibile distinguere la formazione di una piscina di materiale fuso (Figura 32) supportata da una crosta solida. La miglior definizione della geometria del corium accumulato, ottenibile con la nodalizzazione accurata, è confermata dal calcolo effettuato.

La regione di accumulazione del corium, impenetrabile all'acqua, è più estesa nel calcolo con nodalizzazione accurata. Questo è riscontrabile anche in Figura 33, che riporta la frazione di vuoto e la velocità del fluido (acqua-vapore) e in figura Figura 34, dov'è rappresentato il campo di temperature nel corium. Entrambe le figure sono riferite a 5000 s di transitorio.

L'effetto della nodalizzazione sulla produzione di idrogeno è poco significativo (Figura 35). Si nota che, diversamente dai risultati del calcolo base descritti nel §2.3, la produzione di idrogeno prevista dai due modelli di simulazione, durante la prima parte del transitorio, è quasi identica. Questo perché, come detto in precedenza, le temperature del combustibile calcolate in questa fase non dipendono significativamente dalla nodalizzazione adottata.

Si sottolinea che, in entrambi i calcoli, la temperatura di fusione dell' UO_2 non viene raggiunta. L' UO_2 resta quindi in forma di debris bed solido ed il magma rilocato è composto unicamente da Zr in fase metallica, parzialmente ossidato (Zr-O) e totalmente ossidato (ZrO_2).


Tale risultato, ci suggerisce un nuovo calcolo di sensibilità che consideri un abbassamento della temperatura di fusione dell' UO_2 e dello ZrO_2 a seguito delle reazioni chimiche e la formazione di eutettici, che possono prodursi ad alta temperatura.

2.5 EFFETTO DELL'ABBASSAMENTO DELLA TEMPERATURA DI FUSIONE DI UO_2 e ZrO_2

Tutti i calcoli esposti in precedenza sono stati realizzati considerando i punti di fusione standard dell' UO_2 (3085 K come temperatura del solidus e 3136 K per il liquidus) e dello ZrO_2 (2973 K come temperatura del solidus e 2974 K per il liquidus).

Nel caso di una miscela di materiali (magma) costituita da UO_2 e Zr variamente ossidato, la temperatura di fusione è calcolata dal codice utilizzando un diagramma ternario di equilibrio per i costituenti U-Zr-O.

Per studiare l'effetto di una diminuzione della temperatura di fusione dell' UO_2 e dello ZrO_2 si sono imposte, per entrambi i materiali, le temperature di fusione seguenti: 2550 K (temperatura del solidus) e 2600 K (temperatura del liquidus). In questo caso non è possibile utilizzare il diagramma ternario e la temperatura di fusione della miscela di materiali è la media, ponderata sulla massa, della temperatura di fusione di ciascun materiale.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	15	96

Il modello di simulazione adottato è quello con nodalizzazione accurata del nocciolo e senza le barre di controllo. I risultati ottenuti sono quindi confrontati con quelli del calcolo precedente relativo alla stessa nodalizzazione accurata (§2.4).

Durante la prima fase del transitorio, l'effetto della temperatura di fusione è ovviamente inesistente. La fusione del debris bed, formatosi a 220 s, inizia poco prima i 1000 s di transitorio. La distribuzione del corium, a seguito del processo di fusione – rilocalizzazione, è descritta per i due calcoli (bassa temperatura di fusione e temperatura di fusione standard) in Figura 36, Figura 37, Figura 38, Figura 39. Le figure illustrano la frazione volumica di corium a 1000 s, 2000 s, 3000 s e 5000 s di transitorio.

La temperatura di fusione non influenza in modo rilevante la progressione del corium fuso. L'abbassamento della temperatura di fusione si traduce comunque in una progressione verso il basso dei materiali fusi che è leggermente meno pronunciata rispetto alle previsioni del calcolo con temperatura di fusione standard.

Tale risultato, anche se non intuitivo, si spiega considerando che, nel caso di bassa temperatura di fusione, il corium è costituito in gran parte da UO_2 (proveniente dalla fusione del debris bed) che impone in pratica la sua temperatura di fusione (2550 K – 2600 K) alla miscela di materiali. Nel calcolo con temperatura di fusione standard, il corium è costituito di Zr variamente ossidato e l' UO_2 è totalmente assente (§2.4). In particolare è presente una frazione importante di Zr parzialmente ossidato (Zr-O), il cui punto di fusione è relativamente basso (circa 2250 K). La temperatura di fusione del corium, risulta quindi più bassa di 2550 K giustificando la diversa progressione verso il basso del corium.

Il comportamento termico del combustibile è illustrato in Figura 40, Figura 41, Figura 42, Figura 43, Figura 44, Figura 45. Le figure mostrano, per ciascuna delle 6 maglie radiali che descrivono il nocciolo, le temperature del combustibile (guaina o debris bed), a varie quote, durante il transitorio simulato. I risultati ottenuti possono essere confrontati con quelli del calcolo equivalente, che utilizza la temperatura di fusione standard, riportati in Figura 22, Figura 23, Figura 24, Figura 25, Figura 26, Figura 27.

L'effetto dell'abbassamento della temperatura di fusione non è particolarmente rilevante e, in entrambi i calcoli, una parte del nocciolo rimane a temperatura elevata alla fine del transitorio. Nel calcolo con bassa temperatura di fusione le temperature in corso di transitorio sono comunque un po' più basse di quelle previste in caso di temperatura di fusione standard. Questo perchè, una volta raggiunta la temperatura di fusione del combustibile (2550 K), la potenza generata serve a produrre il cambiamento di stato (calore latente di fusione) impedendo un ulteriore aumento della temperatura.

L'estensione della parte di nocciolo non raffreddata, alla fine del transitorio, è individuabile in Figura 46, che mostra il campo di temperature nel corium a 5000 s. Tale regione coincide con la zona di accumulazione del corium, caratterizzata da una porosità uguale a 0 delle maglie interessate (frazione di corium uguale ad 1) ed è quindi posizionata leggermente più in alto nel calcolo con bassa temperatura di fusione.

La produzione di idrogeno è mostrata in Figura 47, confrontata con quella del calcolo con temperatura di fusione standard. Le differenze sono minime e, coerentemente con le temperature leggermente più basse, raggiunte nel corso del transitorio quando si considera la riduzione della temperatura di fusione, l'idrogeno totale prodotto è anch'esso leggermente inferiore a quanto previsto assumendo la temperatura di fusione standard.

2.6 CONCLUSIONI

Il codice ICARE/CATHARE è stato utilizzato per simulare il comportamento del debris bed formatosi, per effetto degli shock termici, all'inizio della fase di reflooding di un ipotetico incidente severo in un reattore nucleare. Il sistema preso a riferimento rappresenta, in maniera semplificata, il reattore nucleare TMI-2 del tipo ad acqua pressurizzata (PWR).

I calcoli effettuati ampliano lo studio parametrico già realizzato nell'ambito del PAR 2008/09, considerando la sensibilità del comportamento termico del debris bed a parametri quali la nodalizzazione del nocciolo, la fusione precoce delle barre di controllo e la temperatura di fusione del combustibile.

Dallo studio realizzato, si traggono le conclusioni seguenti.

- La fusione e la rilocazione precoce delle barre di controllo (basso punto di fusione della lega Argento-Indio-Cadmio), può condurre ad accumulazioni di corium il cui grado di compattezza dipende dalla nodalizzazione adottata per la descrizione del nocciolo.

Con una nodalizzazione grossolana, la regione dove i materiali delle barre di controllo si accumulano risulta poco definita. Il volume delle maglie interessate è solo parzialmente occupato dal corium implicando una riduzione della porosità delle maglie, senza arrivare all'occlusione completa (porosità = 0) delle stesse.


Adottando una nodalizzazione più accurata, la zona dove i materiali delle barre di controllo si accumulano è definita più precisamente ed il corium occupa completamente (porosità = 0) il volume delle maglie interessate. L'ostruzione rappresentata dal corium influenza la successiva frammentazione e collasso del combustibile, conducendo ad una distribuzione del debris bed fortemente non uniforme. Nel caso di nodalizzazione più grossolana, il corium accumulato non costituisce un impedimento al collasso del particolato e la distribuzione del debris bed si presenta molto più uniforme. Questo ha un impatto sulla previsione del comportamento termico e la raffreddabilità del debris bed che sembra più compromessa, quando si considera una nodalizzazione accurata del nocciolo.

- Per valutare, in condizioni più semplici, l'effetto della nodalizzazione del nocciolo sul comportamento del debris bed e verificare l'impatto della fusione precoce delle barre di controllo, si sono realizzati due nuovi calcoli (con nodalizzazione accurata e grossolana) eliminando nella simulazione del transitorio le barre di controllo.

In tal caso, la frammentazione ed il collasso del combustibile conducono alla formazione di un debris bed uniformemente distribuito, indipendentemente dalla nodalizzazione adottata, confermando quanto presunto sul ruolo della fusione precoce delle barre di controllo.

La nodalizzazione accurata consente di seguire accuratamente la progressione dei materiali fusi e la formazione di una piscina di corium in fase liquida, supportata da una crosta di materiali solidificati. Il corium (liquido o solido) ostruisce completamente le maglie coinvolte (porosità = 0) e l'acqua immessa durante il reflooding non può penetrare in tale regione che resta non raffreddata alla fine del transitorio simulato.

L'adozione di una nodalizzazione più grossolana non consente di seguire la progressione dei materiali fusi in maniera altrettanto precisa. La maggior parte del corium rilocato si accumula in una sola maglia riducendone la porosità (da circa 0.4 a 0.18) ed impedendo, almeno parzialmente, la penetrazione dell'acqua. La temperatura della maglia in questione resta quindi piuttosto elevata alla fine del transitorio. Le maglie adiacenti sono interessate solo

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	17	96

parzialmente dall'accumulo di corium e la loro porosità rimane sufficiente per consentirne il completo raffreddamento, prodotto dall'acqua immessa nel vessel.

Il risultato finale è che, l'estensione della zona non raffreddata alla fine del transitorio è più importante, quando si considera una nodalizzazione più accurata del nocciolo.

- La possibilità di reazioni chimiche che possono indurre la liquefazione a più bassa temperatura dell' UO_2 e dello ZrO_2 è stata anche considerata negli studi di sensibilità, effettuando un calcolo (con la nodalizzazione accurata del nocciolo e senza barre di controllo) in cui si è imposta una temperatura di fusione dell' UO_2 e dello ZrO_2 uguale a 2550 K, più bassa della temperatura di fusione dei materiali puri considerata da ICARE/CATHARE (3085 K per l' UO_2 e 2973 K per lo ZrO_2).

Il risultato del calcolo di sensibilità mostra che la riduzione del punto di fusione non ha un effetto particolarmente rilevante sulla progressione dei materiali fusi e sul comportamento termico del debris bed.

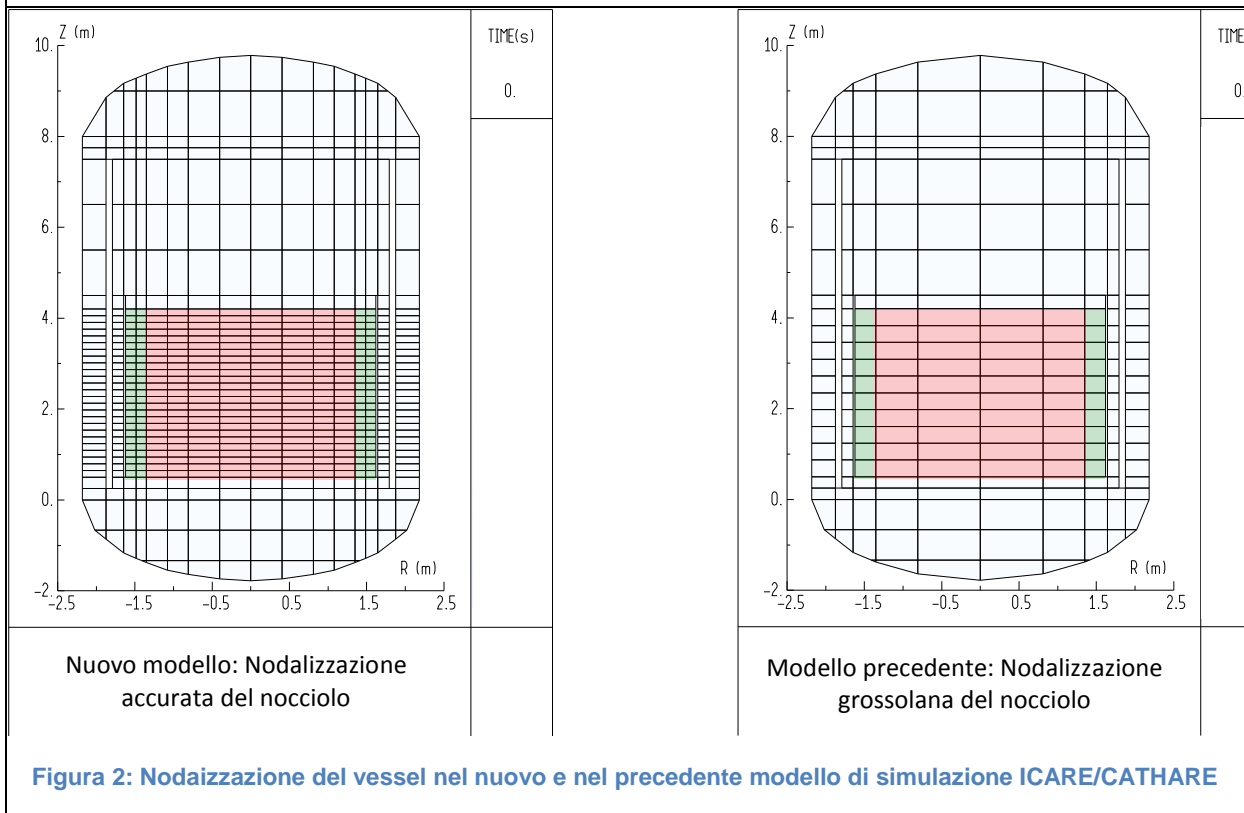
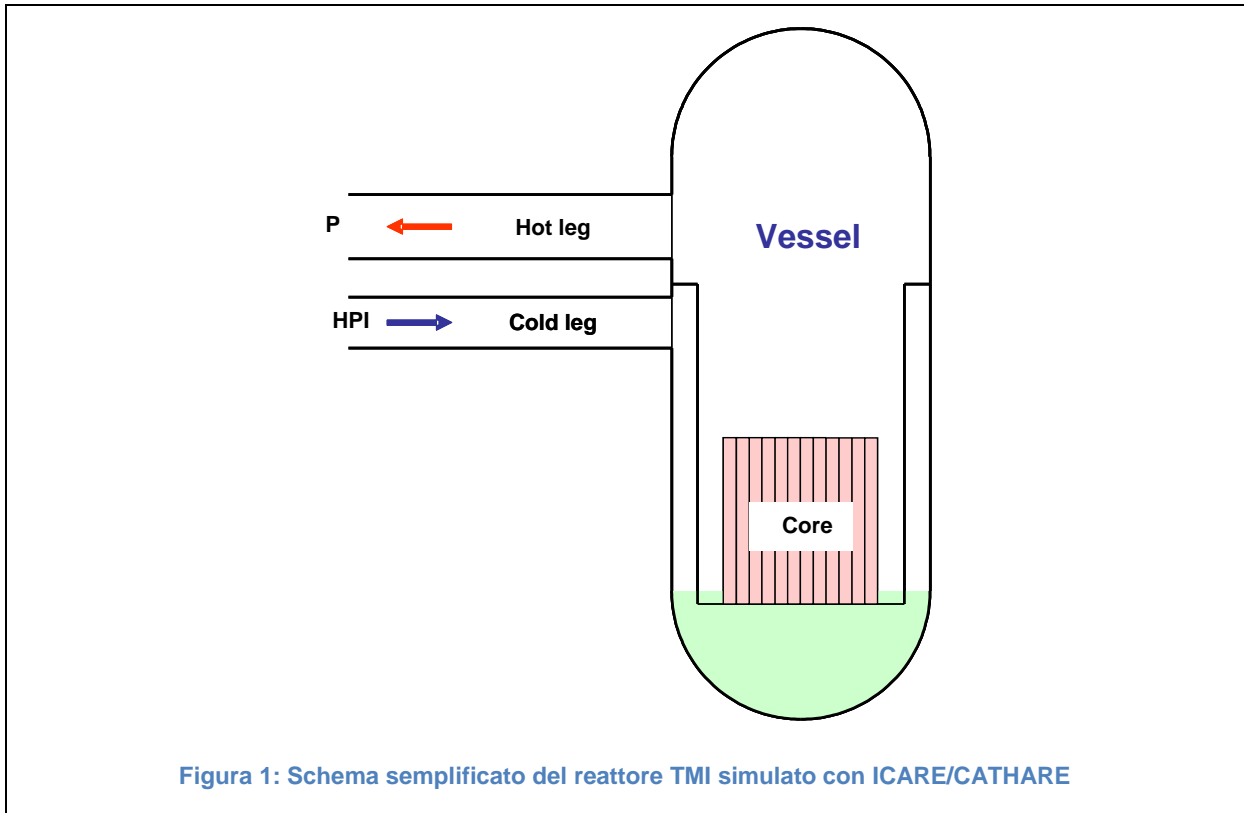
- La produzione di idrogeno, originata dall'ossidazione dello zircaloy, dipende principalmente dal livello di temperatura del debris bed nel corso del transitorio. La sensibilità ai parametri ed alle assunzioni dei calcoli effettuati non è comunque particolarmente rilevante.

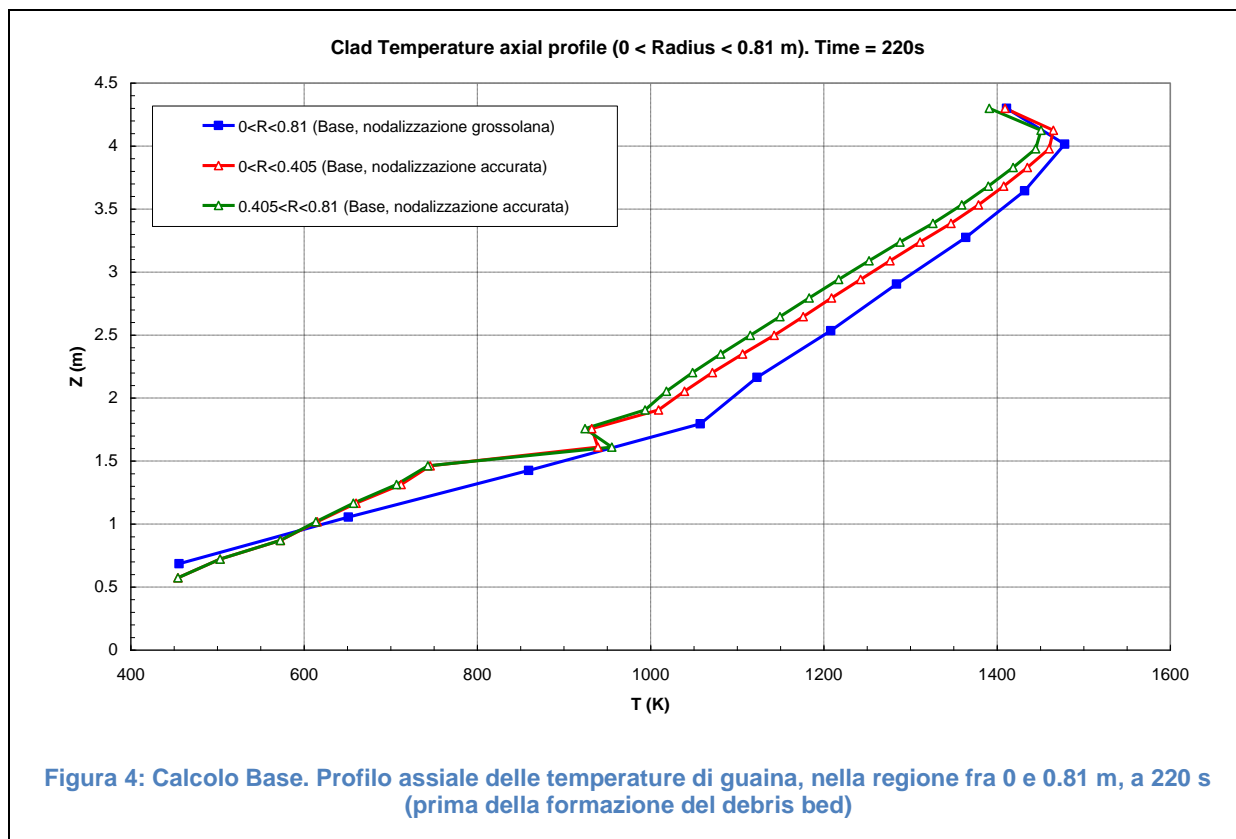
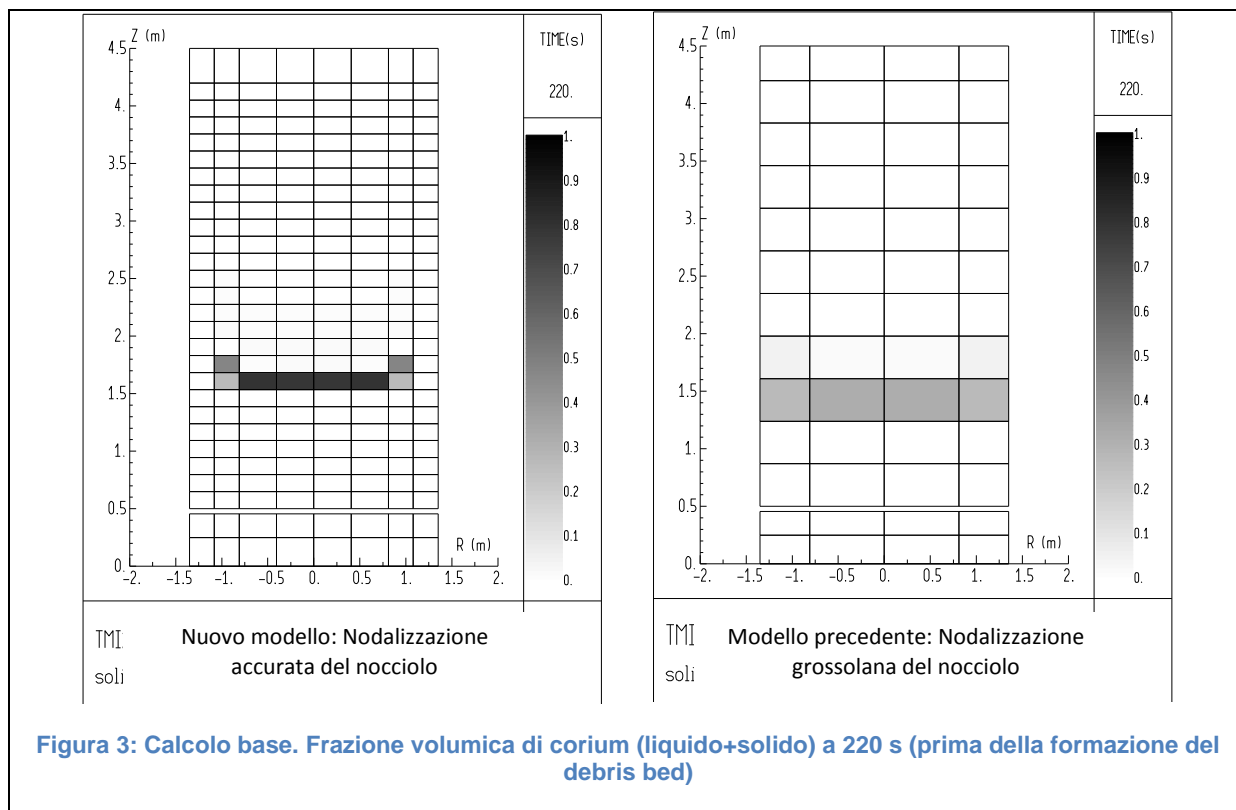
I risultati dei calcoli di sensibilità serviranno ad indirizzare gli sviluppi futuri del codice ICARE/CATHARE e a supportare la preparazione e l'interpretazione delle prove sperimentali del programma PEARL. Gli utilizzatori del codice troveranno informazioni utili per simulare, nella maniera più adeguata, il comportamento del nocciolo degradato durante un incidente severo e per individuare i parametri e le assunzioni che condizionano maggiormente la raffreddabilità del debris bed.

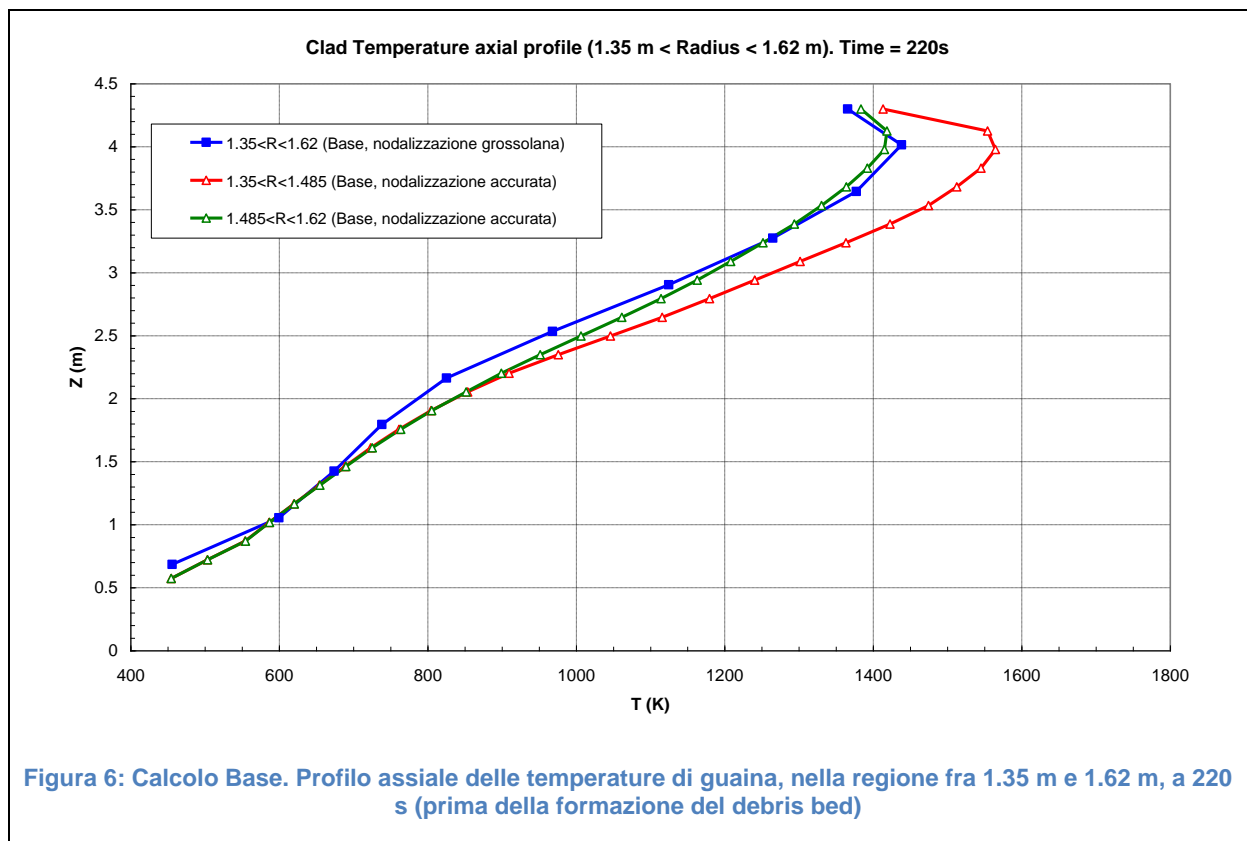
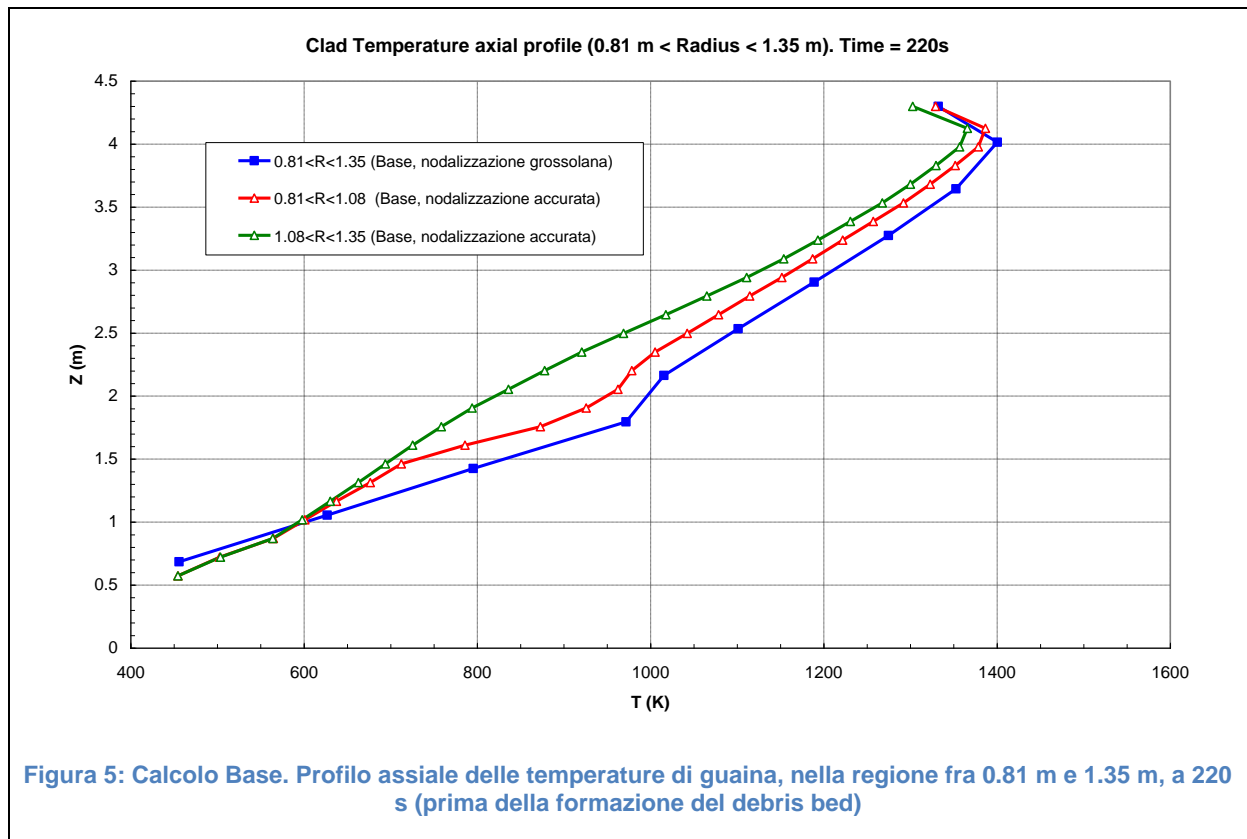
2.7 FIGURE

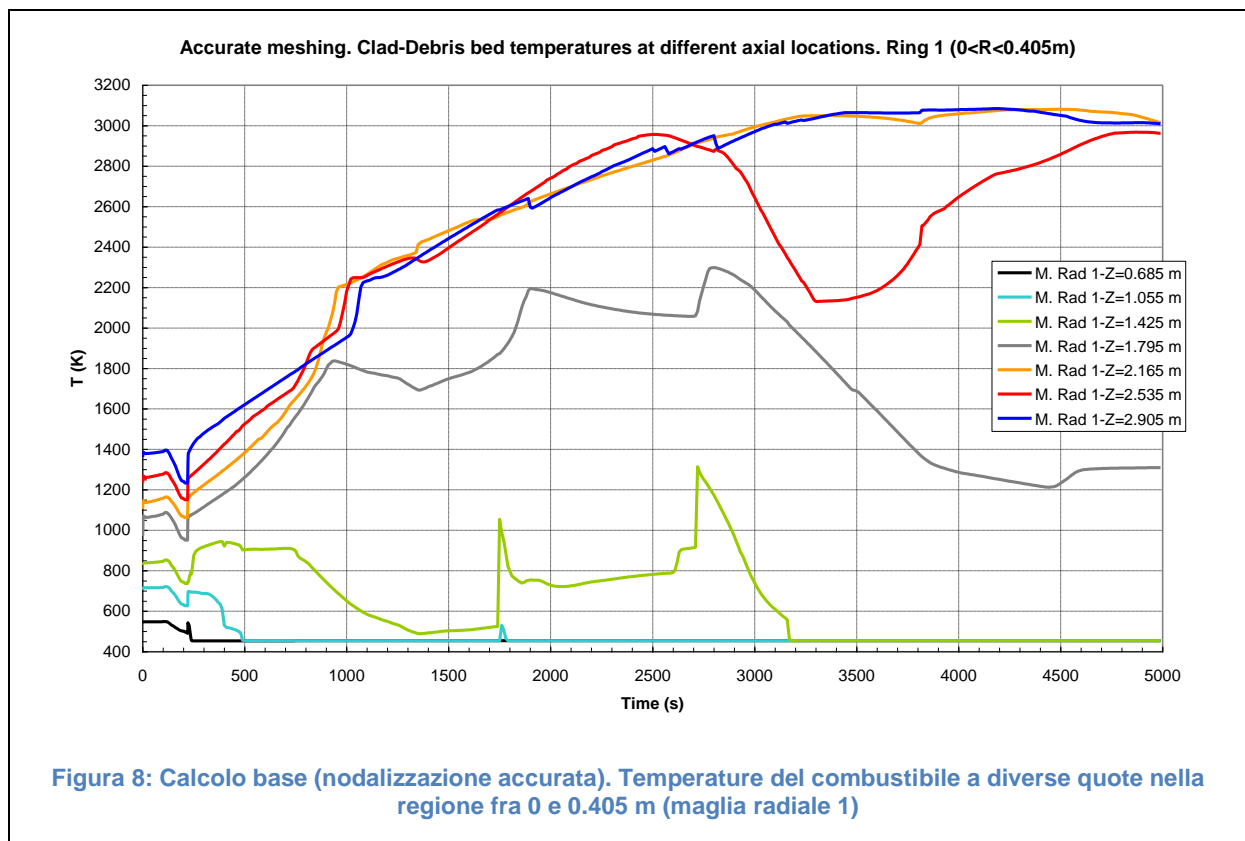
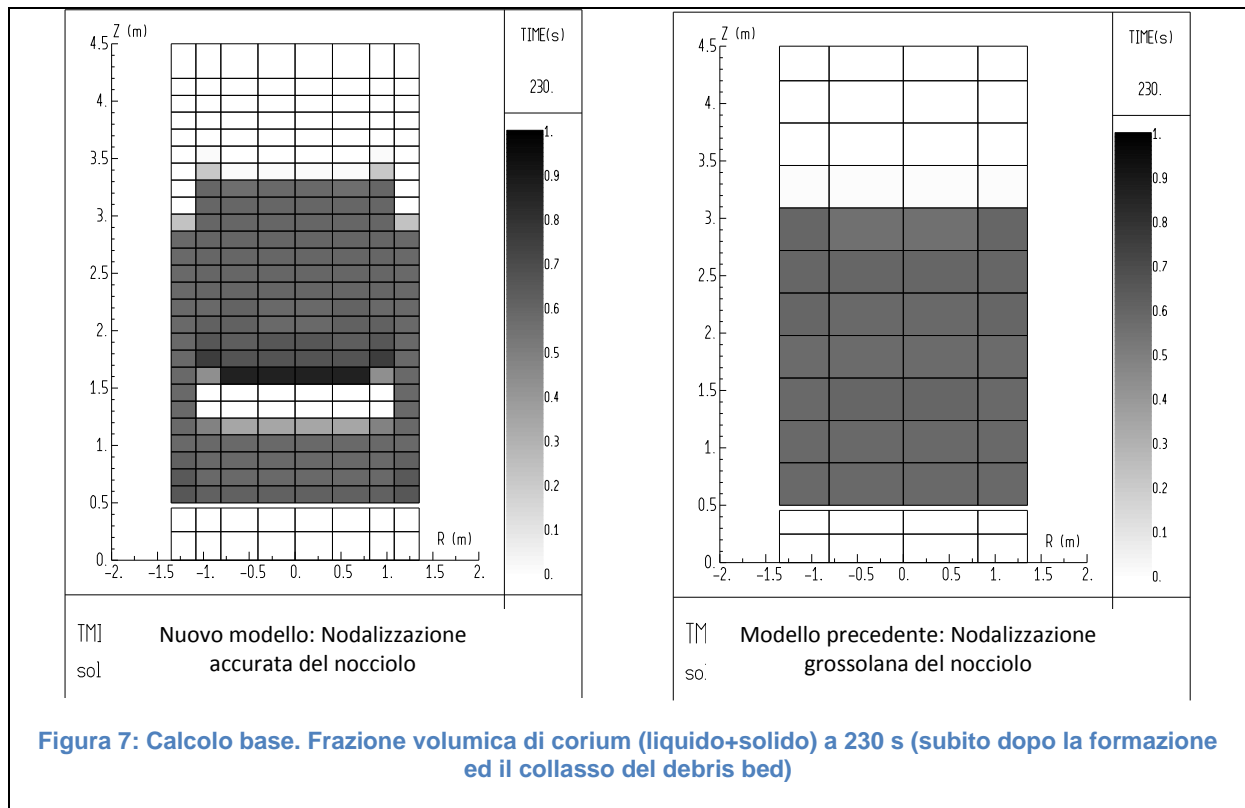
Figura 1: Schema semplificato del reattore TMI simulato con ICARE/CATHARE	20
Figura 2: Nodalizzazione del vessel nel nuovo e nel precedente modello di simulazione ICARE/CATHARE	20
Figura 3: Calcolo base. Frazione volumica di corium (liquido+solido) a 220 s (prima della formazione del debris bed)	21
Figura 4: Calcolo Base. Profilo assiale delle temperature di guaina, nella regione fra 0 e 0.81 m, a 220 s (prima della formazione del debris bed)	21
Figura 5: Calcolo Base. Profilo assiale delle temperature di guaina, nella regione fra 0.81 m e 1.35 m, a 220 s (prima della formazione del debris bed)	22
Figura 6: Calcolo Base. Profilo assiale delle temperature di guaina, nella regione fra 1.35 m e 1.62 m, a 220 s (prima della formazione del debris bed)	22
Figura 7: Calcolo base. Frazione volumica di corium (liquido+solido) a 230 s (subito dopo la formazione ed il collasso del debris bed).....	23
Figura 8: Calcolo base (nodalizzazione accurata). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 0 e 0.405 m (maglia radiale 1).....	23
Figura 9: Calcolo base (nodalizzazione accurata). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 0.405 m e 0.81 m (maglia radiale 2).....	24
Figura 10: Calcolo base (nodalizzazione accurata). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 0.81 m e 1.08 m (maglia radiale 3)	24
Figura 11: Calcolo base (nodalizzazione accurata). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 1.08 m e 1.35 m (maglia radiale 4)	25
Figura 12: Calcolo base (nodalizzazione accurata). Temperature del combustibile (intatto) a diverse quote nella regione fra 1.35 m e 1.485 m (maglia radiale 5).....	25
Figura 13: Calcolo base (nodalizzazione accurata). Temperature del combustibile (intatto) a diverse quote nella regione fra 1.485 m e 1.62 m (maglia radiale 6).....	26
Figura 14: Calcolo base (nodalizzazione grossolana). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 0 e 0.81 m (maglia radiale 1)	26
Figura 15: Calcolo base (nodalizzazione grossolana). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 0.81 m e 1.35 m (maglia radiale 2)	27
Figura 16: Calcolo base (nodalizzazione grossolana). Temperature del combustibile (intatto) a diverse quote nella regione fra 1.35 m e 1.62 m (maglia radiale 2).....	27
Figura 17: Calcolo base. Frazione volumica di corium (liquido + solido) a 5000 s	28
Figura 18: Calcolo base. Frazione di vuoto e velocità del fluido (acqua - vapore) a 5000 s.....	28
Figura 19: Calcolo base. Campo di temperature nel corium a 5000 s	29
Figura 20: Calcolo base. Idrogeno prodotto durante il transitorio	29
Figura 21: Calcolo senza barre di controllo. Frazione volumica di corium a 230 s (subito dopo la formazione ed il collasso del debris bed).....	30
Figura 22: Calcolo senza le barre di controllo (nodalizzazione accurata). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 0 e 0.405 m (maglia radiale 1)	30
Figura 23: Calcolo senza le barre di controllo (nodalizzazione accurata). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 0.405 m e 0.81 m (maglia radiale 2)	31
Figura 24: Calcolo senza le barre di controllo (nodalizzazione accurata). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 0.81 m e 1.08 m (maglia radiale 3)	31
Figura 25: Calcolo senza le barre di controllo (nodalizzazione accurata). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 1.08 m e 1.35 m (maglia radiale 4)	32
Figura 26: Calcolo senza le barre di controllo (nodalizzazione accurata). Temperature del combustibile (intatto) a diverse quote nella regione fra 1.35 m e 1.485 m (maglia radiale 5)	32

Figura 27: Calcolo senza le barre di controllo (nodalizzazione accurata). Temperature del combustibile (intatto) a diverse quote nella regione fra 1.485 m e 1.62 m (maglia radiale 6)	33
Figura 28: Calcolo senza le barre di controllo (nodalizzazione grossolana). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 0 e 0.81 m (maglia radiale 1)	33
Figura 29: Calcolo senza le barre di controllo (nodalizzazione grossolana). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 0.81 m e 1.35 m (maglia radiale 2)	34
Figura 30: Calcolo senza le barre di controllo (nodalizzazione grossolana). Temperature del combustibile (intatto) a diverse quote nella regione fra 1.35 m e 1.62 m (maglia radiale 3)	34
Figura 31: Calcolo senza barre di controllo. Frazione volumica di corium (liquido + solido) a 5000 s.....	35
Figura 32: Calcolo senza barre di controllo. Frazione volumica di corium (liquido) a 5000 s.....	35
Figura 33: Calcolo senza barre di controllo. Frazione di vuoto e velocità del fluido (acqua-vapore) a 5000 s.....	36
Figura 34: Calcolo senza le barre di controllo. Campo di temperature nel corium a 5000 s.....	36
Figura 35: Calcolo senza le barre di controllo. Idrogeno prodotto durante il transitorio.....	37
Figura 36: Calcolo di sensibilità alla temperatura di fusione. Frazione volumica di corium a 1000 s.....	37
Figura 37: Calcolo di sensibilità alla temperatura di fusione. Frazione volumica di corium a 2000 s.....	38
Figura 38: Calcolo di sensibilità alla temperatura di fusione. Frazione volumica di corium a 3000 s.....	38
Figura 39: Calcolo di sensibilità alla temperatura di fusione. Frazione volumica di corium a 5000 s.....	39
Figura 40: Calcolo con bassa temperatura di fusione (UO ₂ e ZrO ₂). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 0 e 0.405 m (maglia radiale 1)	39
Figura 41: Calcolo con bassa temperatura di fusione (UO ₂ e ZrO ₂). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 0.405 m e 0.81 m (maglia radiale 2)	40
Figura 42: Calcolo con bassa temperatura di fusione (UO ₂ e ZrO ₂). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 0.81 m e 1.08 m (maglia radiale 3)	40
Figura 43: Calcolo con bassa temperatura di fusione (UO ₂ e ZrO ₂). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 1.08 m e 1.35 m (maglia radiale 4)	41
Figura 44: Calcolo con bassa temperatura di fusione (UO ₂ e ZrO ₂). Temperature del combustibile (intatto) a diverse quote nella regione fra 1.35 m e 1.485 m (maglia radiale 5).....	41
Figura 45: Calcolo con bassa temperatura di fusione (UO ₂ e ZrO ₂). Temperature del combustibile (intatto) a diverse quote nella regione fra 1.485 m e 1.62 m (maglia radiale 6).....	42
Figura 46: Calcolo di sensibilità alla temperatura di fusione. Campo di temperature nel corium a 5000 s.....	42
Figura 47: Calcolo di sensibilità alla temperatura di fusione. Idrogeno prodotto durante il transitorio.....	43









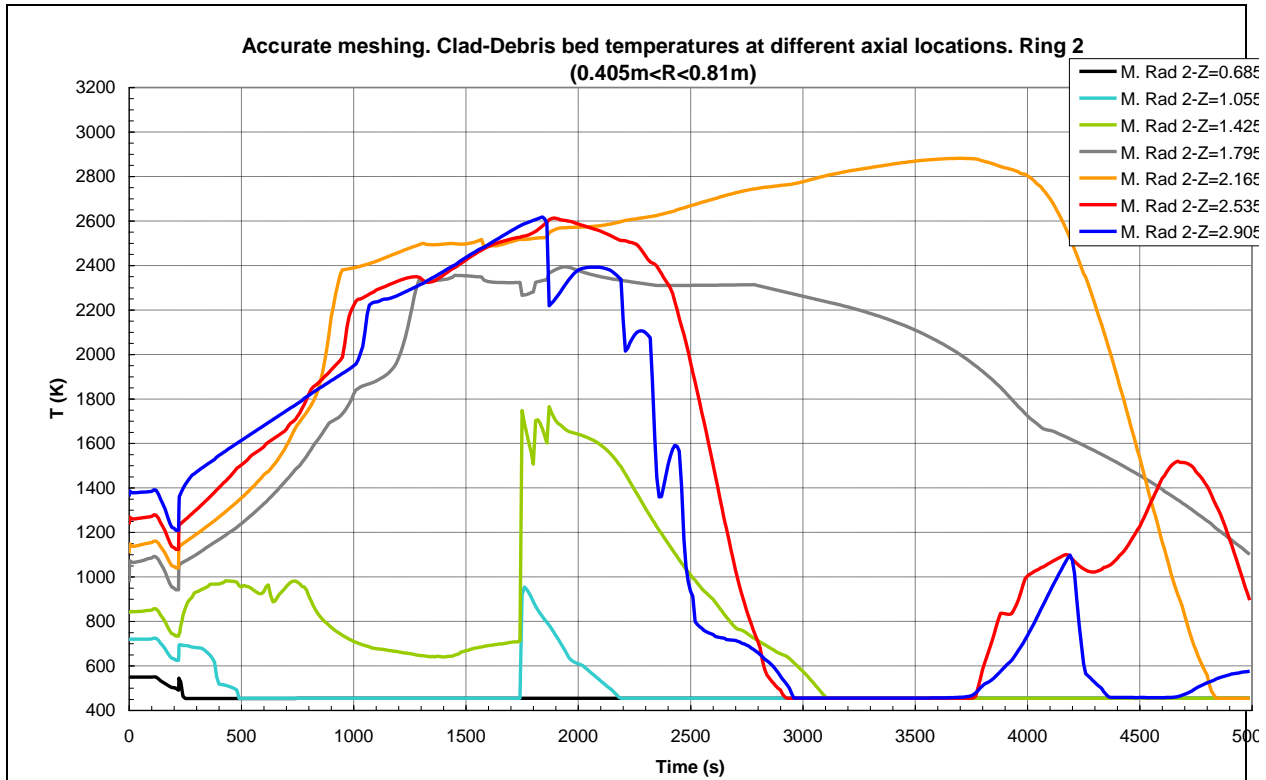


Figura 9: Calcolo base (nodalizzazione accurata). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 0.405 m e 0.81 m (maglia radiale 2)

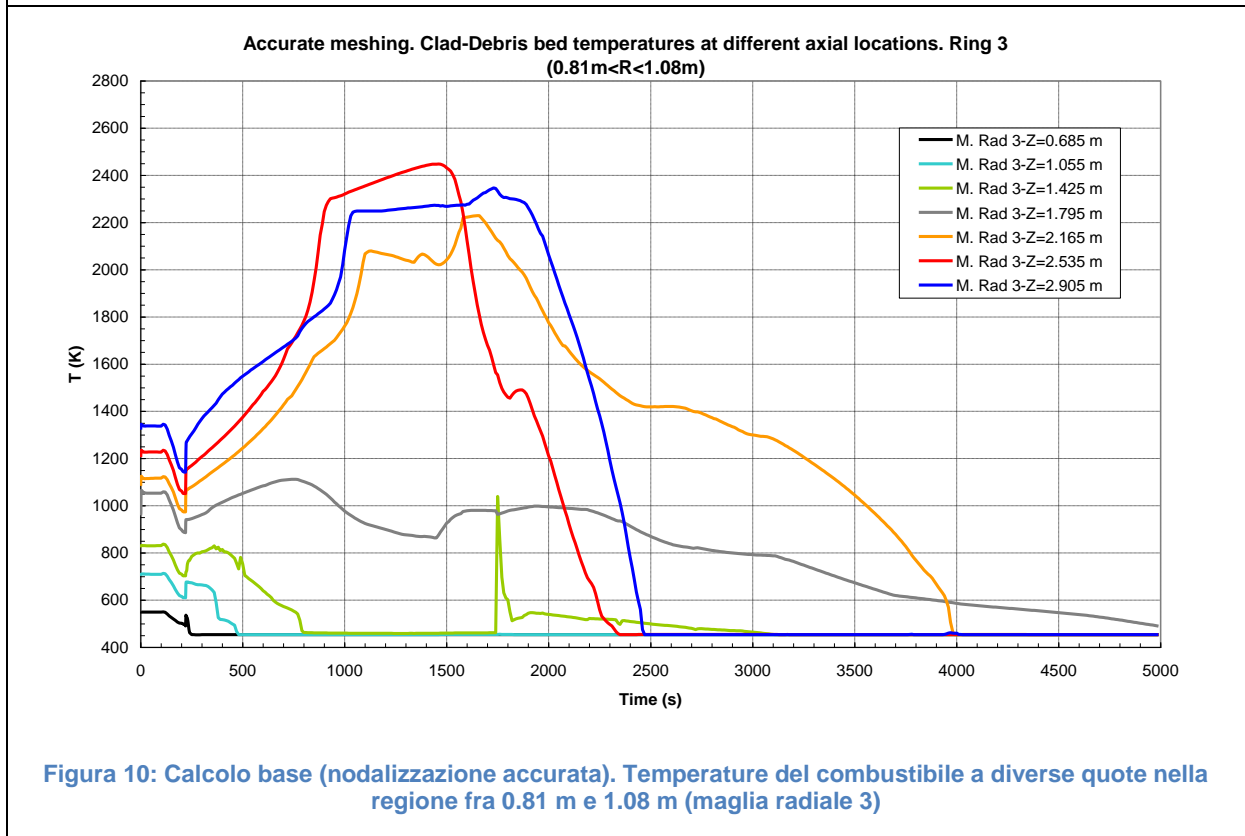
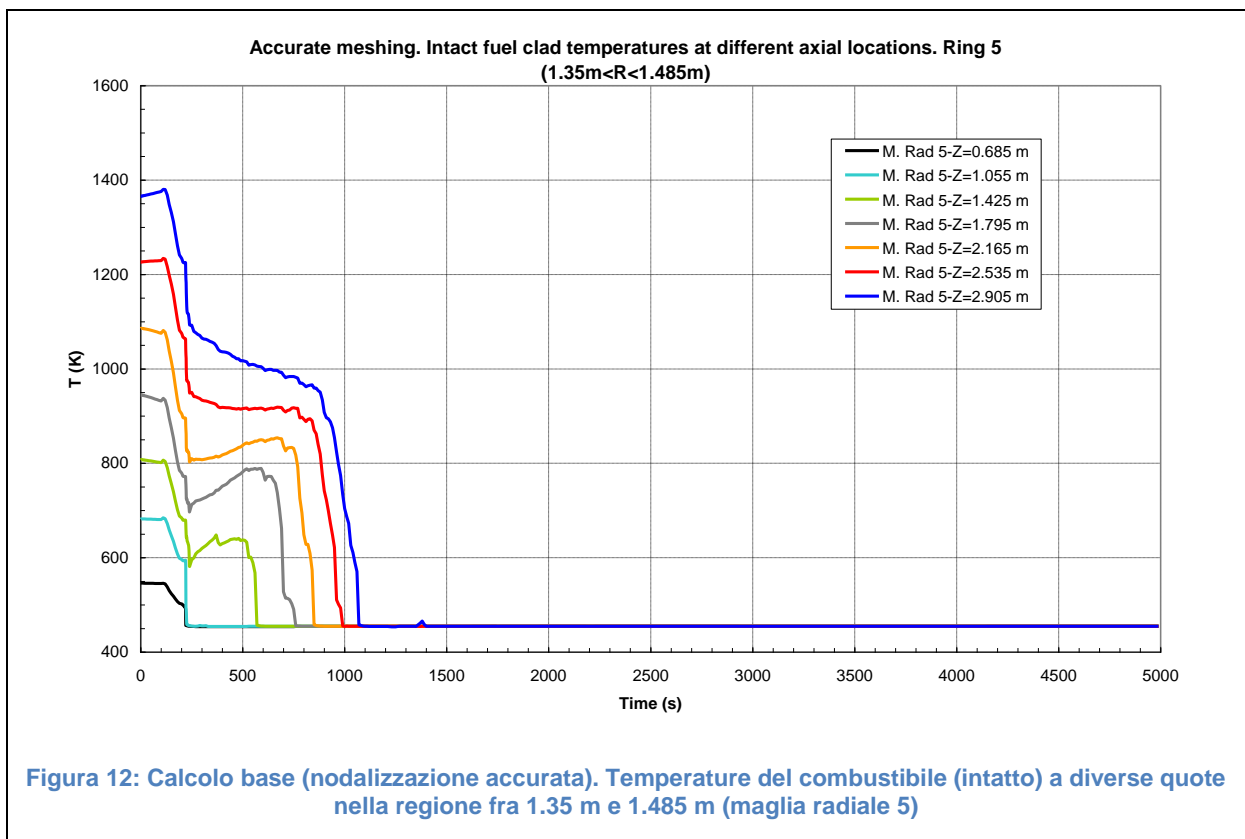
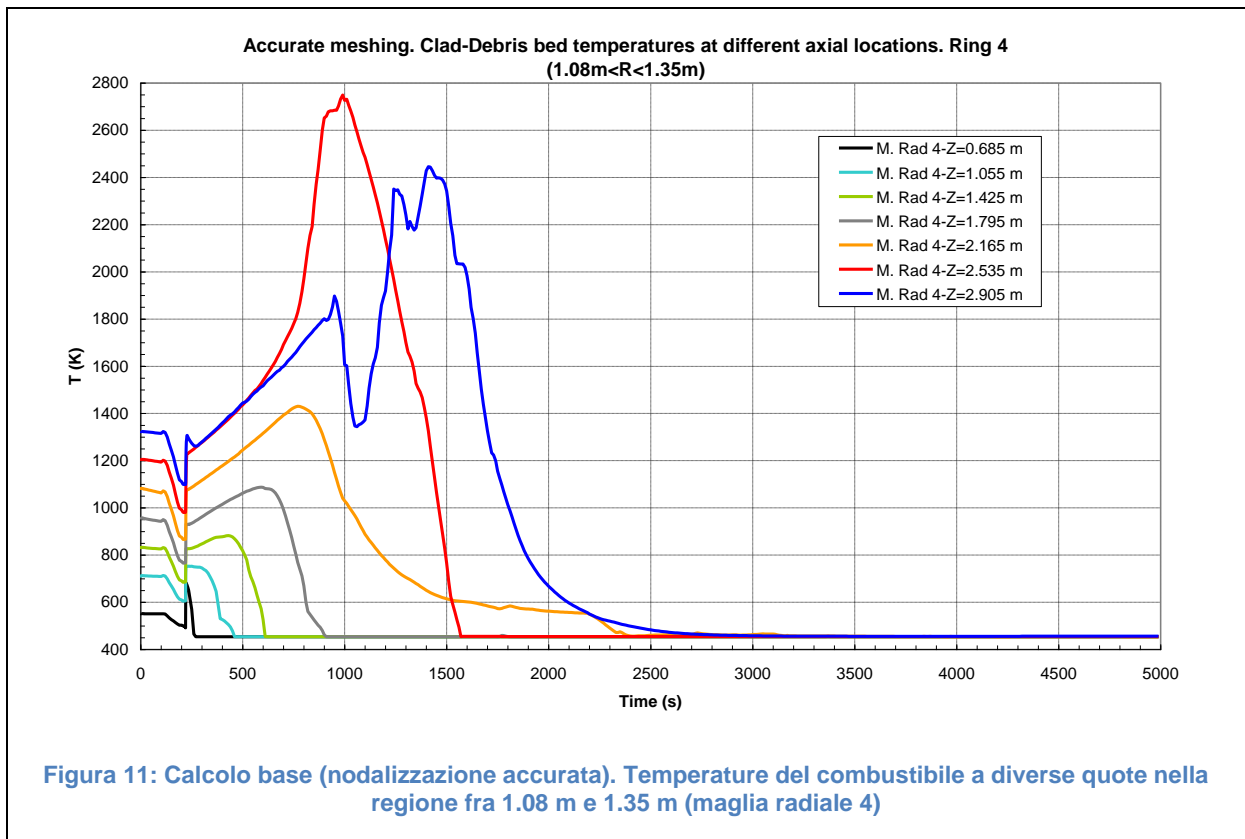
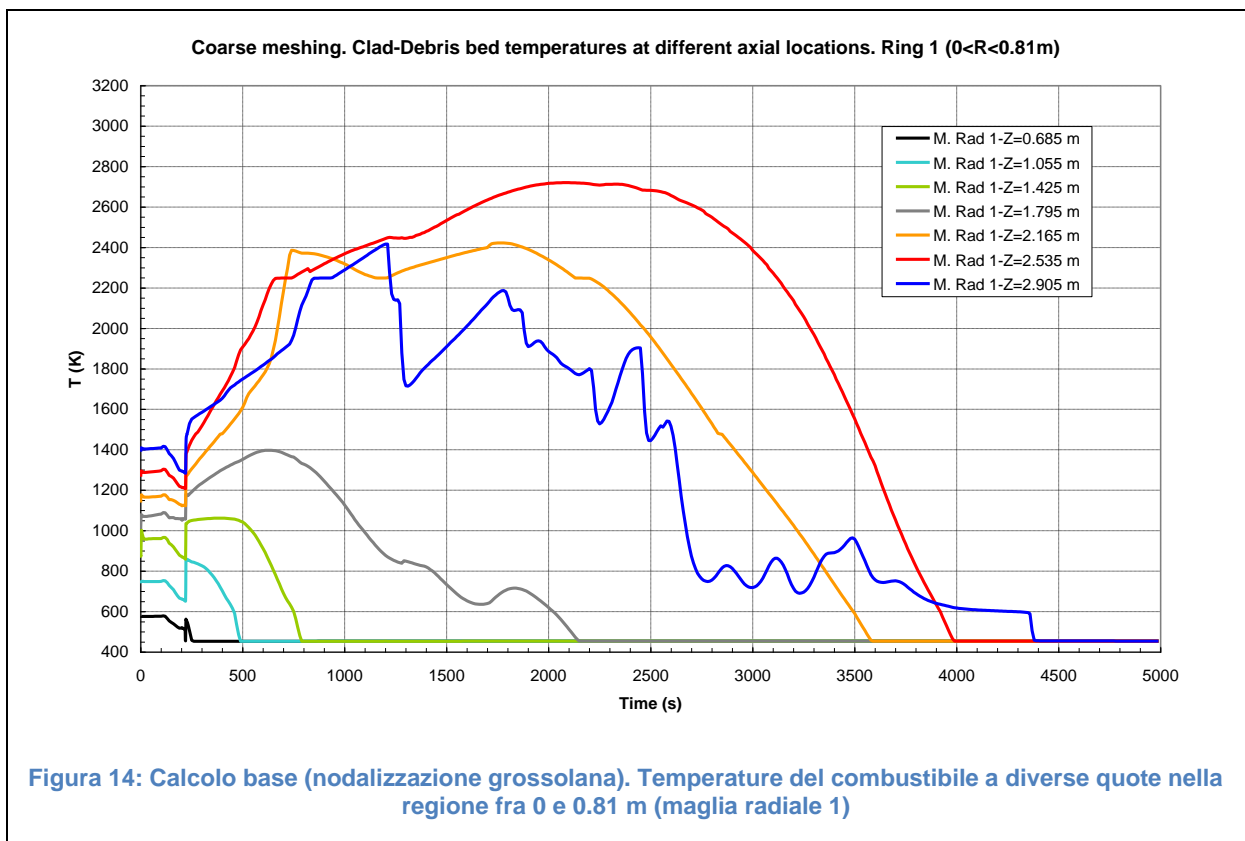
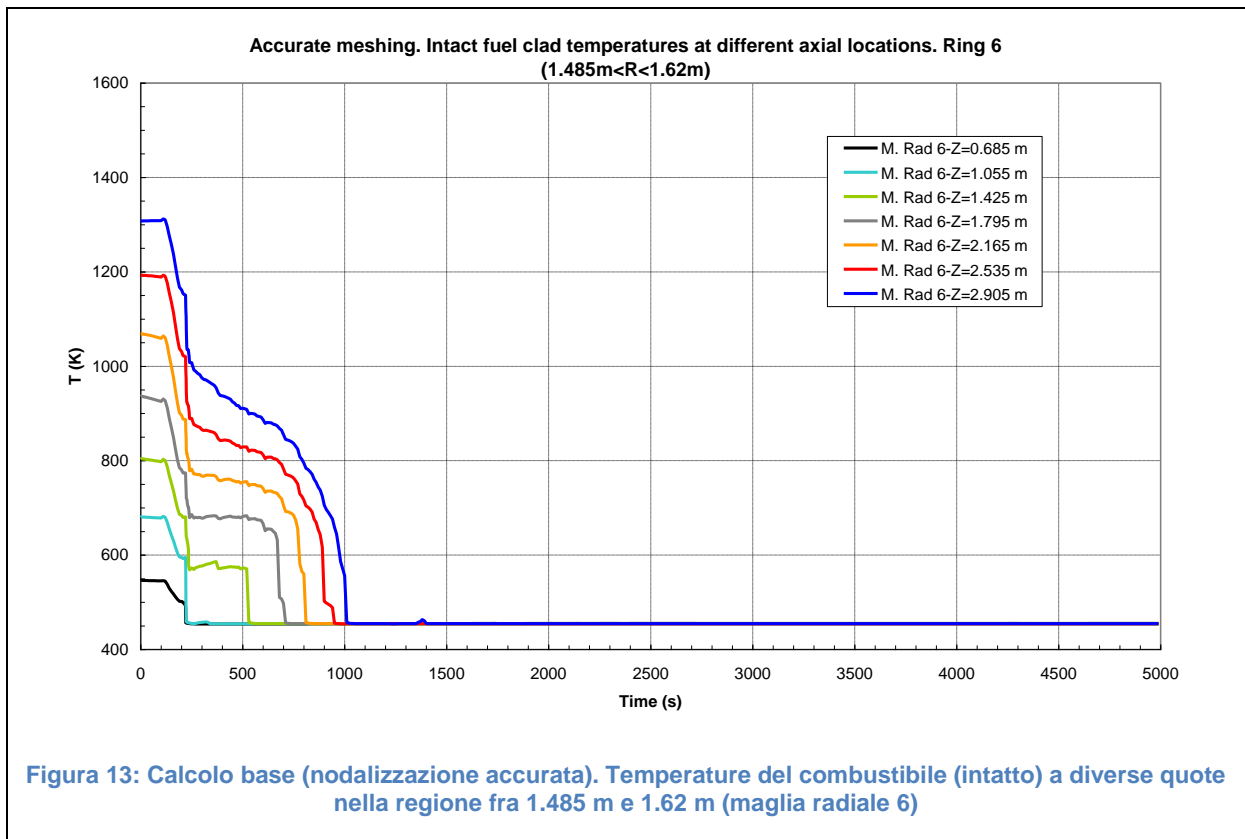
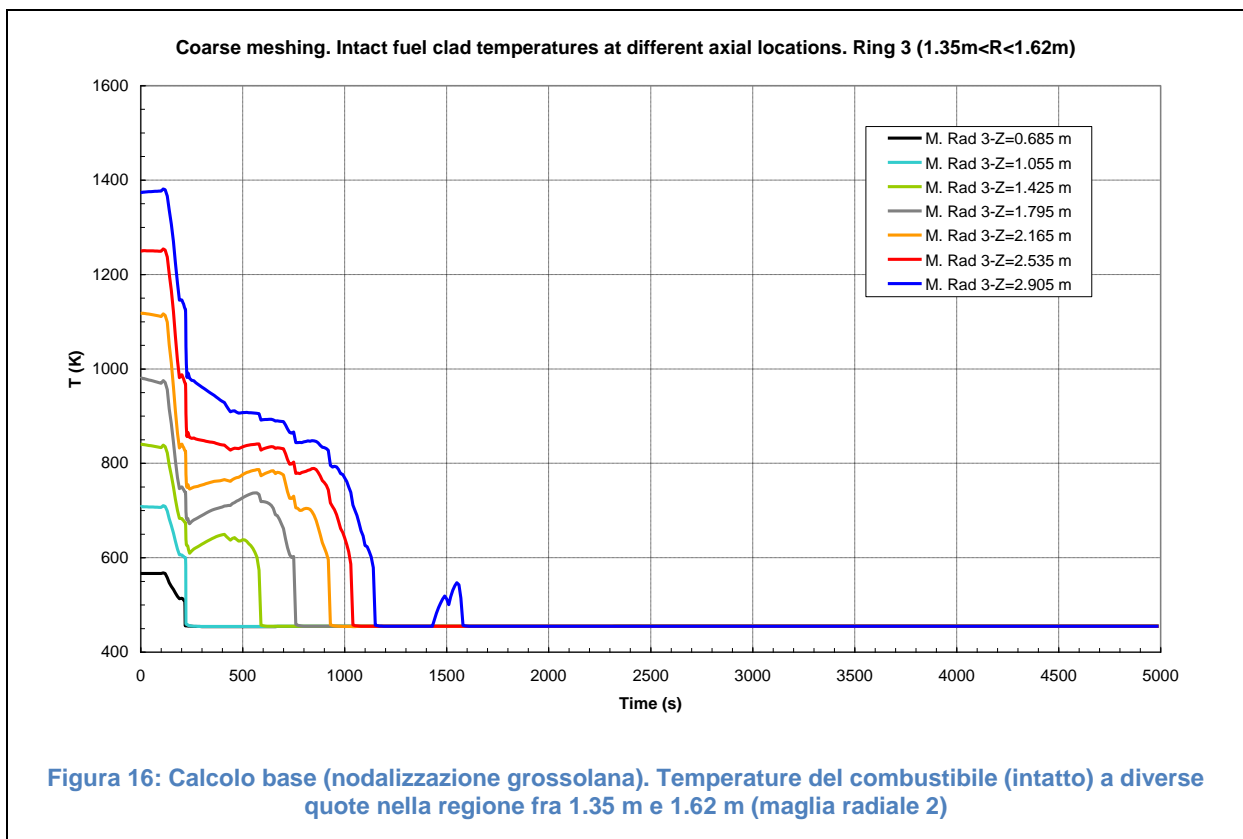
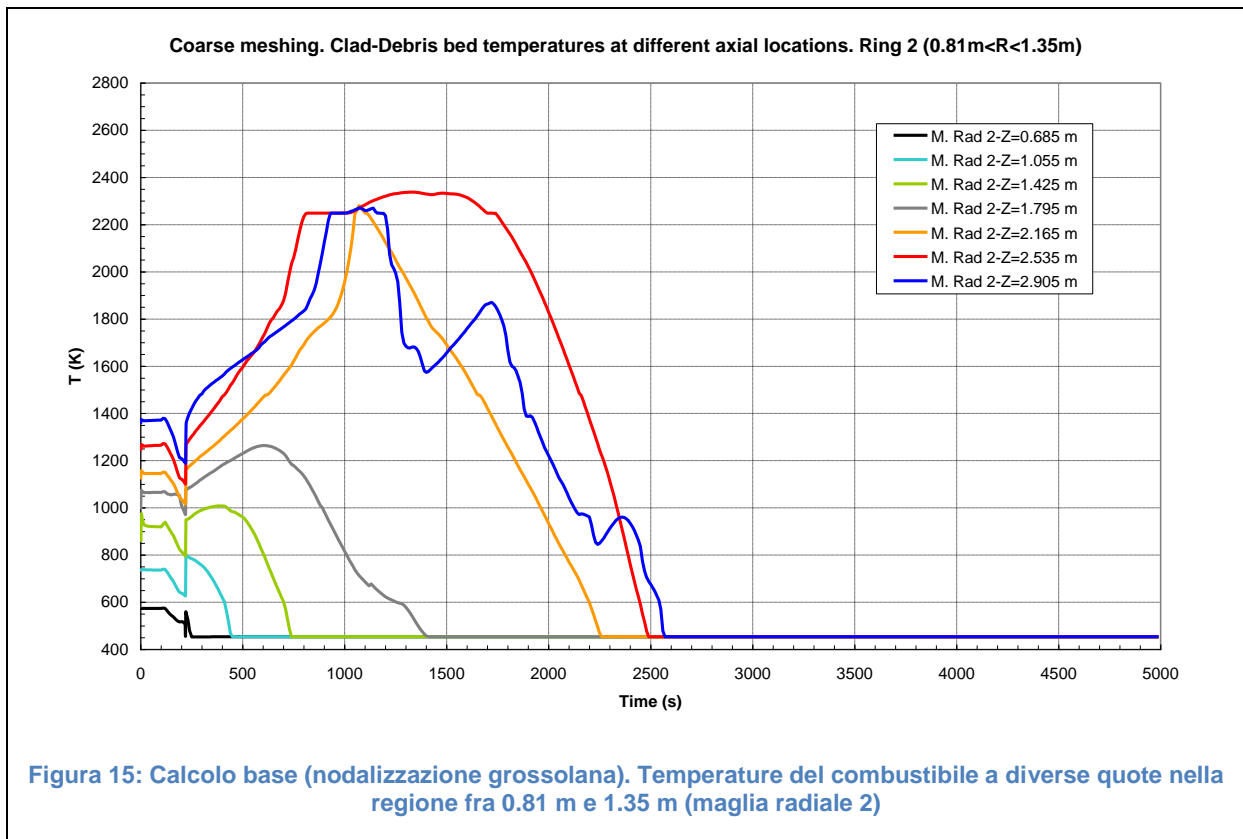
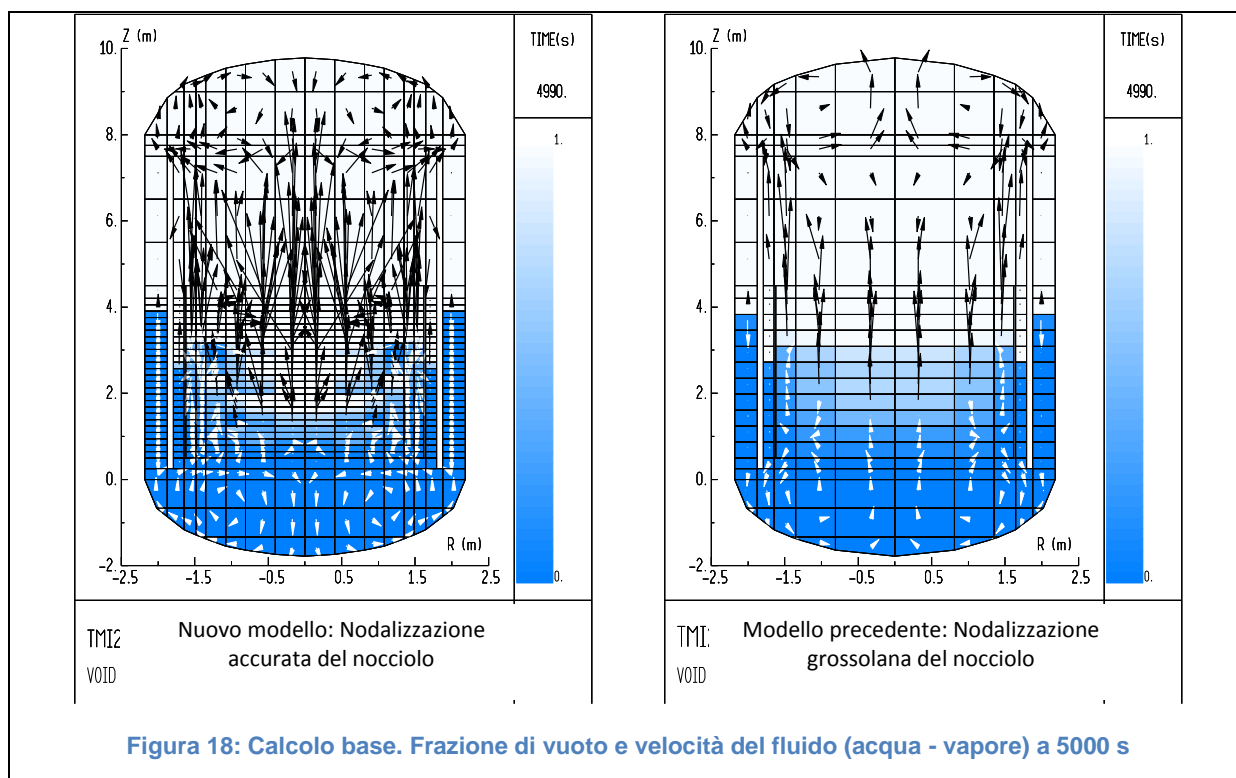
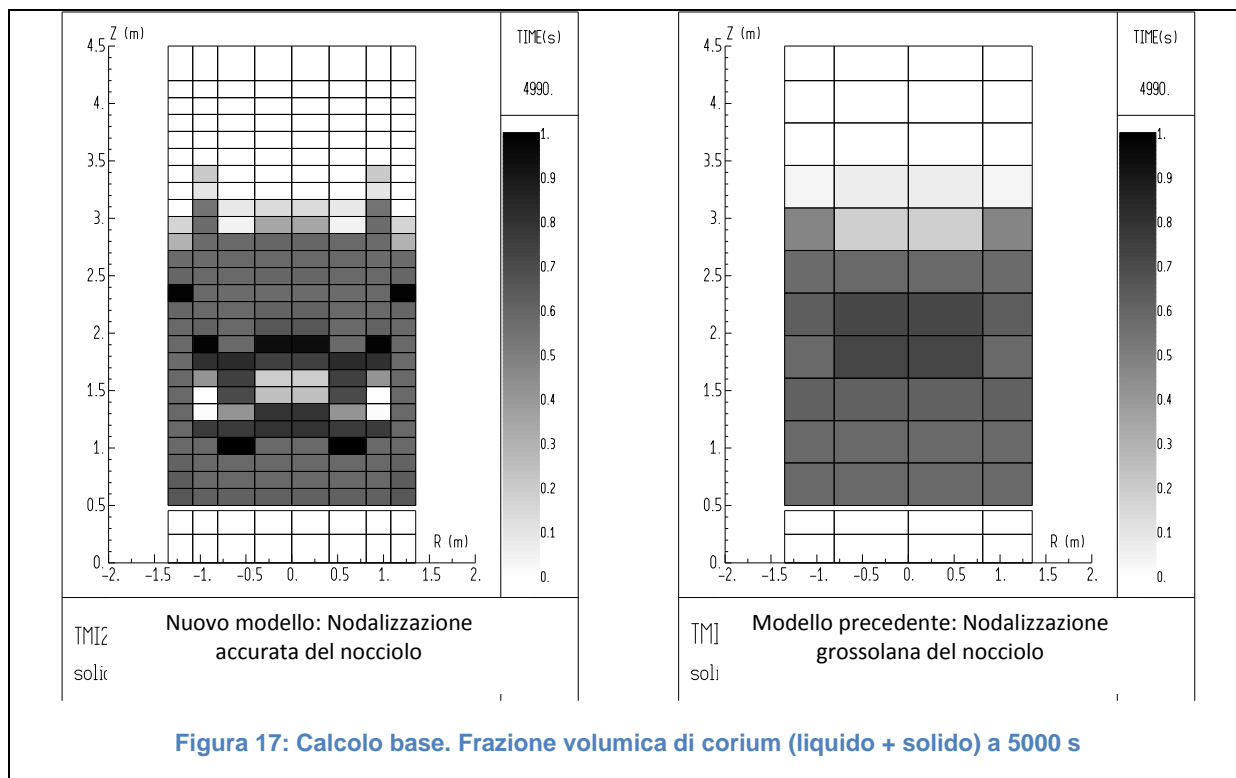


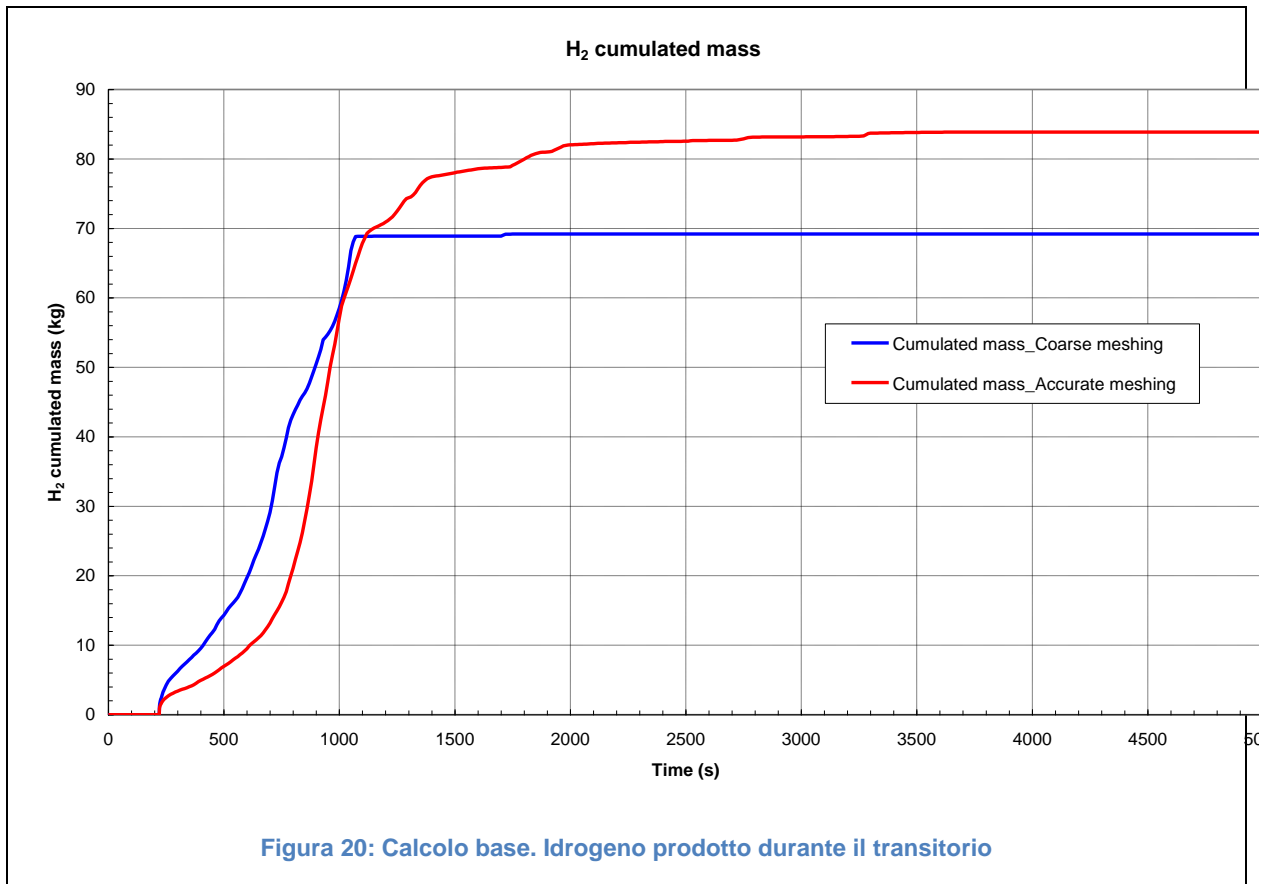
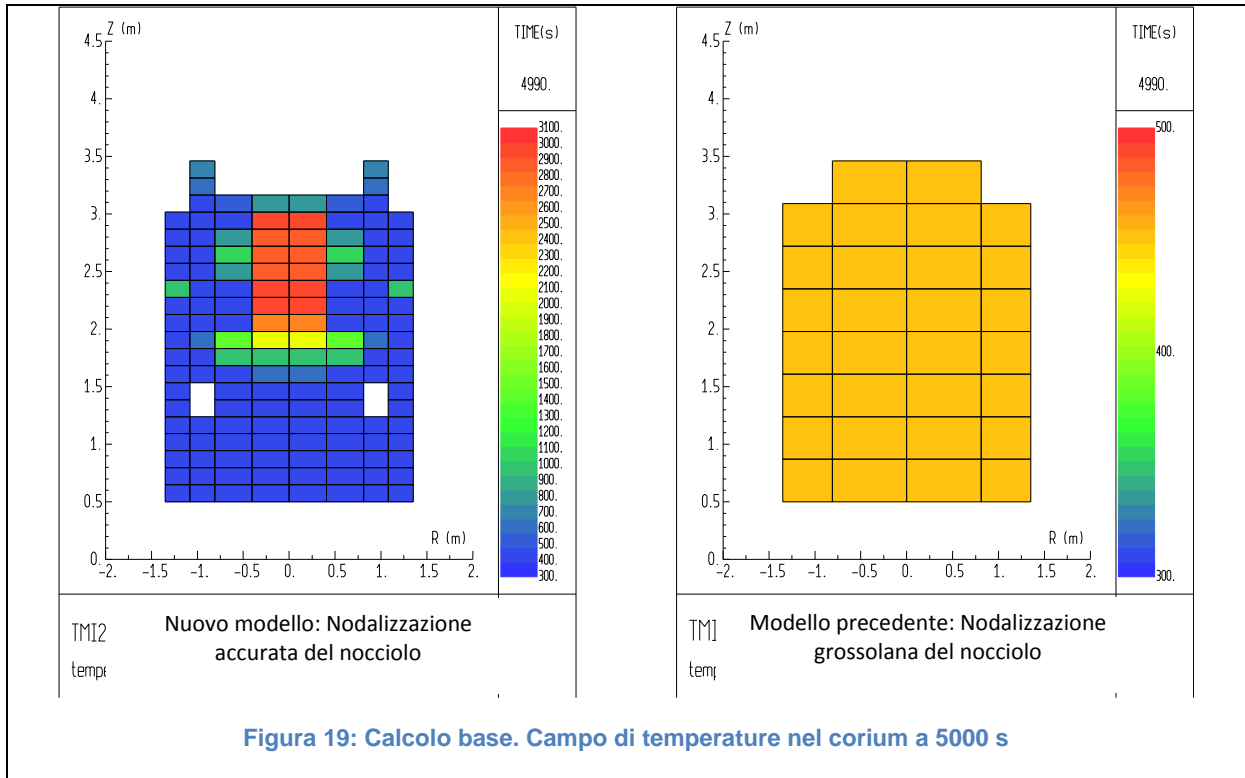
Figura 10: Calcolo base (nodalizzazione accurata). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 0.81 m e 1.08 m (maglia radiale 3)

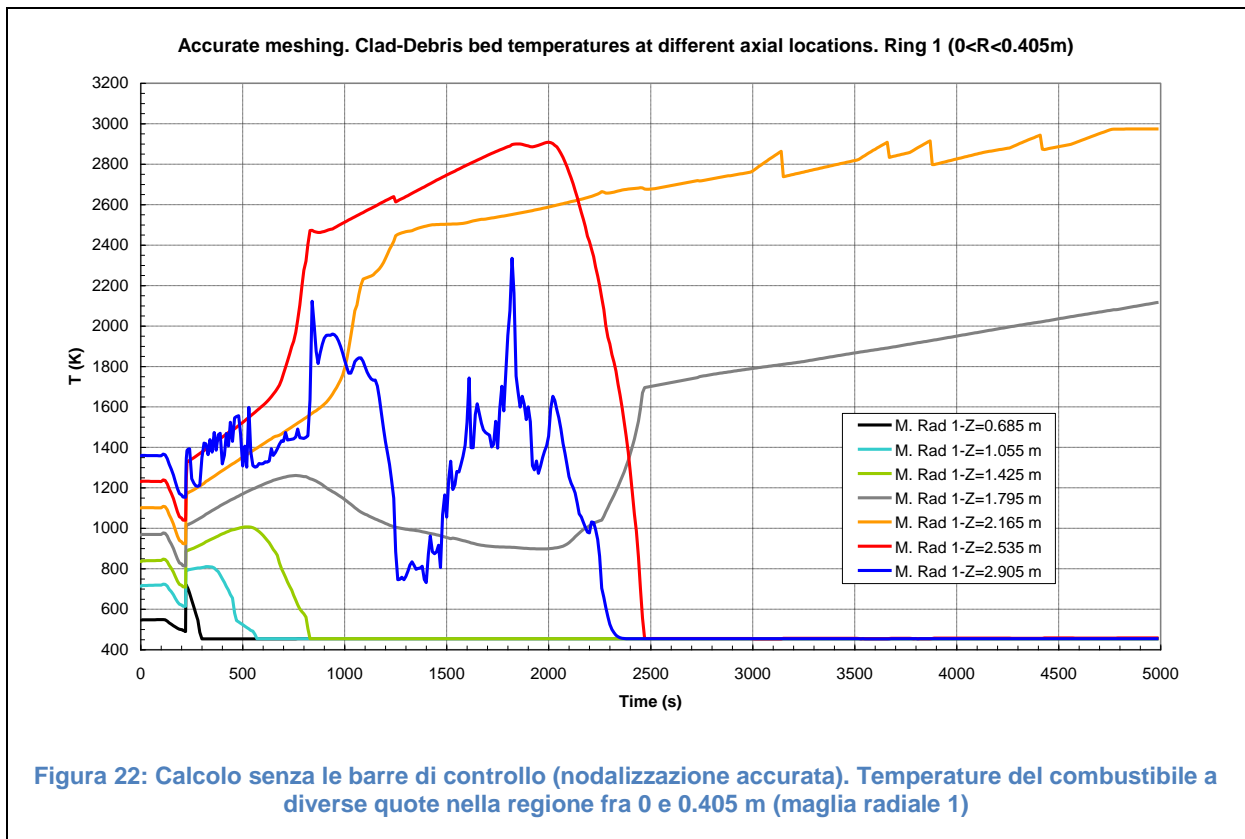
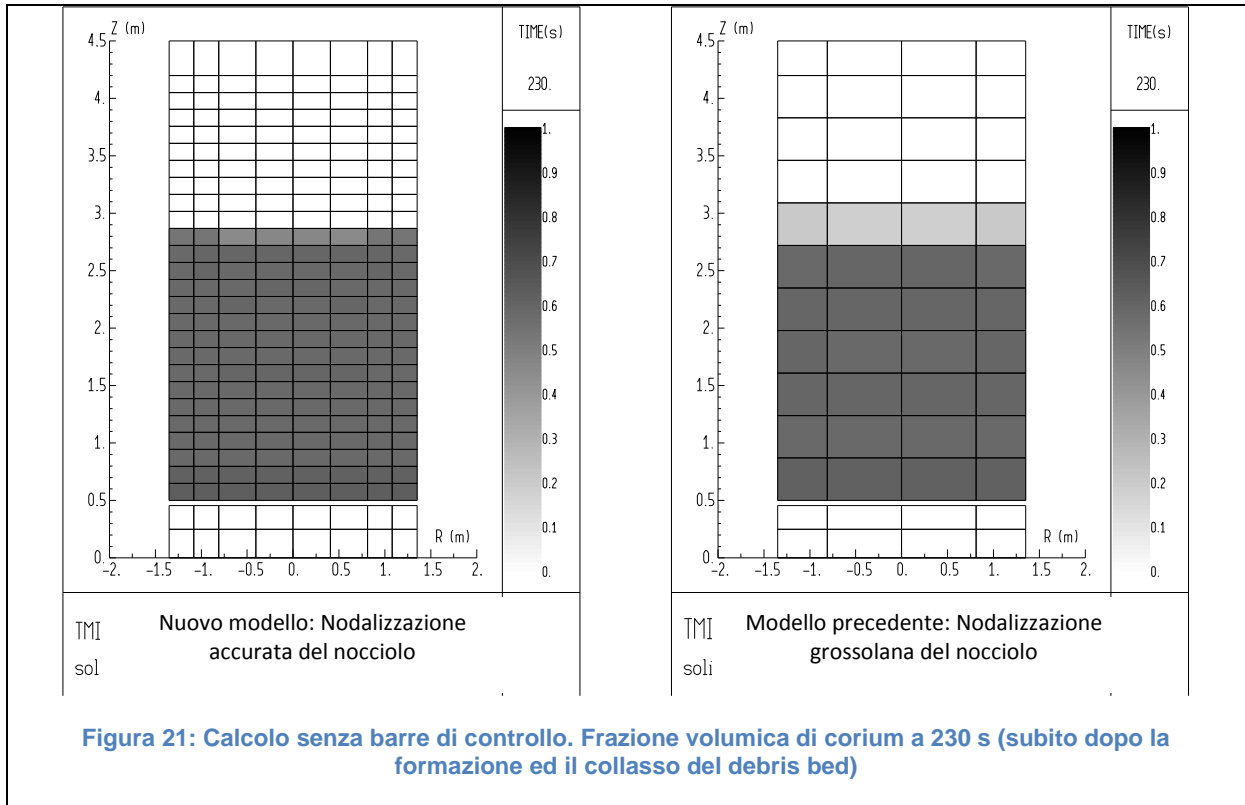


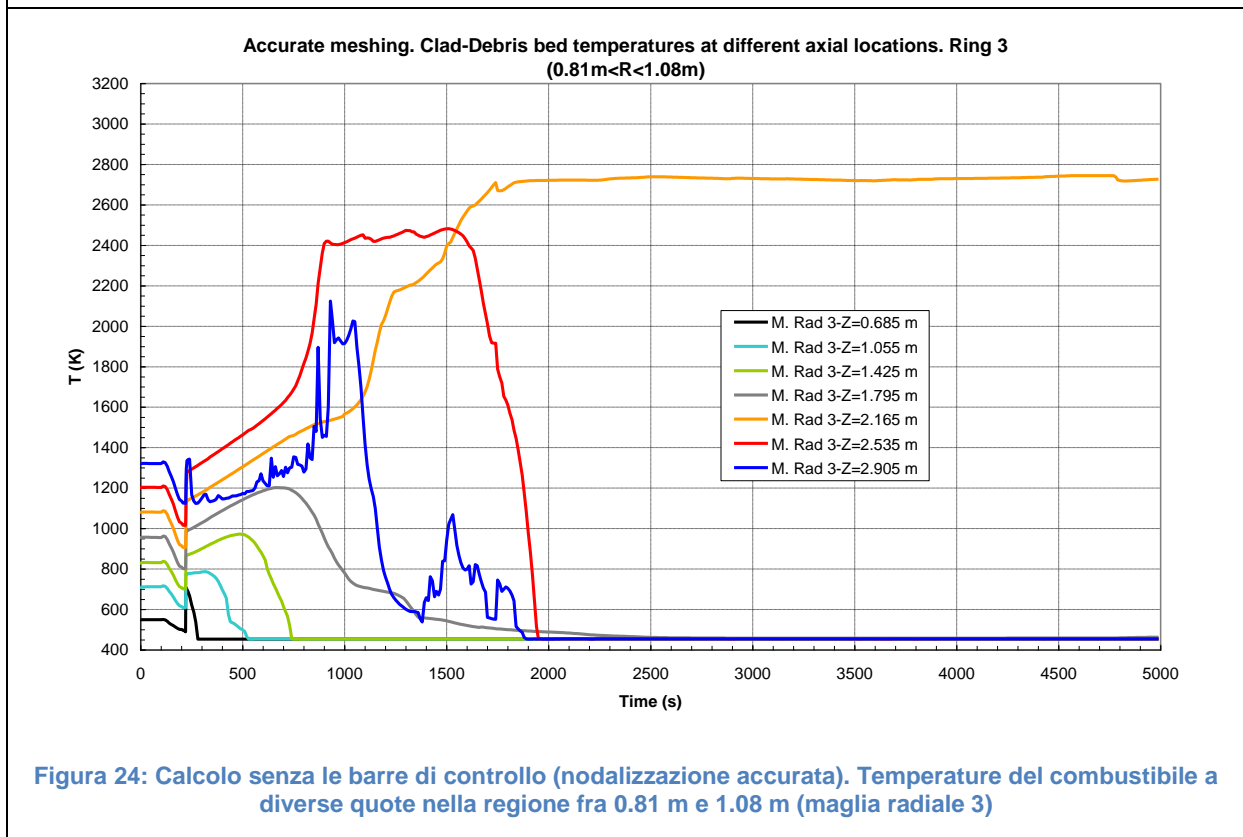
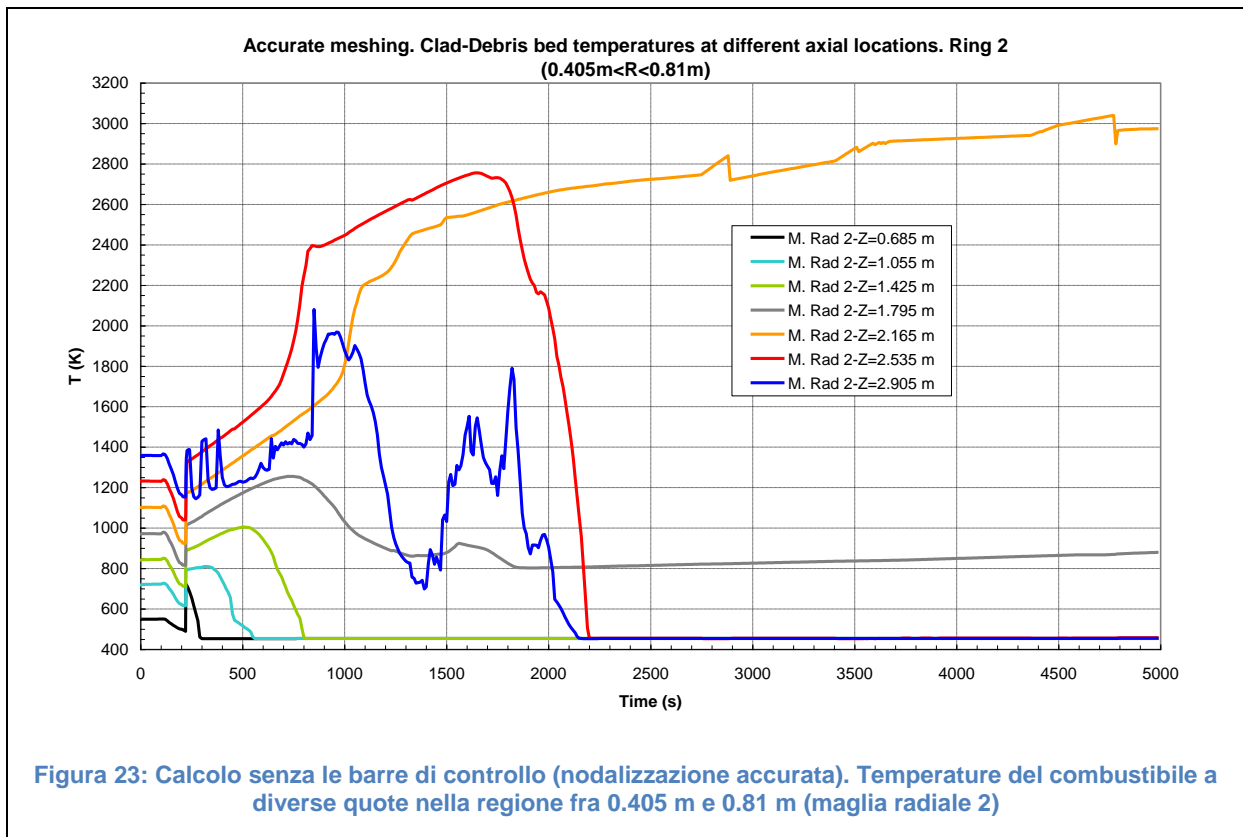












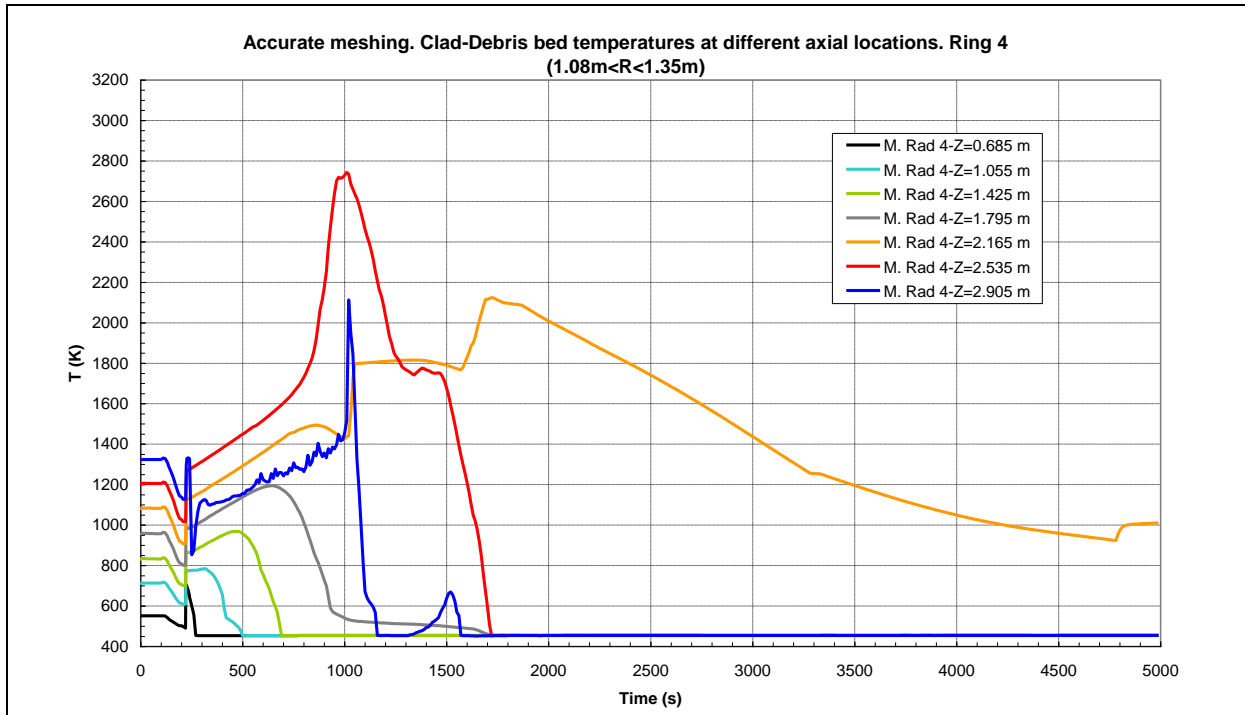


Figura 25: Calcolo senza le barre di controllo (nodalizzazione accurata). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 1.08 m e 1.35 m (maglia radiale 4)

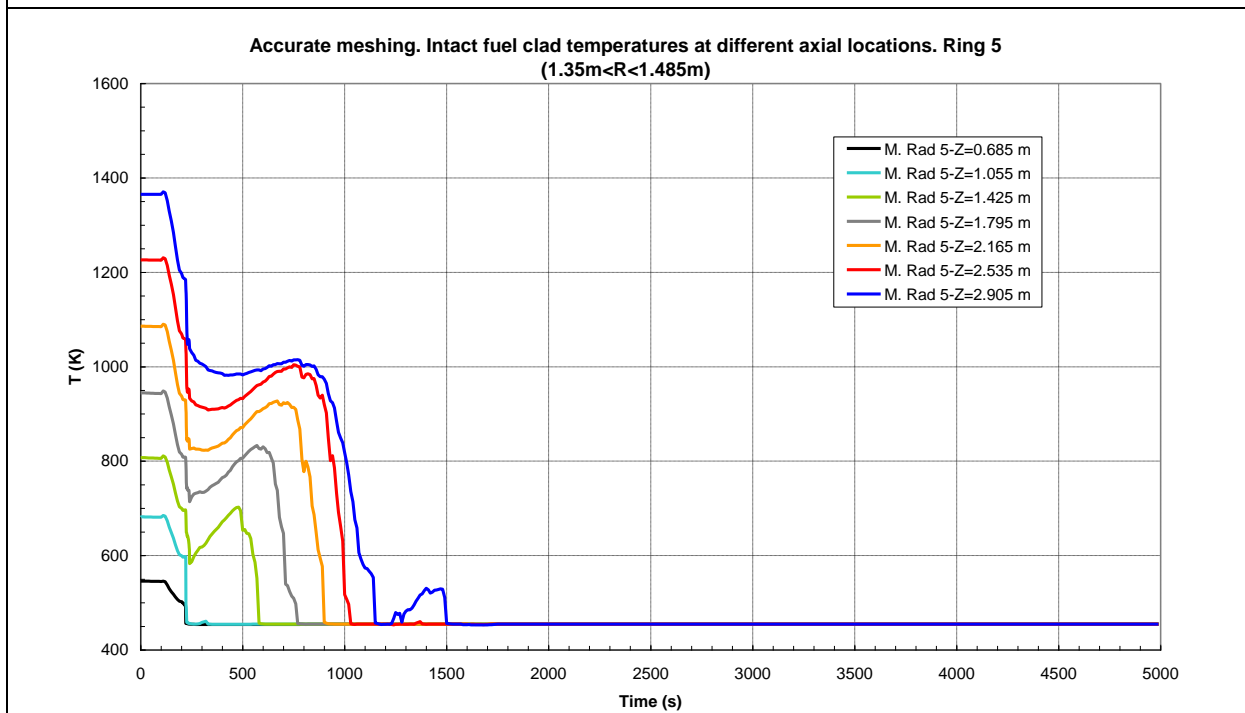
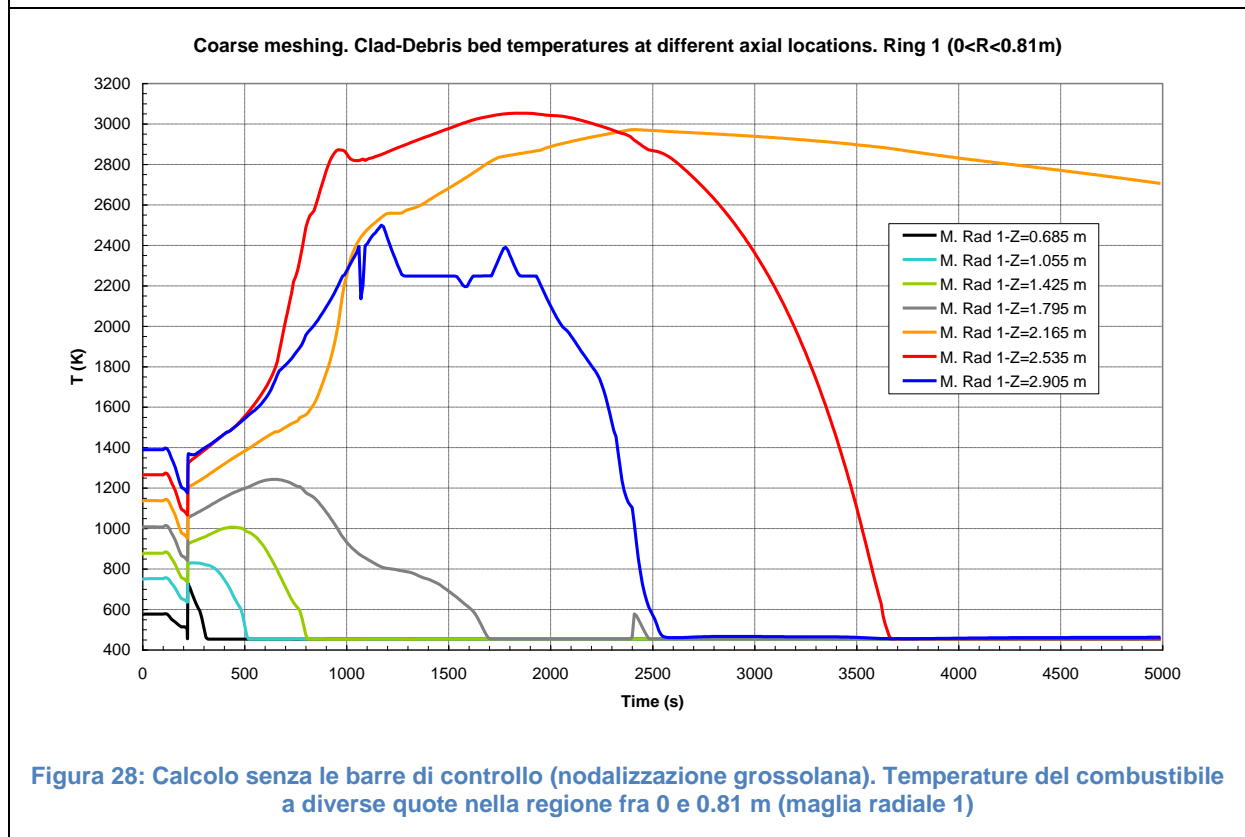
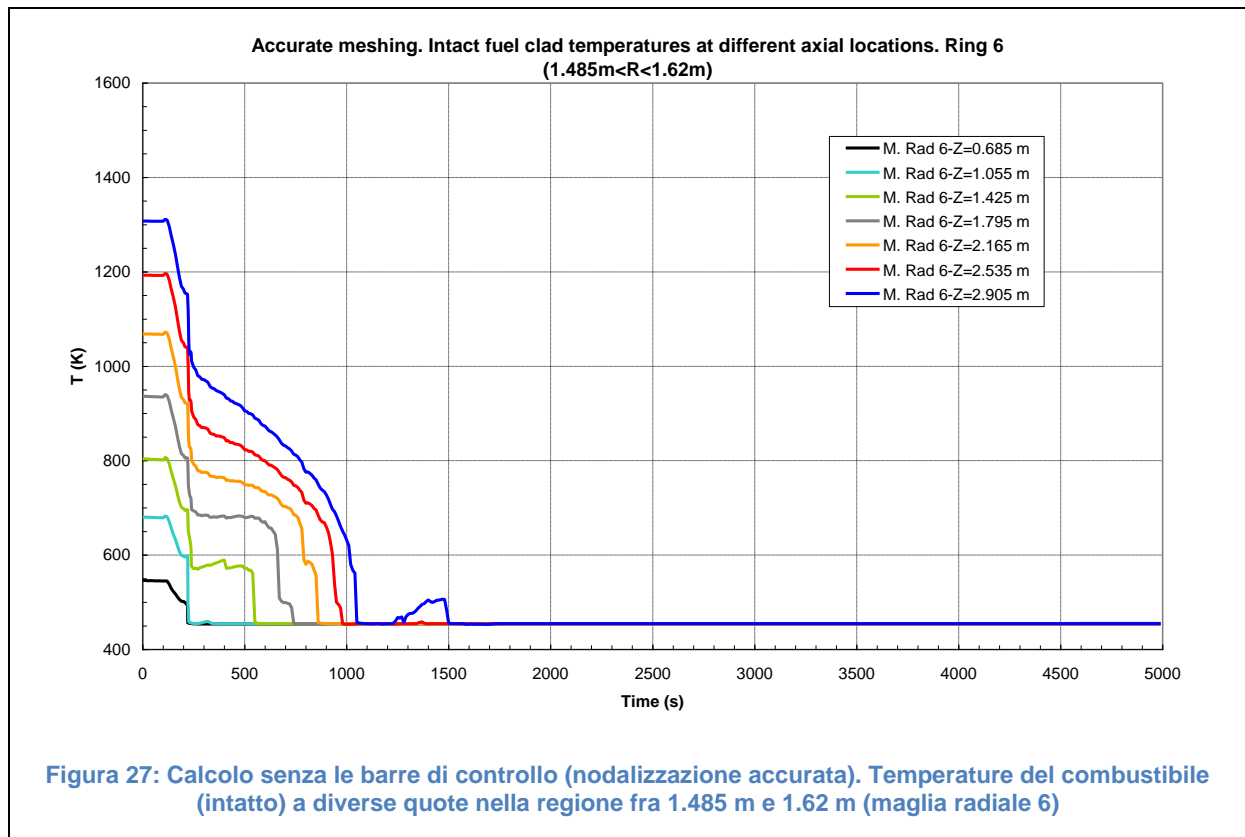
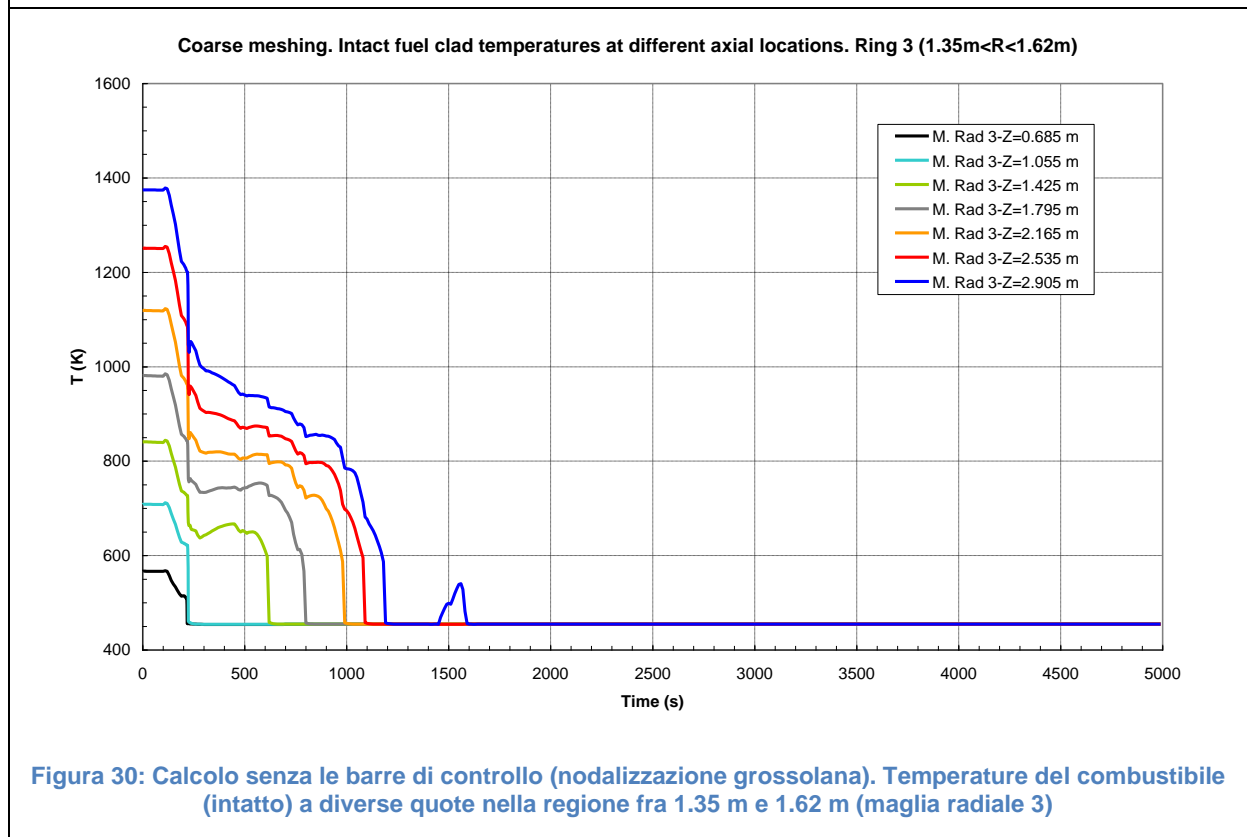
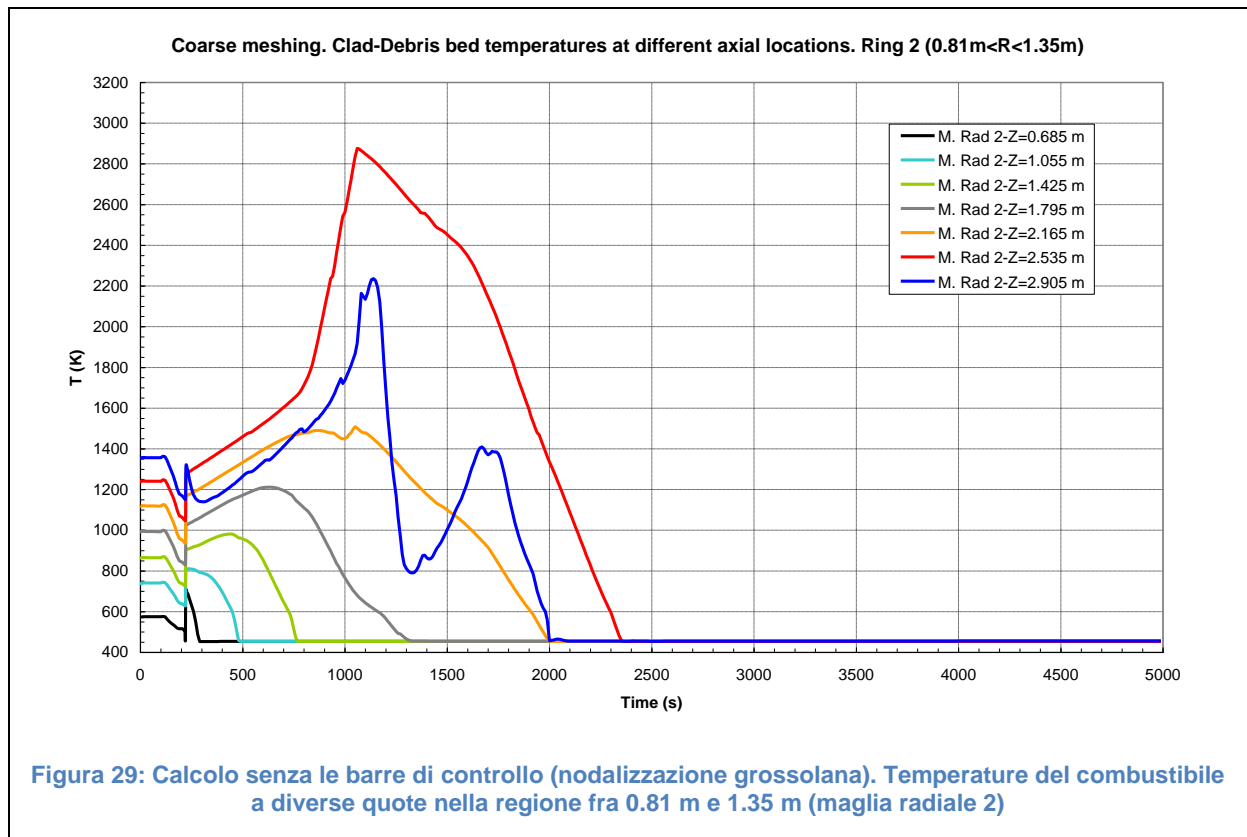
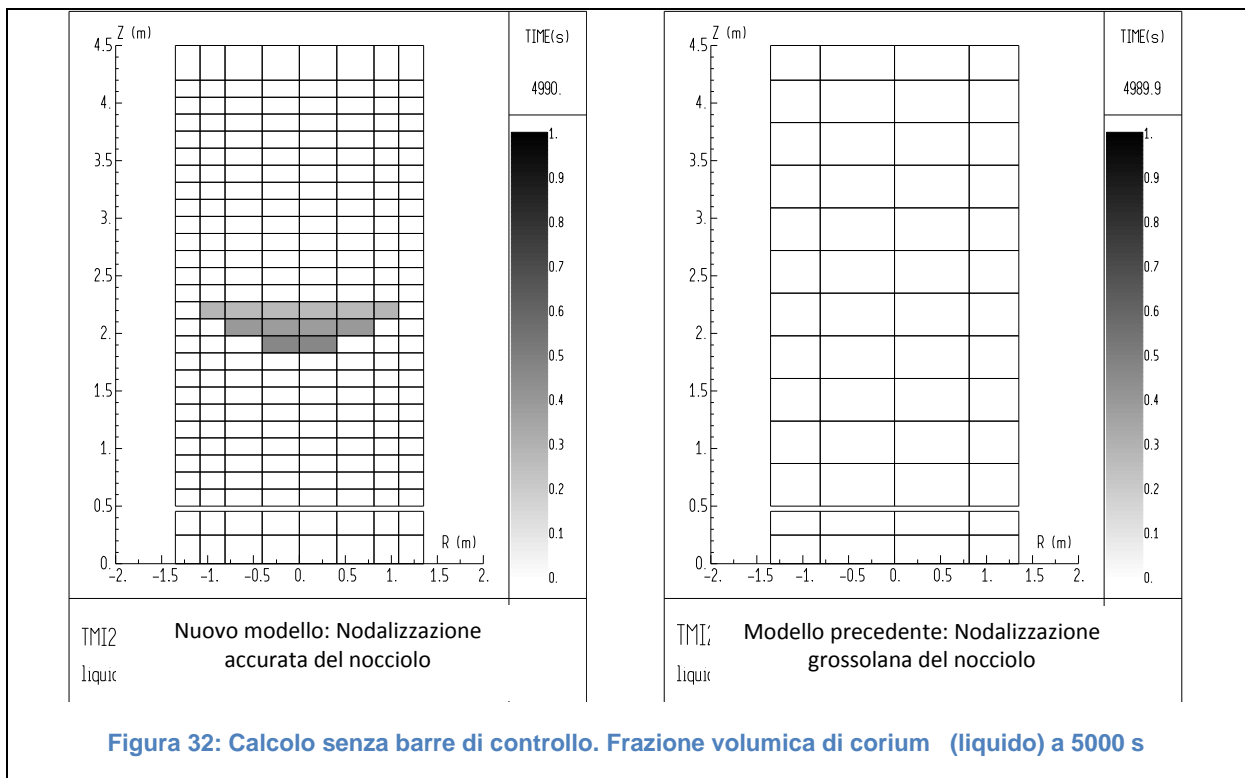
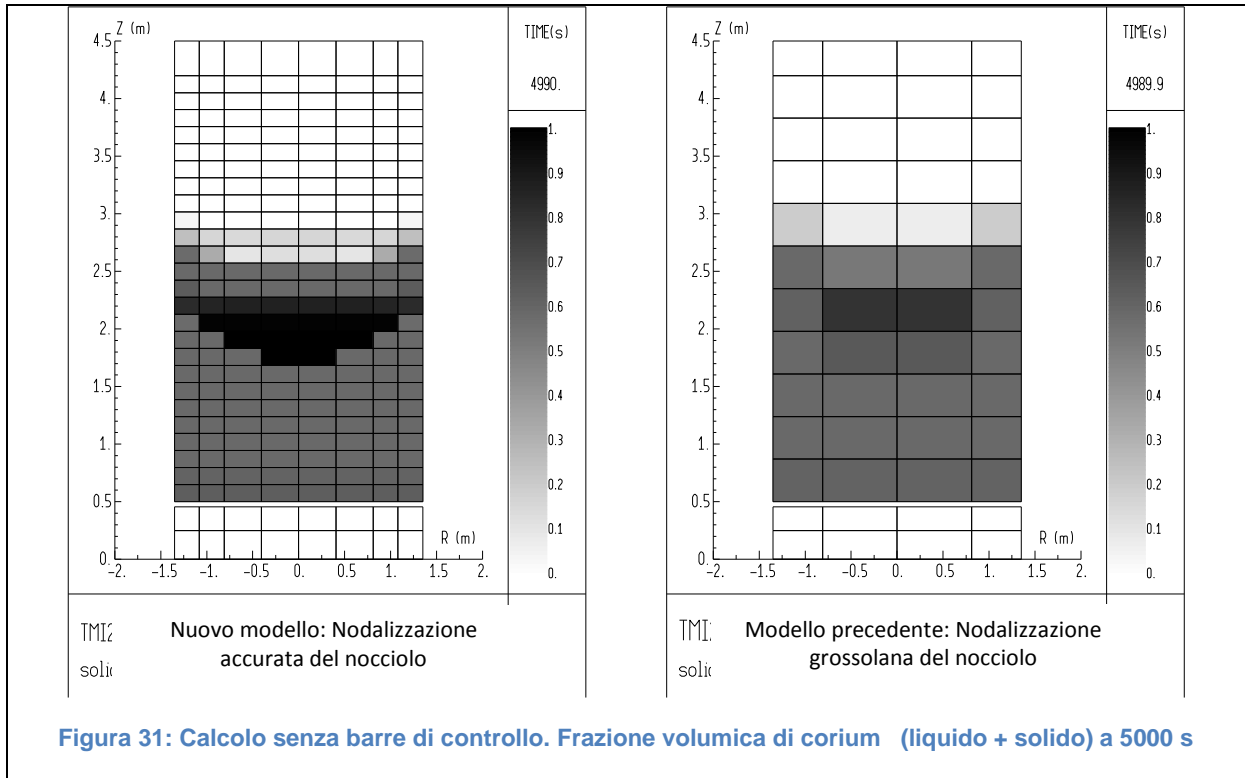


Figura 26: Calcolo senza le barre di controllo (nodalizzazione accurata). Temperature del combustibile (intatto) a diverse quote nella regione fra 1.35 m e 1.485 m (maglia radiale 5)







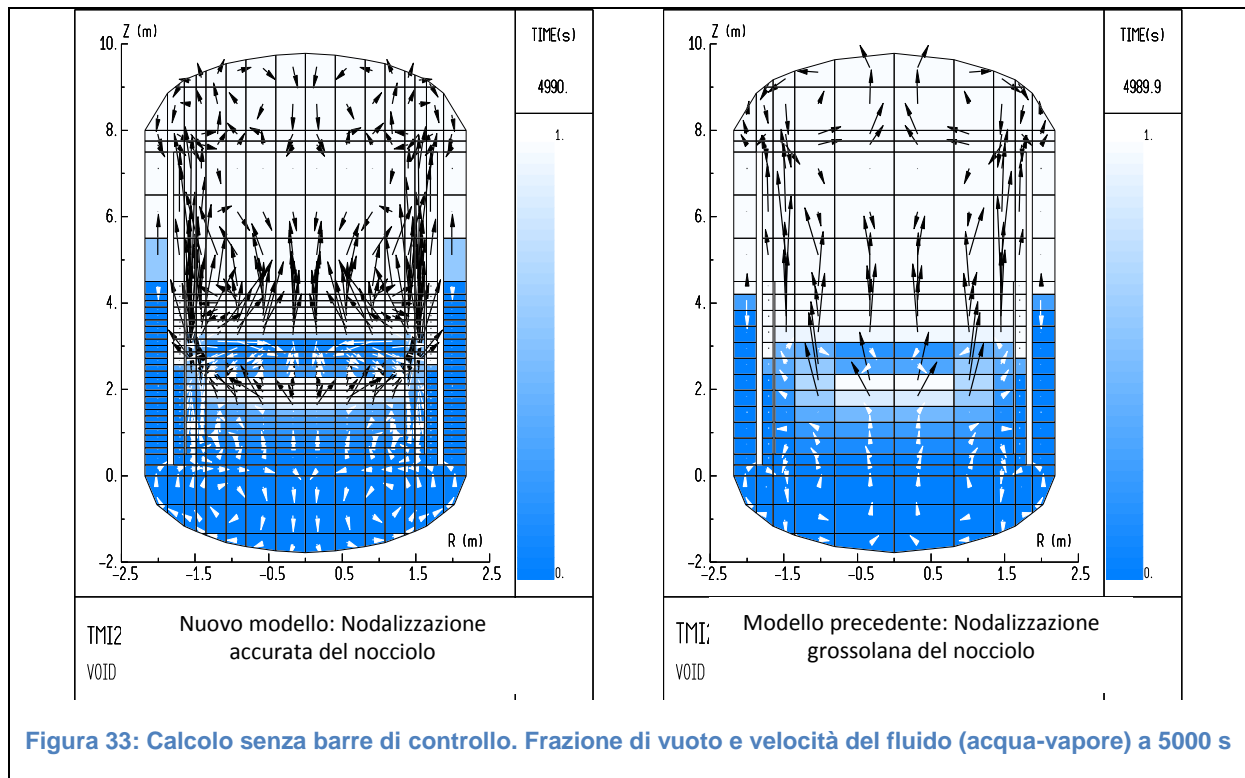


Figura 33: Calcolo senza barre di controllo. Frazione di vuoto e velocità del fluido (acqua-vapore) a 5000 s

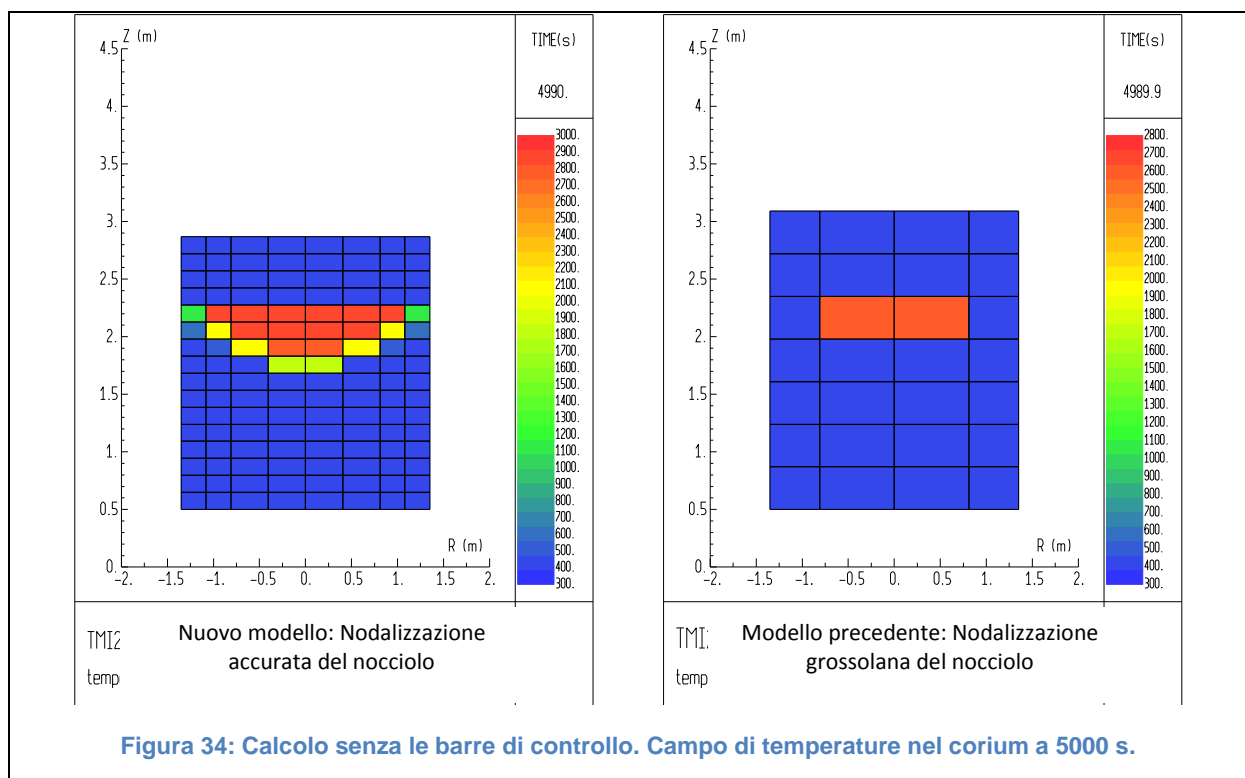


Figura 34: Calcolo senza le barre di controllo. Campo di temperature nel corium a 5000 s.

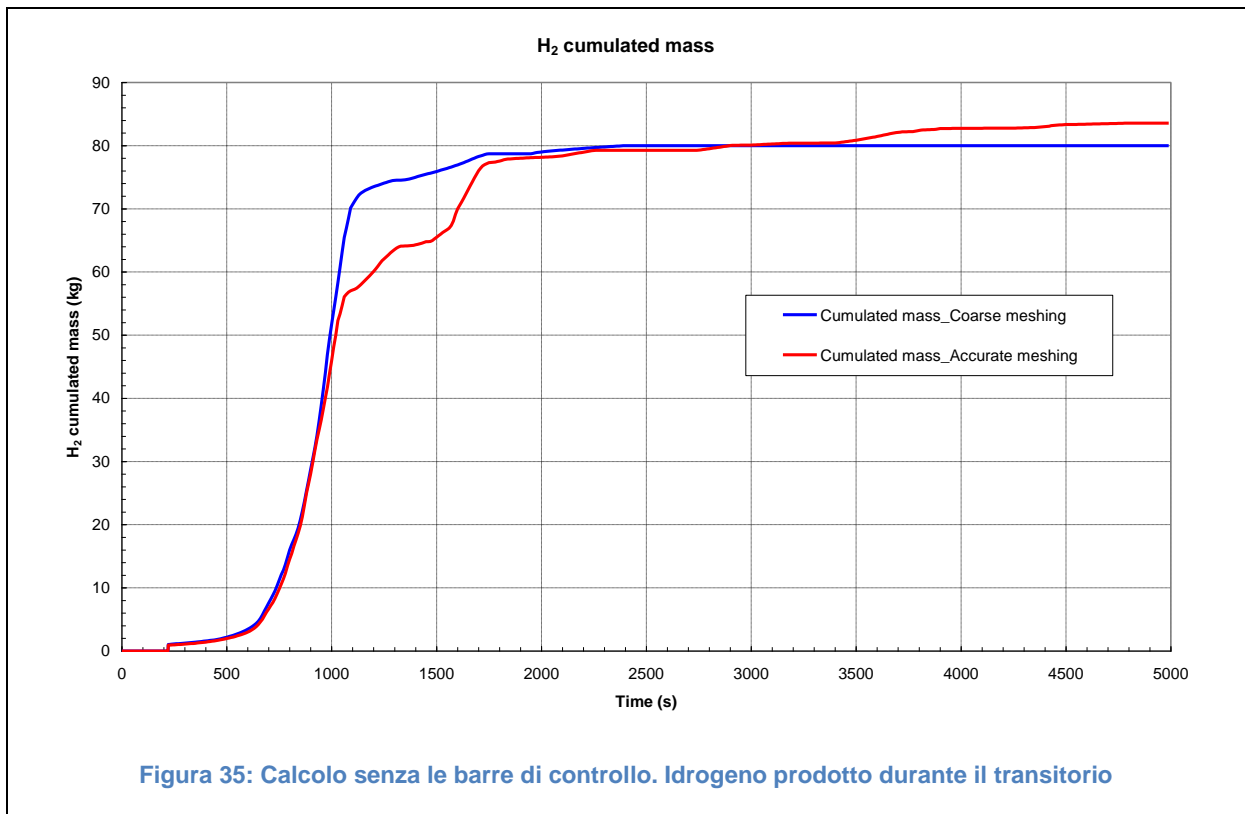


Figura 35: Calcolo senza le barre di controllo. Idrogeno prodotto durante il transitorio

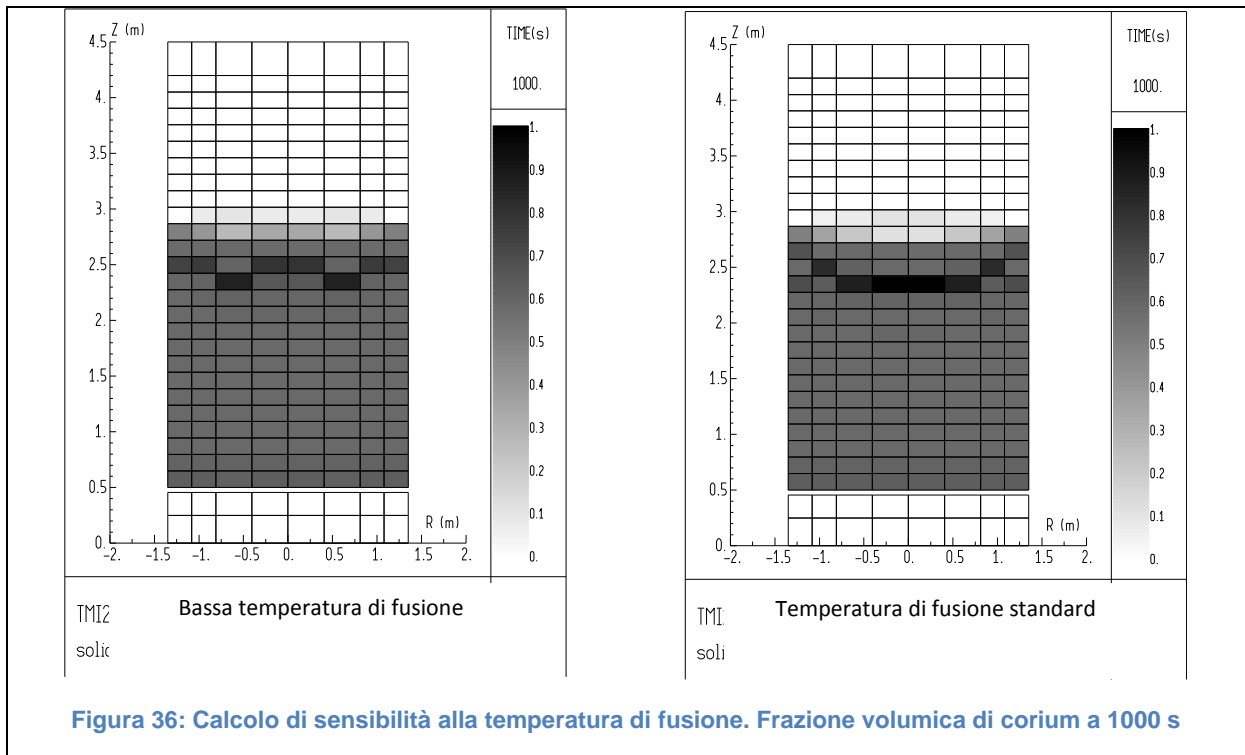
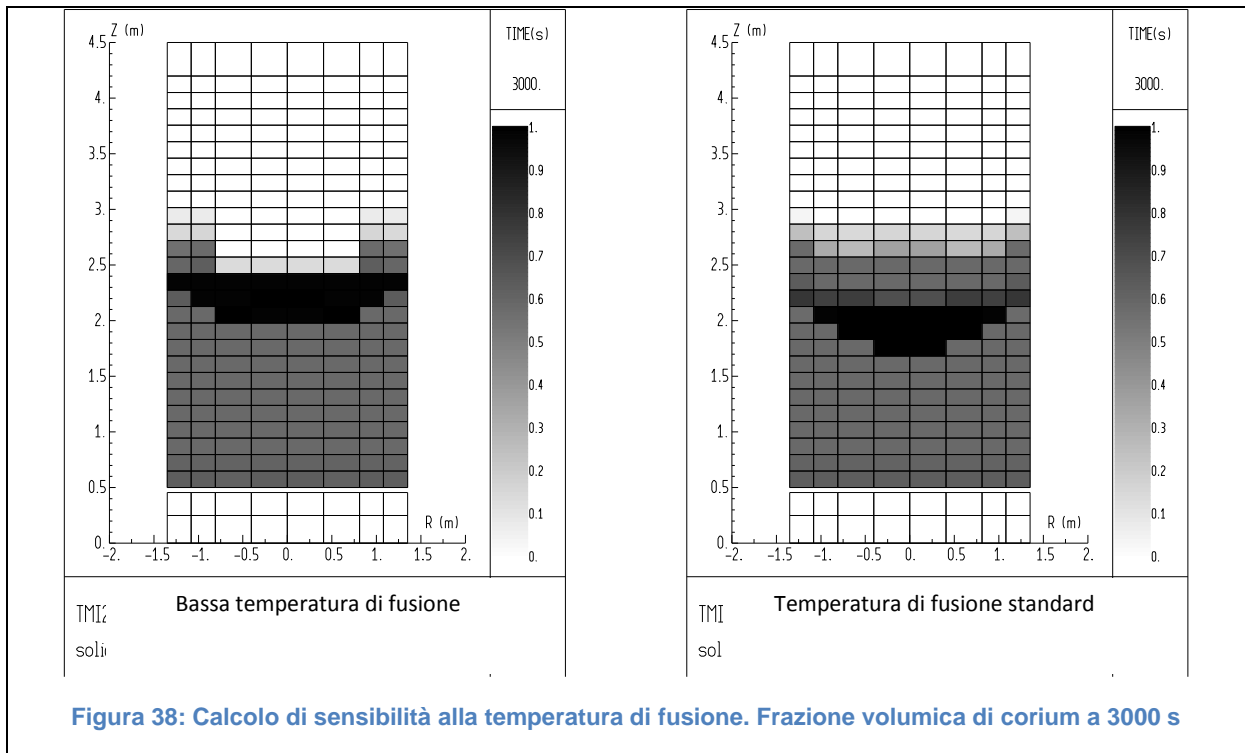
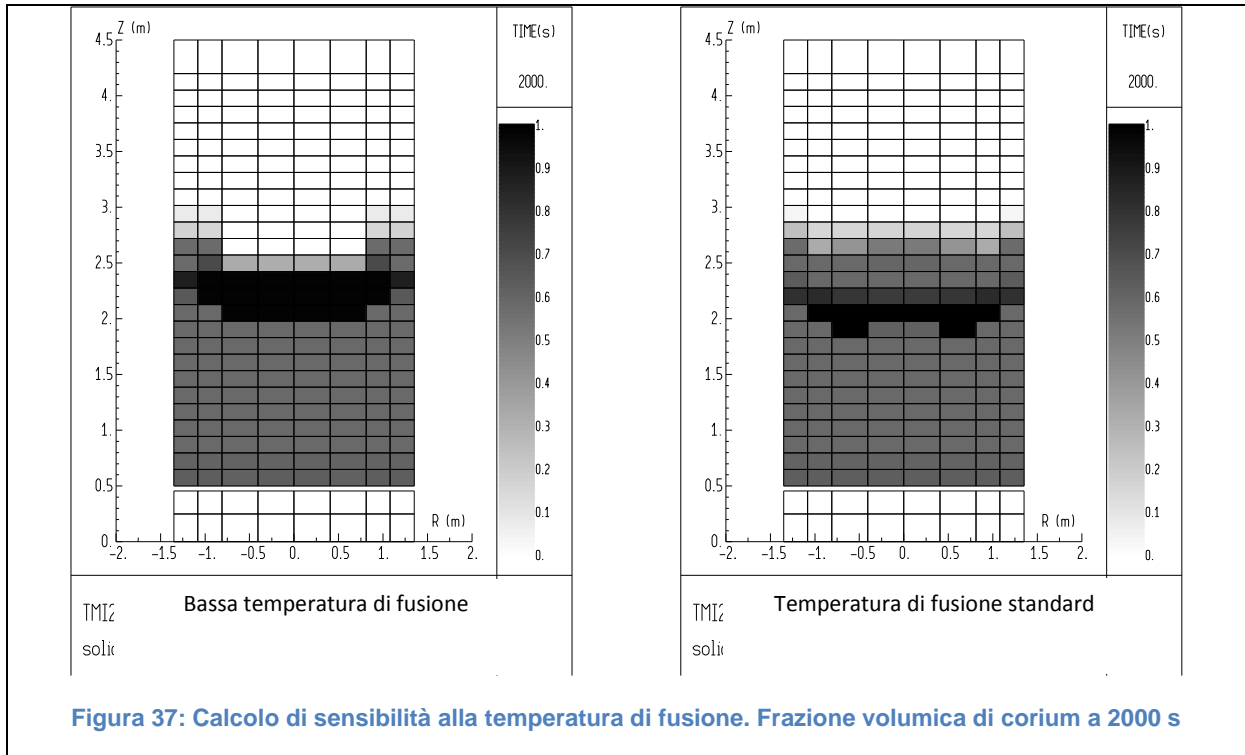
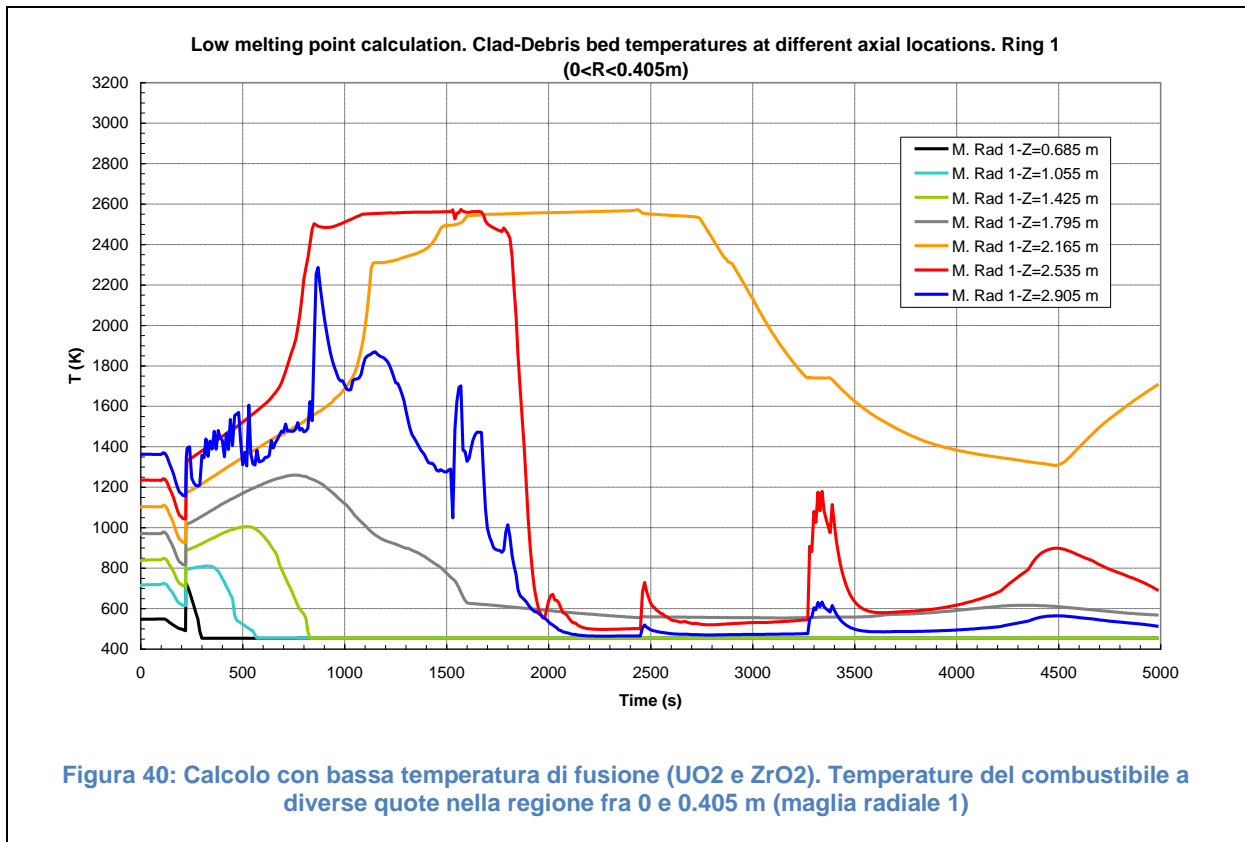
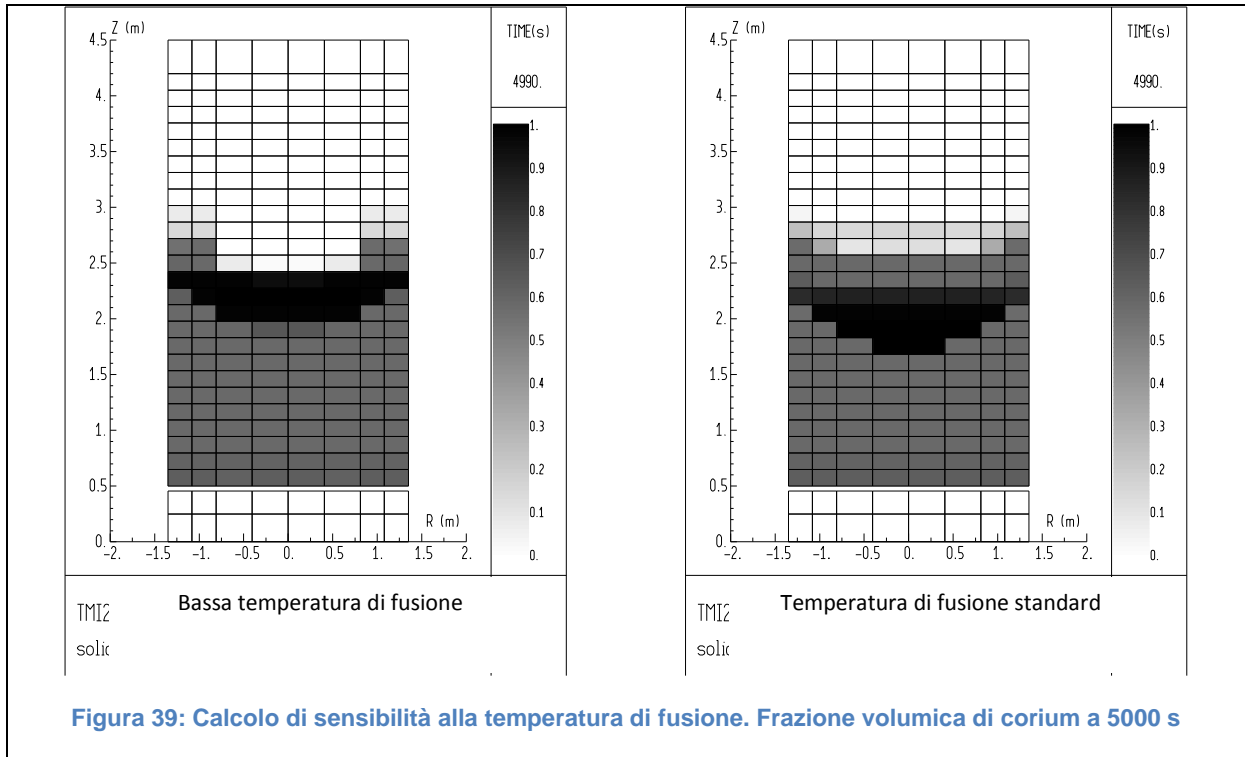
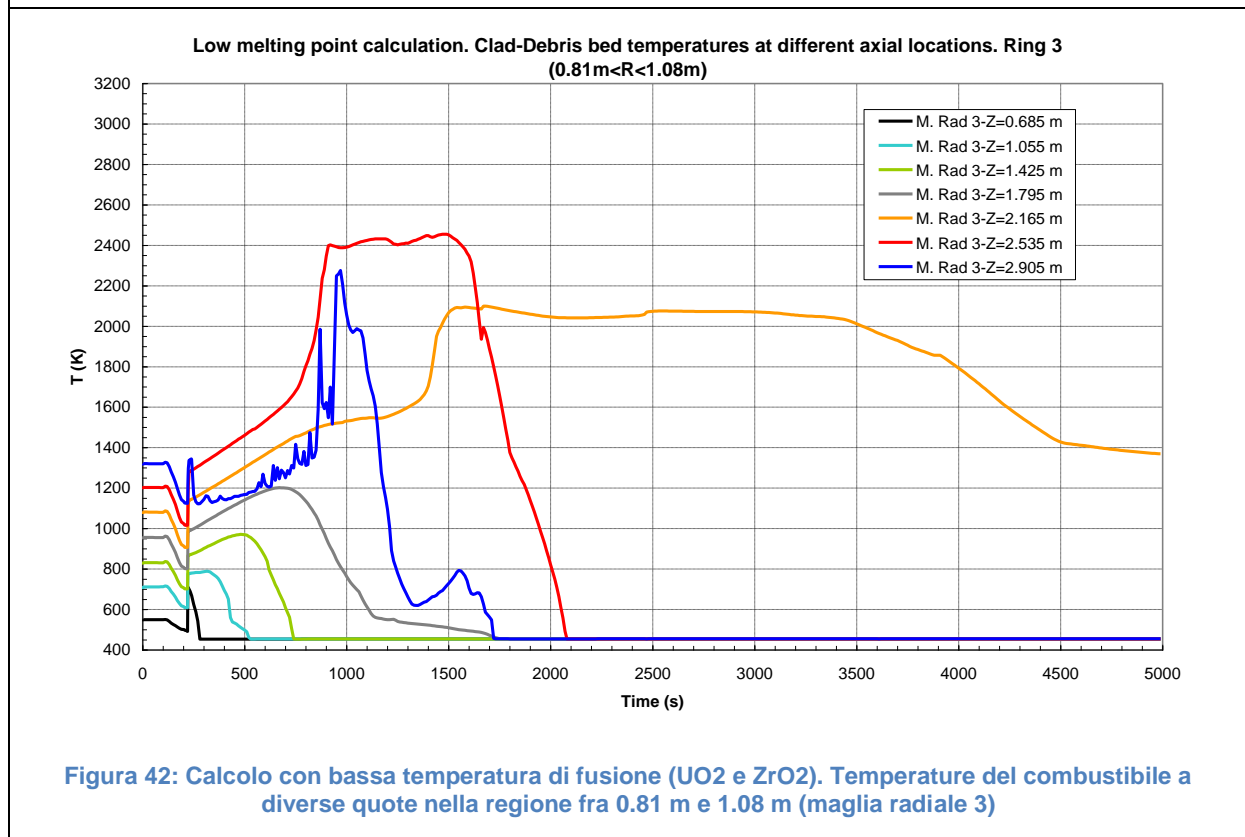
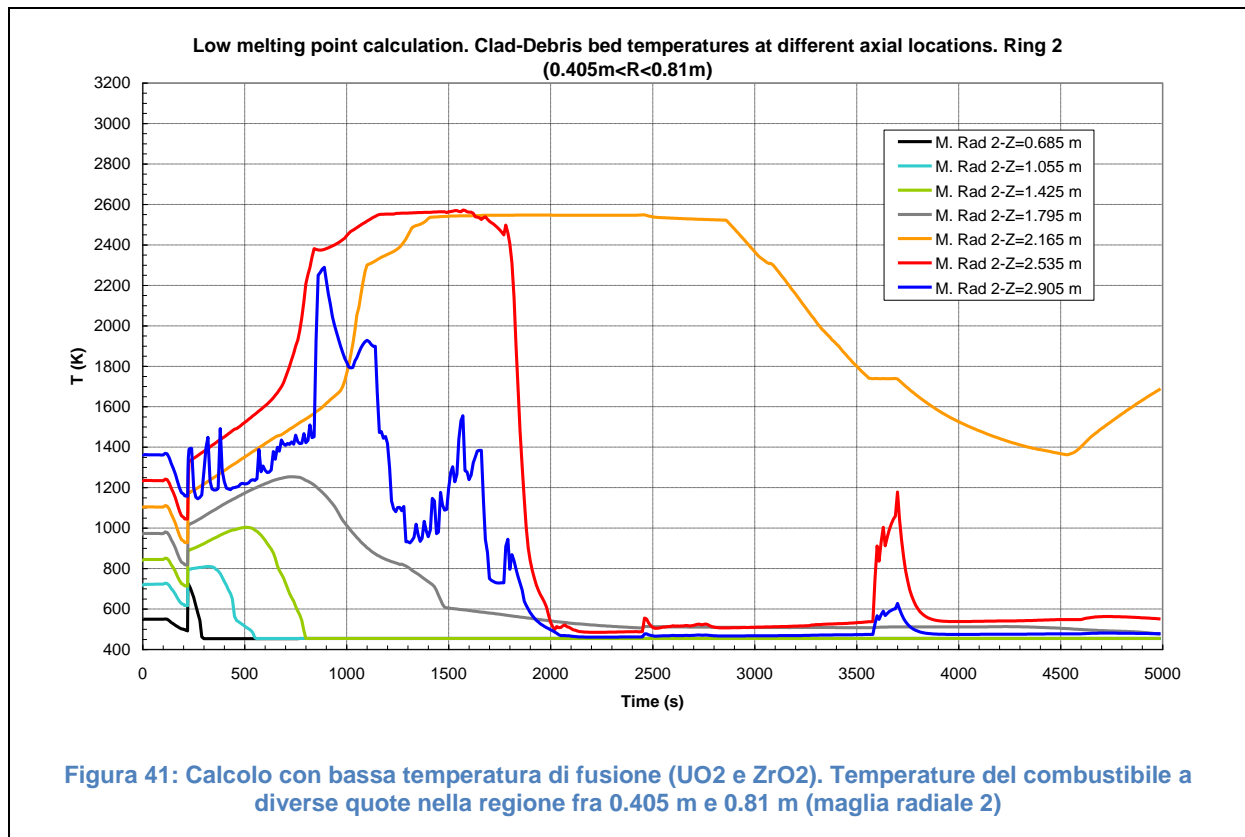


Figura 36: Calcolo di sensibilità alla temperatura di fusione. Frazione volumica di corium a 1000 s







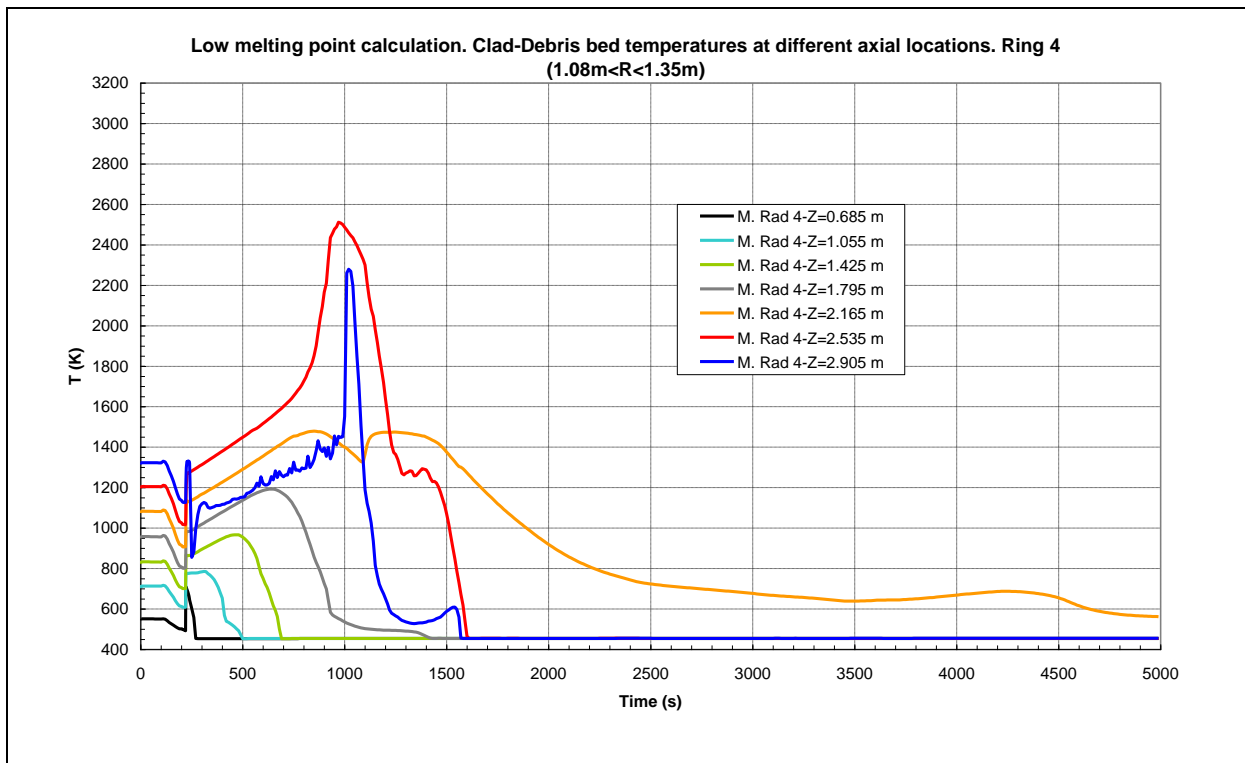


Figura 43: Calcolo con bassa temperatura di fusione (UO₂ e ZrO₂). Temperature del combustibile a diverse quote nella regione fra 1.08 m e 1.35 m (maglia radiale 4)

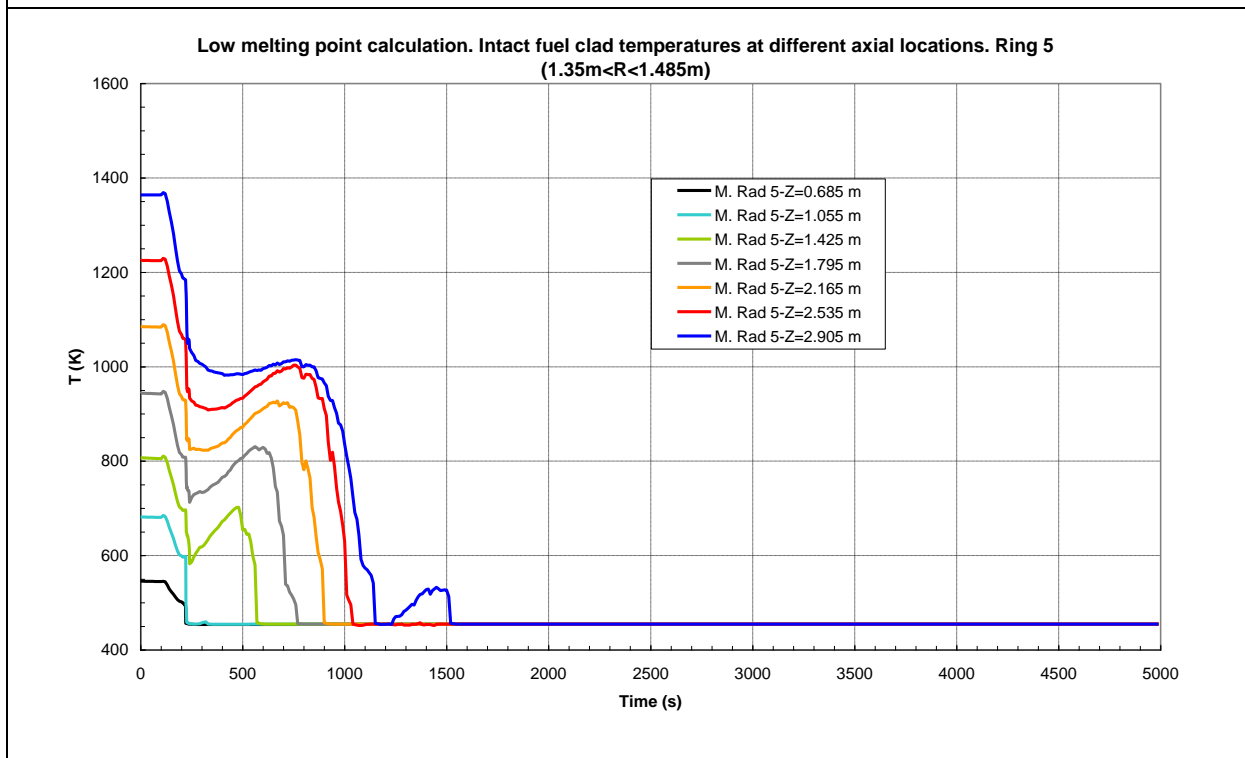
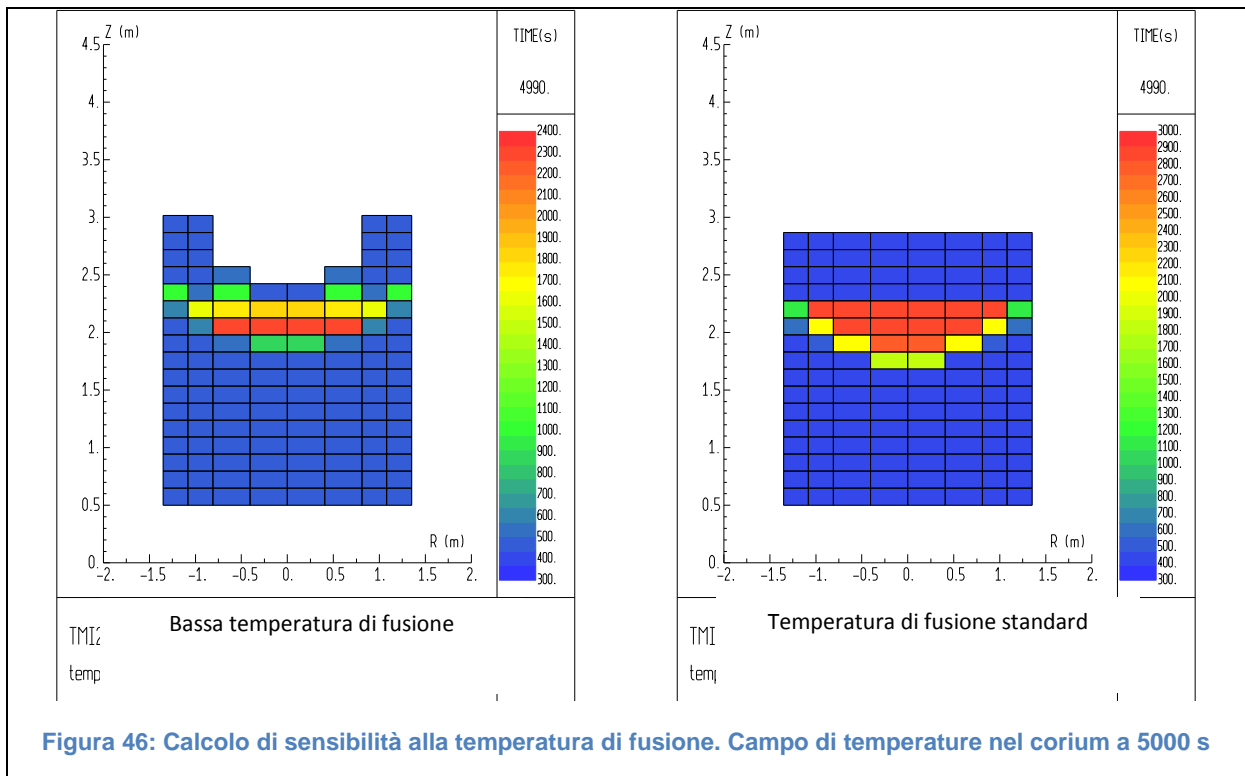
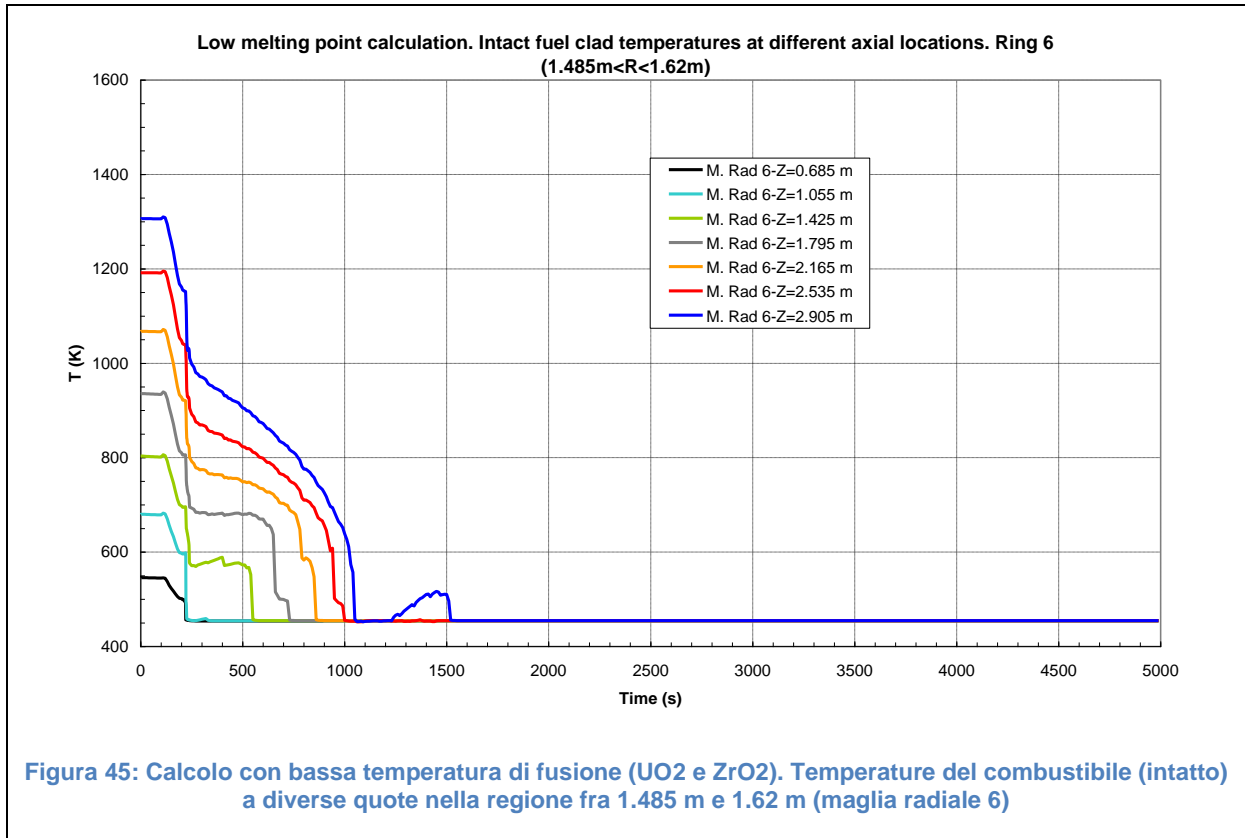
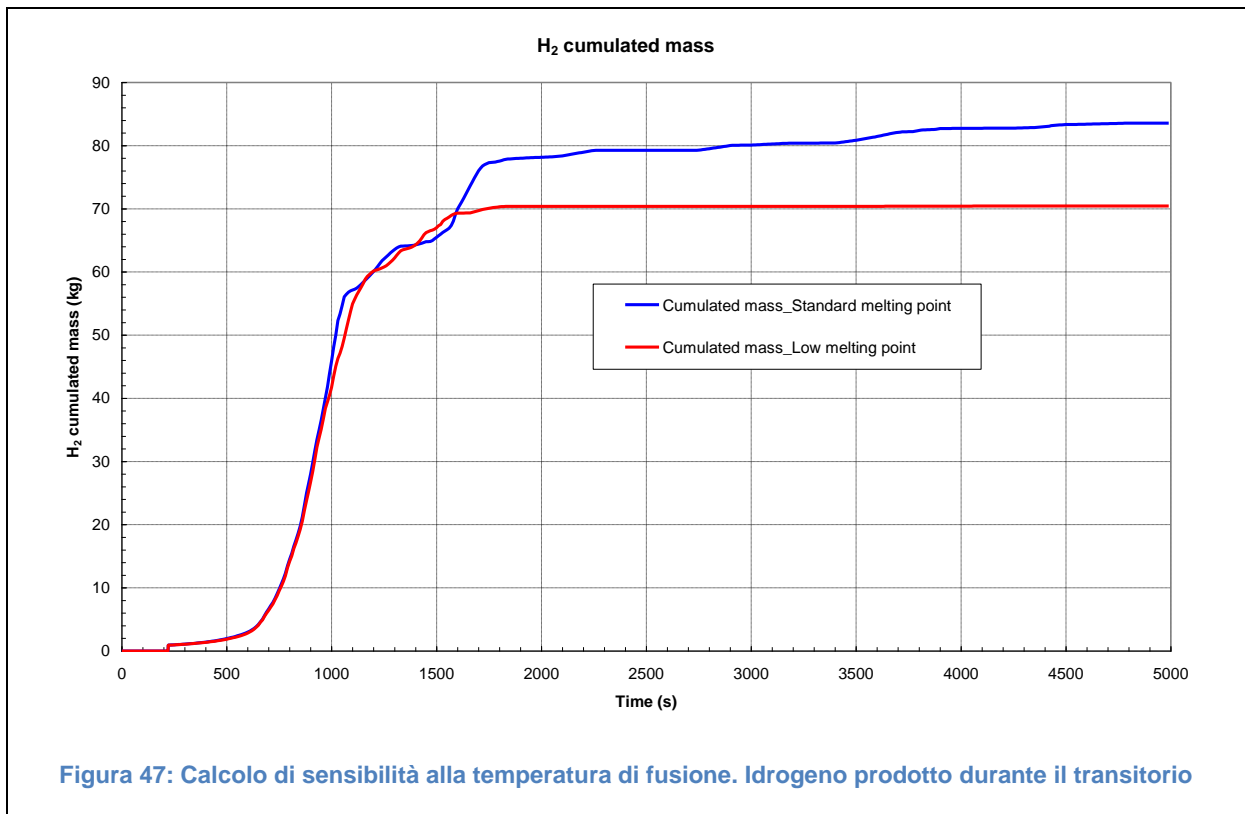


Figura 44: Calcolo con bassa temperatura di fusione (UO₂ e ZrO₂). Temperature del combustibile (intatto) a diverse quote nella regione fra 1.35 m e 1.485 m (maglia radiale 5)





3 VERIFICA PRELIMINARE DEL MODELLO TERMO-IDRAULICO DEL CODICE DRACCAR. CONFRONTO CON CATHARE2

Lo scopo del codice DRACCAR [³], in corso di sviluppo all'IRSN, è quello di simulare, in modo più dettagliato rispetto ai codici di sistema come CATHARE2, il comportamento termo-meccanico e termo-idraulico di un elemento di combustibile, di un reattore pressurizzato ad acqua (PWR), durante un incidente di perdita del refrigerante primario (LOCA).

Considerato lo stadio preliminare di sviluppo del codice DRACCAR si è deciso di eseguire una prima verifica dei modelli implementati 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 dell'incidente sopra citato, dedicati alla verifica dei modelli relativi al comportamento termo-meccanico della barretta di combustibile, sono già stati realizzati dall'ENEA e documentati nel documento [⁴] che descrive le attività svolte nell'ambito della Linea Progettuale 5 (LP5), obiettivo A 1 (Modelli e Piattaforme di calcolo per le analisi incidentali e di sicurezza) del PAR 2008/09.

La tappa successiva prevede, sempre utilizzando i risultati del codice CATHARE2 come base di confronto, la verifica del modello termo-idraulico attualmente implementato nel codice DRACCAR. Il presente rapporto descrive i risultati preliminari finora ottenuti dall'ENEA, frutto della collaborazione con l'IRSN.

3.1 PRINCIPALI CARATTERISTICHE DEL CODICE DRACCAR

Le principali caratteristiche del codice DRACCAR, già riportate in [4], sono ripresentate (per facilità di lettura) fornendo qualche dettaglio in più sul modello termo-idraulico del codice.


Il codice DRACCAR simula il comportamento delle barrette di combustibile nel corso di un incidente di perdita del refrigerante primario (LOCA) 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.

In particolare, è possibile simulare:

- Le barrette di combustibile in una geometria cilindrica 3D, contemplando quindi la presenza di gradienti di temperatura nelle 3 dimensioni (radiale, assiale e circonferenziale). Il gradiente di temperatura circonferenziale non è ovviamente considerato nei codici di sistema come CATHARE2 (comportamento assial-simmetrico).
- La deformazione della guaina della barretta di combustibile (nelle 3 dimensioni) dovuta al creep e all'espansione termica. La deformazione elastica è per il momento trascurata. Il modello 3D permette di considerare eventuali scostamenti dal comportamento assial-simmetrico derivanti da gradienti circonferenziali di

³ G. Repetto, F. Jacq, F. Barré, F. Lamare, J.-M. Ricaud, "DRACCAR, a new 3D-thermal mechanical computer code to simulate LOCA transient on Nuclear Power Plants: Status of the development and the validation", Proceedings of ICAPP '09, Tokyo, Japan, May 10-14, 2009, Paper 9153.

⁴ 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.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	45	96

temperatura e dal possibile contatto fra barrette vicine durante la fase di deformazione. Il codice CATHARE2 simula la deformazione della guaina prendendo in conto il creep, l'espansione termica ed anche la deformazione elastica (trascurata da DRACCAR). Per contro, il modello di creep considera la sola deformazione circonferenziale, in modo assial-simmetrico e senza considerare l'effetto di eventuali contatti fra barrette contigue.

- La retroazione della deformazione delle guaine sulla sezione trasversale disponibile per il passaggio del fluido refrigerante. Il cambiamento dell'area di passaggio non è contemplato dal codice CATHARE2.
- Il comportamento del fluido bifase (acqua-vapore) nei sottocanali delimitati dalle barrette di combustibile. Il modello è attualmente quello del codice di sistema CESAR [5]. Il comportamento del fluido bifase è simulato considerando 5 equazioni: due equazioni per i bilanci di massa (liquido e gas), due equazioni per i bilanci di energia (liquido e gas) ed un'equazione per il bilancio della quantità di moto della fase gas. Il non equilibrio meccanico con la fase liquida è risolto con una correlazione di slip che calcola la velocità del liquido in funzione di quella del gas. Il modulo CESAR contempla inoltre la possibilità di flusso trasversale del fluido fra sottocanali contigui (cross flow). La fase gas è costituita da una miscela di vapore e gas non condensabili (fino a 5) in equilibrio termico e meccanico.

Il modello di comportamento del fluido bifase del codice CATHARE2 prevede 6 equazioni. In questo caso ci sono due equazioni di bilancio della quantità di moto (liquido e gas). Un modello a 6 equazioni dedicato a DRACCAR è in corso di sviluppo all'IRSN.

3.2 BREVE DESCRIZIONE DEL CALCOLO CATHARE2

l'IRSN ha simulato, con la versione 2.5_2 mod 5.1 di CATHARE2 [6], 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.


La simulazione con il codice CATHARE2 comprende tutto il reattore (primario e secondario) e considera una rappresentazione 1D (secondo l'asse Z) del nocciolo che consta di 50952 barrette di combustibile aggregate in una singola barretta, le cui caratteristiche (potenza nucleare e dimensioni) sono rappresentative della cosiddetta "barretta media".

Il fluido bifase che bagna il nocciolo è anch'esso simulato in geometria 1D. Come accennato nel §3.1, il modello prevede 6 equazioni per i bilanci di massa, energia e quantità di moto.

L'obiettivo del calcolo CATHARE2 non è quello di ottenere la miglior stima possibile delle conseguenze dell'incidente ipotizzato bensì quello di fornire una base di confronto, riguardo al comportamento termico della barretta media di combustibile e del fluido bifase, per il codice DRACCAR. Per rendere più agevole e pertinente il confronto, il calcolo è stato realizzato con le seguenti peculiarità che cercano di limitare al massimo le cause di disaccordo fra i due codici, determinate dai diversi modelli fisici adottati:

⁵ L. Piar, N. Trégourès, A. Moal. "Code ASTEC V2 : Modélisation physique et numérique du module CESAR", IRSN technical note DPAM-SEMCA-2009-411.

⁶ "The description of the physical laws used in the 1D, 0D and 3D modules of CATHARE2", CEA technical note NT_SSTH_LDAS_2008-044.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	46	96

- Eliminazione dell'espansione termica del combustibile (modifica dei sottoprogrammi CUOALR.f e CUOALZ.f), per omogeneità con il calcolo DRACCAR che assume una densità costante dell' UO₂.
- Modifica della correlazione di ebollizione a film (sottoprogrammi FPHBRY.f e FPHBOI.f) per renderla identica a quella del modulo CESAR adottato da DRACCAR.
- Modifica della temperatura di transizione (TMFS) al regime di ebollizione a film (sottoprogramma FTMFS.f), sempre per omogeneità con il modulo CESAR.
- L'evoluzione nel tempo della potenza è calcolata dal modulo di neutronica di CATHARE2. Il parametro XNEUT [⁷], che regola la ripartizione di potenza fra il combustibile ed il moderatore, è settato ad 1. In tal modo, tutta la potenza è generata nel combustibile come nel calcolo DRACCAR che, per il momento, non contempla la possibilità di generare potenza nel moderatore.
- La possibilità di rientro d'acqua (counter-current water flow) dall'alto del nocciolo è stata impedita, in quanto tale fenomeno non può essere facilmente simulato con la versione attuale del codice DRACCAR.
- Essendo il modello di reflooding di CATHARE2 completamente diverso da quello di DRACCAR, si è preferito, sempre per facilità di confronto, disattivare tale modello in entrambi i codici.

Si deve anche rimarcare che il transitorio incidentale considerato conduce a deformazioni della guaina della barretta combustibile molto limitate (inferiori al 10%). In tal modo, l'effetto della deformazione sullo scambio termico (il codice CATHARE2 non prevede la retroazione sulla sezione di passaggio, ma considera un'alterazione dello scambio termico in funzione della deformazione della guaina) non dovrebbe influenzare significativamente il comportamento del sistema permettendo il confronto con i risultati del codice DRACCAR, dove l'effetto della deformazione della guaina sulla diminuzione della sezione di passaggio del fluido è direttamente considerato.

3.3 MODELLO DI SIMULAZIONE REALIZZATO CON IL CODICE DRACCAR


Analogamente a quanto fatto per il calcolo CATHARE2, il modello di simulazione realizzato con il codice DRACCAR e le condizioni al contorno imposte nel calcolo, riflettono l'esigenza di uniformarsi alle caratteristiche del codice CATHARE2, che assume un comportamento assial-simmetrico delle barrette di combustibile ed una descrizione monodimensionale del fluido bifase.

Alcune proprietà fisiche dei materiali della barretta di combustibile (UO₂, Zry) sono state inoltre modificate, per renderle coerenti con quelle del codice CATHARE2.

3.3.1 GEOMETRIA E MAGLIATURA

La simulazione con il codice DRACCAR è limitata ad una piccola porzione di un elemento di combustibile. La sezione considerata è un quadrato comprendente quattro quarti di barretta ed un sottocanale fluido centrale.

⁷ "The dictionary of the operators and directives of CATHARE2", CEA technical note NT_SSTH_LDLD_2010-024A.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	47	96

La magliatura adottata nel piano orizzontale è illustrata in Figura 48 (Tutte le figure sono riportate alla fine del testo). Ciascun quarto di barretta (combustibile e guaina) è descritto utilizzando una sola maglia nella direzione circonferenziale. Radialmente, il combustibile è discretizzato in 20 maglie di ugual spessore. Solo 1 maglia radiale è utilizzata per la guaina.

La presenza di un solo sottocanale fluido (assenza di cross-flow) equivale ad una descrizione 1D del comportamento del fluido bifase, conformemente a quanto assunto dal codice CATHARE2.

A differenza dei calcoli precedenti [4], la lunghezza dei lati, corrispondente al passo fra le barrette di combustibile, è leggermente superiore al passo reale: 12.834679267 mm contro 12,6 mm. Tale modifica permette di rispettare il rapporto del calcolo CATHARE2.

$$\frac{\text{Sezione di passaggi del fluido}}{\text{Numero barrette di combustibile}}$$

La magliatura assiale è mostrata nella Figura 49. La vista in figura corrisponde alla sezione assiale ottenuta dall'intersezione del sistema simulato con un piano verticale, la cui proiezione sul piano orizzontale (A-A) è mostrata in Figura 48.

L'altezza delle barrette di combustibile è 4,2885 m. La discretizzazione assiale contempla 42 maglie di uguale altezza, come nel calcolo CATHARE2.

Le dimensioni della barretta di combustibile, uguali a quelle del calcolo CATHARE2, sono riportate di seguito:

- Diametro combustibile: 8.3682 mm
- Gap combustibile-guaina: 4.4 10^{-4} mm
- Diametro interno guaina: 8.36908 mm
- Spessore guaina: 0.5396 mm
- Diametro esterno guaina: 9.44828 mm

3.3.2 CONDIZIONI AL CONTORNO


La potenza imposta è uniformemente distribuita nei quattro quarti di barretta di combustibile. In tal modo, essendo i quattro quarti di barretta bagnati dallo stesso sottocanale fluido, il loro comportamento termico sarà perfettamente identico e direttamente comparabile con i risultati di CATHARE2, che considera il comportamento assial-simmetrico delle barrette di combustibile.

Nel seguito del rapporto si farà riferimento alla generica barretta di combustibile per indicare uno qualsiasi dei quattro quarti di barretta simulati nel calcolo DRACCAR.

La Figura 50 riporta l'evoluzione nel tempo della potenza totale della barretta di combustibile, ottenuta dividendo la potenza calcolata da CATHARE2 per le 50952 barrette di combustibile che compongono il nocciolo (§3.2).

Il profilo assiale di potenza (Figura 51) è lo stesso imposto nel calcolo CATHARE2.

Sempre in conformità con il calcolo CATHARE2, la potenza è uniformemente distribuita nella direzione radiale del combustibile.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	48	96

Il calcolo DRACCAR, limitando la simulazione al solo combustibile ed annesso sottocanale fluido, richiede alcune condizioni al contorno aggiuntive, imposte in conformità ai risultati del calcolo CATHARE2:

- Le portate di acqua e vapore calcolate da CATHARE2 all'ingresso del nocciolo sono imposte, in funzione del tempo ed opportunamente scalate per rispettare il rapporto:

$$\frac{\text{Portata}}{\text{Sezione di passaggio del fluido}}$$

all'estremità inferiore del sottocanale fluido (Figura 52). Considerando che il rapporto:

$$\frac{\text{Sezione di passaggio del fluido}}{\text{Numero barrette di combustibile}}$$

è identico a quello del calcolo CATHARE2 (§3.3.1), il fattore di riduzione delle portate corrisponde esattamente al numero di barrette di combustibile simulate con CATHARE2 (50952).

- Le temperature di acqua e vapore calcolate da CATHARE2 all'ingresso del nocciolo sono anch'esse imposte, in funzione del tempo, all'estremità inferiore del sottocanale fluido (Figura 53).
- L'evoluzione della pressione in funzione del tempo, calcolata da CATHARE2 all'uscita del nocciolo, è imposta all'estremità superiore del canale fluido (Figura 54). Tale condizione al contorno non prevede la possibilità di rientro del fluido dall'esterno del sistema. Per questa ragione si è impedito il rientro d'acqua (counter-current water flow) dall'alto del nocciolo nel calcolo CATHARE2 (§3.2).

Si fa notare che, nei calcoli precedenti[4], finalizzati alla verifica dei modelli termo-meccanici, le temperature superficiali della guaina (calcolate da CATHARE2) erano direttamente imposte nel calcolo DRACCAR, escludendo in tal modo la simulazione del comportamento del fluido. Con le condizioni al contorno sopra riportate, la temperatura della barretta di combustibile diventa un risultato del calcolo DRACCAR, che potrà essere confrontato con quello di CATHARE2, permettendo la verifica del modello termo-idraulico del codice.

3.4 RISULTATI DEL CALCOLO DRACCAR E CONFRONTO CON CATHARE2

Il calcolo DRACCAR si divide in due fasi:


- Ricerca dello stato stazionario, da -500 s a 0 s.
- Simulazione del transitorio incidentale, da 0 s a 290 s.

3.4.1 STATO STAZIONARIO

Le temperature della barretta di combustibile e del fluido, calcolate al termine della prima fase di calcolo (raggiungimento dello stato permanente, tempo = 0 s), sono presentate nella Figura 55 sotto forma di profili assiali di temperatura. I risultati di CATHARE2 sono riportati nella stessa figura.

Le temperature di una data maglia assiale si riferiscono a:

- Centro del combustibile,
- Superficie esterna del combustibile,

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	49	96

- Superficie esterna della guaina,
- Fluido bifase (100% acqua all'inizio del transitorio incidentale; tempo = 0 s).

Riguardo ai risultati del codice DRACCAR bisogna considerare che le temperature delle varie maglie radiali si riferiscono al centro della maglia e le temperature alla superficie non sono calcolate (le temperature della superficie esterna del combustibile e della guaina sono invece un risultato esplicito del calcolo CATHARE2).

Per confrontare i risultati dei due codici si sono quindi stimate, nel caso del calcolo DRACCAR, le temperature della superficie esterna del combustibile e della guaina. A tal proposito si è considerato un semplice bilancio termico (valido a rigore solo in stato stazionario) fra il centro e la superficie della maglia radiale più esterna dell'elemento considerato (combustibile o guaina). Nel caso della guaina la maglia più esterna coincide con l'unica maglia utilizzata per rappresentare tal elemento.

L'equazione di bilancio termico è: $T_{surf} = T_{cent} - P_{ext} \cdot R_{ext}$, dove: T_{surf} è la temperatura esterna della maglia (incognita da stimare), T_{cent} è la temperatura al centro della maglia, R_{ext} è la resistenza alla conduzione termica dal centro alla superficie della maglia e P_{ext} è la potenza scambiata verso l'esterno della maglia. T_{cent} , R_{ext} e P_{ext} sono esplicitamente calcolati da DRACCAR.


Si può notare, nella Figura 55, che la temperatura dell'acqua calcolata da DRACCAR è identica a quella del calcolo CATHARE2, indicando che il rapporto è perfettamente identico nei due calcoli.

$$\frac{\text{Potenza generata}}{\text{Portata di acqua}}$$

Le temperature della barretta di combustibile, calcolate da DRACCAR, sono per contro leggermente inferiori a quelle ottenute da CATHARE2. Considerato che negli studi precedenti [4], dove il calcolo DRACCAR assumeva come condizione al contorno la temperatura alla superficie esterna della guaina calcolata da CATHARE2, si otteneva un accordo perfetto sulla temperatura al centro ed alla superficie del combustibile, si deduce che le ragioni del disaccordo vanno cercate nello scambio termico fra la guaina ed il fluido (acqua nel caso in questione).

L'analisi dei modelli dei due codici ha evidenziato che lo scambio termico fra la guaina ed il fluido è simulato in modo classico nel codice CATHARE2, considerando un coefficiente di scambio termico e la differenza di temperatura fra la superficie della guaina ed il fluido. Il codice DRACCAR che, come sopra riportato, non calcola la temperatura della superficie della guaina, simula lo scambio termico in modo equivalente ma approssimando la temperatura della superficie esterna della guaina con la temperatura al centro della stessa. Questo equivale a trascurare la resistenza alla conduzione termica della metà esterna della guaina, dando luogo ad uno scambio termico guaina-fluido artificialmente più efficace rispetto al codice CATHARE2 e giustificando in tal modo le differenze riscontrate.

Il disaccordo sulle temperature è in ogni caso abbastanza limitato: al massimo 13°C sulla superficie della guaina e, a causa della dipendenza della conducibilità termica dell' UO_2 dalla temperatura, leggermente superiore al centro del combustibile (massimo 22°C). Si deve anche notare che, l'instaurarsi di condizioni di dry-out durante il transitorio incidentale porterà a degradare lo scambio termico della guaina con il fluido, facendo diventare completamente trascurabile la resistenza alla conduzione termica nella guaina, in accordo con l'assunzione

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	50	96

del modello DRACCAR. L'abbassamento progressivo della potenza farà inoltre diminuire la differenza di temperatura fra il centro e la superficie della guaina rendendo meno appariscente il disaccordo con CATHARE2.

Un miglioramento del modello di scambio termico è in ogni modo previsto dall'IRSN e sarà disponibile nella prossima versione del codice DRACCAR.

3.4.2 TRANSITORIO INCIDENTALE

La rottura in gamba fredda si produce a 0 s, iniziando la depressurizzazione e lo svuotamento progressivo del sistema. Lo scram del reattore insieme allo stop delle pompe di alimentazione avviene, nel calcolo CATHARE2, dopo circa 6 s a causa del segnale di bassa pressione nel pressurizzatore.

Le portate di acqua e vapore calcolate da DRACCAR all'uscita del sottocanale fluido sono riportate nella Figura 56 e nella Figura 57. Nelle stesse figure sono illustrate le portate di acqua e vapore calcolate da CATHARE2 all'ingresso e all'uscita del nocciolo, ovviamente riferite alla stessa sezione di passaggio assunta nel calcolo DRACCAR. Come già esposto nel §3.3.2, le portate calcolate da CATHARE2 all'ingresso del nocciolo sono imposte come condizioni al contorno nel calcolo DRACCAR.

Il comportamento termico del sistema (combustibile più fluido bifase) e l'evoluzione nel tempo della frazione di vuoto, a diverse quote, sono descritti da Figura 58 a Figura 73. I risultati ottenuti da DRACCAR e CATHARE2 sono riportati nella stessa figura. Per quanto concerne i risultati DRACCAR, le temperature della superficie esterna del combustibile e della guaina continuano ad essere stimate come descritto nel §3.4.1, anche se l'equazione di bilancio termico considerata è valida a rigore solo in caso di equilibrio termico.


Il confronto fra i risultati dei due codici, riguardo al comportamento meccanico della barretta di combustibile, è stato oggetto degli studi precedenti [4] e non viene riproposto, anche perché, come riportato nel §3.2, la deformazione della guaina nel transitorio incidentale simulato è molto limitata e non ha un effetto significativo sul comportamento termo-idraulico del sistema.

Durante la prima fase del transitorio, il sistema evolve in condizioni di saturazione ed in regime di ebollizione a nuclei. Le temperature calcolate da DRACCAR sono in buon accordo con i risultati di CATHARE2 e, come anticipato nel §3.4.1, le differenze evidenziate in regime stazionario diminuiscono progressivamente con il ridursi della potenza generata.

Lo svuotamento progressivo del sottocanale fluido produce il dry-out della barretta di combustibile (100% di fase vapore) che si propaga dall'alto verso il basso del sistema.

La condizione di dry-out, all'estremità superiore del sistema (maglia assiale 42, quota = 4.23745 m), è raggiunta dopo circa 35 s di transitorio. L'istante di dry-out è ben identificato dall'inizio del rapido riscaldamento del combustibile (Figura 72) e dalla frazione di vuoto (Figura 73) che diventa uguale ad 1 (100% di fase vapore). I risultati di DRACCAR, sulla previsione dell'istante di dry-out e sul successivo riscaldamento del combustibile in fase vapore, sono molto prossimi a quelli di CATHARE2.

Durante la fase di svuotamento si osserva comunque una sovrastima della frazione di vuoto nel calcolo DRACCAR, che conduce ad un anticipo quasi impercettibile dell'istante di dry-out rispetto a CATHARE2. La discrepanza sulla frazione di vuoto non impatta sulle temperature calcolate in questa fase. In effetti, la depressurizzazione del sistema provoca un flash di vapore (Figura 57) ed entrambi le fasi fluide (acqua-vapore) sono alla temperatura di

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	51	96

saturazione. Lo scambio termico con la barretta di combustibile (ebollizione a nuclei) è inoltre molto efficace comportando una differenza di temperatura fra la guaina ed il fluido estremamente limitata, indipendentemente dalla frazione di vuoto. Il disaccordo sulla frazione di vuoto, anche dovesse alterare in maniera non completamente trascurabile gli scambi termici, ha quindi un effetto marginale sull'evoluzione della temperatura del combustibile.

Il comportamento termico del combustibile e l'evoluzione della frazione di vuoto alle quote inferiori (da Figura 58 a Figura 71) illustrano la rapida propagazione verso il basso del fronte di dry-out fino ad ottenere, a circa 74 s, lo svuotamento completo (o quasi nel calcolo CATHARE2) del sottocanale fluido. L'accordo fra i due codici sull'istante di dry-out ed il successivo riscaldamento del combustibile resta molto soddisfacente, nonostante la frazione di vuoto prevista da DRACCAR continui ad essere superiore a quella del calcolo CATHARE2.

L'unica eccezione è rappresentata dalla maglia assiale 1 (estremità inferiore del combustibile) dove il disaccordo sulla frazione di vuoto (Figura 59) ha un effetto non completamente trascurabile sul comportamento termico del sistema (Figura 58). Il calcolo DRACCAR prevede, a circa 74 s, lo svuotamento totale della maglia (frazione di vuoto = 1) quando, la frazione di vuoto calcolata da CATHARE2 non supera il valore di 0.8. Di conseguenza, il codice DRACCAR prevede una fase, anche se di breve durata, di riscaldamento del combustibile in condizioni di dry-out mentre, nel calcolo CATHARE2 il sistema non si discosta dalla saturazione e non si riscontra nessun riscaldamento della barretta di combustibile.


Il buon accordo generale fra i due codici durante la fase di svuotamento (da 0 a 74 s) è confermato dal calcolo della portata di acqua (Figura 56) e vapore (Figura 57) all'uscita del sottocanale fluido.

La fase di refl flooding inizia a circa 88 s, come testimonia la diminuzione della frazione di vuoto, prevista da entrambi i codici, nelle maglie assiali 1 (Figura 59) e 5 (Figura 61). In questa zona, le temperature della barretta di combustibile sono ben al di sotto della temperatura di transizione al regime di ebollizione a film (TMFS) che, in entrambi i codici, è circa 200°C superiore alla temperatura di saturazione. In tali condizioni è sufficiente una minima quantità di liquido (frazione di vuoto inferiore a 0.99999) per produrre il raffreddamento rapido (quenching) del combustibile. L'accordo fra i due codici è praticamente perfetto nella maglia assiale 5 (Figura 60). Nella maglia assiale 1, il quenching del combustibile è ovviamente previsto dal solo codice DRACCAR (Figura 58) poiché, come sopra descritto, nel calcolo CATHARE2 non si realizzano le condizioni di dry-out.

L'ingresso di liquido non modifica, a quest'istante, le condizioni di dry-out nella maglia assiale 10 dove la frazione di vuoto, a 88 s, resta uguale ad 1 (Figura 63) e la temperatura del combustibile continua a crescere (Figura 62), pur rimanendo più bassa della TMFS.

Il quenching della maglia assiale 5 è del resto di brevissima durata. A causa dell'opposizione causata dalla produzione di vapore, l'acqua non riesce a penetrare con continuità e la frazione di vuoto si riporta ad 1 (Figura 61) innescando nuovamente, a circa 92 s, il dry-out ed il riscaldamento del combustibile (Figura 60). Ancora una volta i risultati dei due codici sono in buon accordo.

A partire da circa 98 s, il refl flooding diventa più efficace permettendo il quenching definitivo della maglia assiale 5 che inizia a circa 100 s nel calcolo DRACCAR e a circa 103 s nel calcolo CATHARE2 (Figura 60). Il lieve anticipo di DRACCAR è, ancora una volta, legato

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	52	96

alla previsione della frazione di vuoto che si abbassa al disotto di 0.9999 leggermente prima rispetto a CATHARE2 (Figura 61).

Dopo circa 130 s di transitorio, il fluido nelle maglie assiali 1 e 5 è costituito al 100% di acqua (Figura 59 e Figura 61) leggermente sottoraffreddata che si riporta progressivamente in condizioni di saturazione (Figura 58 e Figura 60). Il vapore, trattato come fase residuale, rimane alla temperatura di saturazione nel calcolo CATHARE2. La fase residuale sembra essere trattata in modo diverso dal codice DRACCAR e la temperatura del vapore oscilla fra la temperatura di saturazione e quella della guaina. Trattandosi di fase residuale, tale differenza non ha impatto alcuno sul comportamento termico del sistema.

La Figura 74 (profilo assiale delle temperature nel combustibile e nel fluido) e la Figura 75 (profilo assiale della frazione di vuoto), illustrano lo stato del sistema dopo 100 s di transitorio. L'esame delle due figure permette di verificare che la zona assiale interessata dal quenching (temperatura di guaina molto prossima a quella del fluido) coincida, in entrambi i calcoli, con la zona in cui si ha una presenza anche minima di fase liquida. Il fronte di quenching è previsto da DRACCAR a circa 0.6 m di quota, indicando una velocità di propagazione, dal basso verso l'alto del sistema, superiore rispetto a CATHARE2 che situa il fronte a circa 0.3 m.


La Figura 75 sembra indicare che il trascinamento verso l'alto dell'acqua, da parte del vapore, sia leggermente più efficace nel codice DRACCAR. È probabile che tale risultato, come la differenza più volte rimarcata sulla previsione della frazione di vuoto, dipenda dal diverso modello di bilancio della quantità di moto nei due codici: due equazioni nel codice CATHARE2 (1 equazione per la fase liquida ed 1 per la fase gas) ed 1 sola equazione (fase gas) nel modulo CESAR, attualmente utilizzato dal codice DRACCAR, dove la velocità della fase liquida è calcolata, in funzione della velocità del gas, con una correlazione di slip (§3.1).

Il leggero anticipo, da parte del codice DRACCAR, nella progressione del fronte di quenching è confermato dall'evoluzione delle temperature alla quota di 0.97002 m, corrispondente al centro della maglia assiale 10 (Figura 62). L'inizio del quenching è previsto a circa 102 s dal codice DRACCAR e a circa 110 s da CATHARE2.

Essendo, anche a questa quota (0.97002 m), la temperatura della guaina inferiore alla TMFS, è sufficiente che la frazione di vuoto diventi inferiore al limite di dry-out (0.99999) per iniziare il rapido raffreddamento del combustibile. Osservando l'evoluzione della frazione di vuoto (Figura 63), si nota effettivamente che la diminuzione della stessa avviene a circa 110 s nel calcolo CATHARE2, coerentemente con l'inizio del quenching. La correlazione fra la riduzione della frazione di vuoto e l'inizio del quenching sembra meno evidente nel calcolo DRACCAR dove la riduzione della frazione di vuoto diventa percepibile soltanto dopo circa 106 s di transitorio (il quenching inizia a 102 s). La contraddizione è in realtà solo apparente e dovuta alla scala del grafico che non permette di osservare che già a 102 s la frazione di vuoto si era ridotta a 0.99995 portandosi, anche se in maniera infinitesimale, al disotto della soglia di dry-out e giustificando così l'inizio del quenching.

Alle quote superiori, la temperatura del combustibile supera la temperatura di transizione al regime di ebollizione a film (TMFS) prima della comparsa della fase liquida e della conseguente riduzione della frazione di vuoto.

Alla quota di 1.4806 m, corrispondente al centro della maglia assiale 15, la temperatura della barretta di combustibile (Figura 64) è di poco superiore alla TMFS quando, dopo 110 s di transitorio, la frazione di vuoto inizia a diminuire (Figura 65). Da quest'istante fino a circa

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	53	96

135 s, Il sistema evolve in regime di ebollizione a film (scambio termico poco efficace nonostante la presenza di fase liquida) fino a quando l'aumento di pressione (Figura 54) e il conseguente aumento della temperatura di saturazione, a circa 135 s, permette alla temperatura della guaina di scendere al di sotto della TMFS, iniziando il rapido raffreddamento della barretta di combustibile.

L'accordo fra i due codici sull'istante di quenching è sufficientemente buono: circa 136 s nel calcolo DRACCAR contro circa 140 s nel calcolo CATHARE2. La temperatura del vapore surriscaldato, prima del quenching, è leggermente più bassa nel calcolo DRACCAR. Il leggero disaccordo è connesso con la posizione del sottostante fronte di quenching che, in questo periodo, è situato ad una quota leggermente superiore nel calcolo DRACCAR, rispetto alla previsione di CATHARE2 (vedi il profilo assiale delle temperature e della frazione di vuoto a 100 s, riportati rispettivamente in Figura 74 e in Figura 75). Nel calcolo DRACCAR, il vapore saturo che si genera in prossimità del fronte di quenching deve percorrere un minor spazio, rispetto al calcolo CATHARE2, per giungere alla quota osservata e, di conseguenza, il grado di surriscaldamento risulta più basso.

Terminata la fase di quenching (maglia assiale 15), il sistema si riporta in condizioni di saturazione con una frazione di vuoto che tende progressivamente ad aumentare (Figura 65). Come di consueto, la frazione di vuoto prevista da DRACCAR è superiore a quella calcolata da CATHARE2.


L'evoluzione delle temperature (Figura 66) e della frazione di vuoto (Figura 67) alla quota di 1.9911 m (maglia assiale 20), mostra il lento raffreddamento del combustibile che avviene, a partire da 120 s di transitorio, in regime di ebollizione a film. Nel calcolo DRACCAR, il raffreddamento è più lento che in CATHARE2 e, alla fine del transitorio calcolato (290 s), la temperatura della guaina è ancora leggermente superiore alla TMFS. Il quenching della barretta di combustibile è invece previsto da CATHARE2 a circa 215 s di transitorio.

Si pensa che la ragione del disaccordo sia da ricercare nella frazione di vuoto prevista da DRACCAR che, anche a questa quota, è superiore a quella calcolata da CATHARE2 (Figura 67). Rispetto alla fase di svuotamento, dove il disaccordo sulla frazione di vuoto (peraltro meno importante) aveva un effetto trascurabile sulla temperatura della barretta di combustibile, in questa fase lo scambio termico è molto meno efficiente e comporta una differenza di temperatura fra la guaina ed il fluido (fase liquida e gas) molto più consistente. In queste condizioni, l'effetto della discrepanza sulla frazione di vuoto, alterando scambi termici e bilanci di energia della fase liquida e gas, può risultare molto più significativo sull'evoluzione della temperatura del combustibile, giustificando il risultato ottenuto.

Una volta disponibile nel codice DRACCAR il nuovo modello per il comportamento del fluido bifase, basato come CATHARE2 su 6 equazioni di bilancio, sarà possibile verificare se le discrepanze osservate dipendono effettivamente dall'approccio semplificato del modulo CESAR, che considera solo 5 equazioni di bilancio.

L'evoluzione delle temperature e della frazione di vuoto nella parte alta della colonna combustibile conferma quanto riscontrato in precedenza.

La Figura 68 e la Figura 69 illustrano rispettivamente l'evoluzione delle temperature e della frazione di vuoto alla quota di 2.80795 m (maglia assiale 28). Le stesse informazioni, per la quota di 3.11427 m (maglia assiale 31), sono riportate in Figura 70 e Figura 71. Si può notare, a queste quote, che entrambi i codici non prevedono il quenching della barretta di combustibile alla fine del transitorio calcolato. Grazie al miglior scambio termico, in regime

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	54	96

di ebollizione a film, le temperature del combustibile alla fine del transitorio sono ovviamente più basse nel calcolo CATHARE2.

Il comportamento dell'estremità superiore del sistema è descritto in Figura 72 (temperature del combustibile e del fluido) e in Figura 73 (frazione di vuoto). La potenza generata a tale quota è meno importante rispetto alle quote inferiori analizzate prima e le temperature risultano più basse, consentendo ad entrambi i codici di prevedere il quenching della barretta di combustibile (temperatura della guaina inferiore alla TMFS) prima della fine del transitorio (290 s). Coerentemente a quanto riscontrato alle quote inferiori, la velocità di raffreddamento della barretta di combustibile è più bassa nel calcolo DRACCAR ed il quenching della stessa è ritardato rispetto alla previsione di CATHARE2 (233 s contro 178 s).

La Figura 76 e la Figura 77 riportano rispettivamente i profili assiali delle temperature (combustibile e fluido) e della frazione di vuoto, al termine del transitorio calcolato (290 s). Entrambi i codici prevedono un quenching parziale della barretta di combustibile (Figura 76). La porzione di combustibile che rimane a temperatura elevata permette di identificare due fronti di quenching: un fronte inferiore, determinato dalla progressione del quenching dal basso verso l'alto del sistema ed un fronte superiore, determinato dalla progressione del quenching dall'alto verso il basso. Il codice DRACCAR prevede una regione assiale non interessata dal quenching più estesa di quella calcolata da CATHARE2.

Il fronte inferiore di quenching è situato appena al di sotto dei 2 m di quota nel calcolo DRACCAR e a circa 2.3 m di quota nel calcolo CATHARE2. Il risultato ottenuto mostra come la velocità media di progressione dal basso verso l'alto del fronte di quenching, dall'inizio della fase di refloding (88 s) a 290 s di transitorio, sia più bassa nel calcolo DRACCAR. Si ricorda che, all'inizio della fase di refloding (vedi la posizione del fronte di quenching a 100 s di transitorio evidenziata in Figura 74), il codice DRACCAR prevedeva una progressione più rapida del fronte di quenching rispetto a CATHARE2. L'inversione di tendenza è chiaramente correlata, come ampiamente discusso in precedenza, al disaccordo fra i due codici sullo scambio termico in regime di ebollizione a film.


Il fronte superiore di quenching si trova a circa 4.1 m di quota secondo il calcolo DRACCAR, contro i circa 3.4 m previsti dal codice CATHARE2. Il risultato ottenuto mostra che anche la velocità di progressione dall'alto verso il basso del fronte di quenching è sottostimata da DRACCAR, rispetto a quanto previsto dal codice CATHARE2.

3.5 CONCLUSIONI

Il codice DRACCAR, in fase di sviluppo all'IRSN di Cadarache, simula il comportamento delle barrette di combustibile nel corso di un incidente di perdita del refrigerante primario (LOCA), 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.

Lo scopo dello studio, realizzato in collaborazione con l'IRSN, è quello di effettuare una verifica preliminare dell'attuale modello termo-idraulico del codice DRACCAR (basato sul modulo CESAR), per confronto con i risultati del codice di sistema CATHARE2. I modelli DRACCAR, relativi al comportamento termo-meccanico del combustibile, sono stati precedentemente verificati, sempre per confronto con il codice CATHARE2.

Il transitorio incidentale, utilizzato come banco di prova, consiste in un LOCA, iniziato da una rottura (15 pollici) nella gamba fredda di un PWR 1300 Francese. L'IRSN ha simulato, con CATHARE2, il comportamento di tutto l'impianto (primario e secondario) ed i risultati

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	55	96

ottenuti, riguardo al comportamento termo-idraulico delle barrette di combustibile, sono stati utilizzati come base di confronto per il codice DRACCAR, con il quale l'ENEA ha simulato lo stesso transitorio incidentale.

Il sistema descritto con il codice DRACCAR si limita ad una porzione di elemento di combustibile (quattro quarti di barretta ed un sottocanale fluido centrale). La simulazione del transitorio incidentale ha quindi richiesto alcune condizioni al contorno, applicate alle estremità inferiore e superiore del sottocanale fluido, che sono state imposte utilizzando alcuni dei risultati ottenuti da CATHARE2 nella simulazione di tutto l'impianto. In particolare:

- Le portate e le temperature di acqua e vapore in funzione del tempo, calcolate da CATHARE2 all'ingresso del nocciolo, sono state imposte all'estremità inferiore del sottocanale fluido.
- La pressione in funzione del tempo, calcolata da CATHARE2 all'uscita del nocciolo, è stata imposta all'estremità superiore del sottocanale fluido.


I risultati del codice DRACCAR, riguardo al comportamento termico del combustibile e del fluido bifase (acqua-vapore) durante il transitorio, sono sufficientemente concordi con i risultati del codice CATHARE2. Si sono comunque riscontrate alcune discrepanze a cui si è cercato di dare una spiegazione:

- Le temperature della barretta di combustibile calcolate da DRACCAR, in stato stazionario (reattore a piena potenza) e durante i primissimi istanti del transitorio incidentale, sono leggermente inferiori (massimo 22°C al centro del combustibile) a quelle previste dal codice CATHARE2. Il disaccordo osservato è da imputare all'attuale modello di scambio termico guaina-fluido di DRACCAR che approssima la temperatura alla superficie della guaina con la temperatura al centro della stessa. Tale approssimazione, lecita quando il gradiente di temperatura nello spessore della guaina è trascurabile rispetto alla differenza di temperatura fra la superficie della guaina ed il fluido, mostra i suoi limiti in stato stazionario ed all'inizio del transitorio, quando lo scambio termico con il fluido è molto efficiente. L'elevata potenza generata in questa fase contribuisce ad esaltare il disaccordo con il codice CATHARE2.
- La frazione di vuoto prevista da DRACCAR, alle diverse quote del sottocanale fluido, è sistematicamente sovrastimata rispetto a quanto calcolato dal codice CATHARE2. Probabilmente, il disaccordo riscontrato dipende dal diverso modello di bilancio della quantità di moto nei due codici: due equazioni nel codice CATHARE2 (1 equazione per la fase liquida ed 1 per la fase gas) ed 1 sola equazione (fase gas) nel modulo CESAR, attualmente utilizzato dal codice DRACCAR, dove la velocità della fase liquida è calcolata, in funzione della velocità del gas, con una correlazione di slip.
- Nonostante le discrepanze sulla frazione di vuoto, il comportamento termico del combustibile e del fluido calcolato dai due codici è in ottimo accordo durante la fase di svuotamento progressivo del sottocanale (regime di ebollizione a nuclei) e del successivo riscaldamento del combustibile in condizioni di dry-out. L'accordo fra i due codici diventa meno soddisfacente durante la fase di reflooding, anche se le discrepanze sono limitate alla porzione superiore del sistema dove le temperature della barretta di combustibile, all'inizio del reflooding, sono superiori alla temperatura di transizione al regime di ebollizione a film (TMFS). In questa regione, anche se entrambi i codici prevedono un lento raffreddamento della barretta di combustibile (in regime di ebollizione a film lo scambio termico è poco efficiente nonostante la

presenza della fase liquida), il rateo di raffreddamento calcolato da DRACCAR è inferiore a quello previsto da CATHARE2. Come conseguenza, il quenching della barretta di combustibile (che si realizza quando la temperatura della guaina ridiventa inferiore alla TMFS) è più tardivo nel calcolo DRACCAR. La ragione della discrepanza fra i due codici non è completamente chiara ma si pensa che il disaccordo sulla previsione della frazione di vuoto, ininfluente sul comportamento termico del sistema durante la fase di svuotamento, possa essere più importante in regime di ebollizione a film. In tale regime, le differenze di temperatura fra la guaina ed il fluido e fra la fase liquida ed il vapore (surriscaldato) sono significative ed un'alterazione dello scambio termico, dovuta alla diversa previsione della frazione di vuoto, può risultare più determinante sull'evoluzione delle temperature della barretta di combustibile e del fluido bifase.

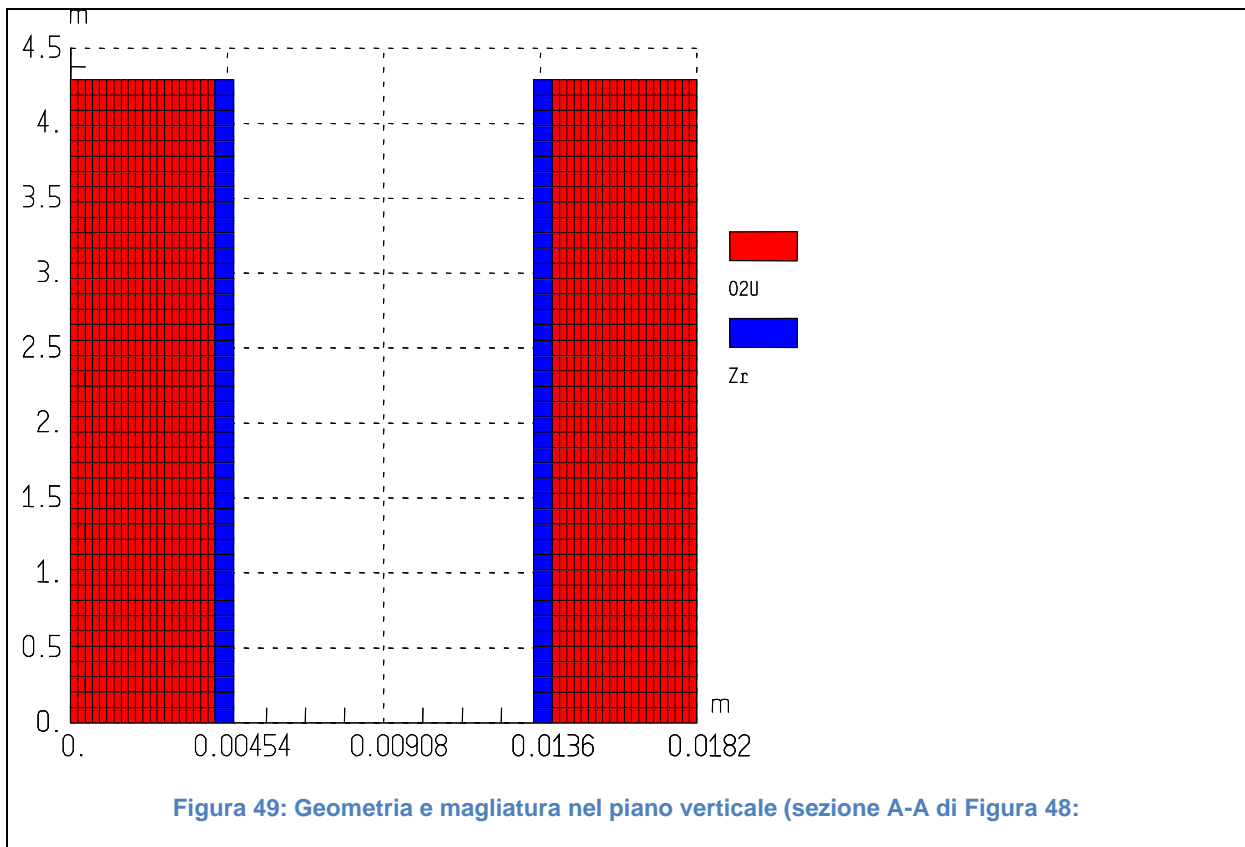
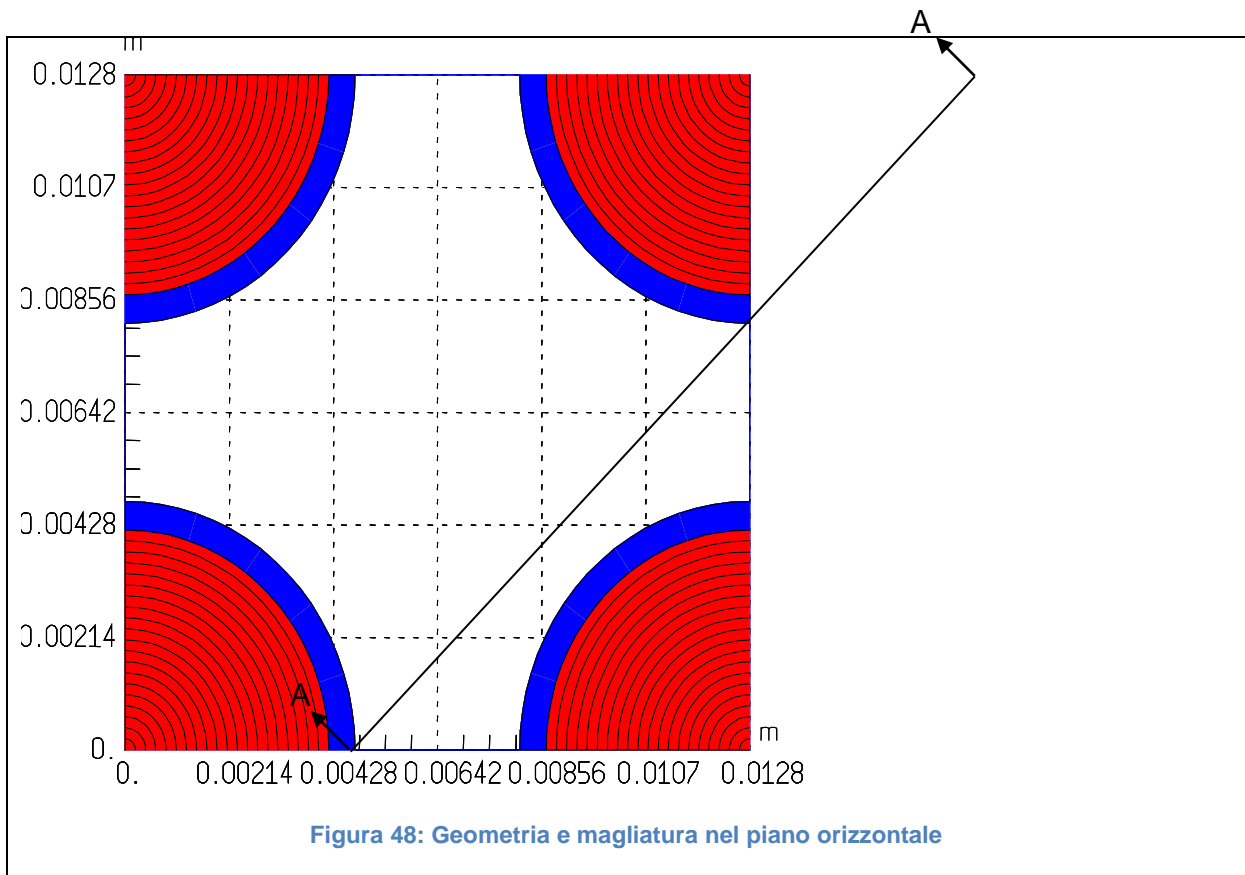
I risultati del confronto con CATHARE2 permettono di dare un giudizio globalmente buono sulla capacità del codice DRACCAR a simulare l'incidente analizzato, anche considerando il suo stadio preliminare di sviluppo.

Un nuovo modello di comportamento del fluido bifase, basato come CATHARE2 su 6 equazioni di bilancio, è in corso di sviluppo all'IRSN. Quando tale modello sarà disponibile nel codice DRACCAR, si potrà verificare se le discrepanze con CATHARE2, relativamente alla previsione della frazione di vuoto ed allo scambio termico in regime di ebollizione a film, sono effettivamente imputabili all'approccio semplificato del modulo CESAR che considera soltanto 5 equazioni di bilancio.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	57	96

3.6 FIGURE

Figura 48: Geometria e magliatura nel piano orizzontale.....	58
Figura 49: Geometria e magliatura nel piano verticale (sezione A-A di Figura 48:.....	58
Figura 50: Condizioni al contorno - Potenza della singola barretta di combustibile	59
Figura 51: Condizioni al contorno - Profilo assiale di potenza	59
Figura 52: Condizioni al contorno - Portata acqua e vapore all'ingresso dell'estremità inferiore del sottocanale fluido	60
Figura 53: Condizioni al contorno - Temperatura acqua e vapore all'ingresso dell'estremità inferiore del sottocanale fluido	60
Figura 54: Condizioni al contorno - Pressione all'estremità superiore del sottocanale fluido	61
Figura 55: Profilo assiale delle temperature (barretta di combustibile ed acqua) all'inizio del transitorio incidentale (istante = 0 s)	61
Figura 56: Portata di acqua in funzione del tempo all'uscita del sottocanale fluido	62
Figura 57: Portata di vapore in funzione del tempo all'uscita del sottocanale fluido	62
Figura 58: Temperature durante il transitorio alla quota di 0.051054 m (maglia assiale 1).....	63
Figura 59: Frazione di vuoto durante il transitorio alla quota di 0.051054 m (maglia assiale 1).....	63
Figura 60: Temperature durante il transitorio alla quota di 0.459482 m (maglia assiale 5).....	64
Figura 61: Frazione di vuoto durante il transitorio alla quota di 0.459482 m (maglia assiale 5).....	64
Figura 62: Temperature durante il transitorio alla quota di 0.97002 m (maglia assiale 10)	65
Figura 63: Frazione di vuoto durante il transitorio alla quota di 0.97002 m (maglia assiale 10).....	65
Figura 64: Temperature durante il transitorio alla quota di 1.4806 m (maglia assiale 15).....	66
Figura 65: Frazione di vuoto durante il transitorio alla quota di 1.4806 m (maglia assiale 15).....	66
Figura 66: Temperature durante il transitorio alla quota di 1.9911 m (maglia assiale 20).....	67
Figura 67: Frazione di vuoto durante il transitorio alla quota di 1.9911 m (maglia assiale 20).....	67
Figura 68: Temperature durante il transitorio alla quota di 2.80795 m (maglia assiale 28)	68
Figura 69: Frazione di vuoto durante il transitorio alla quota di 2.80795 m (maglia assiale 28).....	68
Figura 70: Temperature durante il transitorio alla quota di 3.11427 m (maglia assiale 31)	69
Figura 71: Frazione di vuoto durante il transitorio alla quota di 3.11427 m (maglia assiale 31).....	69
Figura 72: Temperature durante il transitorio alla quota di 4.23745 m (maglia assiale 42)	70
Figura 73: Frazione di vuoto durante il transitorio alla quota di 4.23745 m (maglia assiale 42).....	70
Figura 74: Profilo assiale delle temperature (combustibile e fluido) a 100 s di transitorio.....	71
Figura 75: Profilo assiale della frazione di vuoto a 100 s di transitorio	71
Figura 76: Profilo assiale delle temperature (combustibile e fluido) a 290 s (fine del transitorio calcolato).....	72
Figura 77: Profilo assiale della frazione di vuoto a 290 s (fine del transitorio calcolato)	72



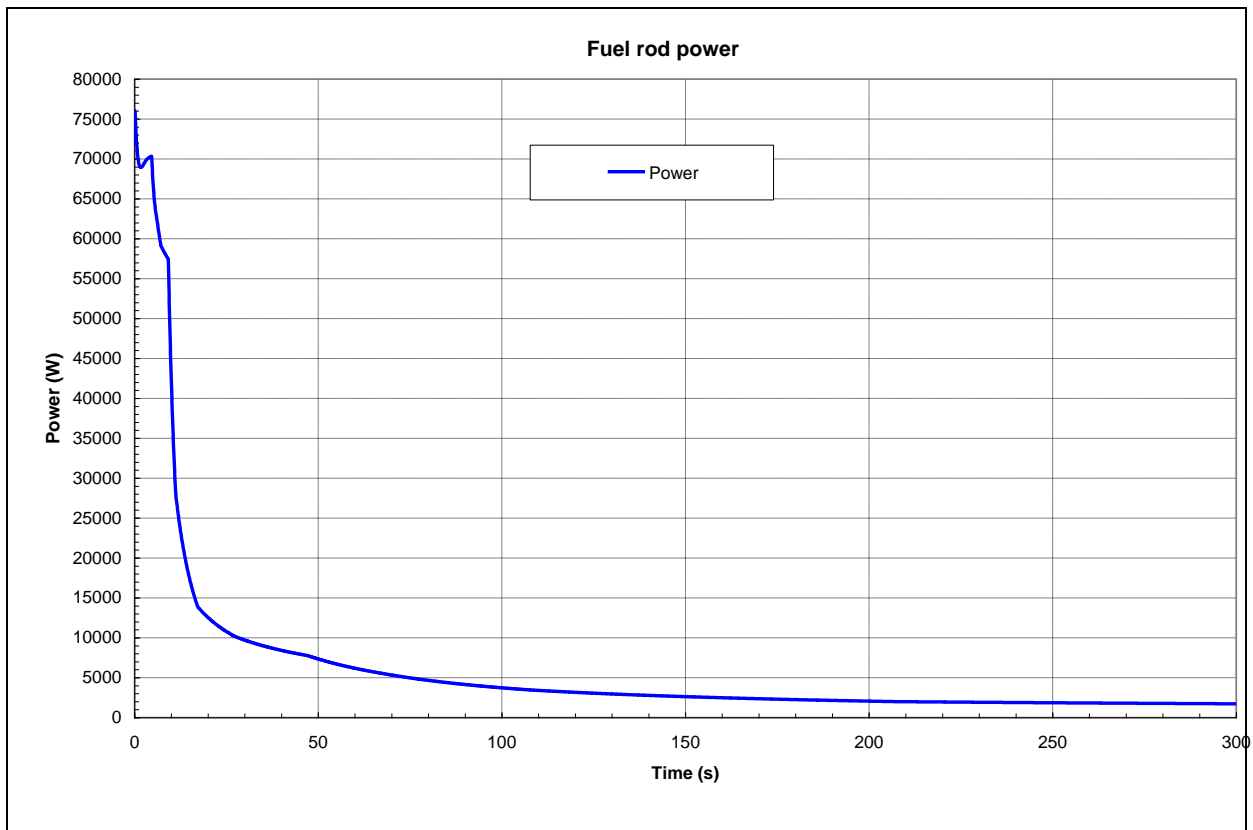


Figura 50: Condizioni al contorno - Potenza della singola barretta di combustibile

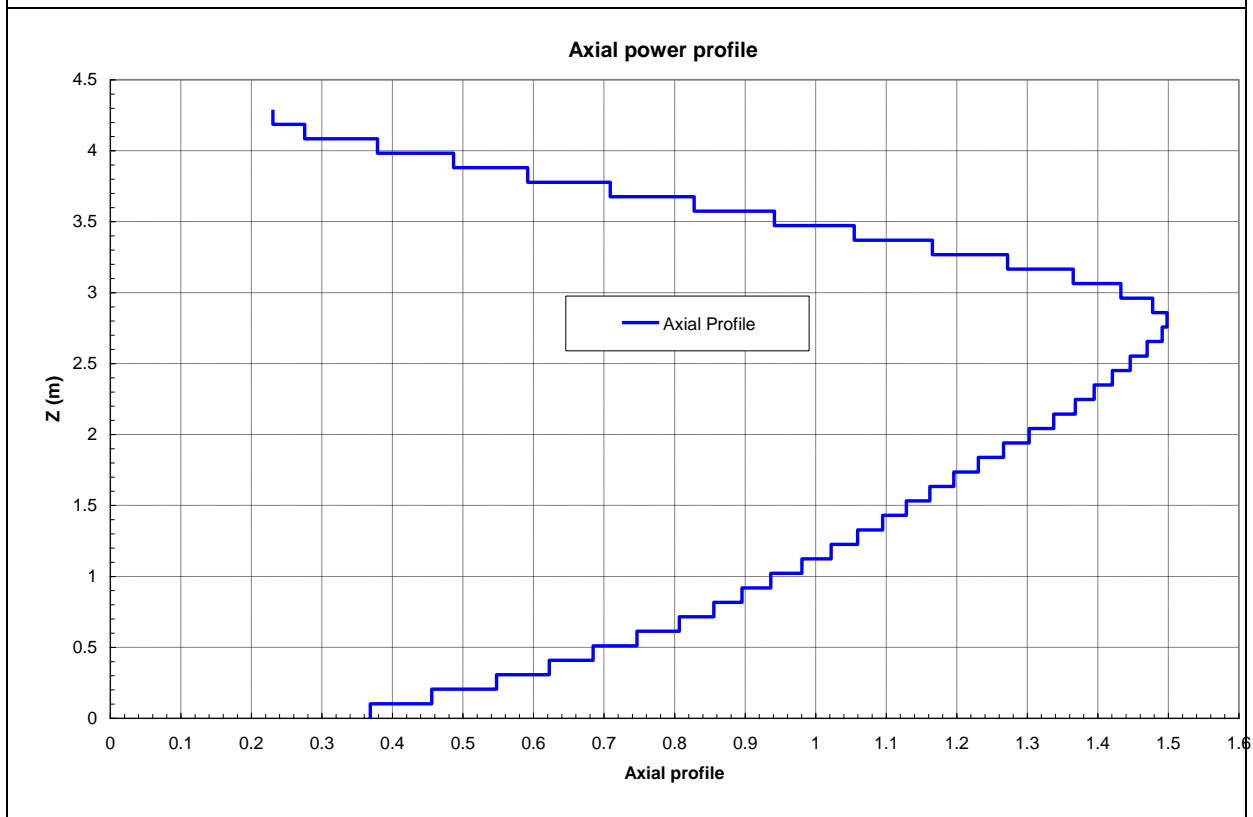


Figura 51: Condizioni al contorno - Profilo assiale di potenza

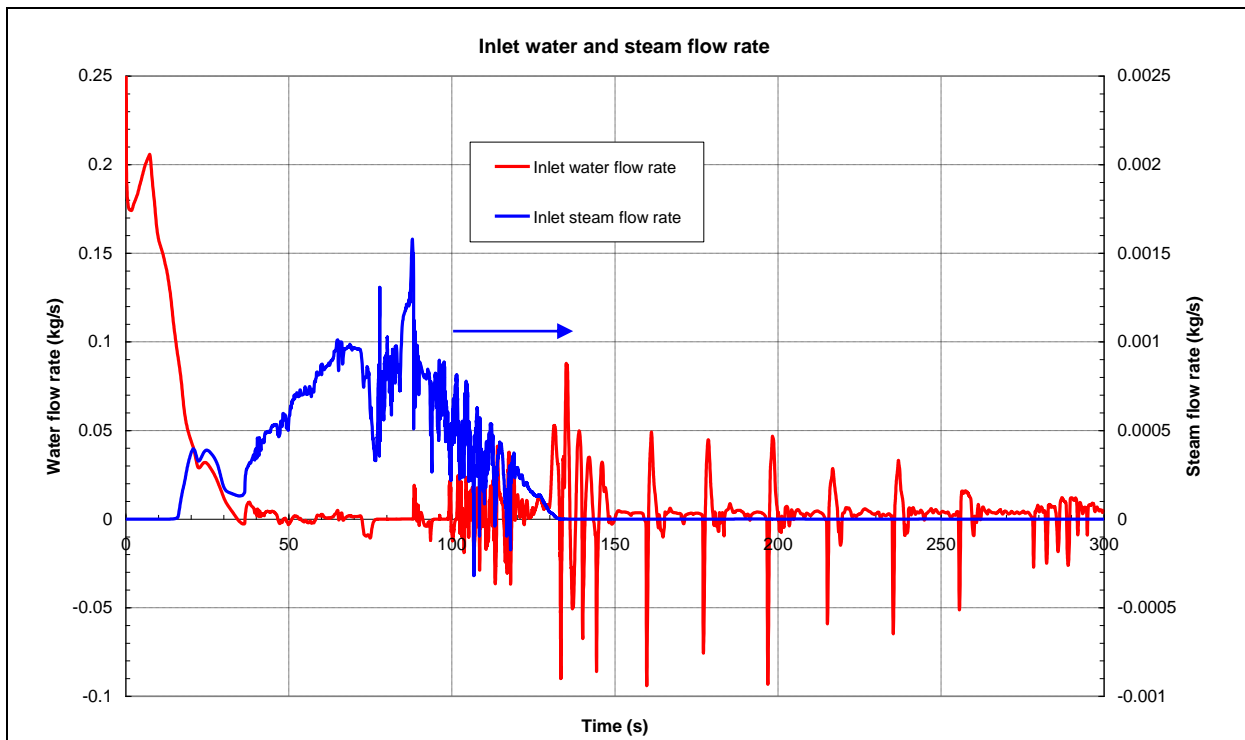


Figura 52: Condizioni al contorno - Portata acqua e vapore all'ingresso dell'estremità inferiore del sottocanale fluido

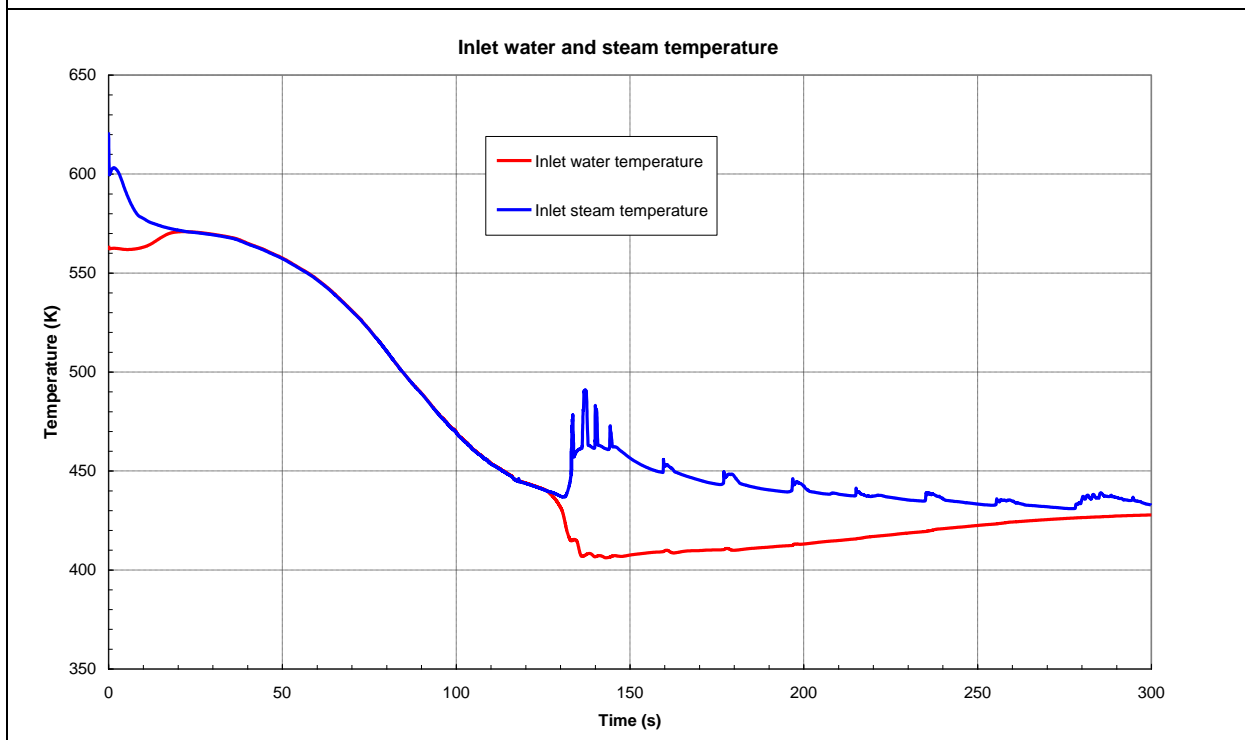


Figura 53: Condizioni al contorno - Temperatura acqua e vapore all'ingresso dell'estremità inferiore del sottocanale fluido

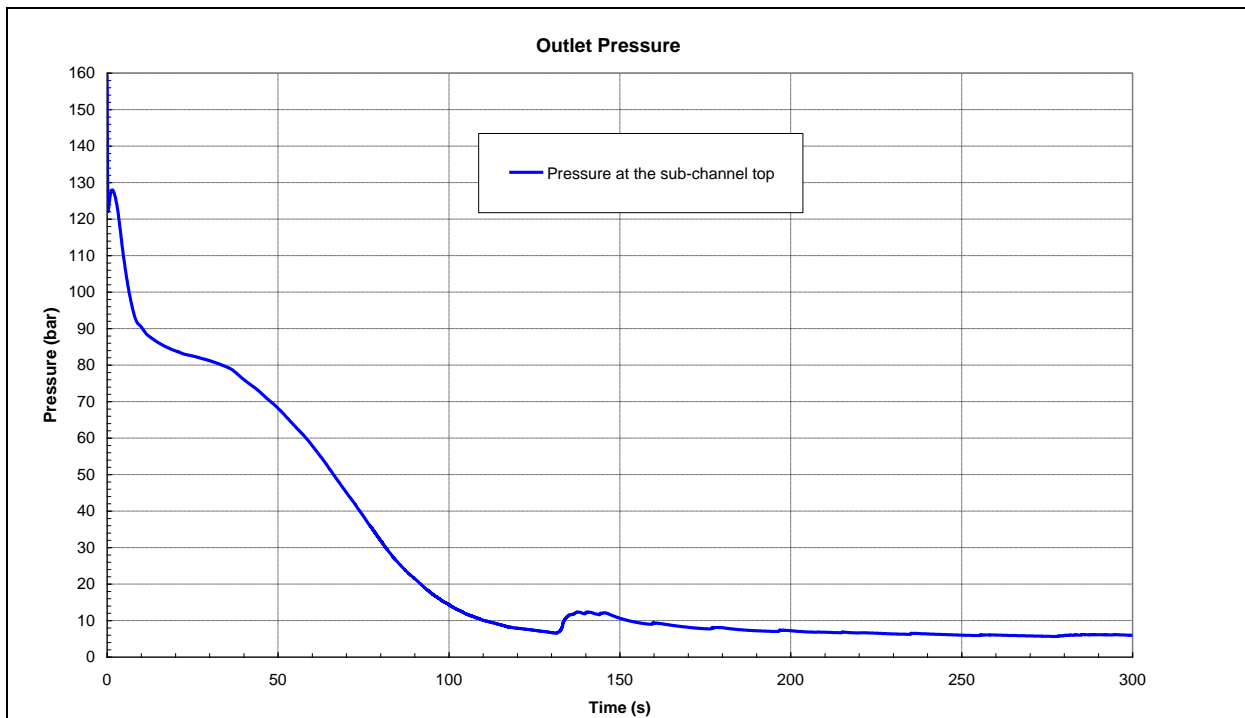


Figura 54: Condizioni al contorno - Pressione all'estremità superiore del sottocanale fluido

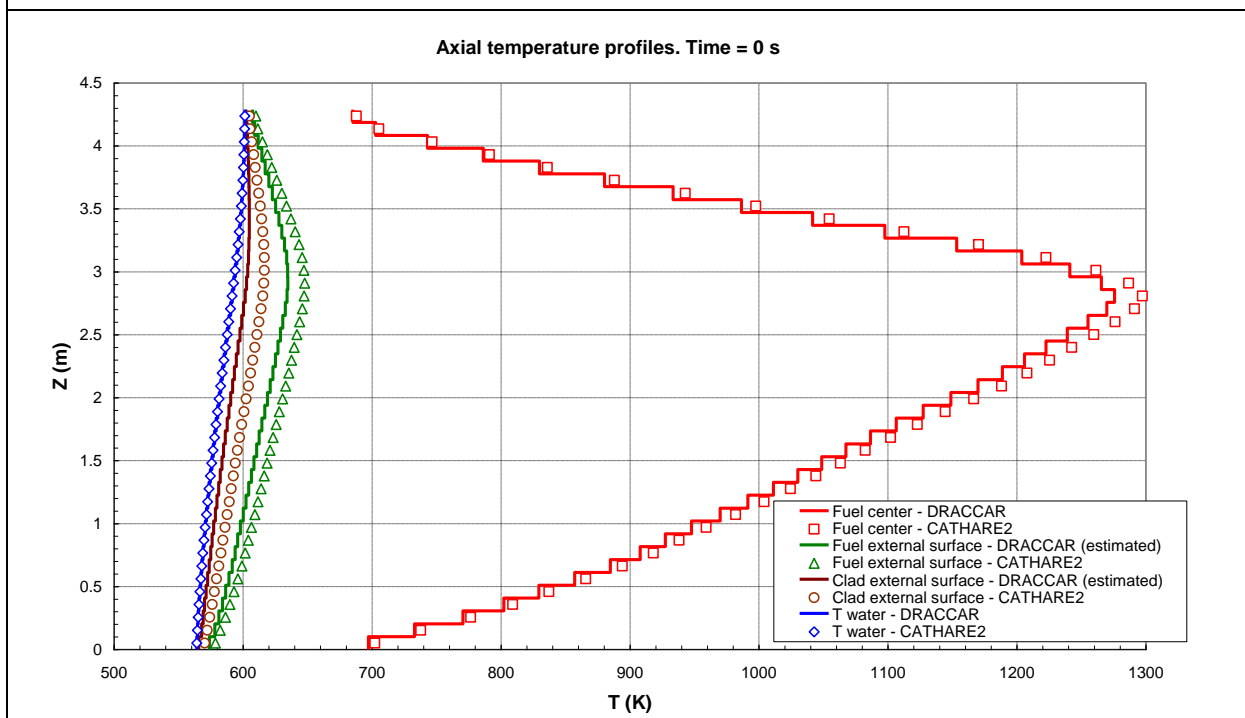
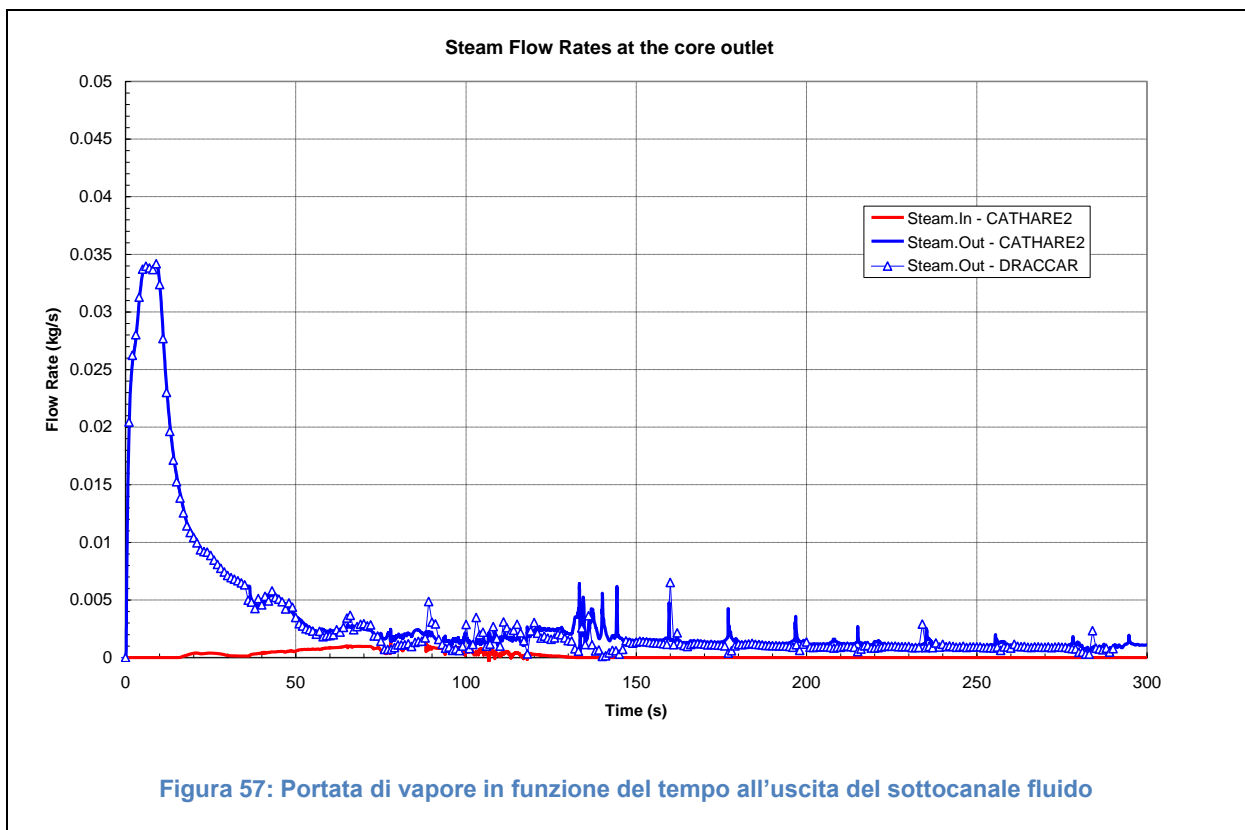
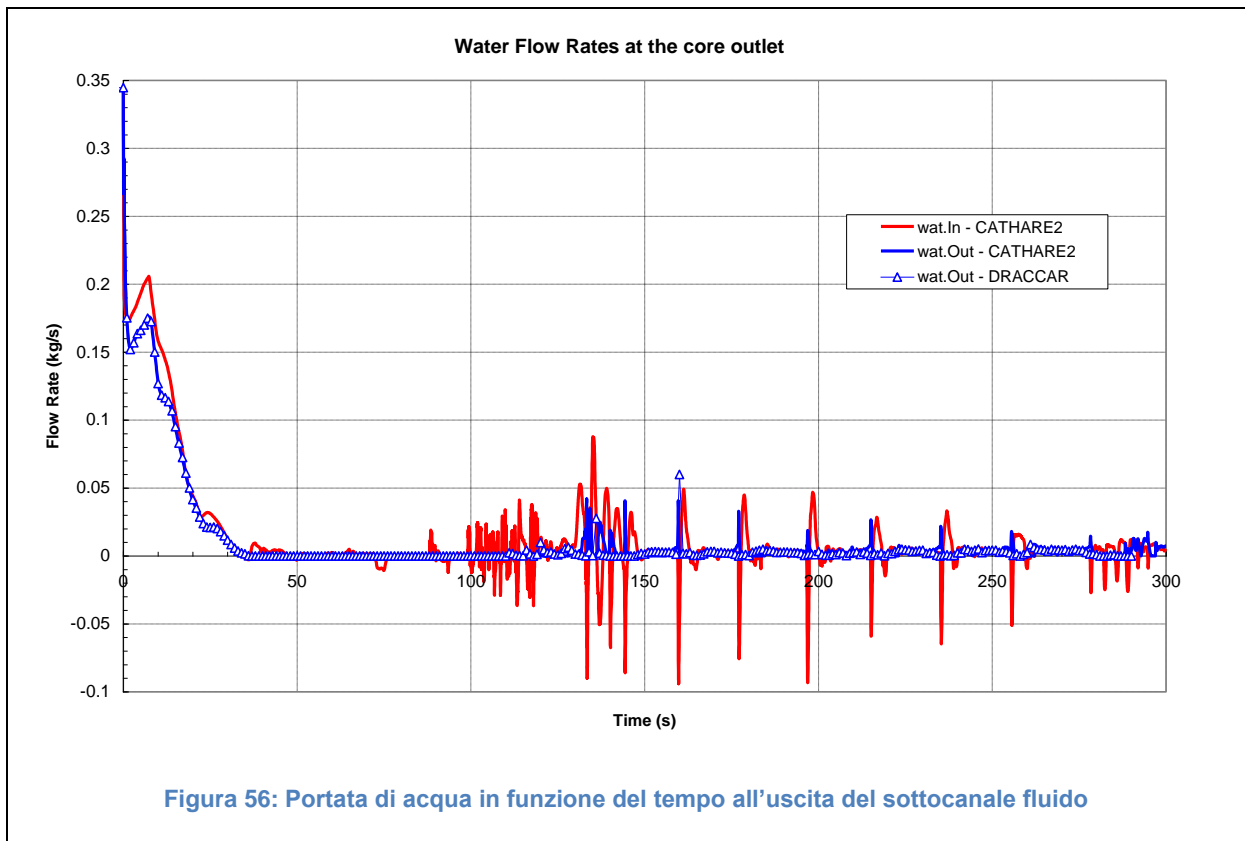
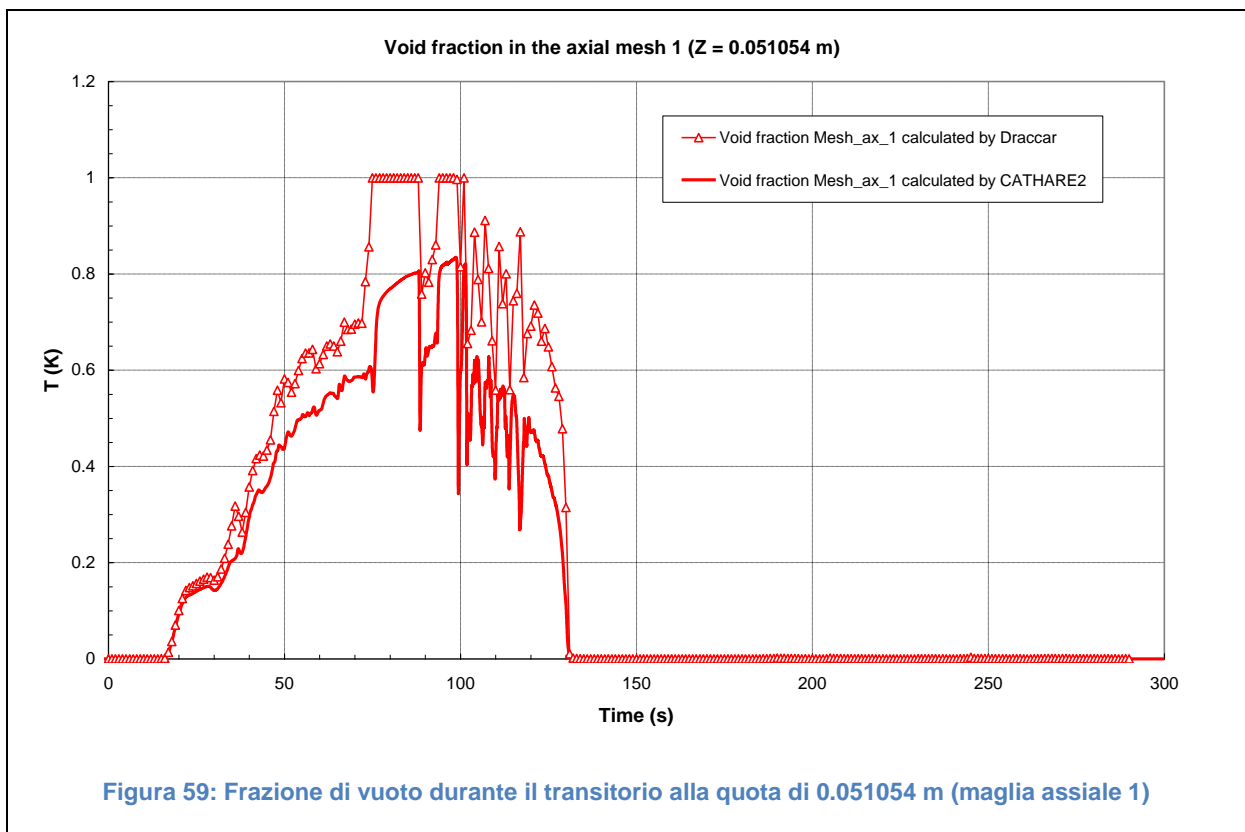
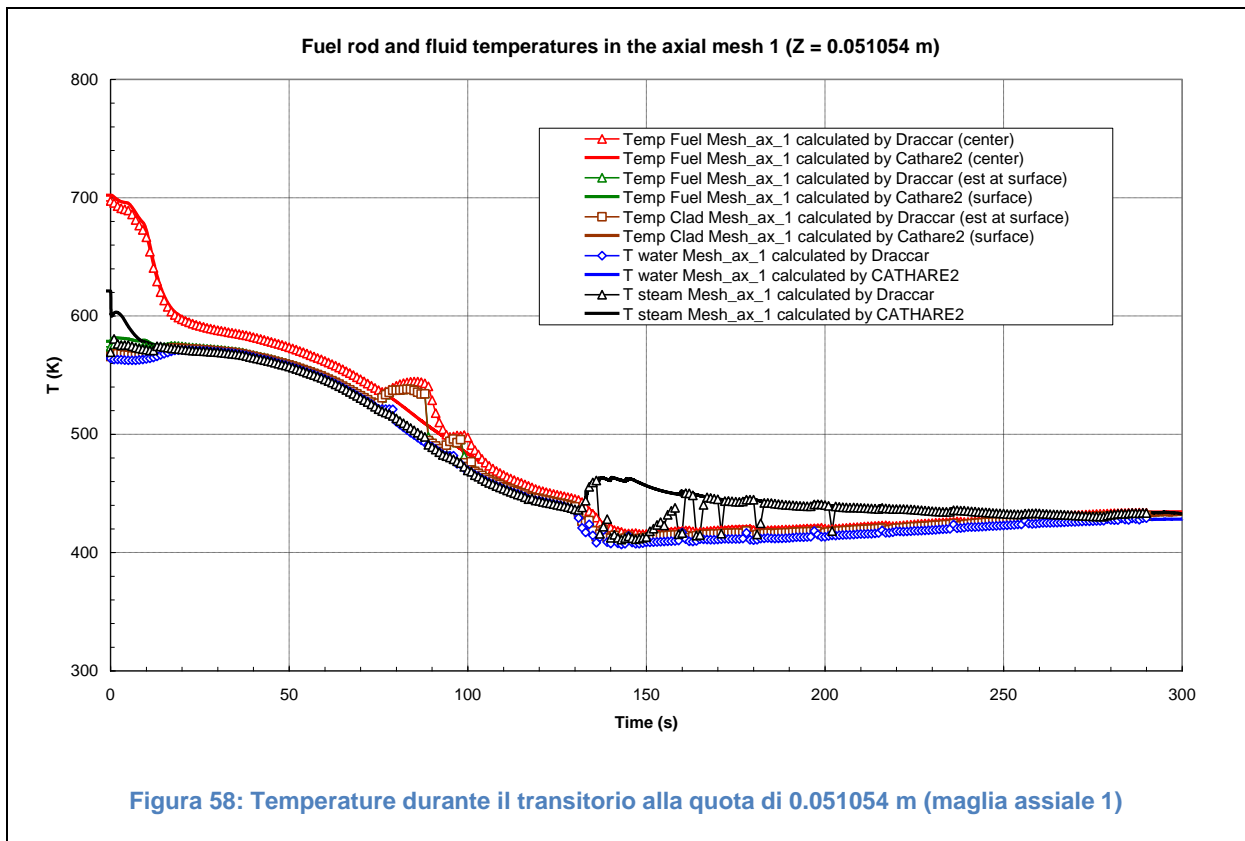
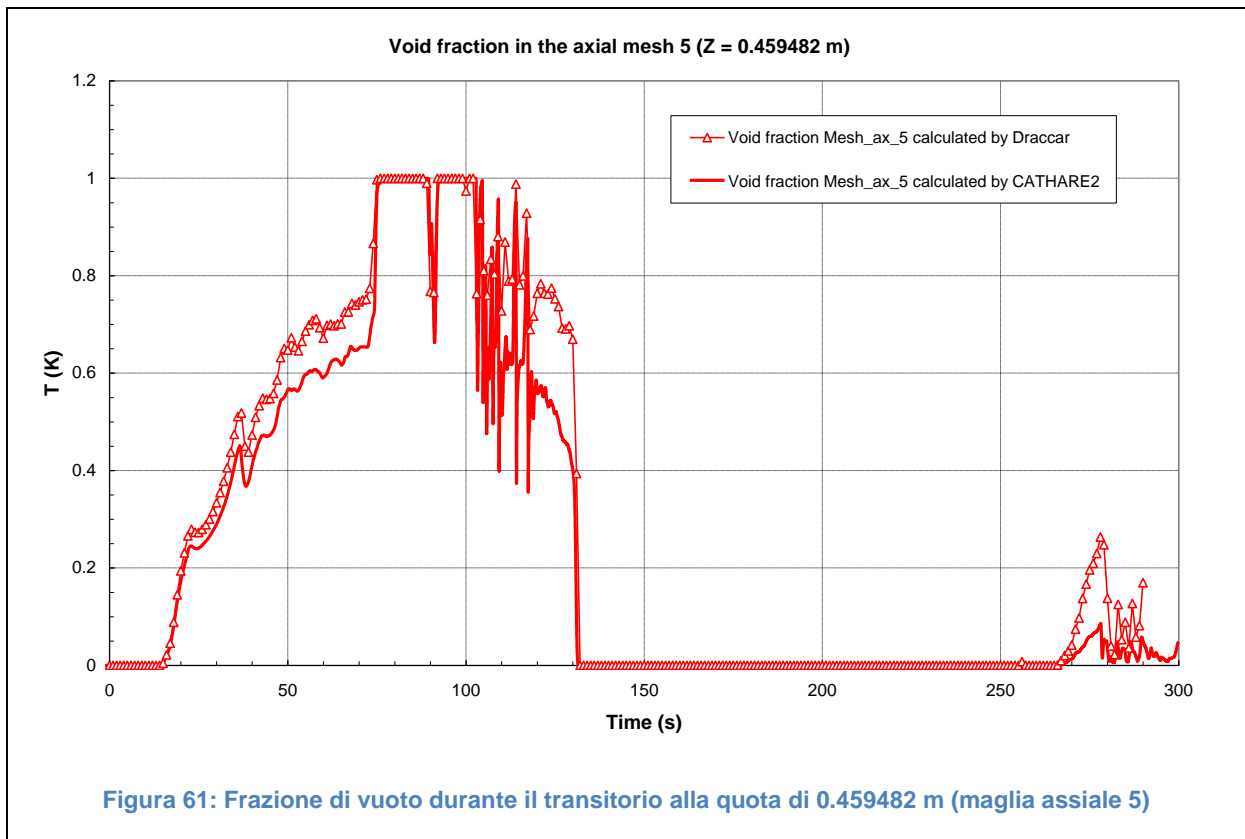
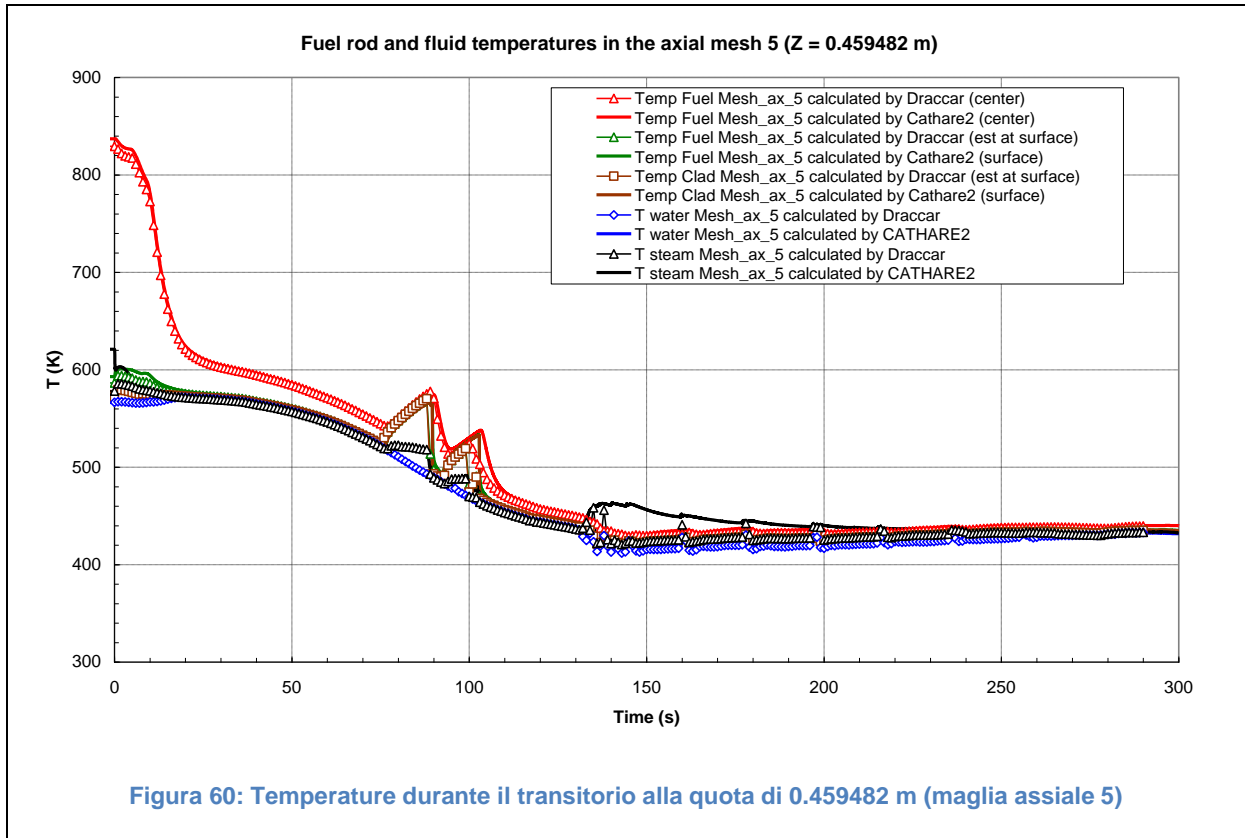
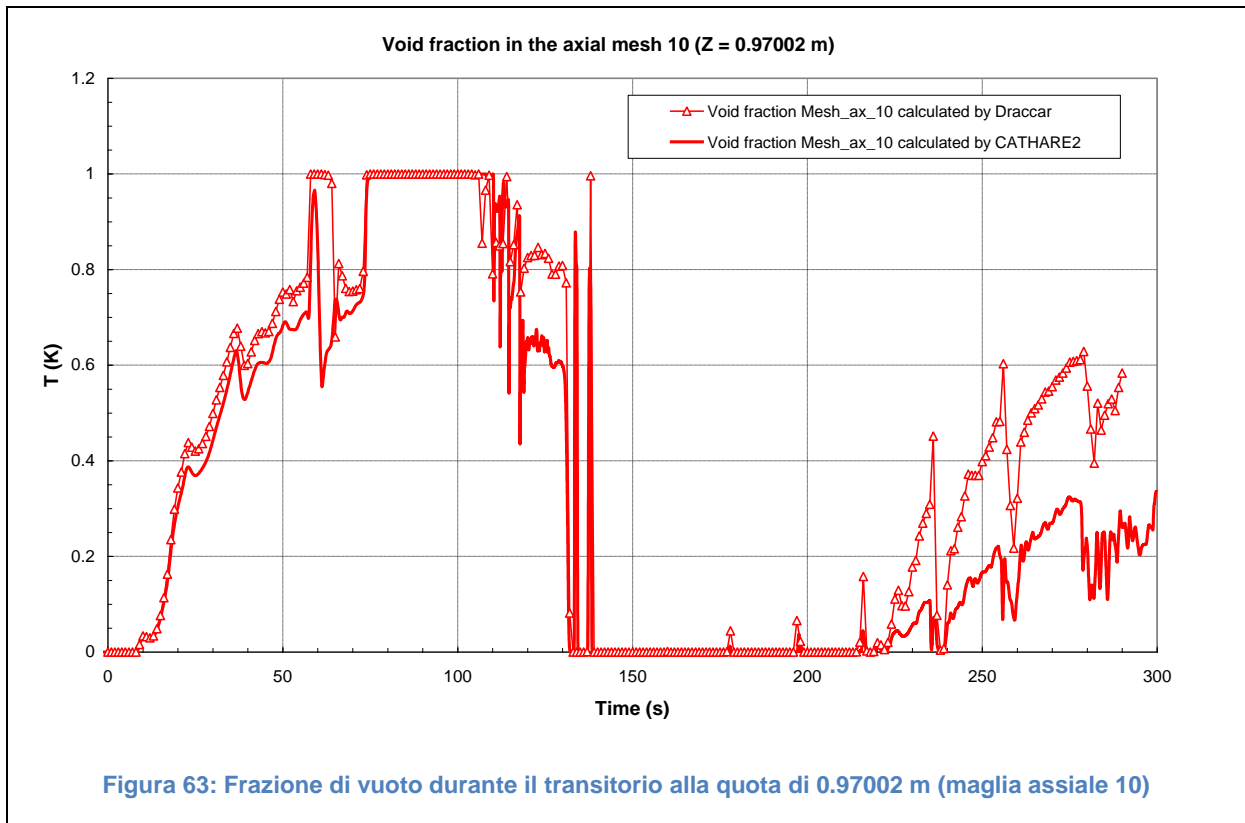
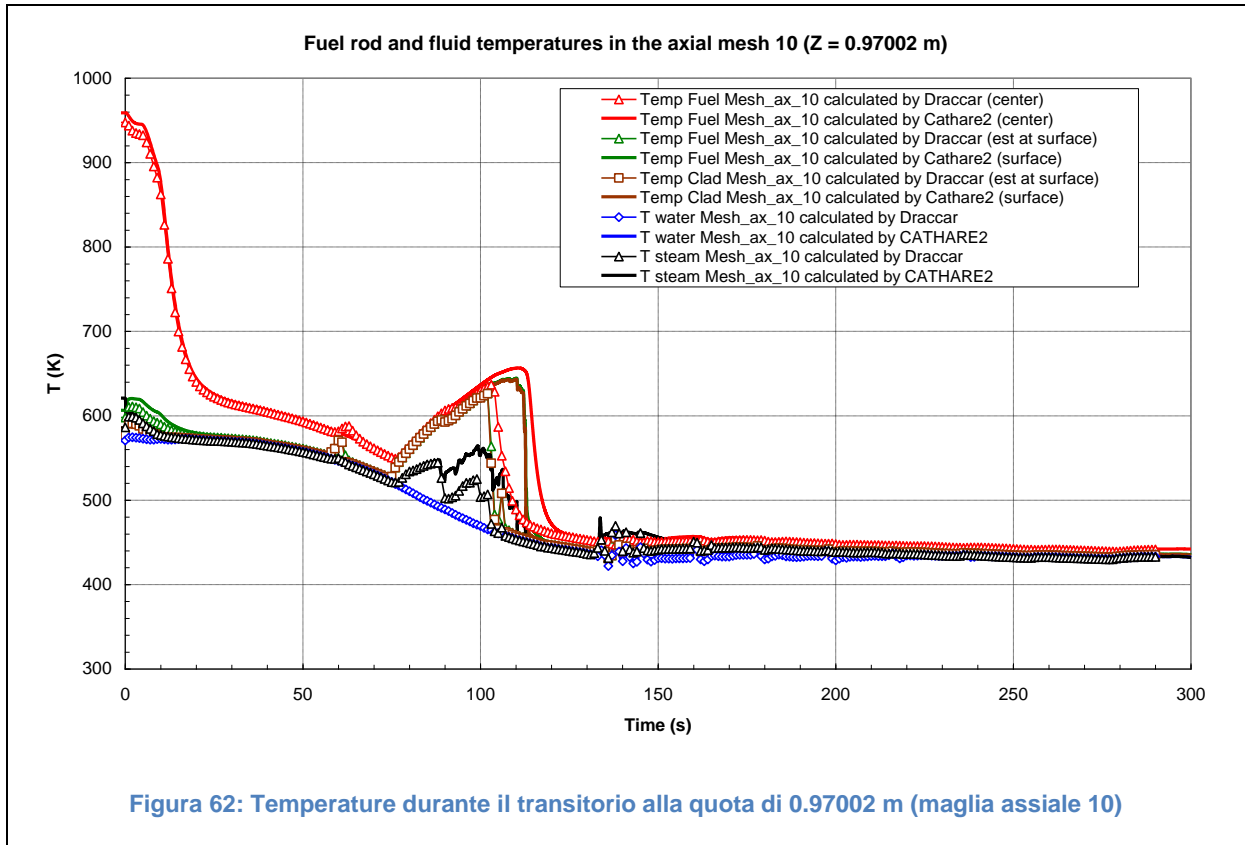


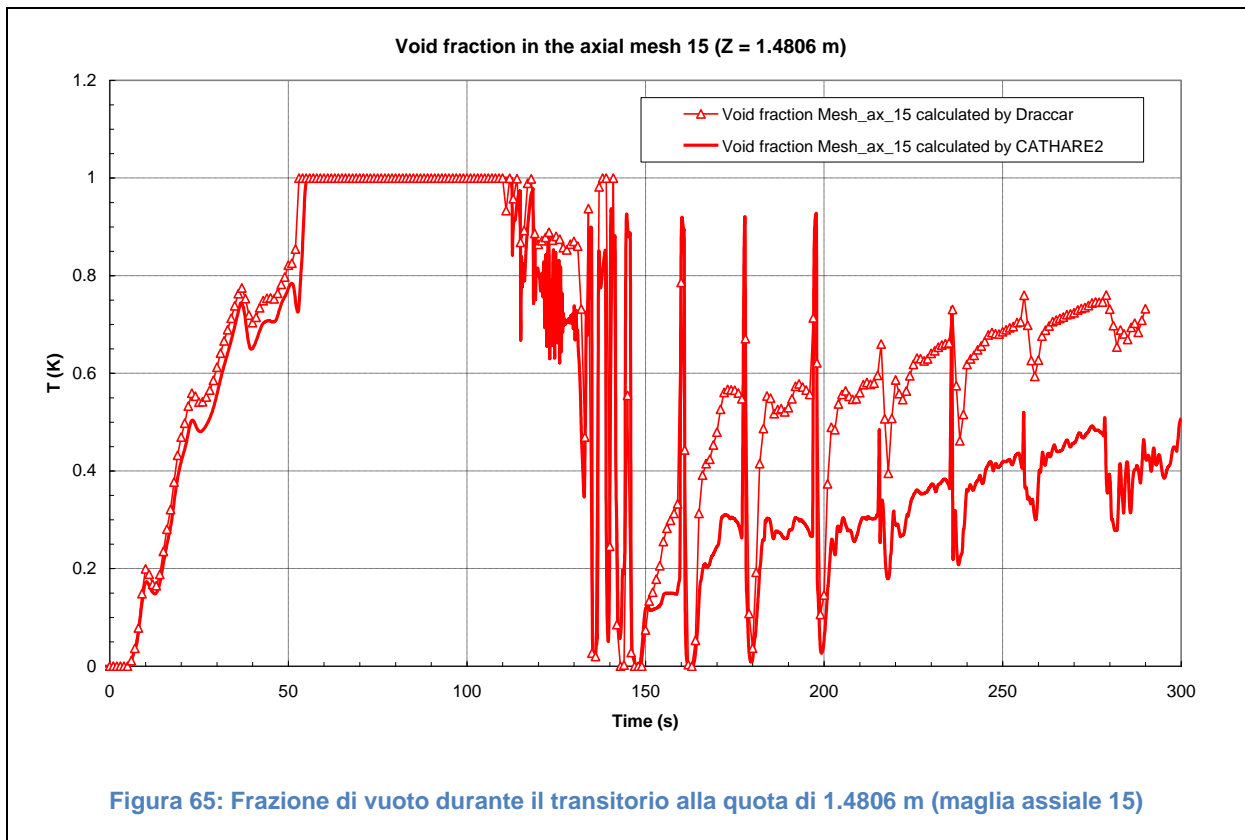
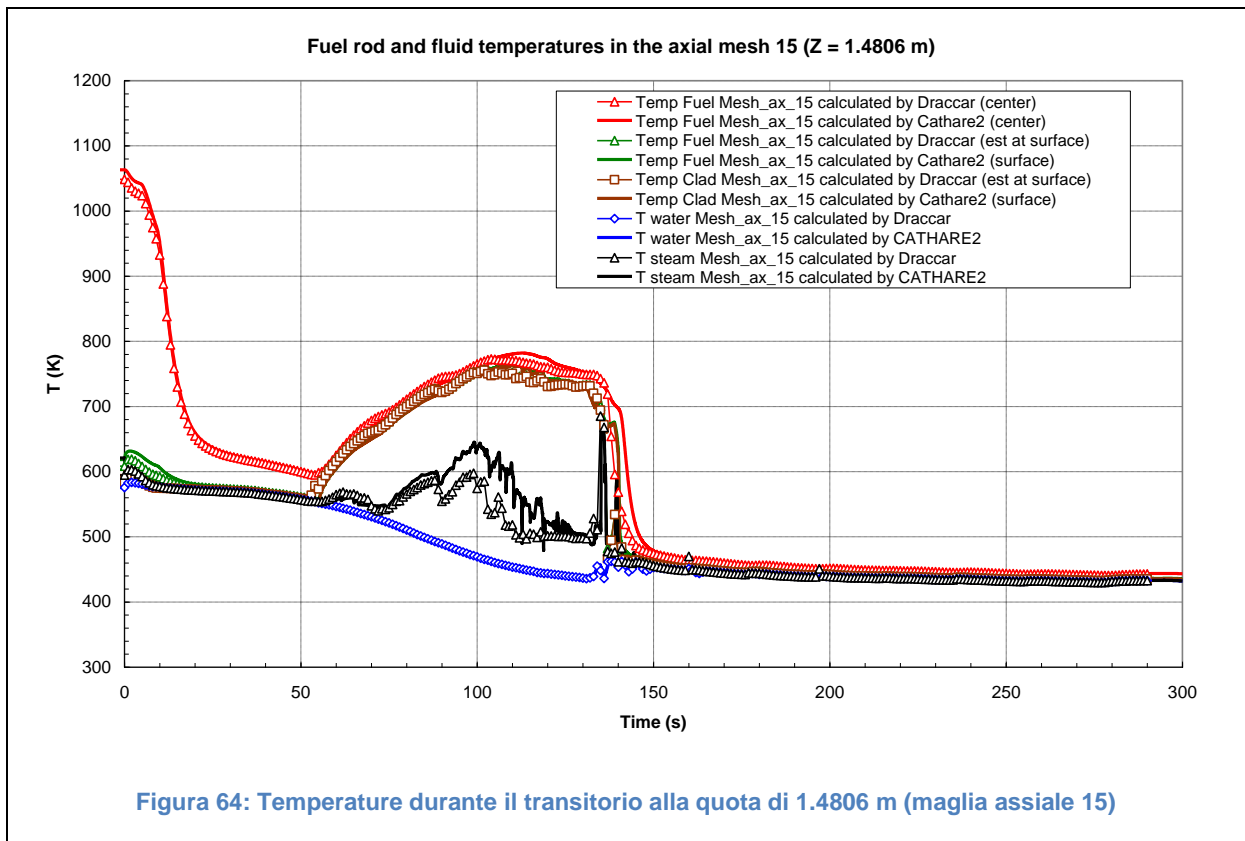
Figura 55: Profilo assiale delle temperature (barretta di combustibile ed acqua) all'inizio del transitorio incidentale (istante = 0 s)

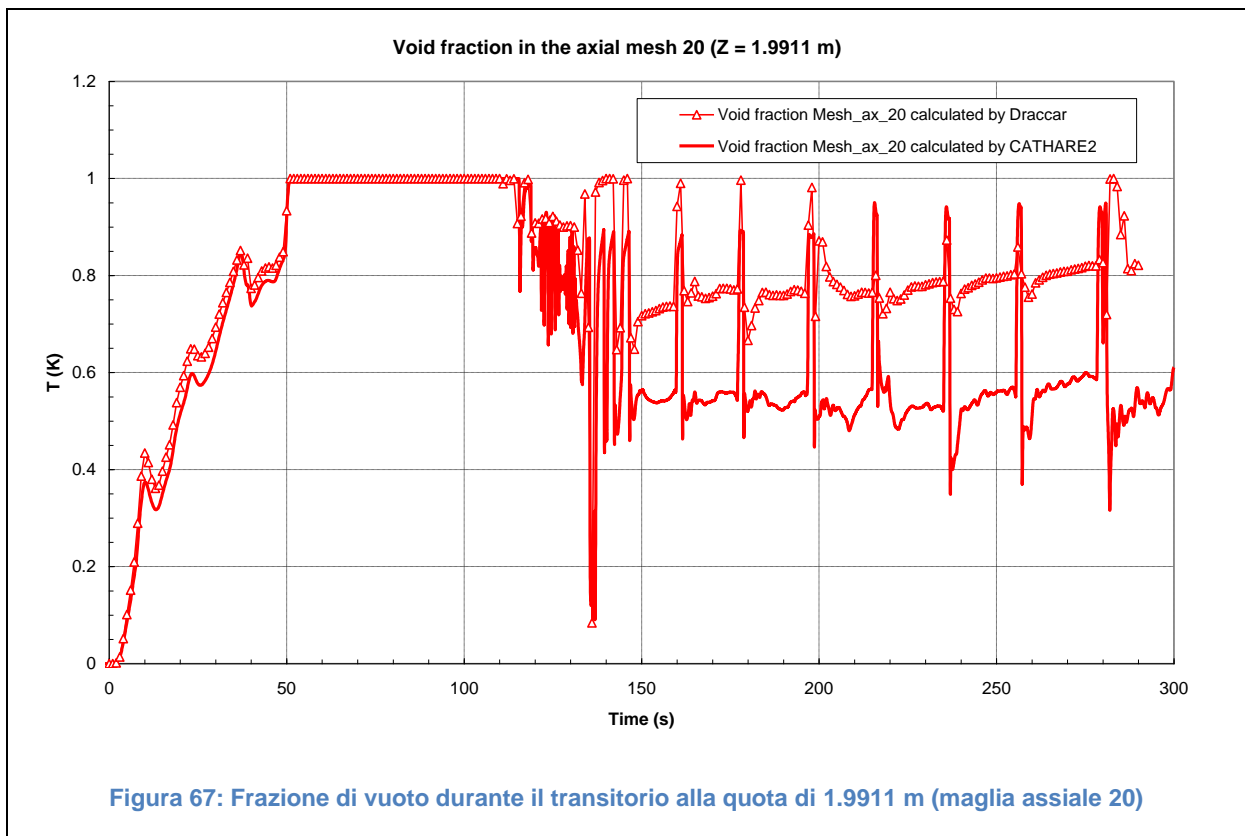
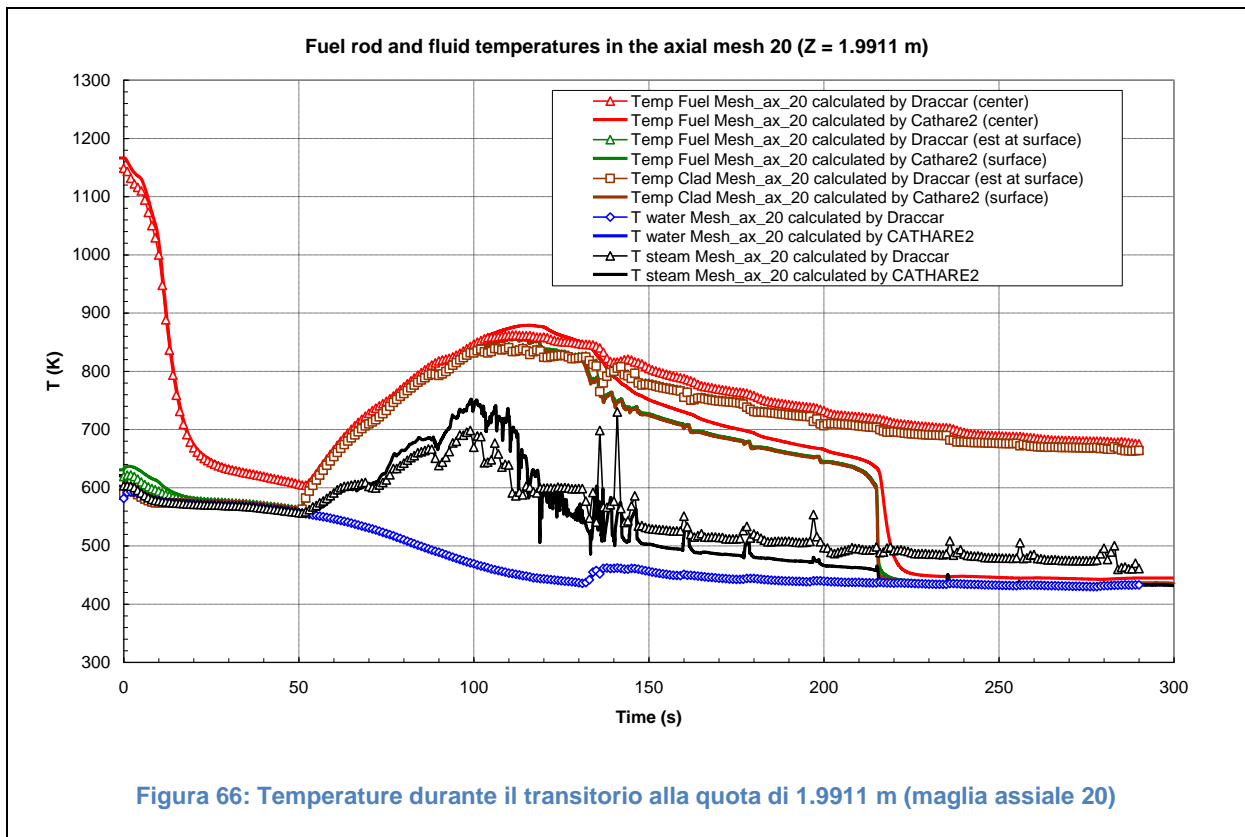


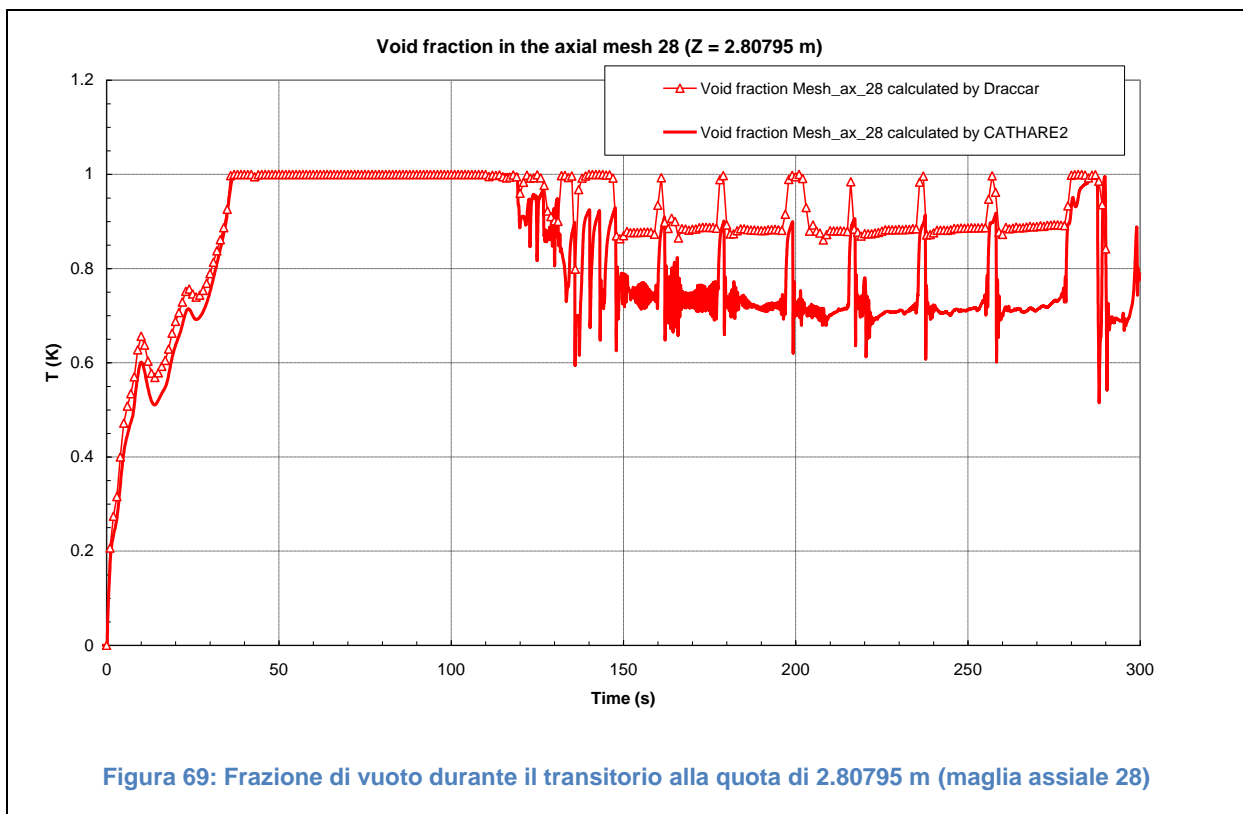
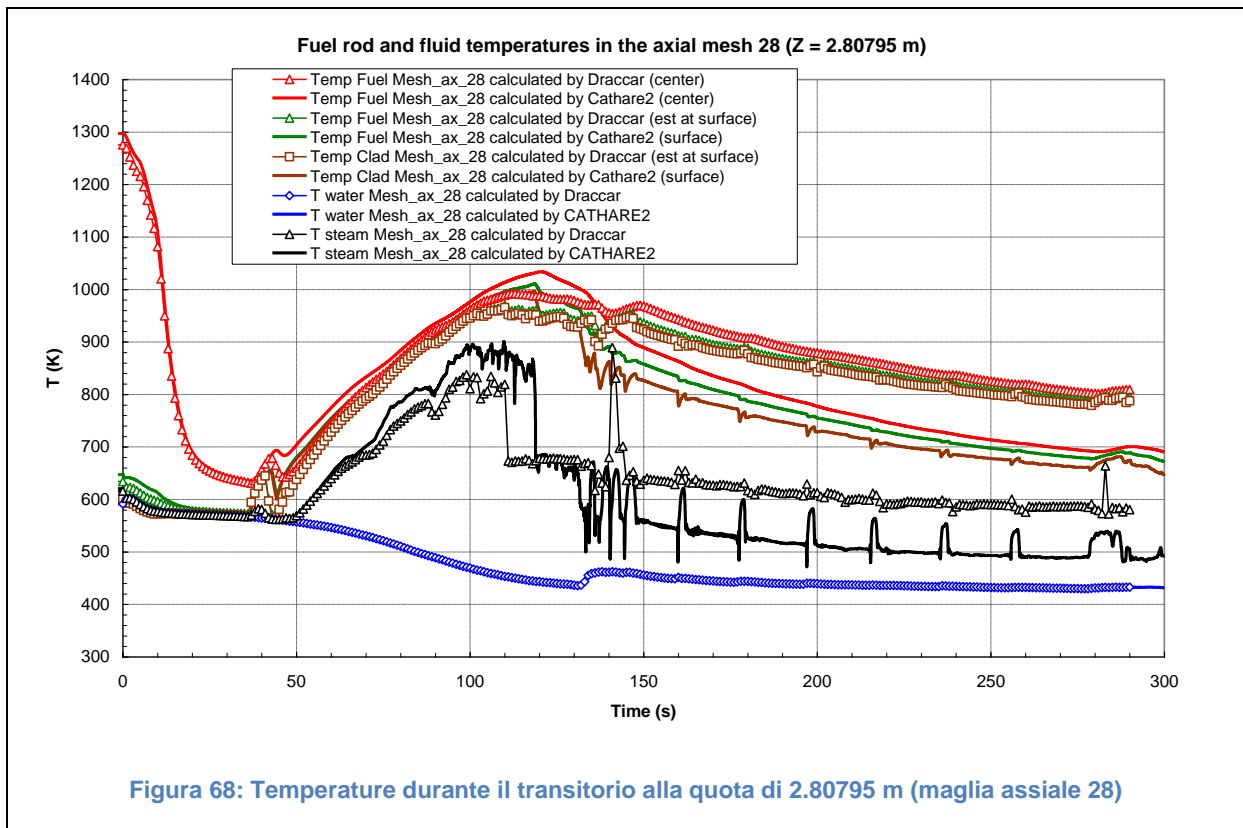


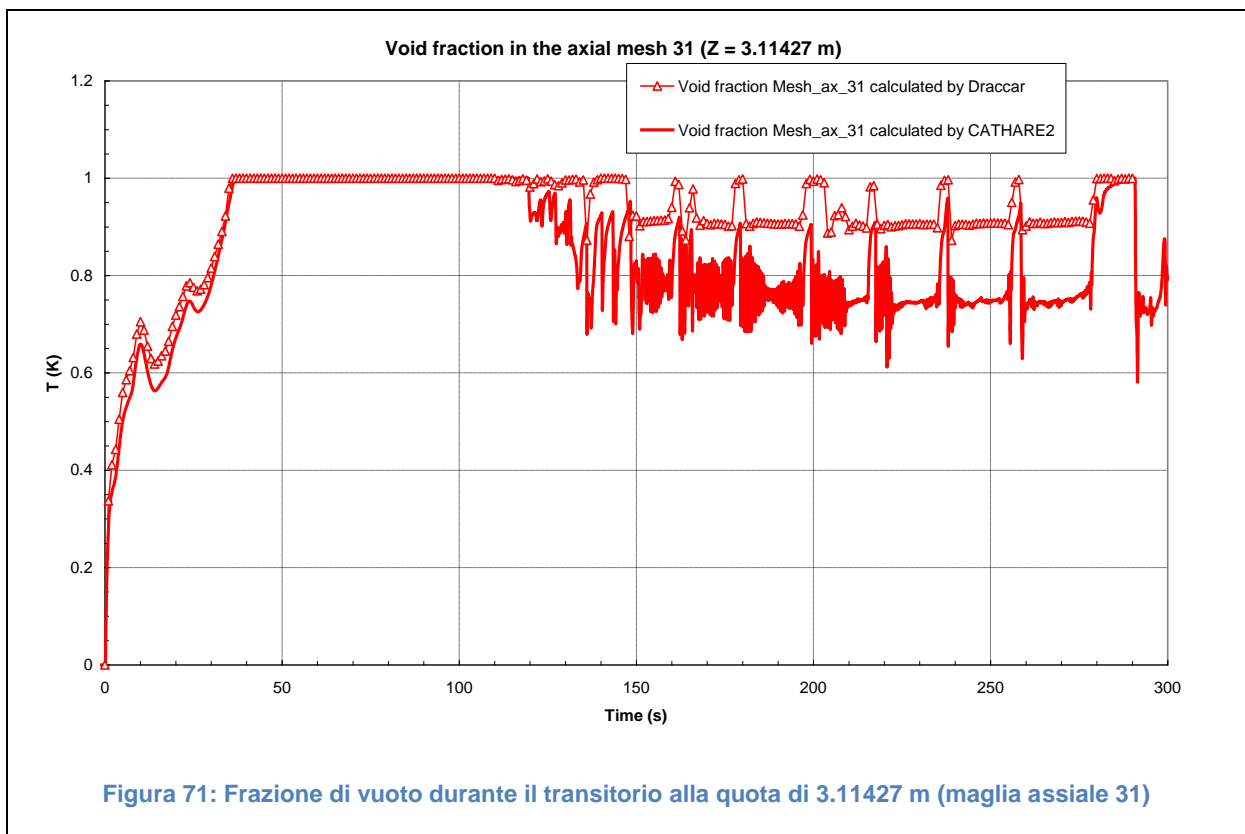
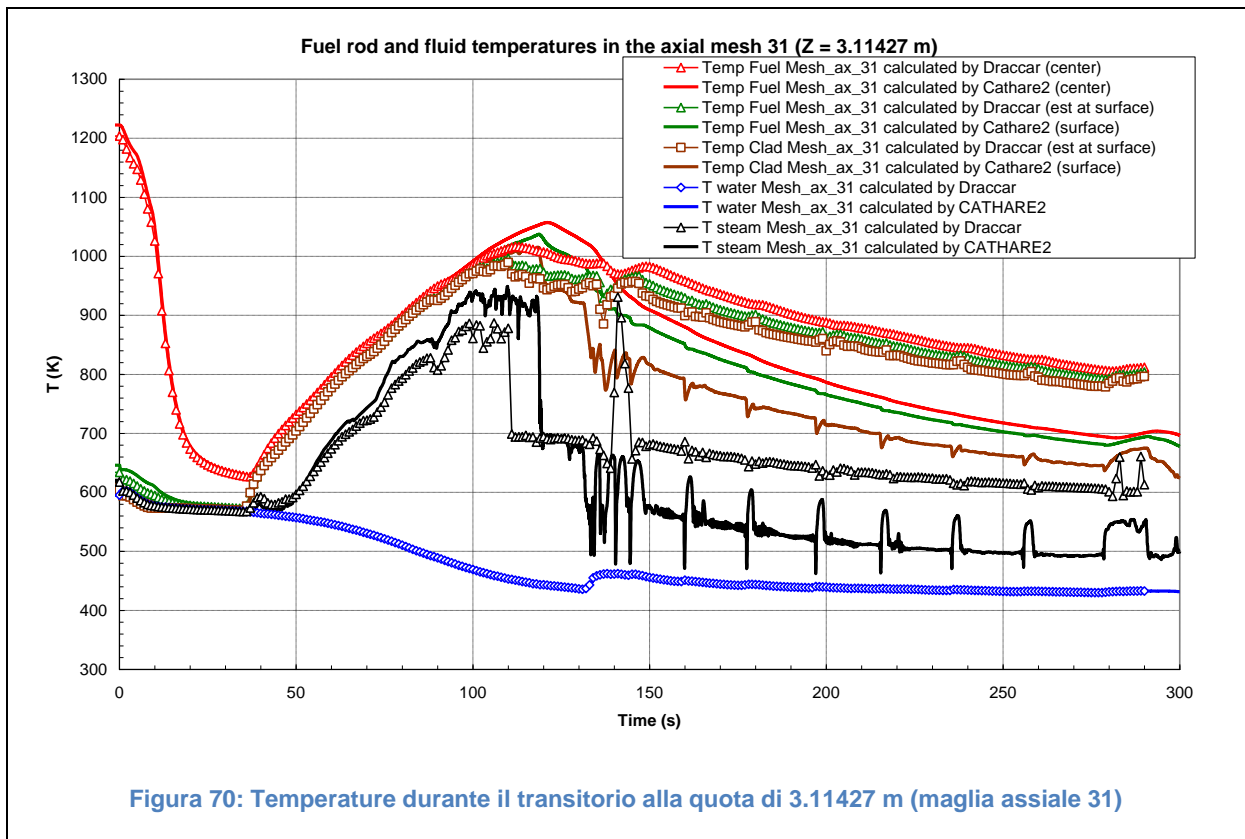












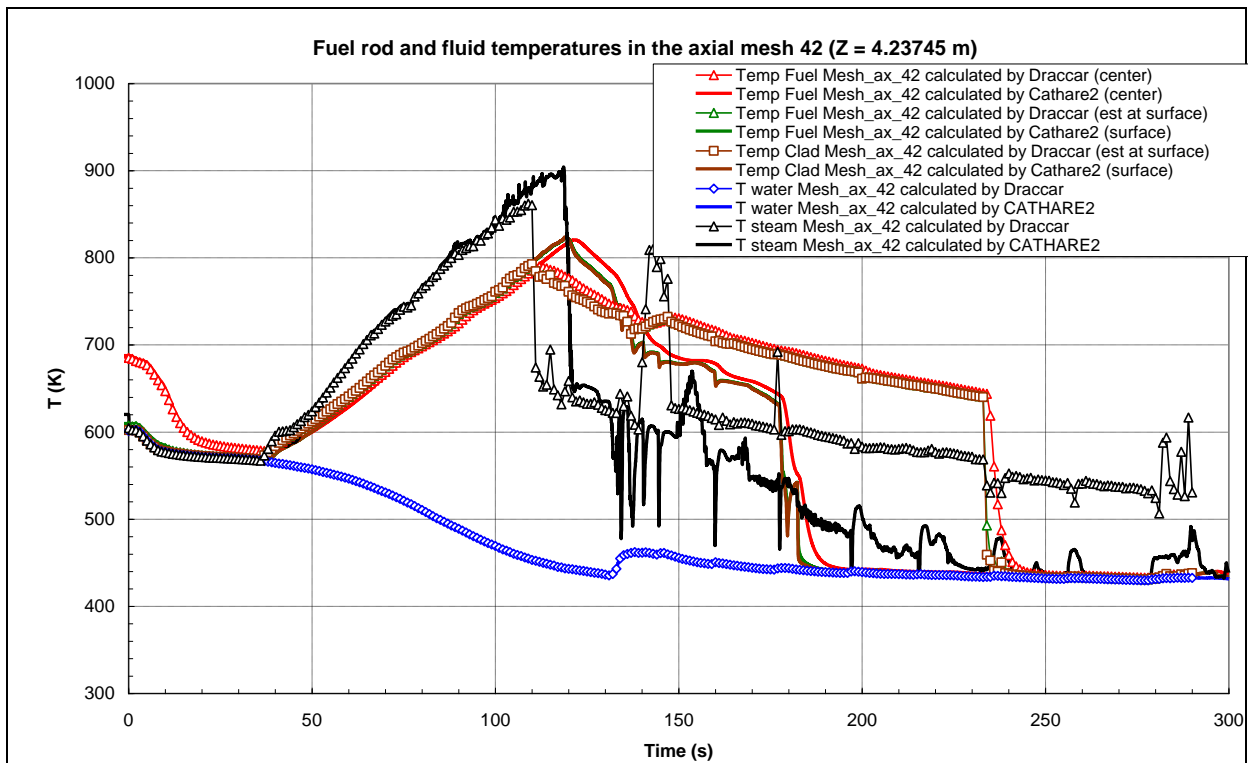


Figura 72: Temperature durante il transitorio alla quota di 4.23745 m (maglia assiale 42)

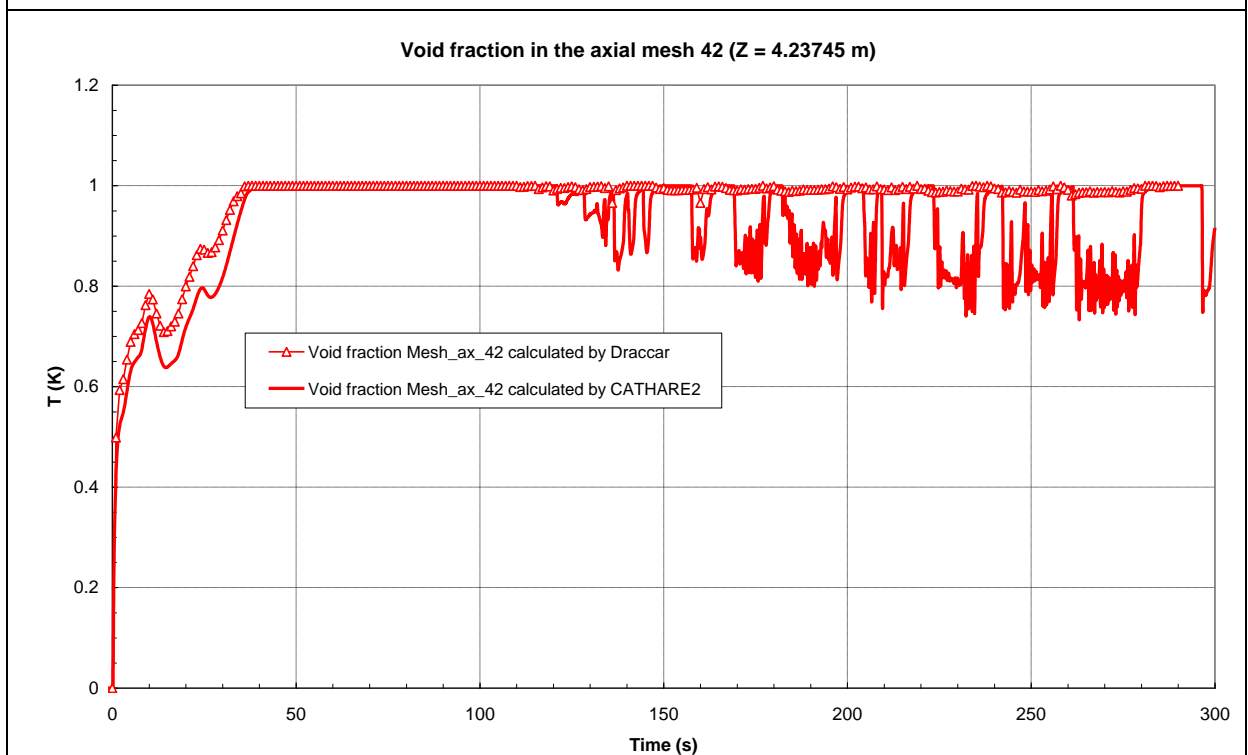
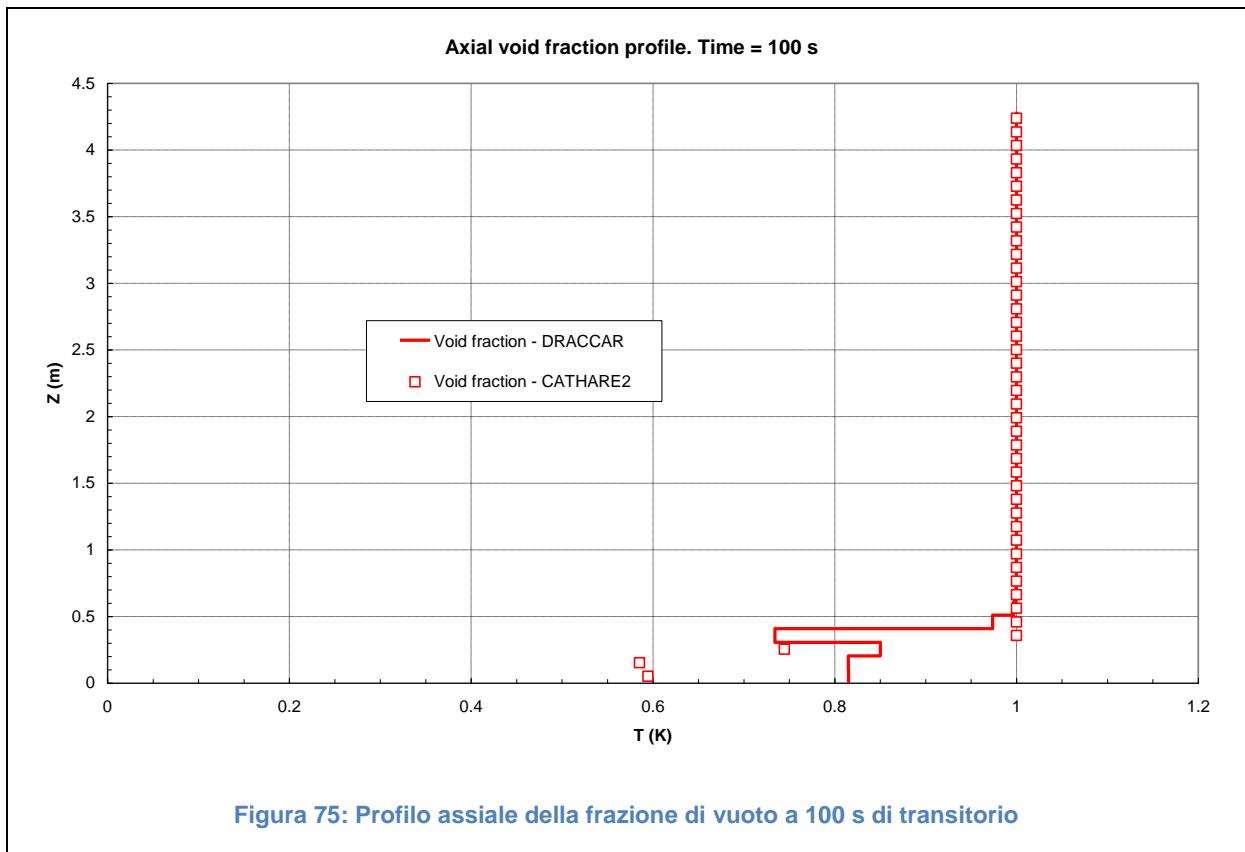
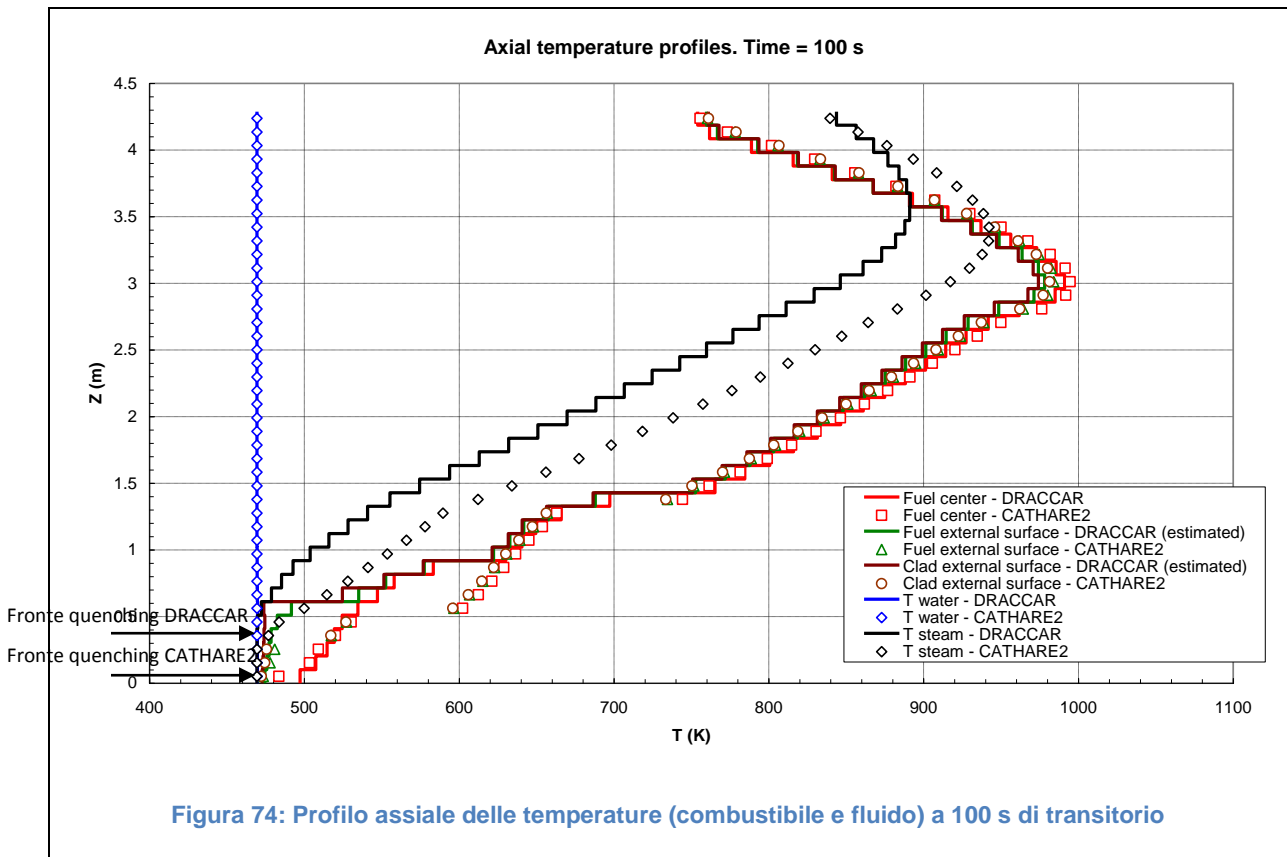


Figura 73: Frazione di vuoto durante il transitorio alla quota di 4.23745 m (maglia assiale 42)



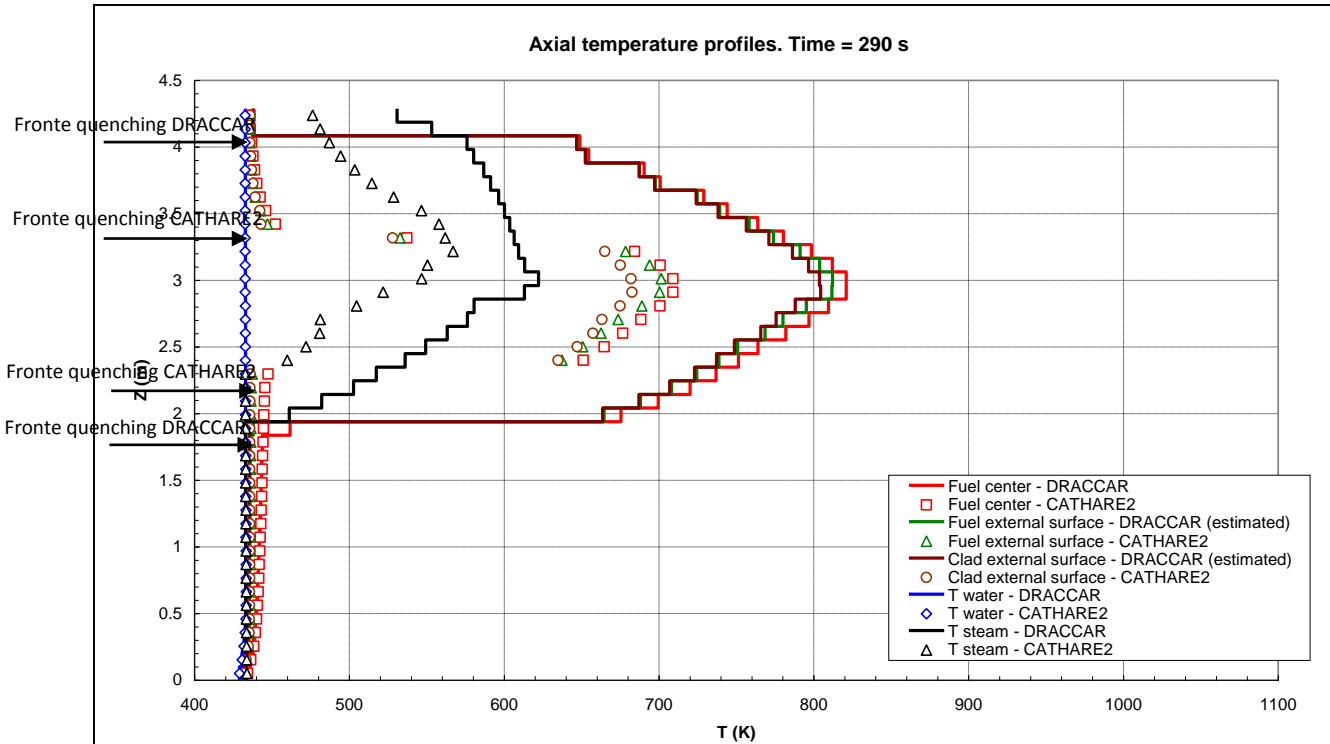


Figura 76: Profilo assiale delle temperature (combustibile e fluido) a 290 s (fine del transitorio calcolato)

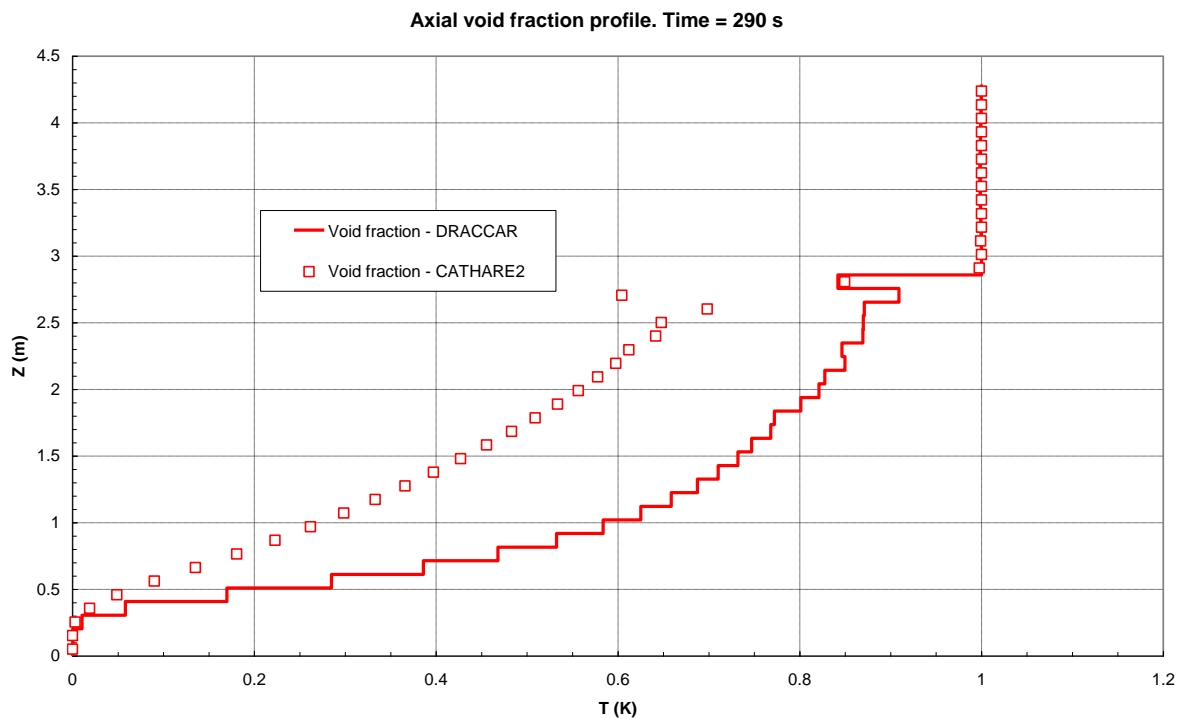



Figura 77: Profilo assiale della frazione di vuoto a 290 s (fine del transitorio calcolato)

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	73	96

4 ANALISI DI SEQUENZE INCIDENTALI SEVERE CON IL CODICE ICARE/CATHARE

Nell'ambito di un accordo di collaborazione tra l'ENEA e l'Istituto di Radioprotezione e Sicurezza Nucleare (IRSN) francese, sono stati eseguiti dei calcoli di sequenze incidentali severe con il codice ICARE/CATHARE già introdotto nel capitolo 3 del presente documento. Lo scopo principale di questa attività è di verificare il corretto funzionamento del codice per il calcolo di sequenze incidentali severe fino alle condizioni estreme di degradazione del core, con rilocalizzazione del materiale fuso sul fondo del vessel.

Unitamente al calcolo della sequenza incidentale di riferimento, senza l'intervento di sistemi di emergenza atti a mitigare le conseguenze dell'incidente, è stata analizzata una sequenza incidentale con intervento ritardato del sistema di refrigerazione di emergenza per verificare se tale sistema è in grado di arrestare la progressione della degradazione del core e riportare l'impianto in condizioni di sicurezza.


Per la sequenza incidentale con core reflooding sono stati effettuati alcuni studi di sensibilità per verificare l'influenza di alcuni parametri, quali la dimensione delle particelle del debris bed ed il tasso d'iniezione del sistema di refrigerazione di emergenza, sull'evoluzione dell'incidente ed il possibile raffreddamento del core degradato. Il presente documento riporta i risultati delle prime indagini di sensibilità effettuate. Altre analisi sono previste in futuro per fornire un quadro maggiormente dettagliato dei parametri fenomenologici più influenti sul possibile raffreddamento del core nella fase di reflooding durante un incidente severo.

4.1 SCENARIO INCIDENTALE

Lo scenario di riferimento è relativo alla sequenza incidentale di Small Break Loss of Coolant Accident (SBLOCA) analizzata dall'IRSN nell'ambito della partecipazione al Benchmark Exercise sull'impianto TMI-2 organizzato dall'OECD/NEA/CSNI. L'evento iniziatore è costituito da una rottura (area = 20 cm²) sulla gamba calda del circuito primario con contemporanea cessazione della portata di acqua di alimentazione ai generatori di vapore sul circuito secondario dell'impianto. La perdita di refrigerante dalla rottura comporta un'iniziale diminuzione della pressione del circuito primario, che poco dopo torna ad aumentare a seguito dello svuotamento dei circuiti secondari e mancata rimozione della potenza del core attraverso i generatori di vapore. La conseguente apertura delle valvole di sicurezza del pressurizzatore, tendente a limitare l'aumento della pressione primaria, non sono sufficienti ad evitare il superamento della soglia di arresto del reattore, che viene così spento per intervento automatico di scram da parte del sistema di sicurezza.

La continua perdita di refrigerante primario attraverso la rottura porta alla condizione di arresto delle pompe primarie di circolazione, che viene stabilita quando l'inventario di massa totale nel primario si riduce al di sotto del valore di 85 tonnellate. A causa dell'arresto delle pompe, viene meno la circolazione attraverso il circuito primario con conseguente possibilità di asportazione del calore di decadimento del core tramite i generatori di vapore, che nel frattempo sono stati riattivati attraverso i circuiti ausiliari di alimentazione.

A partire da questo momento, il livello di acqua nel vessel continua a diminuire arrivando allo scoprimento del core. A questo punto il calore di decadimento non può più essere rimosso tramite ebollizione del refrigerante con rilascio di vapore attraverso la rottura, e quindi le temperature nel core progressivamente aumentano fino ad arrivare ai valori critici di ossidazione delle guaine (con importante produzione d'idrogeno) e di dissoluzione e fusione delle guaine e del combustibile.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	74	96

In mancanza di interventi di mitigazione, quali la refrigerazione di emergenza, la progressiva degradazione può portare al collasso di importanti parti del core con formazione di debris bed, ed al loro ulteriore riscaldamento con sviluppo di una piscina di fuso internamente al core. La successiva rottura o fusione delle strutture di supporto può permettere il rilascio di consistenti quantità di materiale fuso dal core al fondo vessel, anche sotto forma di debris bed per effetto di fenomeni di frammentazione dovuti all'interazione del getto di fuso con acqua ancora presente nel fondo vessel.

4.2 CALCOLO DELLA SEQUENZA INCIDENTALE DI RIFERIMENTO

L'interesse di questo studio si concentra sugli aspetti di degradazione del core internamente al vessel, dove gravano maggiori incertezze di calcolo, rispetto all'analisi dei fenomeni termoidraulici che caratterizzano il comportamento dell'intero impianto. Per questo motivo ed anche al fine di limitare i tempi di calcolo relativi alla simulazione dell'intera sequenza incidentale sul modello dell'intero impianto, il calcolo dell'incidente severo è stato condotto sul modello semplificato dell'impianto TMI-2 presentato in Figura 78, già individuato nel capitolo 3 per i calcoli di debris bed reflooding. L'utilizzo dello stesso modello ha anche permesso l'effettuazione di calcoli parametrici che altrimenti sarebbero risultati particolarmente onerosi dal punto di vista delle risorse necessarie.

Al fine di riprodurre in maniera adeguata il comportamento termoidraulico del vessel in accordo alla sequenza incidentale di riferimento studiata dall'IRSN, sono state definite delle condizioni al contorno, in funzione del tempo, all'ingresso del ramo freddo (cold leg) e all'uscita del ramo caldo (hot leg) schematizzati nel modello di Figura 78. In particolare, la sequenza incidentale è stata riprodotta a partire dall'istante successivo all'arresto delle pompe del primario con conseguente inizio di scoprimiento del core, tramite riempimento del vessel con acqua alla temperatura di saturazione, a partire dall'istante 0, come illustrato in Figura 79. Dalla stessa figura si evince come l'andamento del livello di acqua nel core sia riprodotto in maniera adeguata col modello semplificato, in accordo all'evoluzione calcolata da IRSN durante il transitorio incidentale. Allo stesso modo la pressione primaria è riprodotta in accordo al valore calcolato da IRSN attraverso una condizione al contorno fissata all'uscita del ramo caldo, come evidenziato in Figura 80.

La schematizzazione del vessel e del core in termini di nodi radiali e assiali utilizzata nella presente analisi è rappresentata in Figura 81. Nel modello semplificato il numero di nodi del core (3 nodi radiali e 10 nodi assiali) è stato ridotto rispetto ai valori utilizzati da IRSN (6 nodi radiali e 25 nodi assiali), ancora una volta per rendere più veloce la simulazione con ICARE/CATHARE, facilitare l'esecuzione di calcoli parametrici, e limitare i problemi di convergenza del codice che si sono manifestati sia nella simulazione effettuata da IRSN, che in analoghi tentativi effettuati da ENEA utilizzando il modello di core più dettagliato.

4.2.1 PROGRESSIONE DELLA DEGRADAZIONE DEL CORE

La progressione della degradazione del core calcolata da ICARE/CATHARE nel corso del transitorio incidentale è illustrata in Figura 82. Al momento dello scoprimiento pressoché totale del core, al tempo $t = 2400$ s, la temperatura massima calcolata nel nodo radiale centrale e alla sommità del core raggiunge il valore di fusione del materiale di guaina, anche per effetto del fenomeno esotermico di ossidazione, che si esalta alle alte temperature. In seguito alla perdita di integrità delle barrette di combustibile e di fenomeni di frammentazione, collasso e rilocalizzazione la degradazione si propaga velocemente coinvolgendo una larga porzione del core, come evidenziato al tempo $t = 3000$ s. Il continuo riscaldamento del materiale degradato per effetto del calore di decadimento porta alla fusione di una quantità

significativa di materiale metallico e ceramico con sviluppo e formazione di un'estesa piscina di fuso nella zona inferiore del nocciolo e alla formazione di una cavità nella parte superiore, come mostrato al tempo $t = 3600$ s. A questo punto il livello di acqua nel nocciolo si mantiene ancora vicino al limite inferiore del core, anche grazie all'alimentazione del circuito di makeup che provvede una portata costante di acqua pari a 3 kg/s all'interno del ramo freddo durante tutto il transitorio sperimentale.

La continua espansione in senso radiale della piscina di fuso porta alla rottura della struttura di confinamento radiale del core (barrel) e così parte del materiale fuso si riloca verso il fondo vessel attraverso il canale di bypass del core. L'interazione termica del getto di materiale fuso con l'acqua ancora presente nel fondo vessel causa la frammentazione del materiale fuso e la contemporanea evaporazione di una rilevante quantità di acqua con svuotamento pressoché totale del fondo vessel ed accumulo di debris bed sulla calotta inferiore del vessel, come evidenziato al tempo $t = 4000$ s. In assenza di acqua di raffreddamento la piscina di fuso si espande verso la parte bassa del core a circa $t = 5000$ s, provocando il cedimento della struttura di supporto inferiore del core con conseguente massiccia rilocazione di materiale fuso sul fondo vessel, come evidenziato al tempo $t = 7000$ s.

La progressione della degradazione illustrata a tempi successivi: 9000 s, 15000 s e 25000 s mostra che la portata di acqua introdotta nel vessel dal sistema di makeup (3 kg/s) è sufficiente a raffreddare il materiale fuso rilocato nel fondo vessel nel medio e lungo termine, prevenendo così la rottura della parete esterna del vessel ed il rilascio di materiale radioattivo all'interno della cavità reattore.


4.2.2 ANDAMENTO DELLA TEMPERATURA NEL CORE

L'evoluzione della temperatura nelle diverse zone del core durante il transitorio sperimentale è illustrata nella Figura 83, Figura 84 e Figura 85. Il riscaldamento della parte superiore del core comincia circa al tempo $t = 600$ s e si estende velocemente verso la parte inferiore del core su tutto il profilo radiale. L'accentuarsi del fenomeno di ossidazione delle guaine al crescere della temperatura porta ad un'improvvisa escursione di temperatura che si manifesta per primo nella zona centrale del nocciolo e successivamente negli anelli radiali più esterni. La temperatura massima raggiunta in questa fase nelle barrette di combustibile è di circa 2500-2600 K, corrispondente ai valori di transizione nello stato di debris bed (perdita di integrità della barretta, frammentazione e collasso a $T = 2500$ K) o alla fusione del combustibile unitamente all'ossido di zirconio (punto di fusione dell' UO_2-ZrO_2 pari a 2550-2600 K).

Il repentino abbassamento di temperature osservato nella parte superiore del core a circa 3500 s corrisponde alla formazione della cavità in questa zona, come già rilevato al precedente punto 5.1.2. L'improvviso aumento di temperatura a fondo core rilevato dopo circa 6000 s segnala l'espansione in questa zona della piscina di fuso, mentre la conseguente rilocazione di materiale fuso nel fondo vessel è indicata da un contemporaneo notevole abbassamento di temperatura, a diversi livelli, seguito da un lento e progressivo raffreddamento dell'intero core.

4.2.3 PRODUZIONE D'IDROGENO

La produzione d'idrogeno nel corso di un incidente severo si manifesta a seguito del fenomeno di ossidazione delle guaine delle barrette di combustibile e di altri materiali metallici presenti in misura minore all'interno del core come, per esempio, le griglie spaziatrici e le guaine e i tubi guida delle barre di controllo. La valutazione dell'idrogeno

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	76	96

prodotto durante un incidente severo è un aspetto di particolare rilevanza per la sicurezza del reattore, a causa dei possibili fenomeni di combustione e deflagrazione che possono minacciare l'integrità del sistema di contenimento del reattore, nel caso di rilascio d'idrogeno dal circuito primario.

L'andamento del tasso di produzione di idrogeno calcolato da ICARE/CATHARE nel corso del transitorio incidentale è riportato in Figura 86, mentre la produzione cumulata d'idrogeno è presentata in Figura 87. Il tasso di produzione raggiunge il valore massimo di 0,5 kg/s nella prima fase del transitorio a seguito della forte escursione di temperatura. La fase principale di ossidazione termina a circa $t = 3500$ s, corrispondentemente al notevole abbassamento di temperatura nella parte superiore del nocciolo dovuto a rilocalizzazione di materiali e formazione della cavità. L'idrogeno prodotto successivamente, ad un tasso significativamente inferiore, deriva principalmente dall'ossidazione di magma contenente materiali metallici.

La produzione d'idrogeno cessa quasi completamente a circa $t = 6000$ s, dopo una violenta ossidazione dei materiali della parte più bassa del core e prima della massiccia rilocalizzazione di materiale nel fondo vessel. A questo punto la produzione cumulata d'idrogeno, che è di circa 600 kg, aumenta lentamente fino al valore massimo di circa 620 kg al termine del transitorio incidentale.

4.3 SEQUENZA INCIDENTALE CON CORE REFLOODING


La stessa sequenza incidentale studiata al punto 5.2 è stata analizzata considerando un intervento ritardato del sistema di refrigerazione di emergenza ad alta pressione (HPI), provocando un allagamento (reflooding) del core nel tentativo di arrestare il processo di degradazione e riportare l'impianto in condizioni sicure.

Un aspetto rilevante del processo di reflooding di un core degradato è legato ad un possibile incremento del tasso di produzione d'idrogeno, conseguente a fenomeni di shock termico e collasso delle strutture del core, così come evidenziato in prove sperimentali dedicate e durante lo stesso incidente occorso al reattore TMI-2.

Nella presente analisi, il sistema di refrigerazione di emergenza è stato attivato quando la massa totale di materiale degradato nel core calcolata da ICARE/CATHARE raggiunge il valore di 10 tonnellate al tempo $t = 2555$ s. La portata di acqua alla temperatura di 40 °C del sistema HPI è pari a 25 kg/s, mentre il sistema di makeup continua a fornire una portata di 3 kg/s. La portata totale di acqua considerata per la fase di reflooding (28 kg/s) è leggermente inferiore alla quantità ritenuta in generale necessaria (1 g/s per barretta di combustibile) per raffreddare efficacemente un core degradato.

L'evoluzione del transitorio incidentale durante la fase di reflooding è illustrata in Figura 88. Il reflooding comporta un lento innalzamento del livello di acqua nel core che risulta completamente allagato al tempo $t = 4600$ s. Il brusco raffreddamento di parti degradate del core in corrispondenza del fronte di acqua in risalita provoca la formazione di estese zone di debris bed, caratterizzate da specificati valori di porosità e dimensione delle particelle. Questi parametri determinano in maniera fondamentale il grado di penetrazione dell'acqua nel debris bed e quindi la possibilità di raffreddarlo, evitandone l'ulteriore riscaldamento con sviluppo di una piscina di materiale fuso nel core.

Nel caso in esame, la degradazione del nocciolo sembra globalmente arrestata evitando così la massiva rilocalizzazione di materiale fuso nel fondo vessel, anche se una piscina di fuso, che si sviluppa nella parte centrale del core, non può essere penetrata dall'acqua, ma comunque raffreddata attraverso lo scambio convettivo di calore con la crosta esterna.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	77	96

L'andamento della temperatura alle diverse altezze e nei vari anelli radiali del core mostrata nella Figura 89, Figura 90 e Figura 91 confermano il progressivo raffreddamento del core al risalire del fronte di acqua e, comunque, la permanenza di temperature elevate nella parte centrale.

La produzione cumulata d'idrogeno è riportata in Figura 92. Durante la fase di reflooding la generazione di idrogeno si arresta e la massa cumulata di 315 kg/s è circa uguale alla metà della massa prodotta nella sequenza incidentale analizzata al punto precedente senza reflooding.

4.4 STUDI DI SENSIBILITÀ IN FASE DI REFLOODING

Alcuni studi di sensibilità sono stati condotti e altri sono previsti nell'ambito dell'accordo di collaborazione con l'IRSN per verificare l'influenza di diversi parametri, ritenuti importanti, sul raffreddamento del core nella fase di reflooding durante un incidente severo. Nel presente documento sono presentati i risultati delle analisi parametriche già condotte sulla dimensione delle particelle del debris bed e sul tasso di iniezione del sistema HPI.

4.4.1 INFLUENZA DELLA DIMENSIONE DELLE PARTICELLE DEL DEBRIS BED


La dimensione delle particelle del debris bed nel calcolo di riferimento è pari a 2 mm. Sono stati quindi effettuati due calcoli di sensibilità considerando particelle di dimensione 1 e 5 mm. La riduzione del diametro equivalente delle particelle, che comporta una diminuzione della permeabilità del debris bed, produce un'accelerazione del processo di degradazione del core nella prima fase di reflooding, come indicato chiaramente in Figura 93. Nella successiva fase di reflooding il core è quasi completamente raffreddato, come mostrato nella Figura 94 al tempo $t = 5000$ s. Permane soltanto una zona di magma denso e caldo nella zona mediana e più esterna del core che non può essere penetrato dall'acqua e quindi raffreddato efficacemente. Nel caso di particelle di maggiore dimensione (5 mm), il raffreddamento completo del core avviene in maniera progressiva e regolare al risalire del livello di acqua in funzione della maggiore permeabilità del debris bed (vedi Figura 93 e Figura 94). In ogni caso, la massiccia rilocalizzazione di materiale fuso nel fondo vessel è arrestata.

Gli andamenti di temperatura alle diverse quote e posizioni radiali del core presentati nelle Figura 95 e Figura 96 evidenziano alcune differenze nella fase di reflooding principalmente legate al diverso grado di degradazione e movimentazione di materiale raggiunto nel core. In particolare, nella regione più calda osservata nel caso con particelle più piccole, la temperatura si riduce progressivamente, dopo completo allagamento del core (vedi Figura 96).

La generazione d'idrogeno non è significativamente influenzata dalla dimensione delle particelle in quanto il debris bed che si forma dalla frammentazione di barrette di combustibile degradate contiene una percentuale bassa di materiale metallico. In entrambi i casi la produzione cumulata d'idrogeno (360-380 kg) è superiore di circa il 15-20% rispetto al valore del caso di riferimento (315 kg), come mostrato in Figura 97 in comparazione con la Figura 92.

4.4.2 INFLUENZA DEL TASSO DI INIEZIONE DEL SISTEMA HPI

Nel presente studio di sensibilità, il tasso di iniezione di acqua nella fase di reflooding (HPI + Makeup = 28 kg/s nel caso di riferimento) è stato prima ridotto a 20 kg/s e poi aumentato a 40 kg/s. La riduzione del tasso di iniezione comporta una significativa accelerazione della degradazione del core nella prima fase di reflooding come illustrato in Figura 98 al tempo $t = 3600$ s. In questo caso, il ritardato raffreddamento della parte superiore del core porta al

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	78	96

collasso delle barrette di combustibile ed al conseguente accumulo di materiale nella zona mediana del core che permane ad alta temperatura, come indicato in Figura 99 at tempo $t = 5000$ s. Contrariamente, nel caso di un elevato tasso di iniezione il core è già completamente allagato al tempo $t = 3600$ s e la parte superiore del core efficacemente raffreddata. La regione più densa e calda nella parte mediana del core si raffredda più lentamente entro il tempo $t = 5500$ s.

Gli andamenti di temperatura presentati nelle Figura 100 e Figura 101 evidenziano l'influenza del tasso di iniezione sulla velocità di raffreddamento alle diverse quote e posizioni radiali del core. Come evidenziato in Figura 100 nel caso di un basso tasso di iniezione, il continuo aumento di temperatura oltre 3000 K nella parte centrale del core indica lo sviluppo di una piscina di materiale fuso in quella zona.

La produzione cumulata d'idrogeno calcolata nei due casi è riportata in Figura 102. Nel caso con un basso tasso di iniezione, il ritardato raffreddamento comporta un aumento in massa di circa il 10% rispetto al caso di riferimento. Nel caso con elevato tasso di iniezione e veloce raffreddamento la produzione d'idrogeno, che si arresta al valore di 300 kg, è leggermente inferiore al caso di riferimento.


4.5 CONCLUSIONI

L'adeguatezza del codice ICARE/CATHARE per l'analisi di sequenze incidentali severe nelle estreme condizioni di degradazione del nocciolo è stata verificata adottando una nodalizzazione grossolana del core, tale da limitare l'effetto legato alla presenza di materiali residui in determinate regioni del core, che sembrano rendere difficoltosa la convergenza del codice quando si aumenta l'accuratezza della nodalizzazione.

Nella sequenza incidentale di riferimento senza reflooding, la maggior parte del core risulta fusa e rilocata sul fondo vessel al termine dell'incidente, ma a seguito dell'interazione termica con l'acqua ancora presente e il raffreddamento del materiale rilocato attraverso il sistema di makeup, l'integrità della parete del vessel sembra preservata nel medio e lungo termine.

Nella sequenza incidentale con reflooding, l'intervento pur ritardato del sistema di refrigerazione di emergenza, in presenza di una significativa degradazione del core, sembra in grado di arrestare o limitare il processo di degradazione ed evitare la massiccia rilocazione di materiale fuso sul fondo vessel, riportando così l'impianto in condizioni sicure nel medio e lungo termine. Anche la produzione cumulata d'idrogeno risulta significativamente inferiore (circa il 50%) rispetto al caso senza l'intervento del sistema di refrigerazione di emergenza.

Lo studio di sensibilità ha evidenziato l'influenza di alcuni parametri importanti sulla possibilità di limitare la progressione della degradazione del core mediante reflooding. La formazione di debris bed con particelle di dimensione relativamente grande facilita la permeabilità dell'acqua nelle zone più degradate rendendo più efficace il loro raffreddamento. La riduzione del tasso di iniezione di acqua al di sotto del valore di riferimento considerato (circa 0,8 g/s per barretta di combustibile) rende problematico l'arresto della degradazione del core attraverso il reflooding, mentre la velocità di raffreddamento del core aumenta al crescere del tasso di iniezione considerato.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	NNFISS-LP2-078	0	L	79	96

4.6 FIGURE

Figura 78: Modello semplificato dell'impianto TMI-2.....	80
Figura 79: Andamento del livello di acqua nel core in accordo all'evoluzione calcolata da IRSN	80
Figura 80: Andamento della pressione primaria in accordo all'evoluzione calcolata da IRSN	81
Figura 81: Nodalizzazione del core e del vessel (modello semplificato e modello base IRSN)	81
Figura 82: Progressione della degradazione del core durante il transitorio incidentale	82
Figura 83: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nel centro del core.....	83
Figura 84: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nell'anello medio del core	84
Figura 85: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nell'anello esterno del core	84
Figura 86: Evoluzione del tasso di produzione d'idrogeno nel core.....	85
Figura 87: Produzione cumulata d'idrogeno nel core	85
Figura 88: Progressione della degradazione del core durante la fase di reflooding.....	86
Figura 89: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nel centro del core.....	87
Figura 90: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nell'anello medio del core	88
Figura 91: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nell'anello esterno del core	89
Figura 92: Produzione cumulata d'idrogeno nel core	90
Figura 93: Core reflooding al tempo $t = 3600$ s per diversi valori del diametro delle particelle	91
Figura 94: Core reflooding al tempo $t = 5000$ s per diversi valori del diametro delle particelle	92
Figura 95: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nel centro del core.....	92
Figura 96: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nell'anello esterno del core	93
Figura 97: Produzione cumulata d'idrogeno nel core	93
Figura 98: Core reflooding al tempo $t = 3600$ s per diversi valori del tasso di iniezione di acqua.....	94
Figura 99: Core reflooding al tempo $t = 5500$ s per diversi valori del tasso di iniezione di acqua.....	95
Figura 100: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nel centro del core.....	95
Figura 101: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nell'anello esterno del core	96
Figura 102: Produzione cumulata d'idrogeno nel core	96

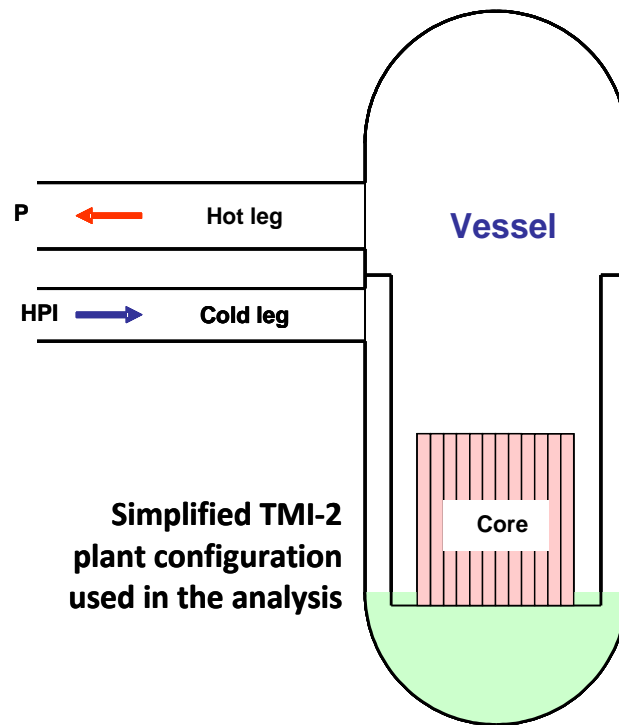


Figura 78: Modello semplificato dell'impianto TMI-2

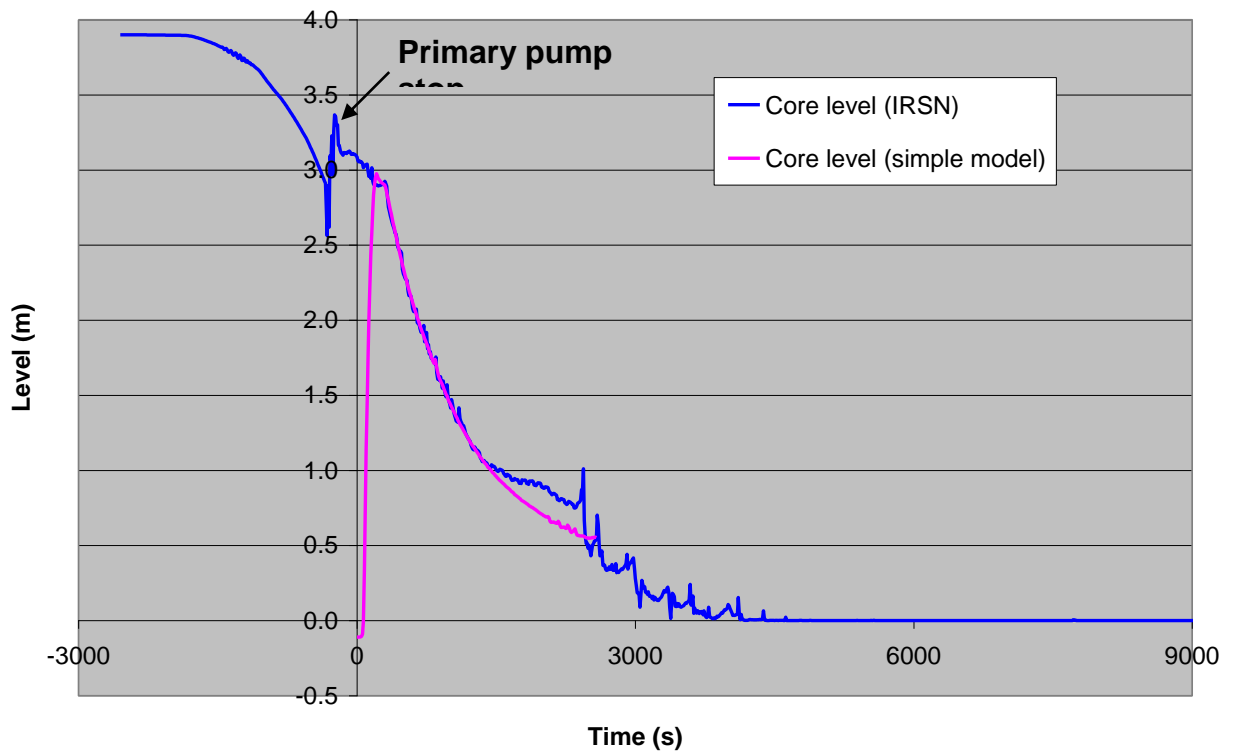


Figura 79: Andamento del livello di acqua nel core in accordo all'evoluzione calcolata da IRSN

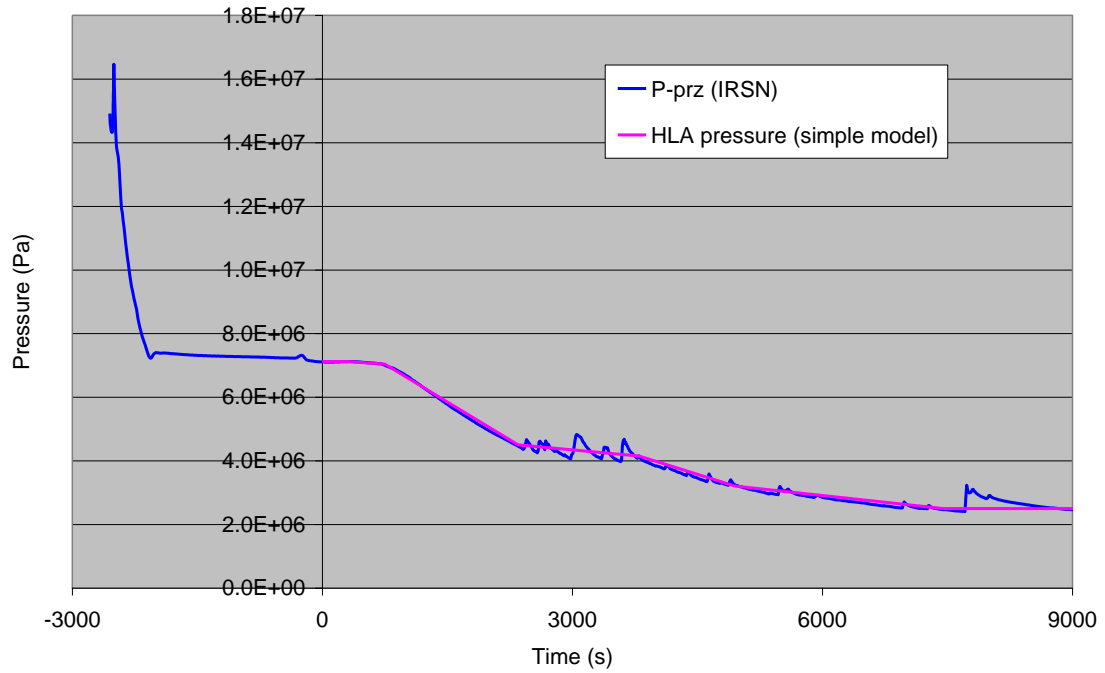
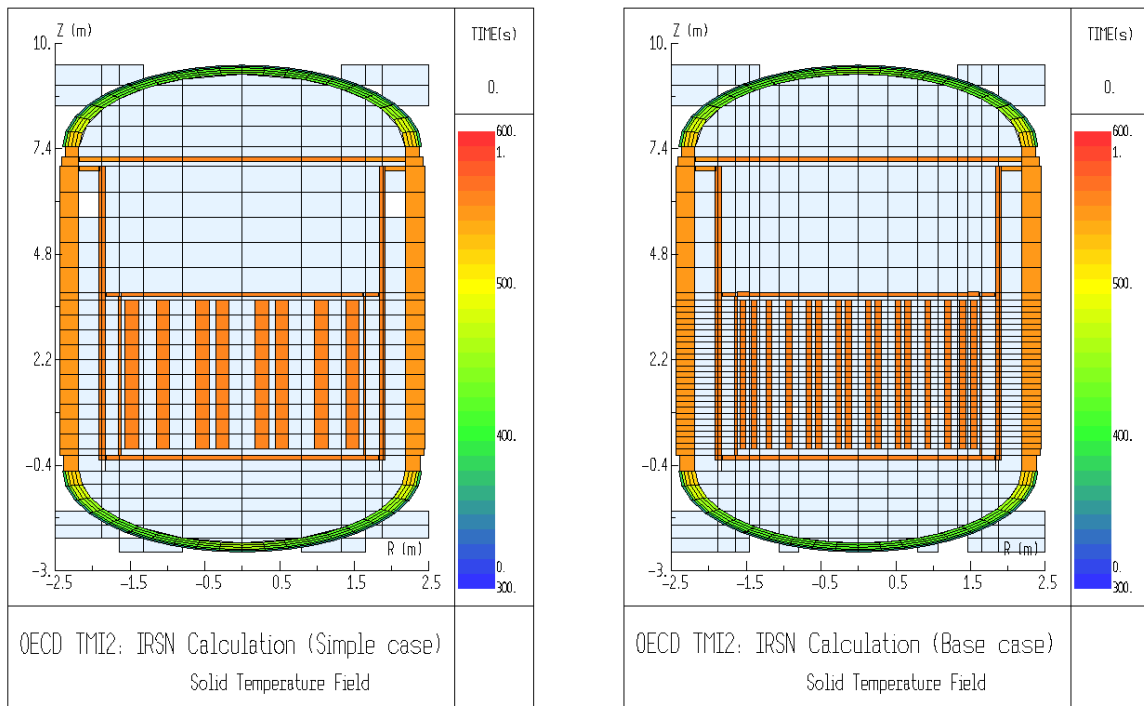


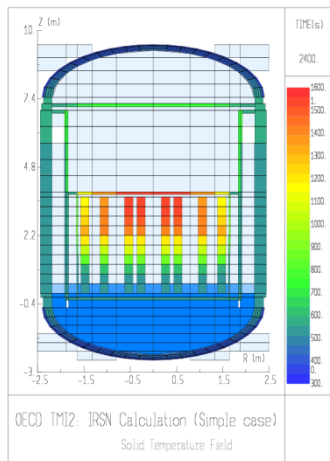
Figura 80: Andamento della pressione primaria in accordo all'evoluzione calcolata da IRSN



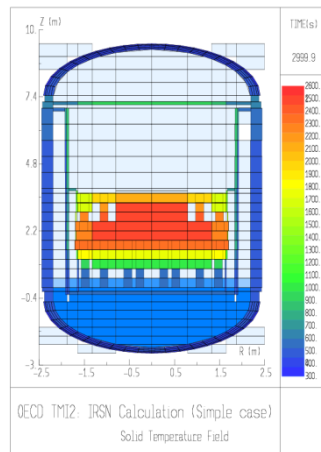
Simple model by ENEA (core meshing: 3 x 10)

Base model by IRSN (core meshing: 6 x 25)

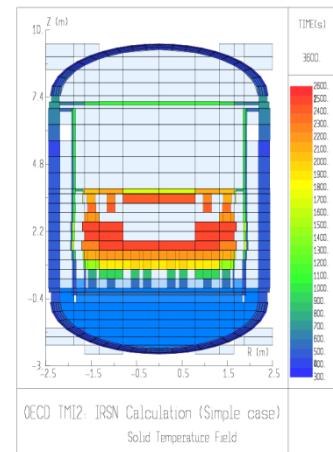
Figura 81: Nodalizzazione del core e del vessel (modello semplificato e modello base IRSN)



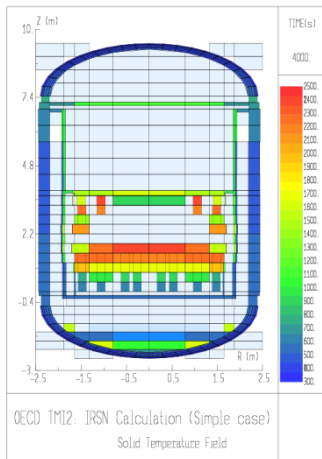
Time = 2400 s



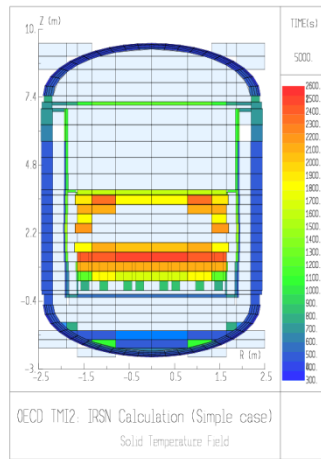
Time = 3000 s



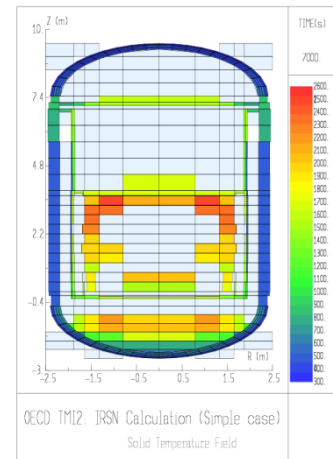
Time = 3600 s



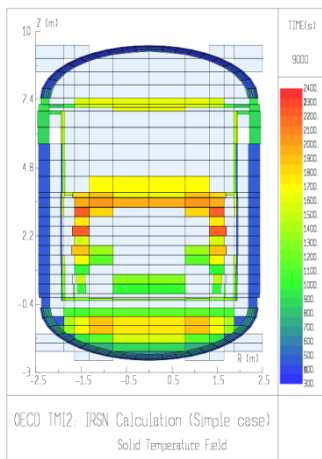
Time = 4000 s



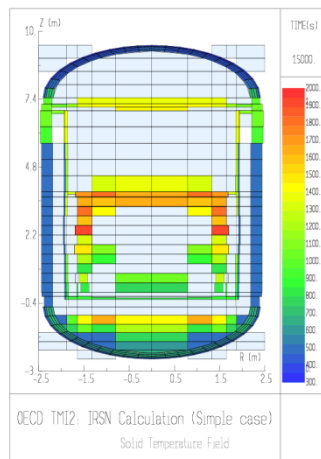
Time = 5000 s



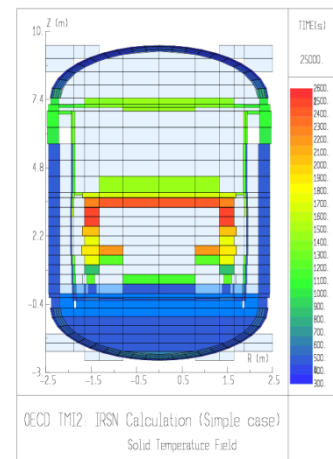
Time = 7000 s



Time = 9000 s



Time = 15000 s



Time = 25000 s

Figura 82: Progressione della degradazione del core durante il transitorio incidentale

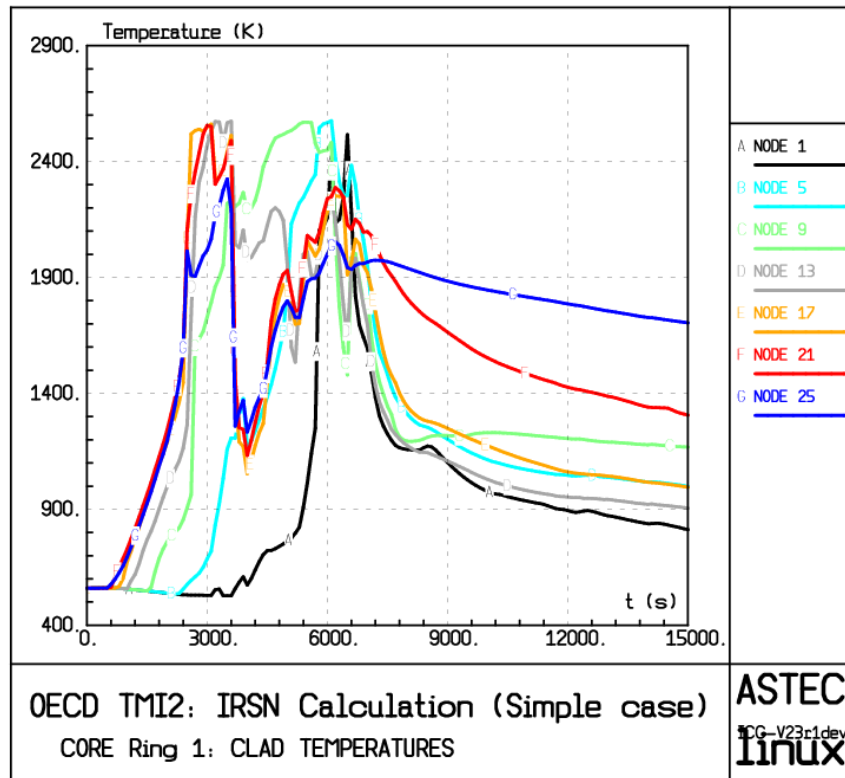


Figura 83: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nel centro del core
(node 1 = core bottom, node 13 = core centre, node 25 = core top)

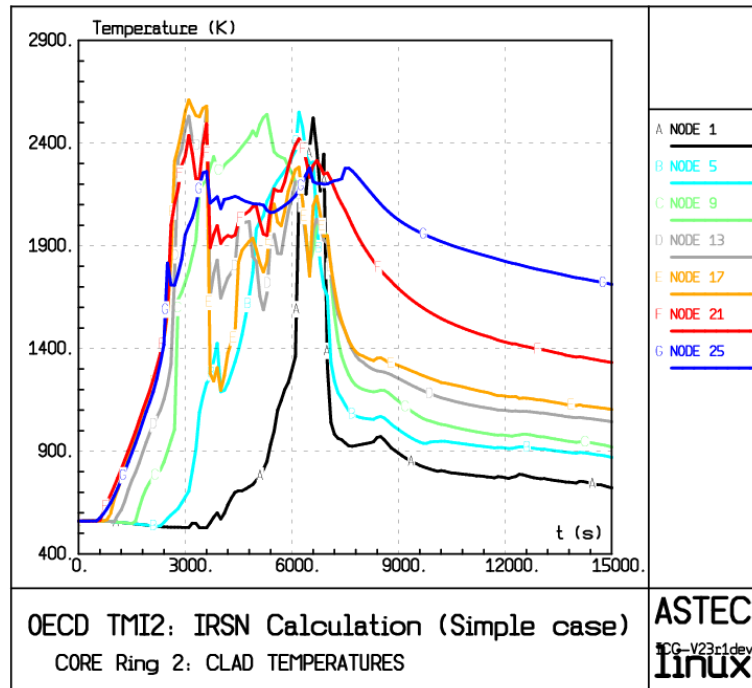


Figura 84: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nell'anello medio del core
(node 1 = core bottom, node 13 = core centre, node 25 = core top)

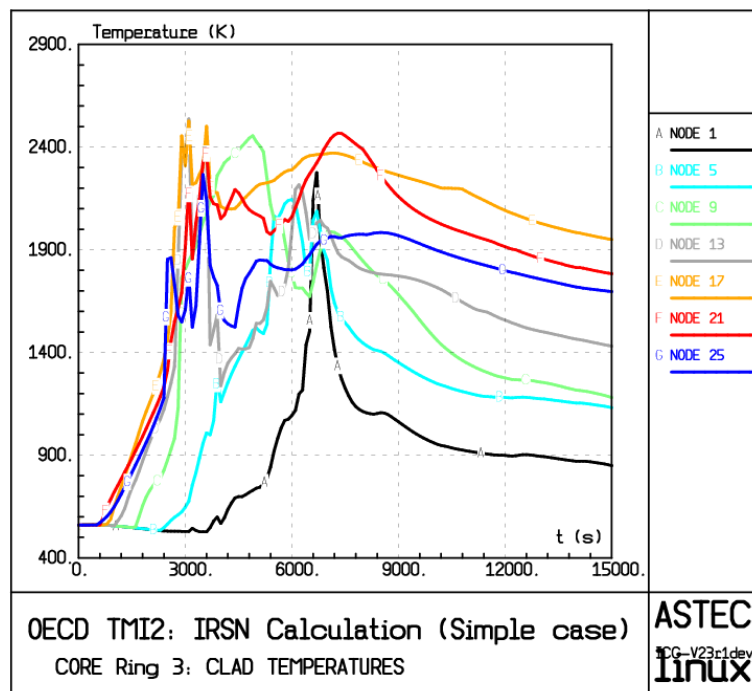


Figura 85: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nell'anello esterno del core
(node 1 = core bottom, node 13 = core centre, node 25 = core top)

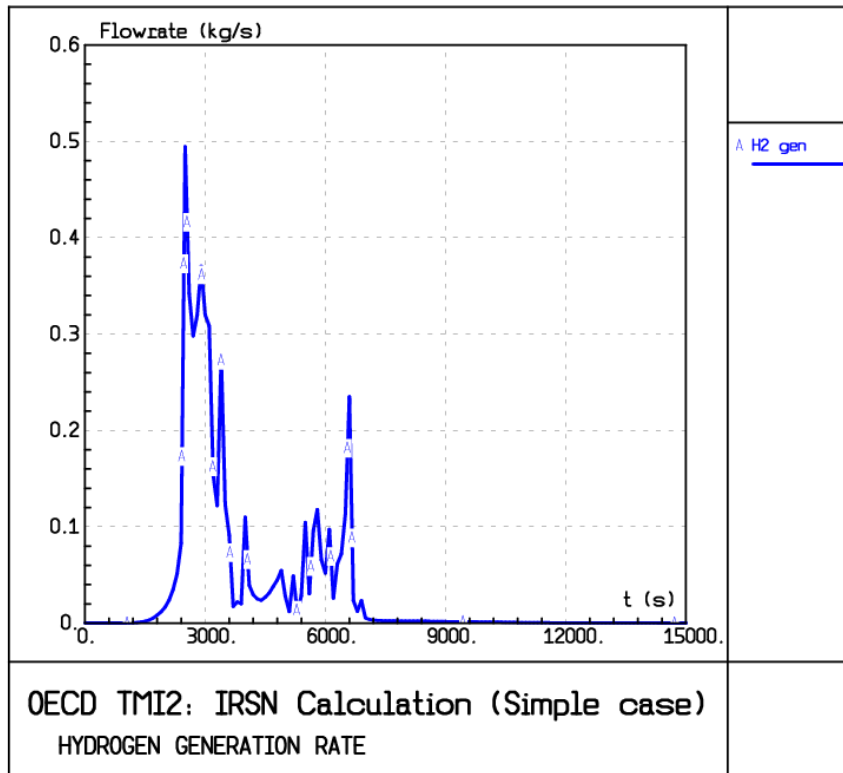


Figura 86: Evoluzione del tasso di produzione d'idrogeno nel core

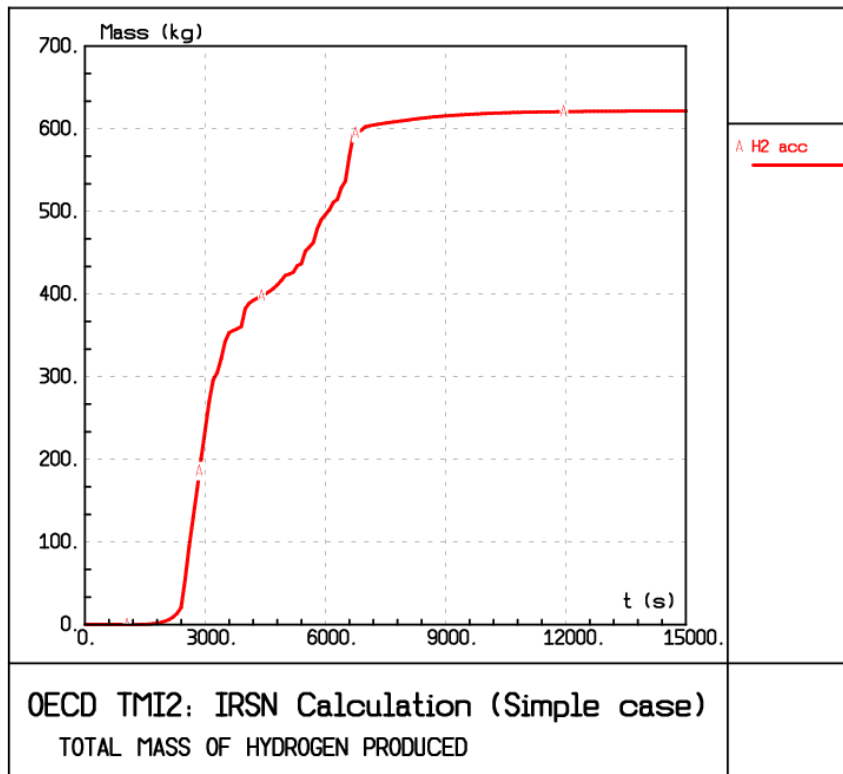
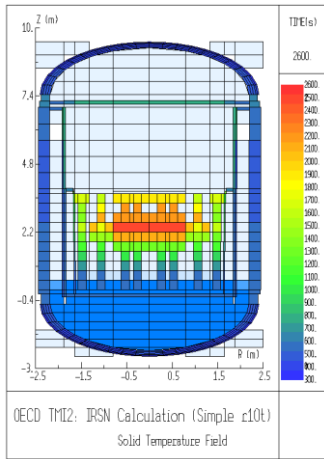
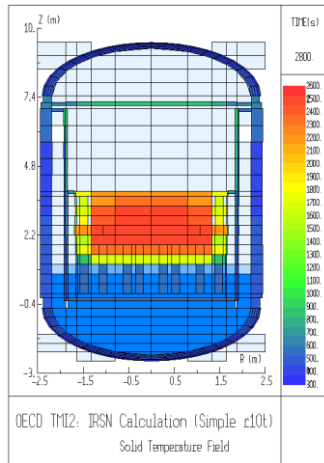


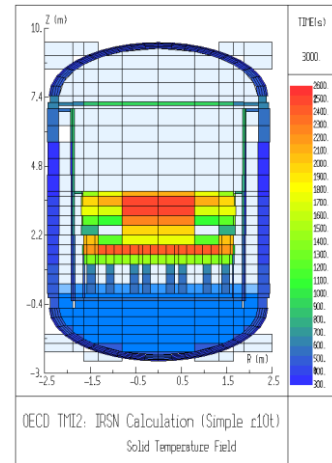
Figura 87: Produzione cumulata d'idrogeno nel core



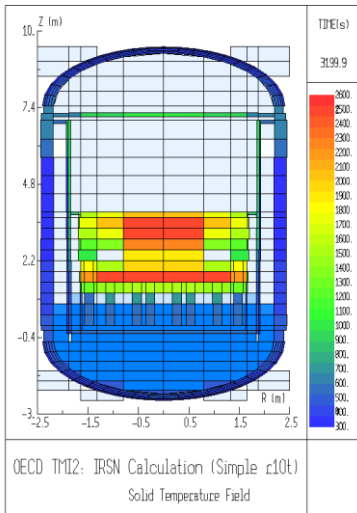
Time = 2600 s



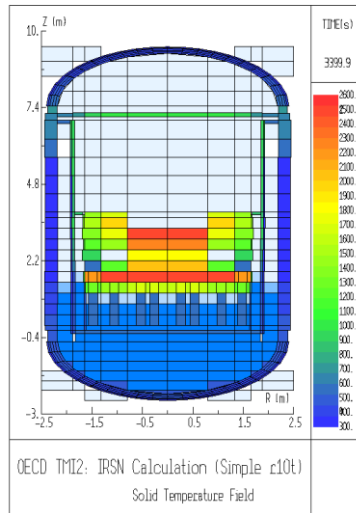
Time = 2800 s



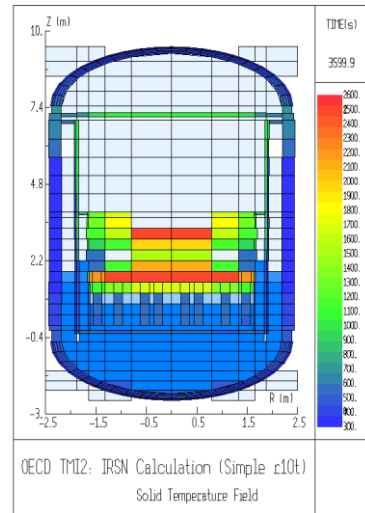
Time = 3000 s



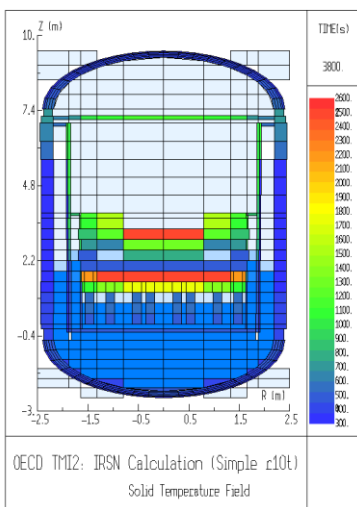
Time = 3200 s



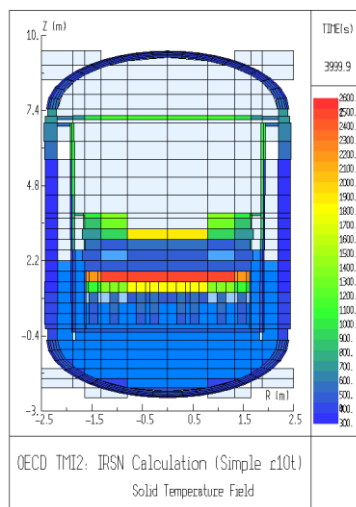
Time = 3400 s



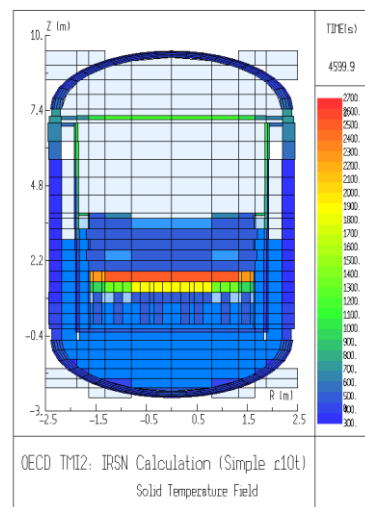
Time = 3600 s



Time = 3800 s



Time = 4000 s



Time = 4600 s

Figura 88: Progressione della degradazione del core durante la fase di reflowing

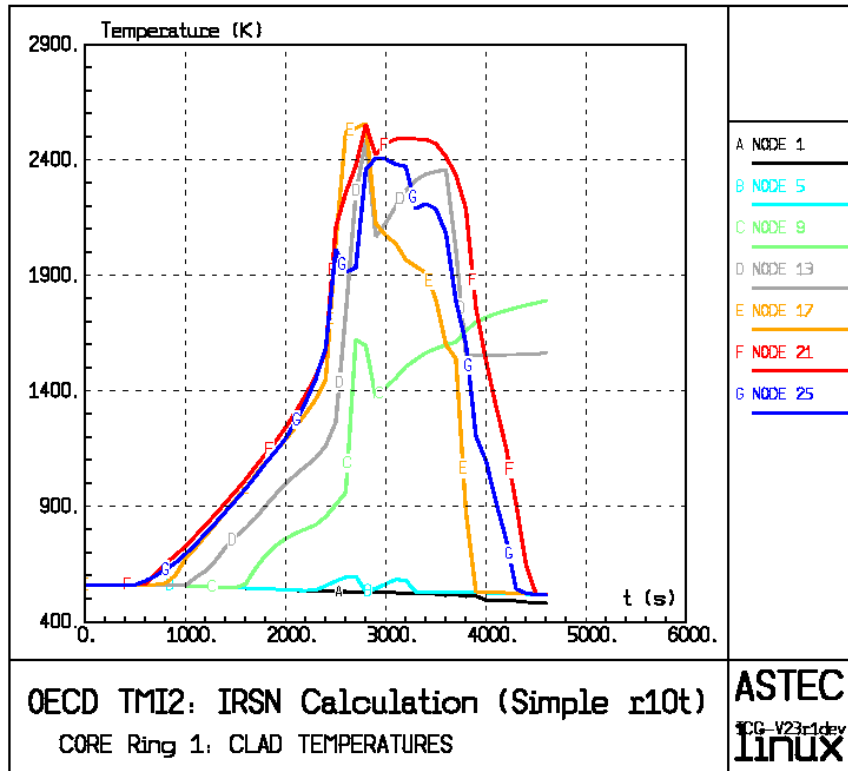


Figura 89: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nel centro del core
(node 1 = core bottom, node 13 = core centre, node 25 = core top)

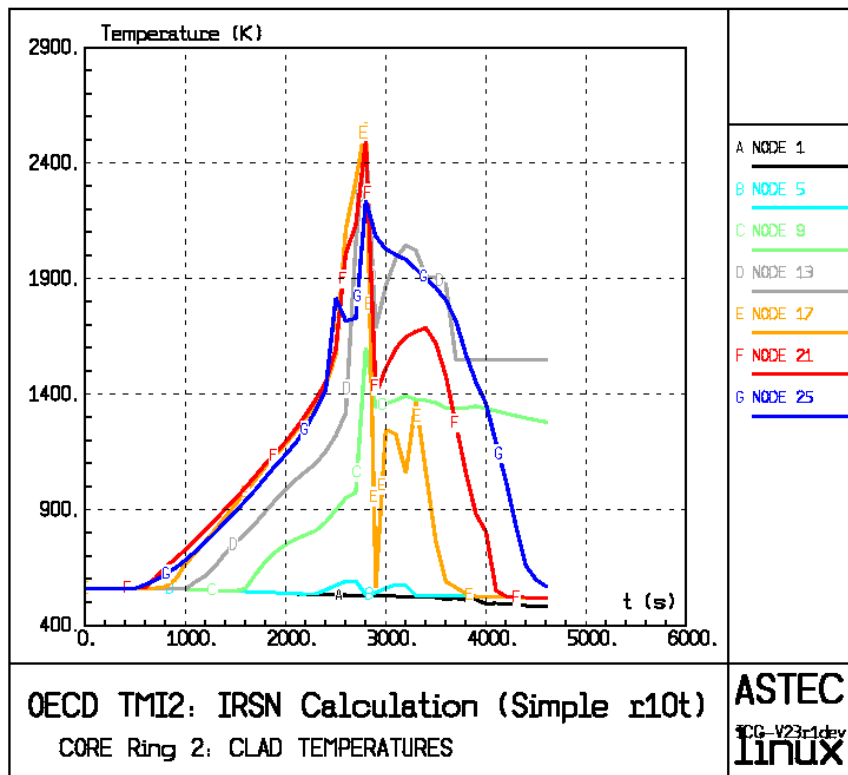


Figura 90: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nell'anello medio del core
(node 1 = core bottom, node 13 = core centre, node 25 = core top)

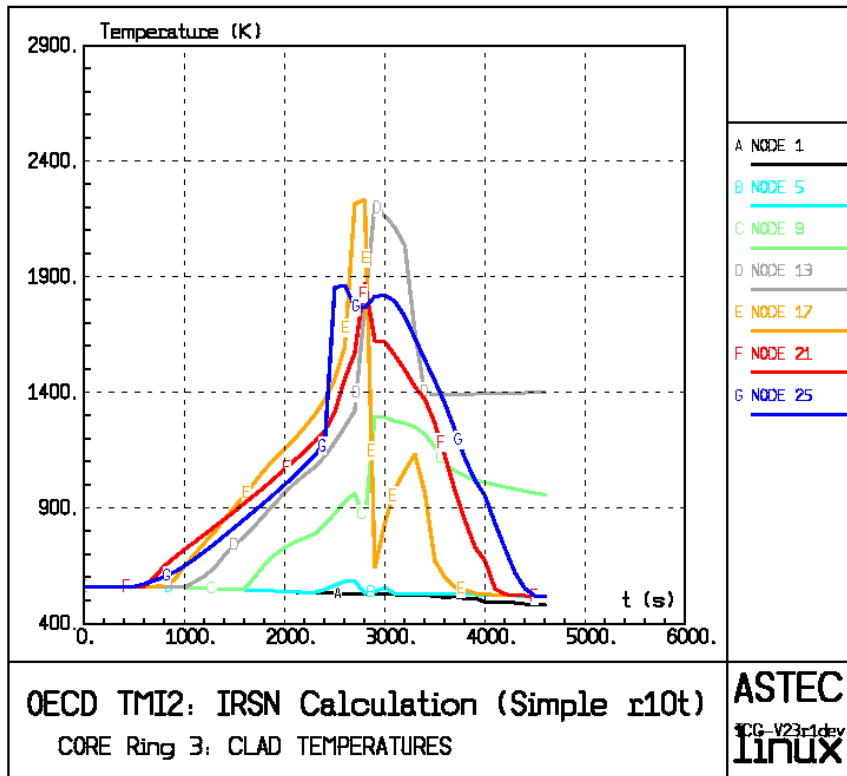


Figura 91: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nell'anello esterno del core
(node 1 = core bottom, node 13 = core centre, node 25 = core top)

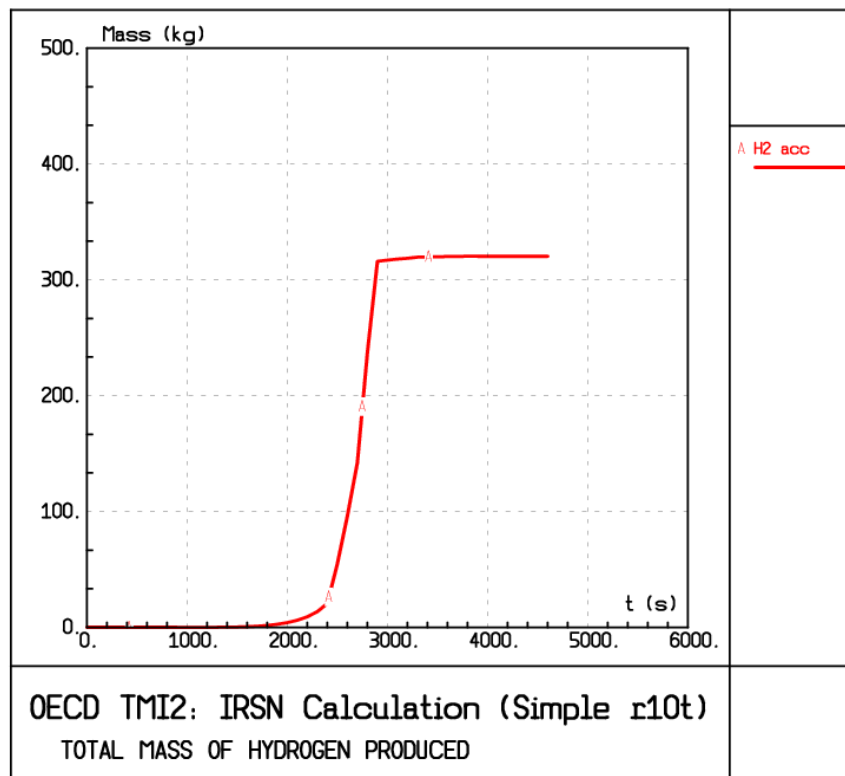
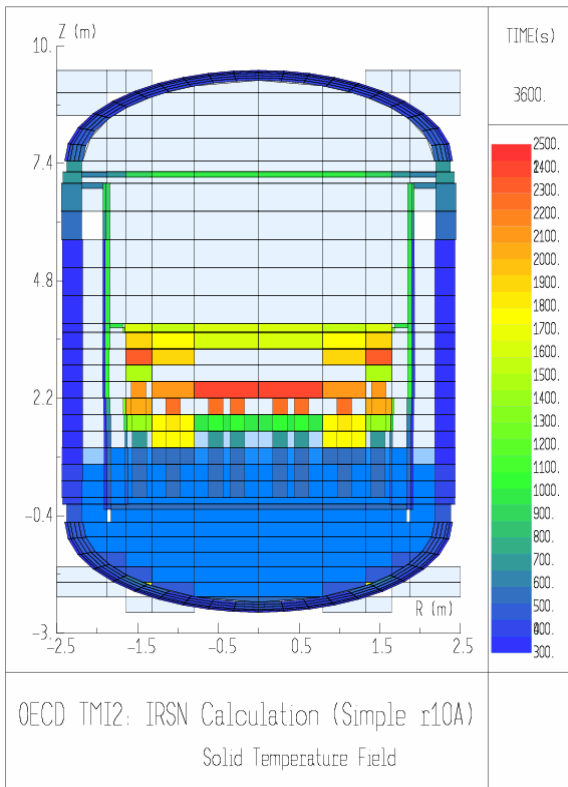
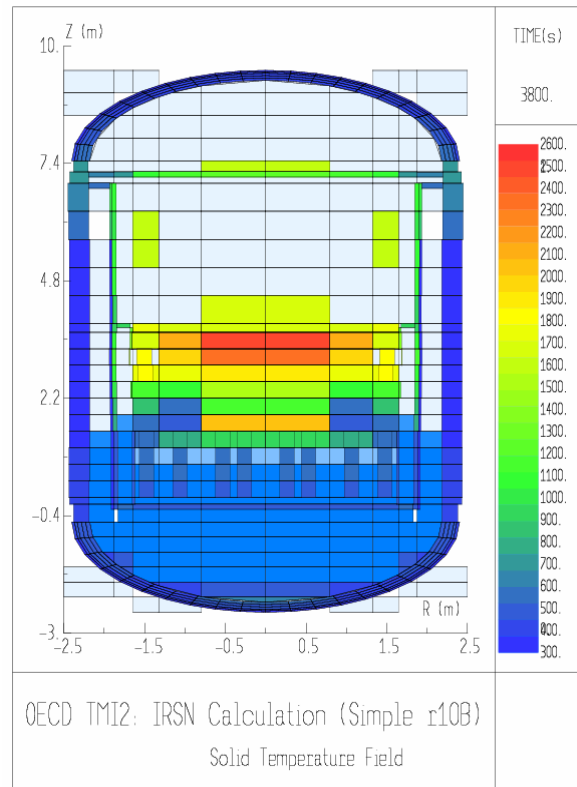


Figura 92: Produzione cumulata d'idrogeno nel core

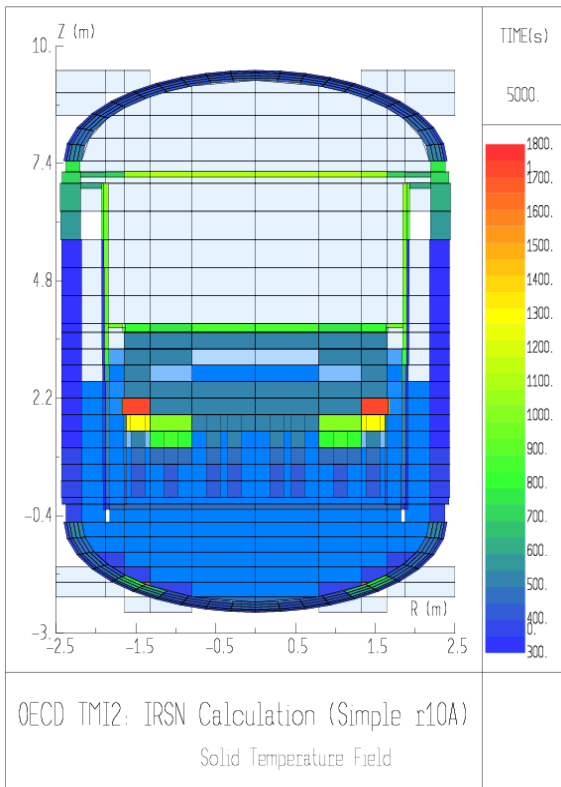


Debris bed particle size = 1 mm

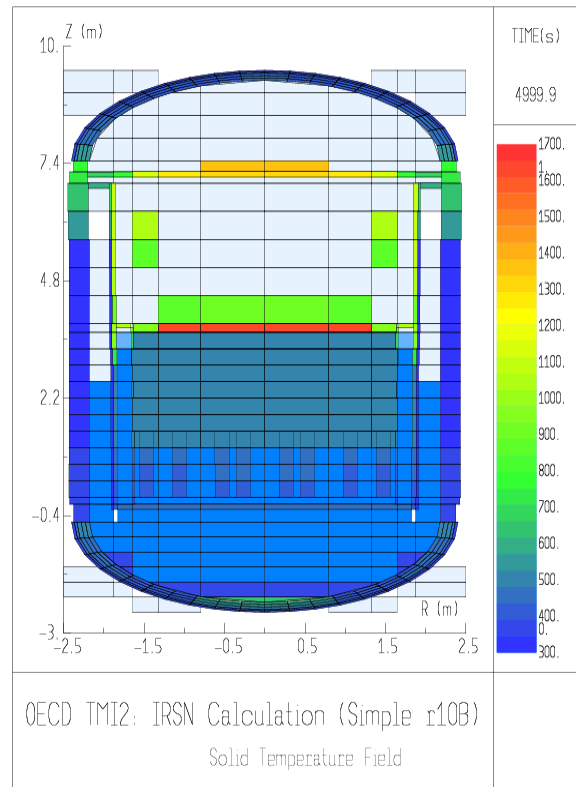


Debris bed particle size = 5 mm

Figura 93: Core reflooding al tempo $t = 3600$ s per diversi valori del diametro delle particelle

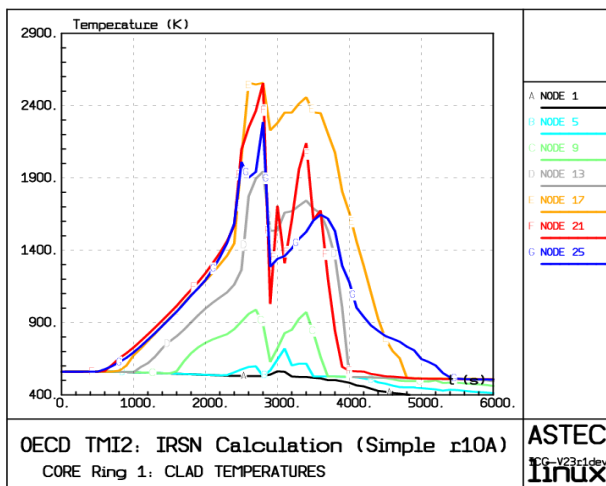


Debris bed particle size = 1 mm

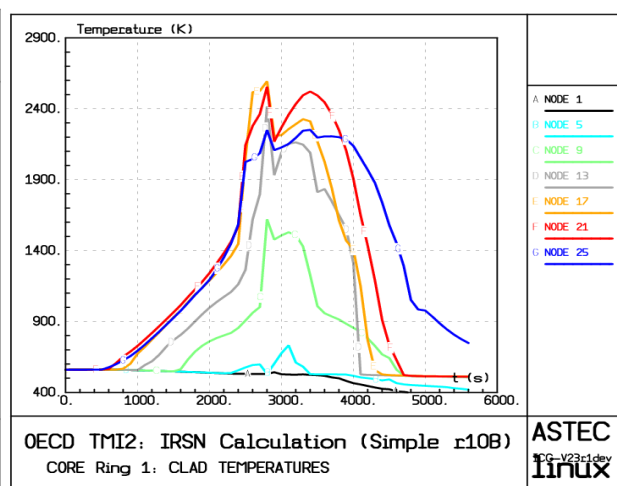


Debris bed particle size = 5 mm

Figura 94: Core reflooding al tempo $t = 5000$ s per diversi valori del diametro delle particelle

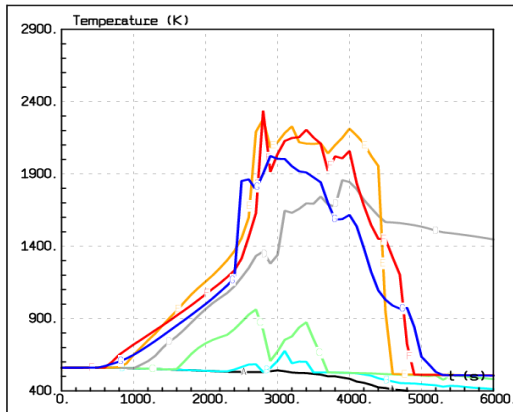


Debris bed particle size = 1 mm



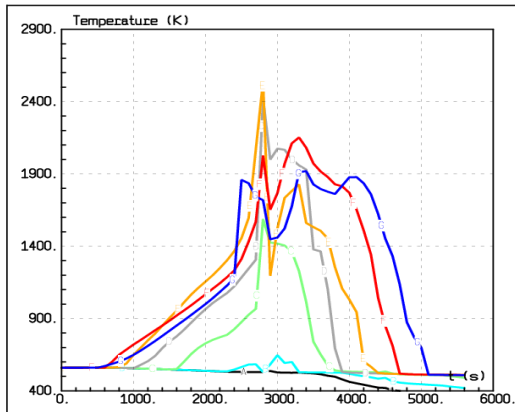
Debris bed particle size = 5 mm

Figura 95: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nel centro del core



OECD TMI2: IRSN Calculation (Simple r10A)
CORE Ring 3: CLAD TEMPERATURES
ASTEC
V23c1dev
linux

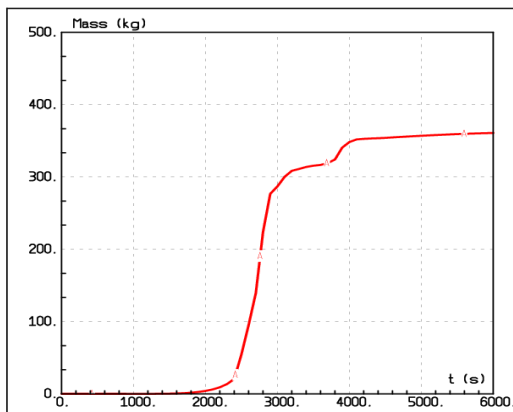
Debris bed particle size = 1 mm



OECD TMI2: IRSN Calculation (Simple r10B)
CORE Ring 3: CLAD TEMPERATURES
ASTEC
V23c1dev
linux

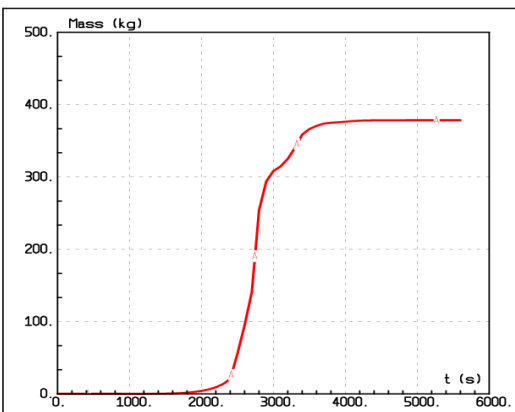
Debris bed particle size = 5 mm

Figura 96: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nell'anello esterno del core



OECD TMI2: IRSN Calculation (Simple r10A)
TOTAL MASS OF HYDROGEN PRODUCED
A H2 acc

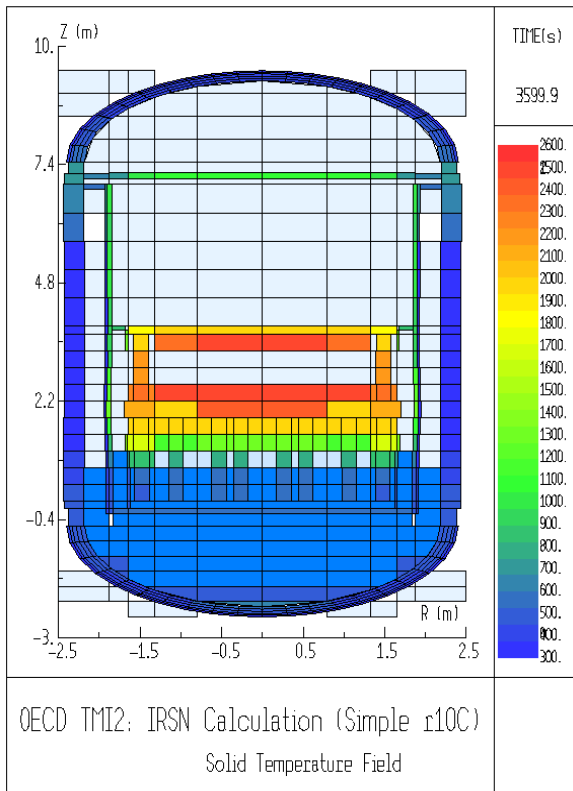
Debris bed particle size = 1 mm



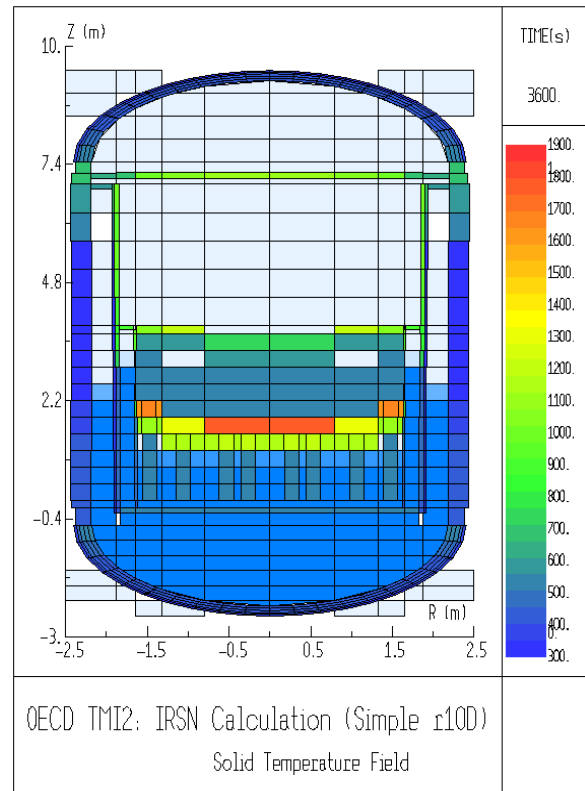
OECD TMI2: IRSN Calculation (Simple r10B)
TOTAL MASS OF HYDROGEN PRODUCED
A H2 acc

Debris bed particle size = 5 mm

Figura 97: Produzione cumulata d'idrogeno nel core

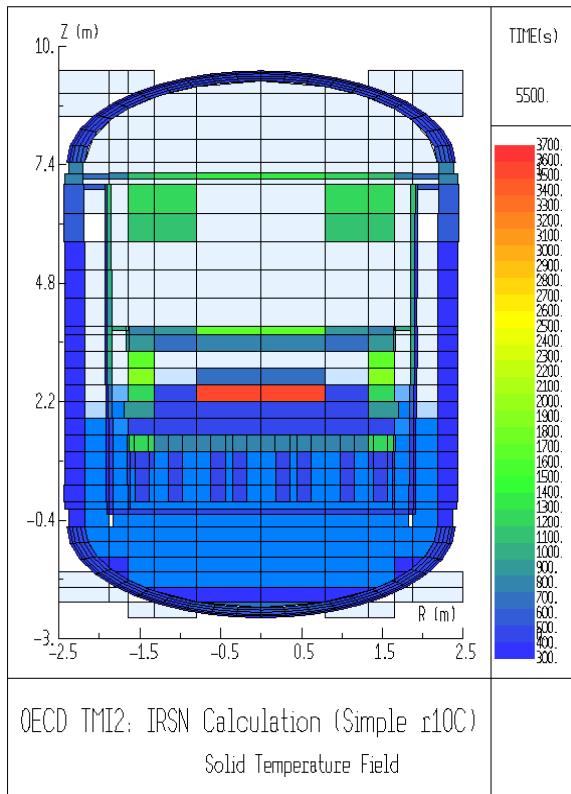


HPI + Makeup flow rate = 20 kg/s

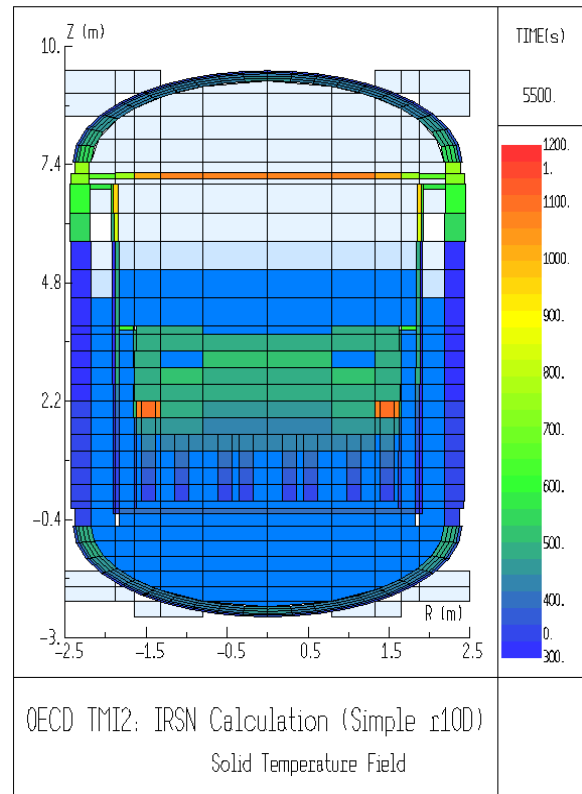


HPI + Makeup flow rate = 40 kg/s

Figura 98: Core reflooding al tempo $t = 3600$ s per diversi valori del tasso di iniezione di acqua

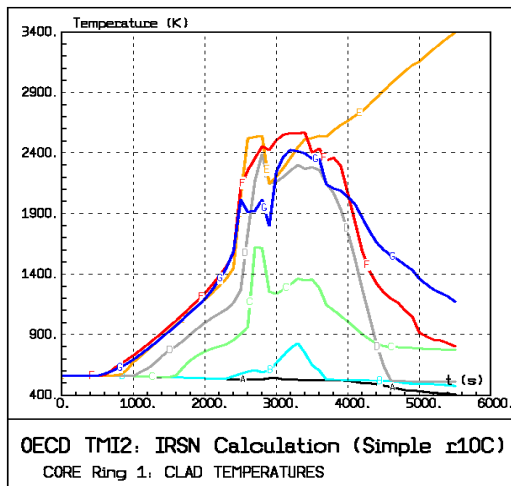


HPI + Makeup flow rate = 20 kg/s

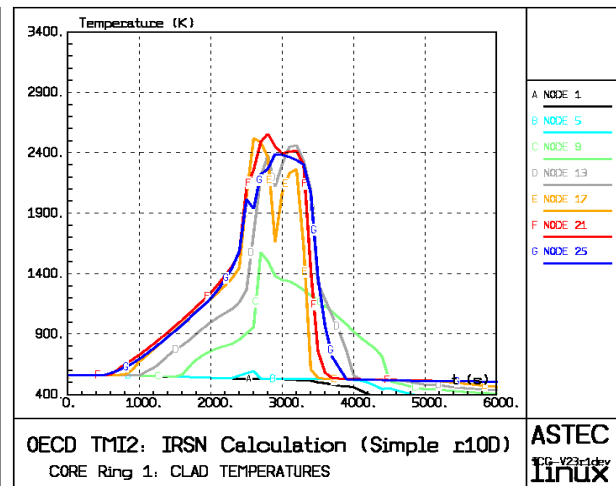


HPI + Makeup flow rate = 40 kg/s

Figura 99: Core reflooding al tempo $t = 5500$ s per diversi valori del tasso di iniezione di acqua

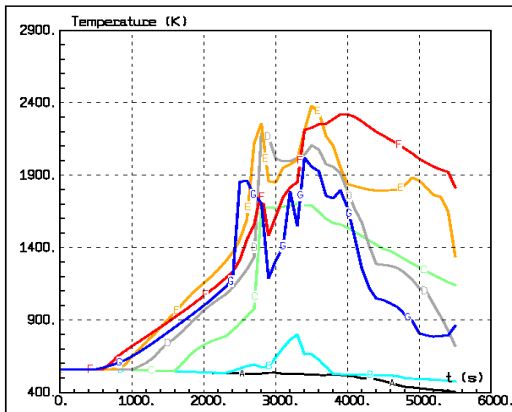


HPI + Makeup flow rate = 20 kg/s



HPI + Makeup flow rate = 40 kg/s

Figura 100: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nel centro del core

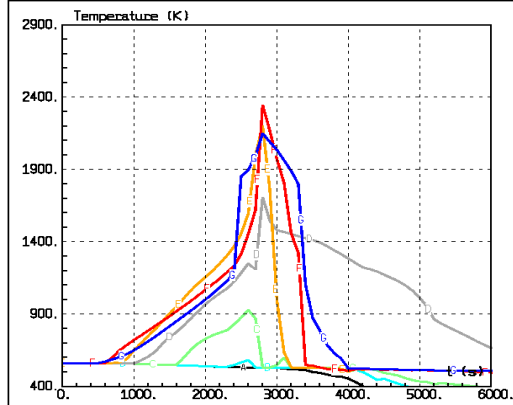


A NODE 1
B NODE 5
C NODE 9
D NODE 13
E NODE 17
F NODE 21
G NODE 25

OECD TMI2: IRSN Calculation (Simple r10C)
CORE Ring 3: CLAD TEMPERATURES



HPI + Makeup flow rate = 20 kg/s



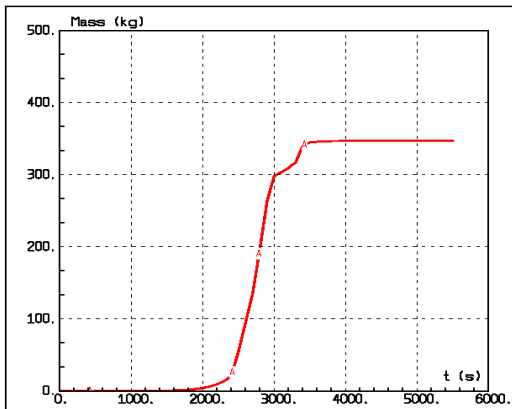
A NODE 1
B NODE 5
C NODE 9
D NODE 13
E NODE 17
F NODE 21
G NODE 25

OECD TMI2: IRSN Calculation (Simple r10D)
CORE Ring 3: CLAD TEMPERATURES



HPI + Makeup flow rate = 40 kg/s

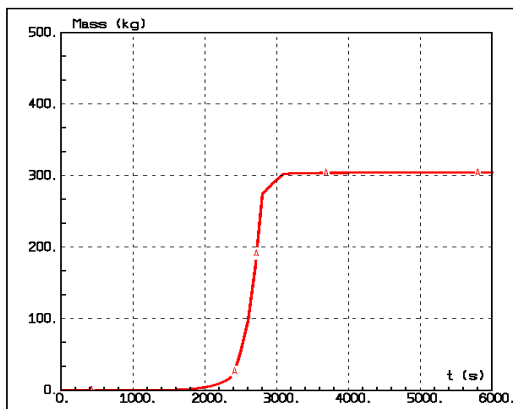
Figura 101: Evoluzione della temperatura di guaina a diverse altezze nell'anello esterno del core



A H2 acc

OECD TMI2: IRSN Calculation (Simple r10C)
TOTAL MASS OF HYDROGEN PRODUCED

HPI + Makeup flow rate = 20 kg/s



A H2 acc

OECD TMI2: IRSN Calculation (Simple r10C)
TOTAL MASS OF HYDROGEN PRODUCED

HPI + Makeup flow rate = 40 kg/s

Figura 102: Produzione cumulata d'idrogeno nel core