



agenzia Nazionale per le Nuove Tecnologie,
Energia e lo Sviluppo Economico Sostenibile



Ministero dello Sviluppo Economico

RICERCA DI SISTEMA ELETTRICO

Attività di validazione di codici di calcolo per lo studio degli incidenti
severi in impianti nucleari

F. De Rosa, G. Bianchini, L. Burgazzi, F. De Rosa, S. Ederli, M. Sangiorgi

ATTIVITA' DI VALIDAZIONE DI CODICI DI CALCOLO PER LO STUDIO DEGLI INCIDENTI SEVERI
IN IMPIANTI NUCLEARI

G. Bandini, G. Bianchini, L. Burgazzi, F. De Rosa, S. Ederli, M. Sangiorgi (ENEA)

Settembre 2011

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 Progetto: Paride Meloni, ENEA

Titolo
**ATTIVITÀ DI VALIDAZIONE DI CODICI DI CALCOLO PER LO STUDIO
 DEGLI INCIDENTI SEVERI IN IMPIANTI NUCLEARI**
Descrittori

Tipologia del documento: Rapporto Tecnico
Collocazione contrattuale: Accordo di programma ENEA-MSE: tema di ricerca "Nuovo nucleare da fissione"
Argomenti trattati: Codici di calcolo per studi di sicurezza
 MELCOR, ICARE/CATHARE
 Impianti nucleari di tipo evolutivo
 Generation III reactors
 Incidenti severi

Sommario

Il presente documento riporta sulle attività svolte nell'ambito della Linea Progettuale 5 (LP5), obiettivo A1 (Modelli e Piattaforme di calcolo per le analisi incidentali e di sicurezza) del PAR 2008/09, AdP ENEA-MSE.

Il documento è composto di tre parti:

- *ANALISI DI SENSIBILITÀ APPLICATA AL CODICE MELCOR (versioni 1.8.6. e 2.1).*
- *CALCOLI PARAMETRICI DI DEBRIS BED REFLOODING, (eseguiti con l'uso del codice ICARE/CATHARE).*
- *Verifica dei modelli termo-meccanici del codice DRACCAR*

Per garantire maggiore confidenza nei risultati ottenuti con l'impiego di codici di calcolo incidentale severo, è stata intrapresa una attività di validazione basata sul confronto con dati sperimentali. Importanti risultati sono stati ottenuti dallo svolgimento di una completa analisi di sensibilità al variare di parametri critici di sistema e d'impianto. L'attuazione di studi parametrici ha permesso di determinare la risposta degli strumenti di calcolo di nostro interesse nell'ambito degli intervalli significativi per la descrizione delle evoluzioni incidentali severe a maggiore frequenza di accadimento.

Note

Autori: G. Bandini, G. Bianchini, L. Burgazzi, F. De Rosa, S. Ederli, M. Sangiorgi.

Copia n.

In carico a:

2			NOME			
			FIRMA			
1			NOME			
			FIRMA			
0	EMISSIONE	08/09/2011	NOME	Felice De Rosa	Stefania Baccaro	Paride Meloni
			FIRMA			
REV.	DESCRIZIONE	DATA		REDAZIONE	CONVALIDA	APPROVAZIONE

Sommario

1	INTRODUZIONE.....	4
2	STUDIO DI SENSIBILITÀ SUL CODICE MELCOR.....	5
2.1	Breve descrizione di MELCOR.....	5
2.2	Modello di contenimento generico.....	10
2.3	Indicazioni di calcolo	12
2.3.1	Volumi di controllo	12
2.3.2	Percorsi o connessioni.....	13
2.3.3	Strutture termiche.....	15
2.3.4	Scenario incidentale	16
2.4	Considerazioni generali sul calcolo	18
2.4.1	Informazione generale	18
2.4.2	Volumi di controllo	18
2.4.3	Iniezione di acqua e vapore.....	18
2.4.4	Passo di tempo	18
2.4.5	Strutture termiche.....	18
2.5	Risultati del calcolo.....	19
2.5.1	Pressione globale.....	19
2.5.2	Temperature.....	19
2.5.3	Umidità Relative	21
2.5.4	Condensazioni	21
2.6	Flashing of Superheated Water Sources	23
2.7	Strutture termiche.....	23
2.7.1	Nodi di temperatura.....	24
2.7.2	Scambio di calore per radiazione	24
2.7.3	Lunghezze caratteristiche.....	25
2.7.4	Passo di tempo	26
2.7.5	MELCOR 1.8.6 e MELCOR 2.1	27
2.8	Considerazioni relative al codice MELCOR	29
3	CALCOLI PARAMETRICI DI DEBRIS BED REFLOODING CON IL CODICE ICARE/CATHARE	30
3.1	Breve Descrizione del Codice ICARE/CATHARE	30

3.1.1	Modelli.....	31
3.1.2	Validazione	32
3.2	Simulazione di Debris Bed Reflooding nella Configurazione TMI-2	33
3.3	Risultati del Calcolo Base per lo Studio Parametrico	35
3.4	Studio Parametrico.....	39
3.4.1	Sensibilità al Variare della Porosità del Debris Bed.....	41
3.4.2	Sensibilità al Variare della Dimensione delle Particelle	43
3.4.3	Sensibilità al Variare della Portata HPI di Reflooding.....	45
3.4.4	Sensibilità al Variare della Pressione del Sistema Primario.....	47
3.4.5	Sensibilità al Variare della Temperatura Iniziale del Debris Bed.....	49
3.4.6	Sensibilità al Variare della Densità di Potenza Media nel Debris Bed.....	51
3.4.7	Sensibilità al Variare della Frazione Iniziale Ossidata del Debris Bed	54
3.4.8	Sensibilità al Variare della Temperatura di Transizione in un Mezzo Poroso	56
3.4.9	Sensibilità al Variare dei Coefficienti di Scambio Termico per Convezione	57
3.4.10	Sensibilità al Variare dei Coefficienti Esponenziali delle Leggi di Permeabilità e Passabilità.....	58
3.4.11	Sensibilità al Variare dei Coefficienti di Frizione Interfacciale	60
3.5	Considerazioni relative al codice ICARE/CATHARE.....	62
4	Verifica dei modelli termo-meccanici del codice DRACCAR. Confronto con CATHARE2.	63
4.1	Principali caratteristiche del codice DRACCAR.....	63
4.2	Geometria e magliatura nei calcoli DRACCAR.....	64
4.2.1	Geometria delle barrette di combustibile.....	65
4.3	Calcoli realizzati con il codice DRACCAR.....	66
4.3.1	Barretta media. Risultati del calcolo per la verifica dei modelli termo-meccanici	66
4.3.2	Barretta media. Risultati del calcolo per la verifica del modello di calcolo della pressione interna delle barrette di combustibile.....	69
4.3.3	Barretta calda. Risultati del calcolo per la verifica dei modelli termo-meccanici	70
4.3.4	Barretta calda. Risultati del calcolo per la verifica del modello di calcolo della pressione interna delle barrette di combustibile.....	71
4.4	Considerazioni relative al codice DRACCAR	72
4.5	Figure.....	75

1 INTRODUZIONE

La sicurezza, vista come insieme di sistemi per la gestione dell'emergenza negli impianti nucleari e come complesso di norme da rispettare e seguire per la prevenzione e la mitigazione di transitori indesiderati e, nei casi peggiori, per minimizzare le conseguenze di scenari incidentali severi, è oggetto di un crescente interesse in tutto il mondo.

In particolare, l'importanza di stimare a priori il comportamento di un impianto nucleare sotto differenti condizioni di funzionamento, a partire dallo stato normale fino a quello fortemente perturbato, ha fatto sì, nell'ultimo quinquennio, che molte delle attività di ricerca fossero finalizzate alla messa a punto di codici di sistema altamente affidabili per le analisi di sicurezza degli impianti nucleari.

Tradizionalmente, gli strumenti di calcolo meno recenti, facendo uso di modelli fisici semplificati, fornivano informazioni largamente conservative che portavano alla realizzazione di processi con coefficienti di sicurezza elevati, ma senza la certezza che tali coefficienti inglobassero tutti i possibili rischi.

Dai codici conservativi si è passati a quelli classificati come "best-estimate", basati sulla migliore capacità di descrivere analiticamente i processi fisici che interessano il comportamento di un reattore nucleare. Questi strumenti di calcolo hanno preso piede a partire dagli anni '80 e sono stati ufficialmente accettati ed utilizzati dalla USNRC (United States Nuclear Regulatory Commission) a partire dal 1989.

Al fine di garantire una sempre più elevata confidenza nei risultati ottenuti con l'impiego di tali codici si è considerato opportuno programmare una serie di attività di validazione basate sul confronto codice-codice e codice-dati sperimentali, in modo da poter determinare il grado di incertezza dei risultati dei calcoli.

Tali attività di validazione sono state pianificate e realizzate in contesti sia di tipo nazionale, sia internazionale, tramite l'uso di dati provenienti da test effettuati su apparecchiature sperimentali appositamente progettate e scalate nelle dimensioni e, quando possibile, di dati da transitori verificatisi sugli impianti reali.

In questo documento sono raccolti i risultati ottenuti con l'uso di codici dell'ultima generazione, sia integrali, sia a maggiore contenuto meccanicistico.

Importanti risultati sono stati ottenuti dallo svolgimento di una completa analisi di sensibilità al variare di parametri critici di sistema e d'impianto. L'attuazione di studi parametrici ha permesso di determinare la risposta degli strumenti di calcolo di nostro interesse nell'ambito degli intervalli significativi per la descrizione delle evoluzioni incidentali severe a maggiore frequenza di accadimento.

2 STUDIO DI SENSIBILITÀ SUL CODICE MELCOR

MELCOR è un codice di calcolo ingegneristico il cui scopo principale è modellare la progressione di un incedente severo in una centrale nucleare ad acqua leggera. MELCOR è un codice di tipo "integrale", cioè tratta sotto un'unica cornice (un'unica struttura) un ampio spettro di fenomeni relativi ad incidente severi sia in impianti tipo BWR sia di tipo PWR. Le applicazioni principali del MELCOR sono la stima del rilascio dei prodotti di fissione (detto termine sorgente) a seguito di un incidente severo e del conseguente studio di sensibilità ed incertezza.

MELCOR è un codice di calcolo che lascia molta libertà all'utente consentendogli di descrivere un ampio spettro di situazioni incidentali. D'altra parte, dovuto al fatto che MELCOR consente molta libertà nella descrizione del problema lasciando spazio alla scelta di moltissimi coefficienti di sensibilità, l'utilizzatore del codice può influenzare notevolmente i risultati.

Lo scopo di questo lavoro è stato analizzare un problema di riferimento variando certi aspetti di modellazione per vedere come i risultati finali venivano influenzati.

2.1 Breve descrizione di MELCOR

Il codice MELCOR è composto da un driver eseguibile principale chiamato MELCOR Executive (EXEC) e da una serie di moduli o pacchetti che tutti insieme modellano i componenti principali di una centrale nucleare e di come questi interagiscono tra di loro in caso di incidente severo.

I componenti, i sistemi tipici di una centrale nucleare e la loro risposta a condizioni incidentali che vengono trattati da MELCOR sono:

- risposta termoidraulica del circuito primario di raffreddamento del nocciolo, cavità del reattore, edificio di contenimento, edifici di confinamento;
- scoprimento del nocciolo a seguito di una perdita di refrigerante, surriscaldamento del combustibile, ossidazione del cladding, degradazione (perdita di geometria) delle barrette di combustibile, fusione e rilocazione del materiale del nocciolo;
- surriscaldamento della parte inferiore del recipiente a pressione del reattore (reactor vessel lower head) a causa della fusione del nocciolo e conseguente rilocazione del materiale. Viene considerato lo stress termico e meccanico a cui la parte inferiore del recipiente a pressione del reattore viene sottoposta e la possibilità di cedimento, con versamento di materiale nella cavità del reattore;
- reazione del materiale fuso del nocciolo con il calcestruzzo della cavità e conseguente generazione di aerosol;
- produzione di idrogeno dentro e fuori dal vessel, trasporto e combustione;
- rilascio dei prodotti di fissione (aerosol e vapore), trasporto e deposizione;
- comportamento degli aerosol radioattivi all'interno dell'edificio di contenimento del reattore, incluso il gorgogliamento (scrubbing) nell'acqua di piscina e altri

fenomeni nell'atmosfera quali la agglomerazione e decantazione gravitazionale;

- impatto dei sistemi ingegneristici di sicurezza sul comportamento termoidraulico e radiotossico dell'incidente;

I vari pacchetti che compongono il codice sono stati sviluppati seguendo una ben precisa struttura modulare con lo scopo che possano interfacciarsi tra di loro. Ciò permette lo scambio di informazione tra i vari pacchetti in modo da consentire l'accoppiamento dei vari fenomeni coinvolti durante ogni passo di tempo. Uno sviluppo così modulare facilita anche la possibilità di aggiornamento e manutenzione del codice stesso.

Inizialmente MELCOR fu immaginato come un codice preminentemente parametrico in accordo con modelli di complicati fenomeni fisici, con lo scopo di creare un codice di calcolo veloce per un'immediata comprensione dell'evoluzione dell'incidente severo. Ciononostante col passare del tempo si sono ridotte le incertezze associate alle varie fenomenologie e i modelli implementati in MELCOR sono diventati sempre più accurati (best estimate). La maggior parte dei modelli implementati nell'ultima versione di MELCOR sono meccanicistici con la capacità di fornire risultati confrontabili con quelli di codici ben più dettagliati di qualche anno fa. In ogni caso, l'uso di modelli puramente parametrici è limitato a fenomeni che presentano ancora un grande livello di incertezza dove non esiste ancora un consenso per un approccio deterministico.

L'utilizzo di MELCOR è spesso associato ad analisi di incertezze e studi di sensibilità. A tale scopo, molti dei modelli meccanicistici sono stati implementati con la possibilità di potere affinare diversi parametri senza affettare la natura meccanicistica del modello, permettendo anzi di capire come variando certi parametri varia l'evoluzione dell'incidente. I parametri di questo tipo, così come altri parametri che controllano i criteri di convergenza e i limiti di iterazione, vengono denominati *coefficienti di sensibilità* e possono essere modificati in fase di input.

La modellazione in MELCOR è piuttosto flessibile, introducendo l'uso di *volumi di controllo* nella descrizione dell'impianto. L'utente non viene obbligato a nodalizzare in un determinato modo il sistema che vuole simulare, permettendo la scelta di quanto dettagliato deve essere a seconda di ciò che si vuole esaminare. Una geometria specifica per i reattori nucleari si impone solamente per il nocciolo, ma anche qui un modello basilare è sufficiente per rappresentare il nucleo di un BWR o un PWR, con un notevole grado di libertà che permette trattare reattori di tipo occidentale, ma anche reattori di tipo russo quali RBMK e VVER.

La versione attualmente più diffusa e utilizzata di MELCOR è la 1.8.6, disponibile da giugno 2005. La versione 2.0 è stata pubblicata nel settembre del 2007, mentre l'ultima versione disponibile è la 2.1 rilasciata a gennaio 2010. La differenza tra la versione 2.0 e 1.8.6 è solo formale in quanto non è stato implementato o modificato nessun modello con rispetto alla versione 1.8.6.

La versione 1.8.6 di MELCOR invece introduce molti miglioramenti rispetto alla precedente versione 1.8.5, specialmente per quanto concerne la modellazione del nocciolo per rappresentare meglio la fase finale dell'incidente severo. I nuovi modelli che sono stati introdotti sono:

- geometria emisferica della parte inferiore del recipiente a pressione del reattore
- simulazione di pozze di materiale fuso sia nella parte inferiore e superiore del recipiente a pressione del reattore
- formazione di croste
- convezione all'interno delle pozze di materiale fuso
- stratificazione delle pozze di materiale fuso in ossidi e metalli, nonché ripartizione di radionuclidi fra i vari strati
- estinzione con allagamento (reflood quench model)
- rilascio di argento dalle barre di controllo
- nuovo modello di ossidazione delle barre di controllo in B4C
- capacità di modellare la parte esterna del nocciolo di un PWR
- flash di materiale surriscaldato
- ecc

I manuali di MELCOR sono suddivisi in tre volumi:

- Volume 1: MELCOR User's Guides contiene le istruzioni per generare un file input per ogni pacchetto e vari suggerimenti
- Volume 2: MELCOR Reference Manuals descrive i modelli utilizzati per rappresentare i vari fenomeni in ogni pacchetto
- Volume 3: esempi e demo

I pacchetti che compongono MELCOR sono:

- **Burn (BUR)**: modella la combustione di gas all'interno dei volumi di controllo. I modelli impiegati considerano gli effetti della combustione su base globale, cioè senza considerare la cinetica di reazione o la traccia del fronte di propagazione di fiamma. I modelli contenuti in questo pacchetto sono basati su quelli di un codice chiamato HECTR 1.5.
- **Cavity (CAV)**: modella l'attacco di materiale del nocciolo fuso (o comunque molto caldo) al calcestruzzo che compone la cavità del reattore. Include gli effetti del trasferimento di calore, ablazione del calcestruzzo, cambio della forma della cavità e generazione di gas, usando modelli provenienti da un codice chiamato CORCON-Mod3. Questo pacchetto è integrato alla parte termodinamica dei volumi di controllo, alla sorgente di detriti provenienti dal nocciolo (pacchetto COR) e/o interazioni di combustibile sparso (Fuel Dispersal Interactions FDI). I modelli di rilascio dei prodotti di fissione vengono invece inclusi nel pacchetto RN.
- **Condenser (CND)**: modella gli effetti del Isolation Condenser System (ICS) e del Passive Contenimento Cooling System (PCCS), ambi sistemi che usano scambiatori di calore sommersi in grandi piscine d'acqua. Tali sistemi sono contenuti in vecchie centrali di tipo BWR e nelle nuove centrali semplificate SBWR, con lo scopo di condensare il vapore che si genera nel nocciolo e re-

immetterlo nel circuito primario di raffreddamento. Solo le centrali di tipo SBWR contengono il sistema passivo di raffreddamento dell'edificio di contenimento (PCCS) per abbassare la pressione creata da vapore nel drywell in caso di LOCA o quando le valvole di sfogo vengono usate per controllare la pressione del reattore ed uguagliarla alla pressione del contenimento (in caso di incidente). Questo uguagliare le pressioni del vessel e del contenimento permette il drenaggio per gravità dell'acqua dalle piscine che si trovano sopra il vessel all'interno del vessel. La rimozione o il trasporto dei prodotti di fissione e degli aerosol non è modellato.

- **Core (COR):** calcola la risposta termica del nocciolo e delle strutture contenute nella parte inferiore del recipiente a pressione (lower plenum). Questo pacchetto modella anche la rilocazione del nucleo e dei materiali strutturali contenuti nella parte inferiore del recipiente a pressione durante la fusione, crollo e la formazione di pozze di materiale fuso e detriti, incluso il cedimento del recipiente a pressione e la fuoriuscita dei detriti nella cavità del reattore. Il pacchetto calcola l'energia che viene trasferita a e dal pacchetto CVH (volumi di controllo) e dal pacchetto HS (strutture termiche). Viene data una spiegazione dei modelli fisici usati nel pacchetto, compreso la maniera di nodalizzare e lo schema di calcolo, lo scambio di calore e i modelli di ossidazione, i modelli di rilocazione di massa e il modello standard per la lower head.
- **Control Volume Hydrodynamics-Flow Path (CVH/FL):** sono i pacchetti responsabili per modellare il comportamento termo-idraulico del refrigerante e dei gas. Il primo (CVH) tratta i volumi di controllo e i loro contenuti, l'ultimo (FL) tratta le connessioni che permettono il trasferimento di contenuti fra i volumi di controllo. la differenza fra CVH e FL è principalmente utile per discutere gli input e gli output di MELCOR. Eventuali fenomeni modellati da altri pacchetti in MELCOR che hanno un impatto termodinamico o termoidraulico vengono rappresentati come conseguenze derivanti da fonti di energia, massa, volumi disponibili, resistenze idrauliche o flussi. Le equazioni di stato dei materiali termodinamici sono contenute nel pacchetto CVH, che a sua volta usa le proprietà dell'acqua e dei gas non condensabili presenti nel pacchetto NCG (NonCondensable Gas).
- **Decay Heat (DCH):** modella la potenza residua di decadimento che deriva appunto dal decadimento dei prodotti di fissione. Il calore di decadimento viene valutato per i materiali del nucleo contenuti nel recipiente a pressione e nella cavità, anche per aerosol in sospensione o depositati e gas. MELCOR accoppia la termo-idraulica con il comportamento dei prodotti di fissione durante il calcolo dell'incidente. Tanto i radionuclidi presenti nel reattore al momento dell'incidente e i radionuclidi che da essi si generano contribuiscono al calore di decadimento. Nel calcolo del calore di decadimento, MELCOR non tratta esplicitamente ogni catena di decadimento in quanto sarebbe troppo

costoso in termini di uso del processore. Quando il pacchetto RN (radioNuclide) è attivo, il calore di decadimento è calcolato per ogni classe di radionuclide usando delle tabelle pre-calcolate con ORIGEN. Se il pacchetto RN è disattivato, il calore di decadimento dell'intero nocciolo viene calcolato con delle funzioni specificate dall'utente.

- **Fan Cooler (FCL):** modella la fisica dei vari sistemi ingegneristici di sicurezza (Engineered Safety Features ESFs) in una centrale nucleare. Il pacchetto FCL costituisce un sottopacchetto del pacchetto ESF e calcola lo scambio di massa e calore risultante dall'operazione dei fan coolers. La rimozione dei vapori dei prodotti di fissione e degli aerosol mediante fan coolers viene modellata dentro al pacchetto RN. Questi modelli non sono ancora stati implementati.
- **Fuel Dispersion (FDI):** modella sia la fuoriuscita del combustibile fuso a bassa pressione dal recipiente a pressione del reattore nella cavità, sia la fuoriuscita ad alta pressione di materiale fuso sempre dal recipiente a pressione con possibilità di dispersione dei detriti su più volumi di controllo associati all'edificio di contenimento e superfici di essi. Non viene considerata la possibilità di esplosione di vapore che può avvenire nella reazione combustibile fuso-refrigerante.
- **Heat Structures (HS):** calcola la conduzione di calore in una struttura solida intatta e lo scambio di energia attraverso le superfici al contorno con i volumi di controllo. Le capacità di modellazione può trovare applicazione nel recipiente a pressione (pareti e componenti interni), strutture e pareti nell'edificio di contenimento, barre di combustibile contenente o meno materiale nucleare, generatori di vapore, tubature, eccetera.
- **Material Properties (MP):** modella le proprietà fisiche di cui hanno bisogno altri pacchetti. Si ricorre all'uso di leggi analitiche, correlazioni empiriche, tabelle. L'utente può definire nuovi materiali attraverso appositi input oppure cambiare le proprietà standard dei materiali esistenti in MELCOR.
- **NonCondensable Gas (NCG) e H₂O:** i gas non condensabili vengono modellati come gas ideali. Il calore specifico a volume costante viene approssimato come una espressione analitica in funzione della temperatura. L'equazione di stato per l'acqua si basa sull'espressione analitica della funzione di Helmholtz usata per generare le tabelle di vapore secondo Keenan e Keyes.
- **Passive Autocatalytic Hydrogen Recombiner (PAR):** è un sotto-pacchetto del pacchetto ESFs (Engineered Safety Features) che modella i vari sistemi ingegneristici di sicurezza in una centrale nucleare. Calcola la rimozione di idrogeno dall'atmosfera grazie all'intervento dei ricombinatori passivi.
- **RadioNuclide (RN):** include una breve descrizione dei modelli impiegati nel pacchetto, compreso il formato dell'input, la discussione dell'output tipici in un calcolo di centrale.

- **Contenimento Sprays (SPR):** modella lo scambio di calore e massa tra le gocce degli spray di emergenza e l'atmosfera all'interno dell'edificio di contenimento

2.2 Modello di contenimento generico

Un risultato a seguito del International Standard Problem ISP-47 (esperimenti TOSQAN, MISTRA, THAI) fu la raccomandazione di elaborare un modello di edificio di contenimento primario che includesse tutti i componenti principali. Questa è infatti la ragione principale per cui è stato sviluppato un "contenimento generico", in modo da analizzare i risultati ottenuti da vari codici di calcolo –principalmete a parametri concentrati ma anche CFD- su una base comune.

In caso di incidente severo con o senza cedimento del recipiente in pressione del reattore (reactor pressure vessel RPV), l'edificio di contenimento rappresenta l'ultima barriera prima di un rilascio all'ambiente esterno. Pertanto è importante disporre di uno strumento di simulazione affidabile per descriverne il comportamento termo-idraulico, inclusa la distribuzione di idrogeno, la detonazione/deflagrazione dell'idrogeno, la tenuta delle strutture dell'edificio e le misure per prevenire o mitigare le conseguenze di una possibile esplosione – come ad es. mediante l'impiego di ricombinatori passivi autocatalitici passive autocatalytic recombiners (PAR).

Un confronto fra codici distinti per analizzare uno stesso problema consente confrontare sistemi complessi descritti mediante moltissimi modelli fisici-matematici che interagiscono tra essi per descrivere i principali fenomeni osservabili in un grande impianto nucleare a seguito di un incidente severo.

Nel caso di un incidente severo il contenimento è l'ultima barriera per il controllo dei rilasci all'ambiente. Di conseguenza vi è la necessità di valorizzare strumenti di simulazione affidabili per descrivere la termo-termica del contenimento, compresa la distribuzione di idrogeno, i diversi regimi di combustione di idrogeno, il loro impatto sulle strutture del contenimento e le contromisure per prevenire o, almeno attenuare, gravi fenomeni di combustione.

Le indicazioni di calcolo e la nodalizzazione del contenimento sono state preparate sulla base di un reattore tedesco PWR da 1300 MWel. Il reattore si compone di quattro circuiti primari di raffreddamento, ognuno con un generatore di vapore verticale ad U. Il sistema di refrigerazione (generatore di vapore, pompe, tubature, ecc.) si trova in compartimenti separati dal vessel. In caso di sovrappressione in uno di questi compartimenti, si romperanno dei diaframmi appositi in modo da metterli in comunicazione con la cupola e gli anelli dell'edificio di contenimento primario.

All'interno dell'edificio primario del reattore si trova uno schermo sferico di acciaio progettato per resistere a 8 bar di sovrappressione e racchiudente un volume di circa 70.000 m³, che a sua volta racchiude il sistema reattore. L'involucro esterno dell'edificio primario di contenimento è in cemento armato e, oltre allo schermo in acciaio, racchiude i compartimenti di salvaguardia. È possibile che vi sia una perdita fra il volume racchiuso dallo schermo in acciaio e l'anello esterno (edifici di salvaguardia da 42.000 m³ circa) che però sarà controllata dal sistema di ventilazione, opportunamente filtrata, condotta agli edifici ausiliari e infine scaricata a camino in modo controllato.

Per calcoli incidentali con codici come MELCOR e ASTEC è necessario avere uno schema o modello semplificato dell'edificio di contenimento, cioè una *nodalizzazione* che ne descriva:

- Volumi
- Quote
- Connessioni tra i volumi
- Strutture
- Modalità di eventuali cedimenti
- Ecc.

2.3 Indicazioni di calcolo

Come calcolo iniziale si è considerato un semplice scenario quale uno SB-LOCA con perdita della capacità di rimozione di calore nel circuito secondario, cercando di modellare solamente l'aspetto termo-idraulico. L'unica contromisura considerata per mitigare l'incidente è stata l'azione degli accumulatori che hanno iniettato come da progetto refrigerante nel vessel del reattore.

2.3.1 Volumi di controllo

I compartimenti dell'edificio primario di contenimento e degli edifici ausiliari sono stati raggruppati in 16 *volumi di controllo* (altrimenti detti *zone*) in modo da creare una nodalizzazione generica piuttosto semplice. Le strutture reali e le connessioni tra i compartimenti sono stati uniti tra loro in modo da limitare la complessità del problema. La [Figura 1](#) mostra la suddivisione dell'edificio di contenimento in zone. I quattro circuiti di refrigerazione sono stati raggruppati due a due, per cui alla fine si ottiene:

- Due compartimenti con generatori di vapore R- SG12 e R- SG34
- I corrispondenti compartimenti anulari e le scale dietro allo scudo cilindrico anti-missili R- ANN12 and R- ANN34
- Associati a queste zone si trovano i compartimenti di salvaguardia anulari U-12 e U-34
- Esistono due zone comuni denominate cupola e pozzo di drenaggio, R- DOME e R- SUMP, all'interno dello schermo in acciaio e i relativi equivalenti all'esterno dello schermo negli edifici di salvaguardia U- DOME and U- SUMP
- La cavità del reattore R- CAVITY e le condotte di refrigerante R- DUCT sono rappresentate rispettivamente da una unica zona
- Per potere rappresentare la perdita dall'interno verso l'esterno dello schermo in acciaio si è creata una connessione verso l'edificio ausiliare AB- SUMP
- Il gas si può distribuire in due compartimenti AB- UP1 & 2, può fuoriscire come perdita oppure può essere ventilato in camino AB- CHIM verso l'ambiente esterno ENVIRON

I parametri principali che descrivono ogni zona sono mostrati in [Figura 2](#).

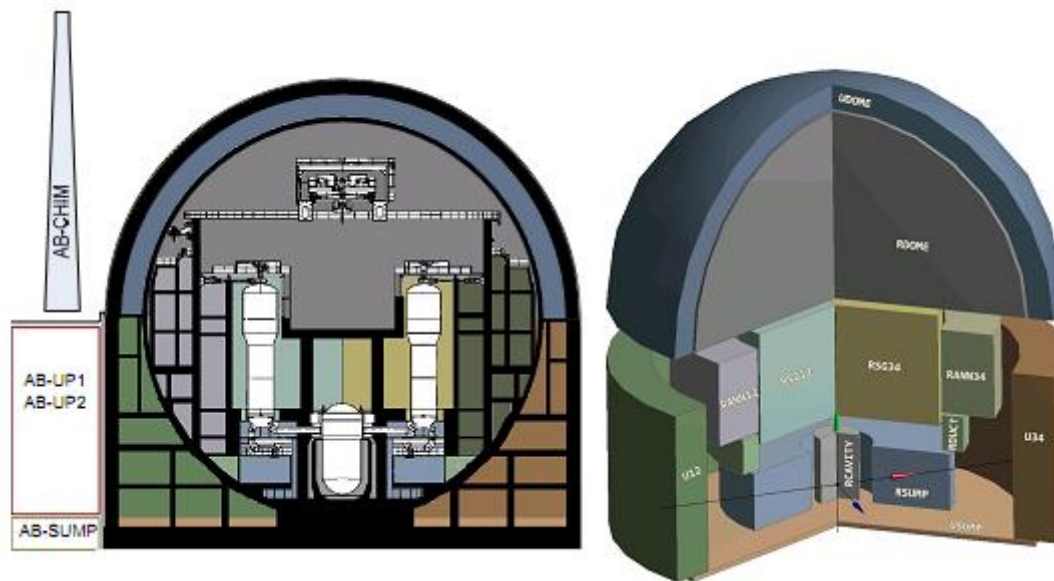


Figura 1: Volumi di controllo dell'edificio primario

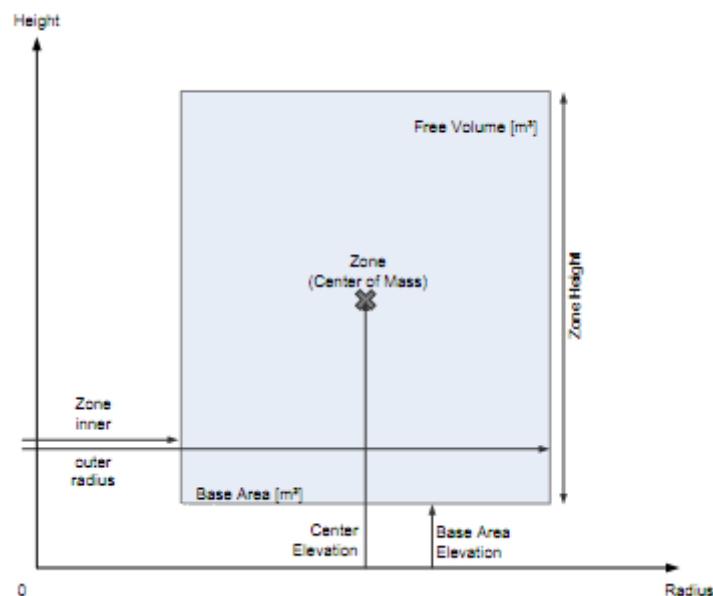


Figura 2: Parametri di zona

2.3.2 Percorsi o connessioni

Le zone del contenimento generico sono interconnesse tra loro mediante giunzioni o percorsi detti *flow paths*. Per ridurre la complessità del modello, i diaframmi di rottura e le valvole di sfiato sono stati uniti tra loro.

La Figura 3 mostra l'informazione geometrica di queste connessioni. Sono state considerate unicamente giunzioni orizzontali o verticali con sezioni trasversali circolari. Le connessioni verticali hanno una lunghezza che è la distanza tra il soffitto e il pavimento dei volumi collegati; le connessioni orizzontali hanno invece una lunghezza prestabilita di 1 metro che è poi lo spessore delle pareti di cemento

armato. I punti iniziali e finali dei percorsi sono rispettivamente l'altezza del soffitto e del pavimento delle zone collegate per i percorsi verticali, mentre per i percorsi orizzontali sono il centro della zona di partenza. Non ci si aspetta accumulo di acqua o pozze in nessuna zona tranne quelle preposte allo scopo, cioè quelle di drenaggio (R-SUMP).

La [Figura 4](#) mostra i percorsi usati nel calcolo e come i volumi di controllo sono interconnessi tra di loro.

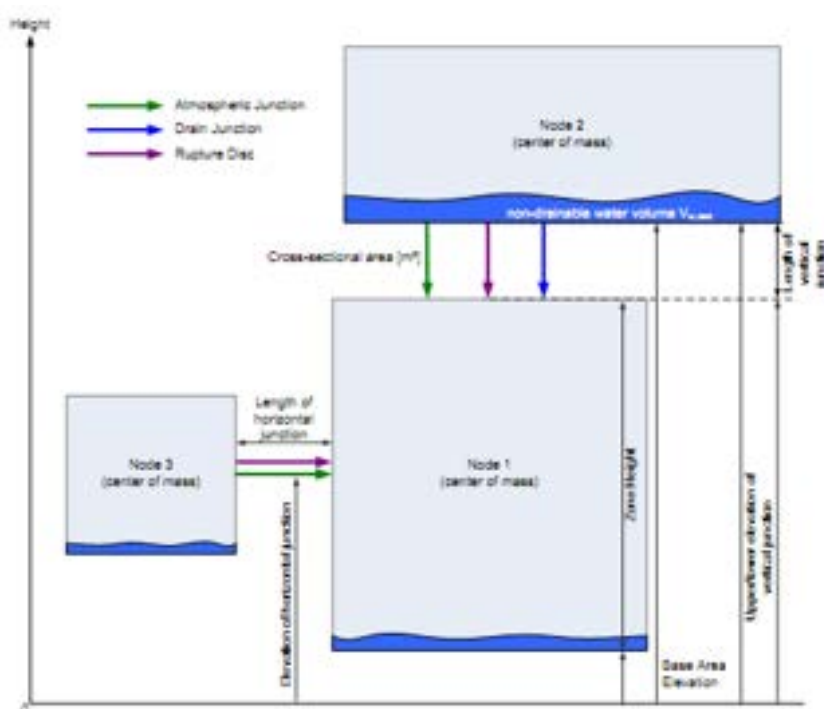


Figura 3: Descrizione delle interconnessioni

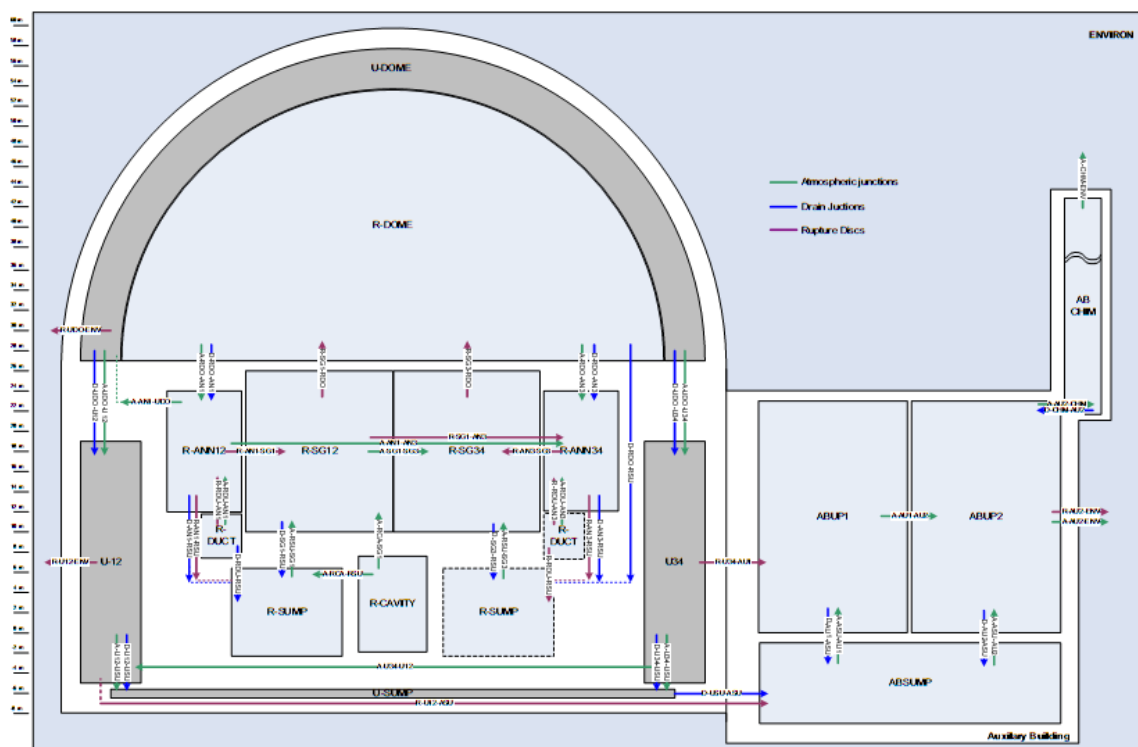


Figura 4: Percorsi usati nel modello per il calcolo

2.3.3 Strutture termiche

Nonostante la nodalizzazione del contenimento generico sia molto semplificata, si è cercato di conservare la capacità termica totale e la superficie di scambio termico. Ogni zona contiene strutture in acciaio e in cemento armato che rappresentano la superficie di scambio termico totale dell'intera zona. Dal momento che lo scambio termico nella maggior parte dei casi avviene all'interno della zona stessa e con la zona stessa, la struttura termica rappresenta più che altro un accumulo di calore o una inerzia termica. Lo scambio di calore con altre zone viene considerato solamente nel caso degli edifici di salvaguardia e da questi verso l'ambiente esterno.

In questo contenimento generico si fa distinzione solamente tra strutture orizzontali (solai inferiori o pavimenti) e strutture verticali (pareti). In una struttura orizzontale lo scambio di calore avviene prima dall'atmosfera alla pozza eventuale d'acqua e successivamente dall'acqua alla struttura stessa; in una struttura verticale invece lo scambio termico avviene direttamente dall'atmosfera alla struttura.

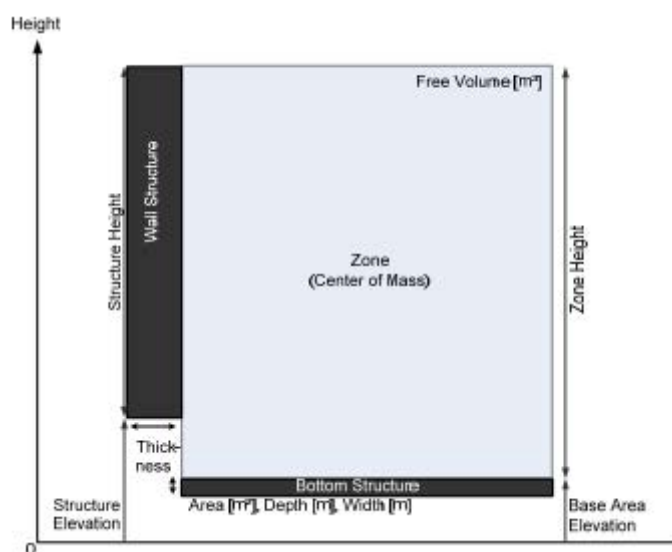


Figura 5: Geometria delle strutture termiche

La geometria usata per descrivere le strutture termiche è mostrata in [Figura 5](#).

Le strutture termiche sono state considerate come semplici solidi rettangolari. L'elevazione delle strutture verticali è di 1 metro sopra il livello del suolo per evitare che possano essere sommerse; le strutture orizzontali hanno la superficie inferiore allo stesso livello del volume di controllo.

2.3.4 Scenario incidentale

Lo scenario incidentale inizialmente analizzato è un SB-LOCA (piccola rottura con perdita di refrigerante) con perdita della funzione di rimozione di calore e senza danneggiamento del nocciolo. Inizialmente si è considerata solo la termo-idraulica del problema. Il comportamento del circuito primario di refrigerazione comprendendo anche il funzionamento degli accumulatori è stato modellato usando dei "termini sorgente", cioè dei valori tabulati in funzione del tempo con i valori di valore e acqua fuoriuscente dal circuito in termini di massa ed entalpia.

Nella [Figura 6](#) si mostrano i termini sorgente impiegati nel calcolo.

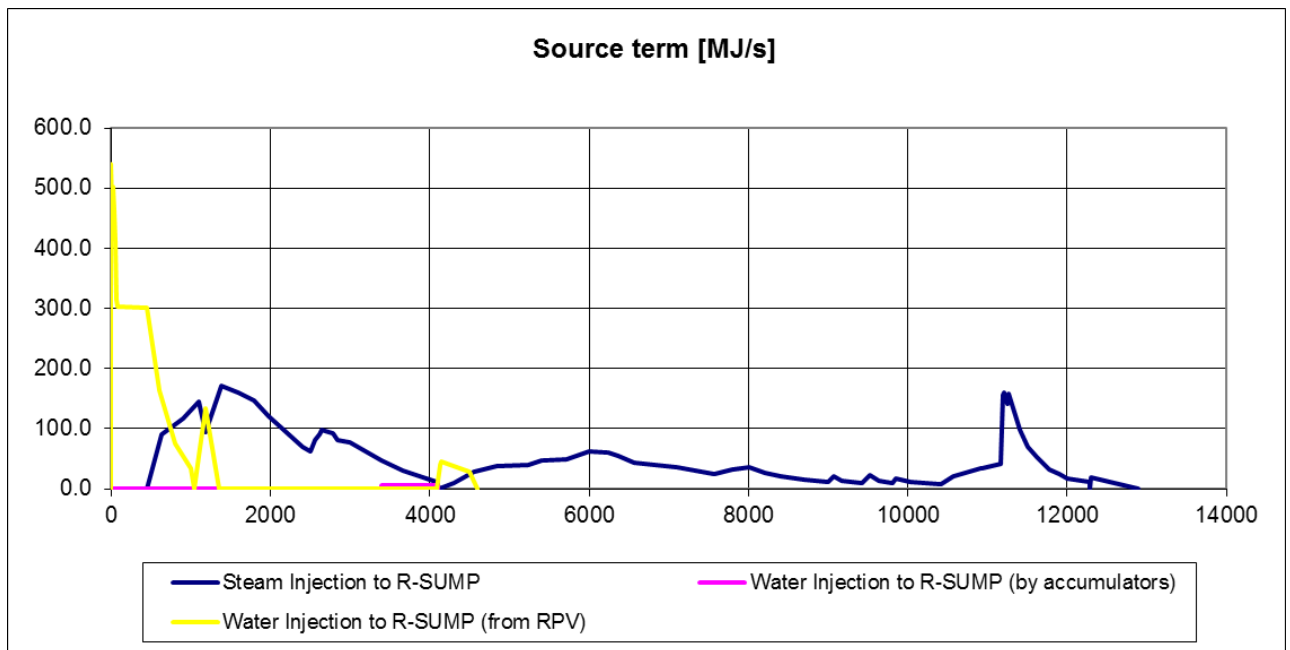


Figura 6: Termini sorgente di acqua e vapore fuoriuscenti dal circuito primario

2.4 Considerazioni generali sul calcolo

A continuazione seguono alcune considerazioni su come il modello è stato implementato per il calcolo.

2.4.1 Informazione generale

Nome e versione del codice utilizzato: **MELCOR 1.8.6 e MELCOR 2.1**

2.4.2 Volumi di controllo

Le zone sono state inizialmente definite con atmosfera e liquido non in equilibrio tra loro, permettendo la formazione di nebbia.

2.4.3 Iniezione di acqua e vapore

Le iniezioni di acqua e vapore sono state definite come sorgenti esterne di massa ed energia: il vapore si inietta in atmosfera e l'acqua nella pool.

Le entalpie specifiche fornite nelle indicazione del calcolo sono state convertite in entalpie assolute, cioè in Watt moltiplicando la portata massica [kg/s] per l'entalpia specifica [kJ/kg] :

$$E [W] = m [kg/s] \times h [kJ/kg] \times 1000 [J/kJ]$$

Il modello è stato considerato con il Flashing of Superheated Water Sources

2.4.4 Passo di tempo

Si è utilizzato il seguente passo di tempo:

- Maximum time step 0.1 sec
- Minimum time step 0.0001 sec

2.4.5 Strutture termiche

Le strutture termiche sono state modellate nel modo seguente:

- Strutture in cemento armato: nodi di temperatura equidistanti tra loro 1 cm
- Strutture in acciaio: 10 nodi di temperatura equidistanti tra loro
- Tutte le strutture sono rettangolari
- Tutte le strutture hanno due superfici di scambio termico
- I coefficienti di convezione sono calcolati in automatico da MELCOR.
- Lo scambio di calore per radiazione è stato implementato con il modello gray gas
- Le lunghezze caratteristiche sono state fissate arbitrariamente a 1.0 metri per tutte le strutture

2.5 Risultati del calcolo

I risultati del calcolo ENEA eseguiti con il codice MELCOR 1.8.6 sono mostrati a continuazione.

2.5.1 Pressione globale

La [Figura 7](#) mostra l'andamento della pressione all'interno del contenimento primario.

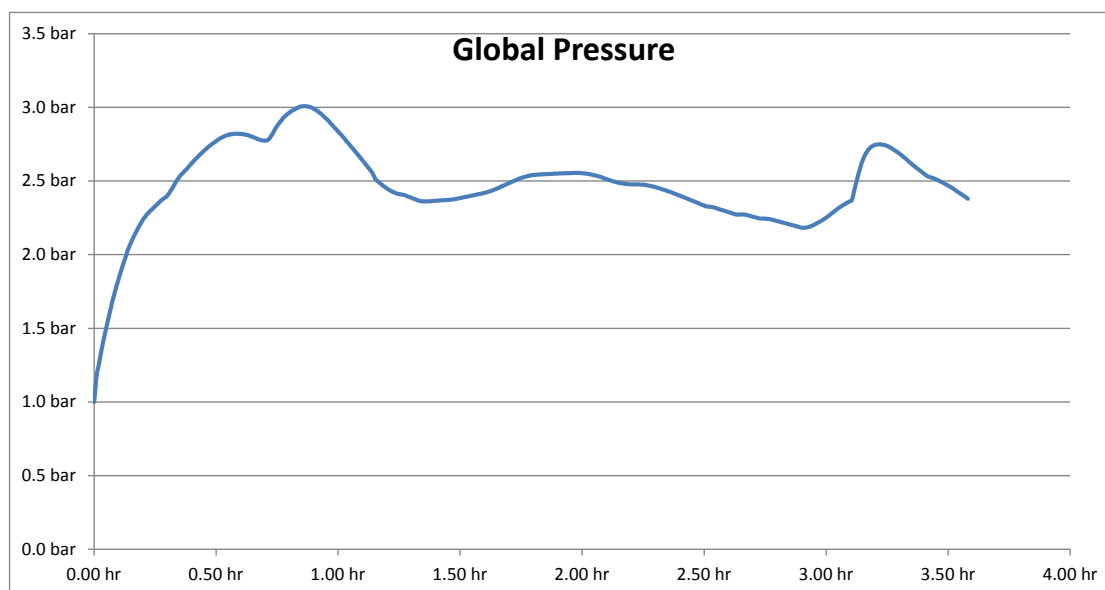


Figura 7: Evoluzione della pressione globale

2.5.2 Temperature

Le seguenti figure mostrano l'andamento delle temperature all'interno del contenimento primario.

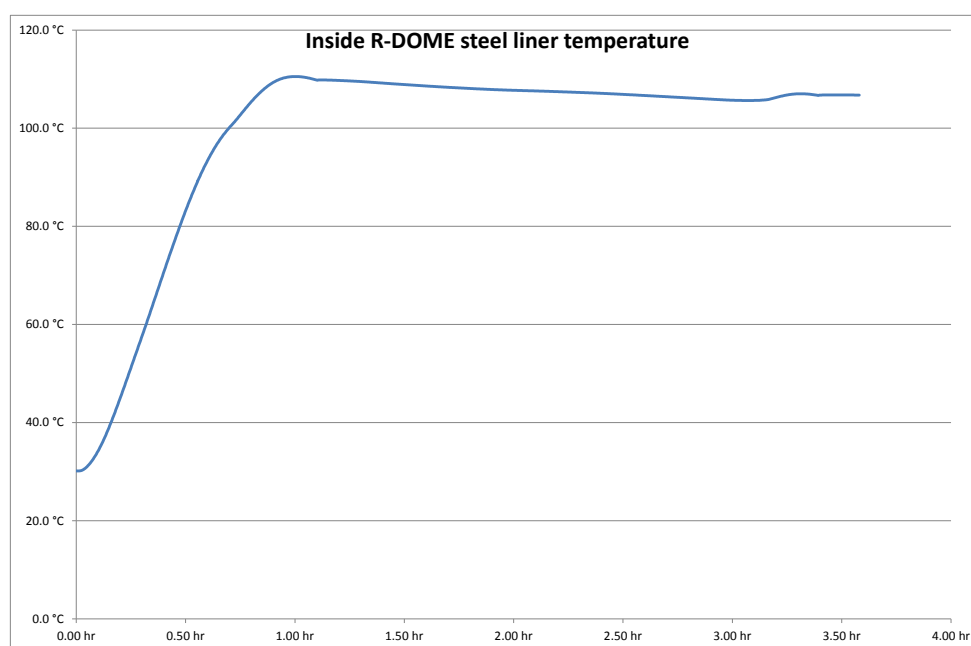


Figura 8: temperatura sulla superfici interna dello schermo di acciaio R-DOME

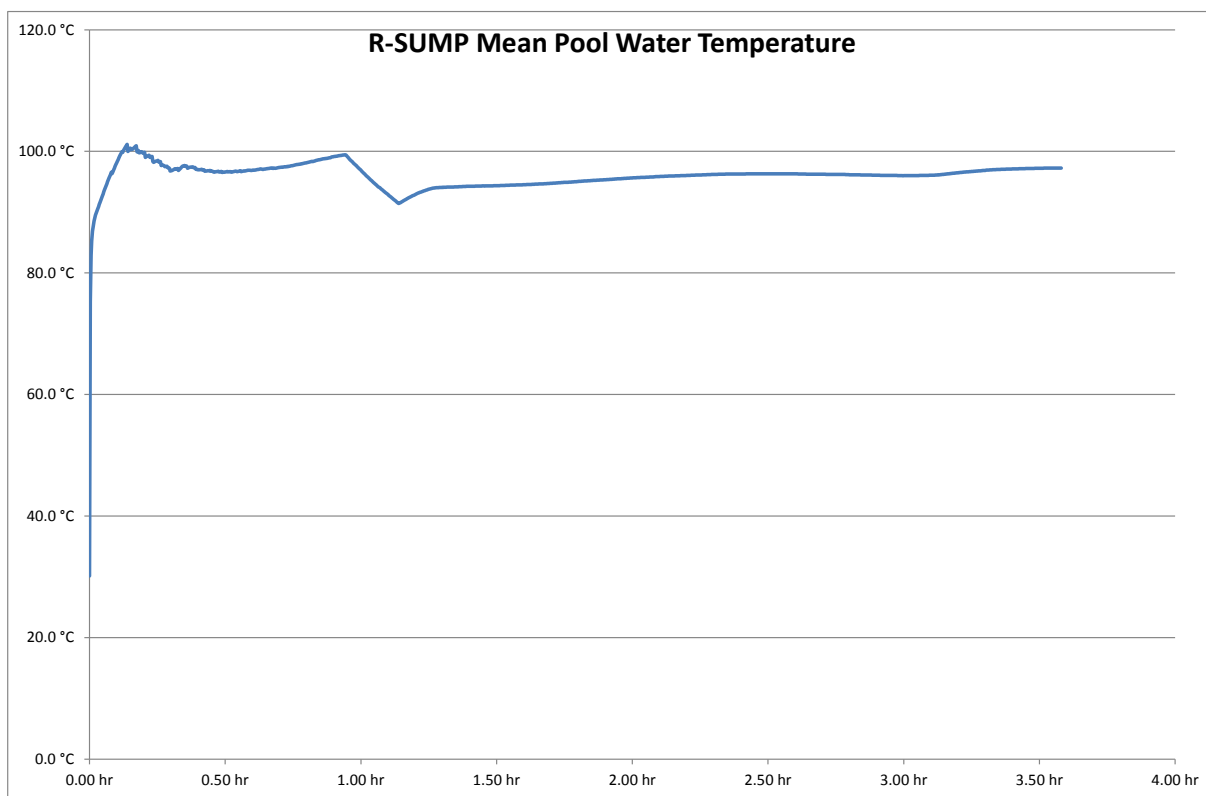


Figura 9: temperatura dell'acqua nel R-SUMP

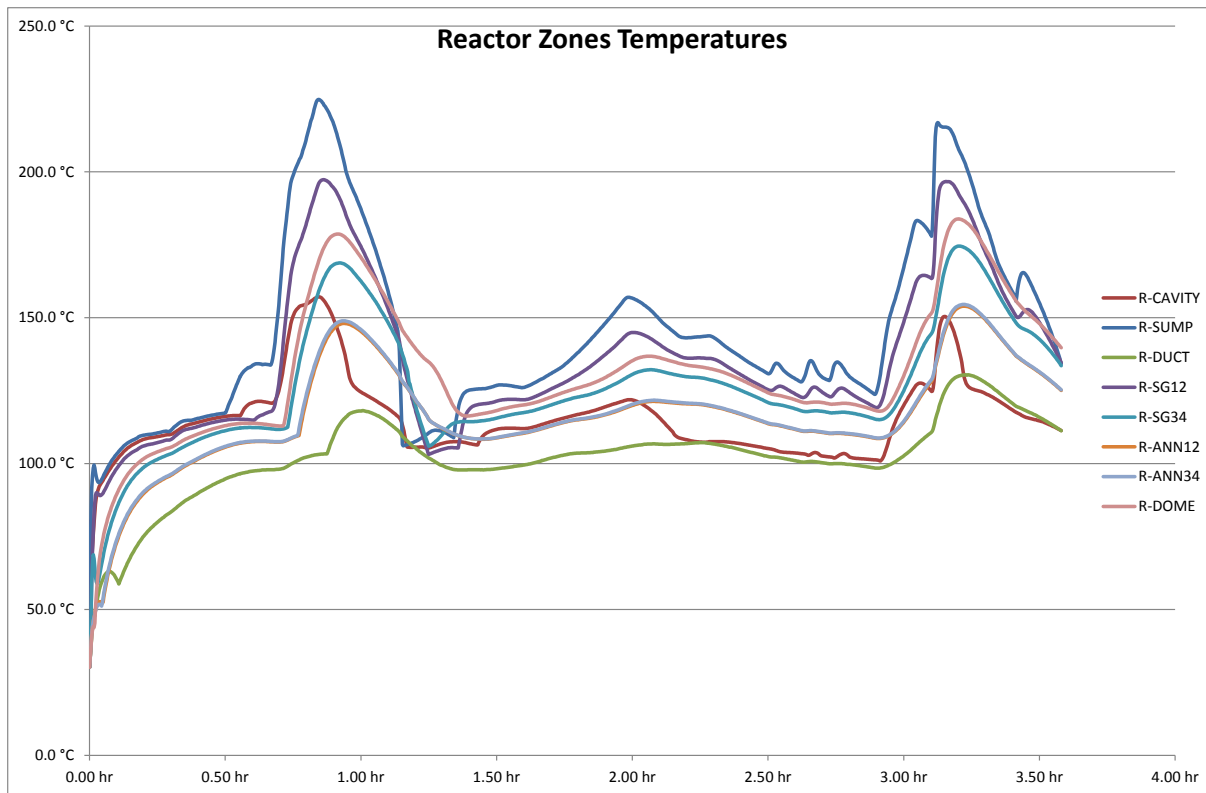


Figura 10: temperature atmosferiche

2.5.3 Umidità Relative

La seguente figura mostra l'andamento delle umidità relative all'interno del contenimento primario.

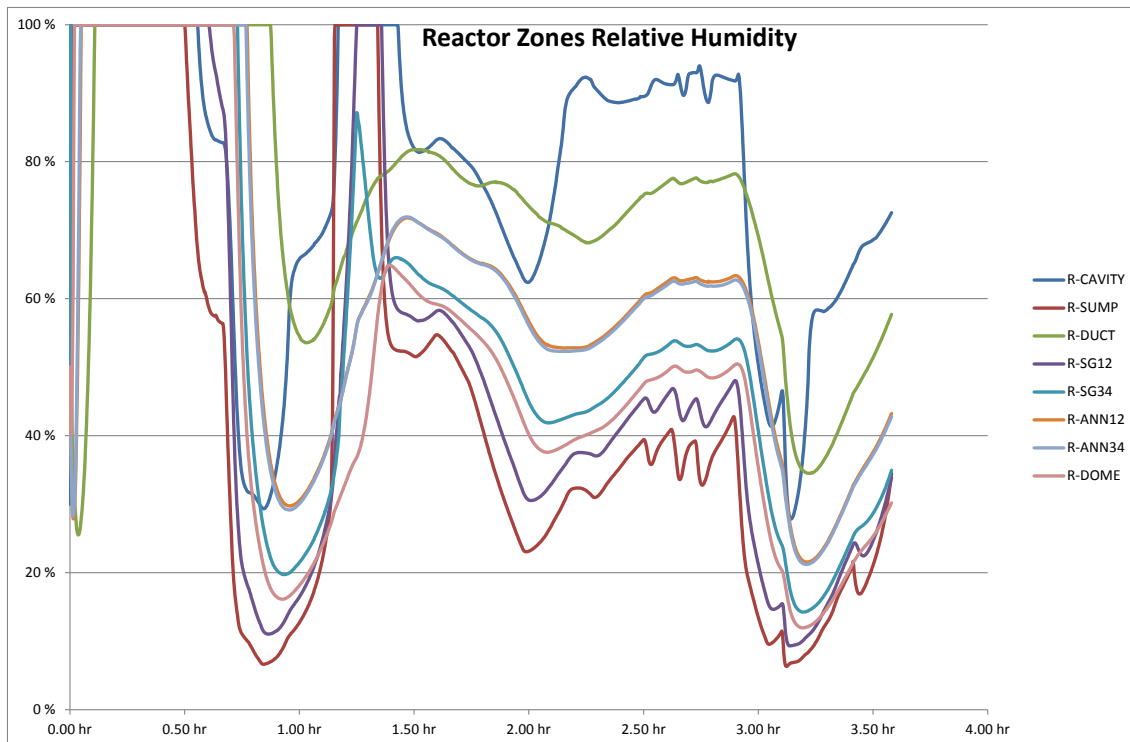


Figura 11: umidità relative

2.5.4 Condensazioni

Le seguenti figure mostrano l'andamento delle condensazioni all'interno del contenimento primario.

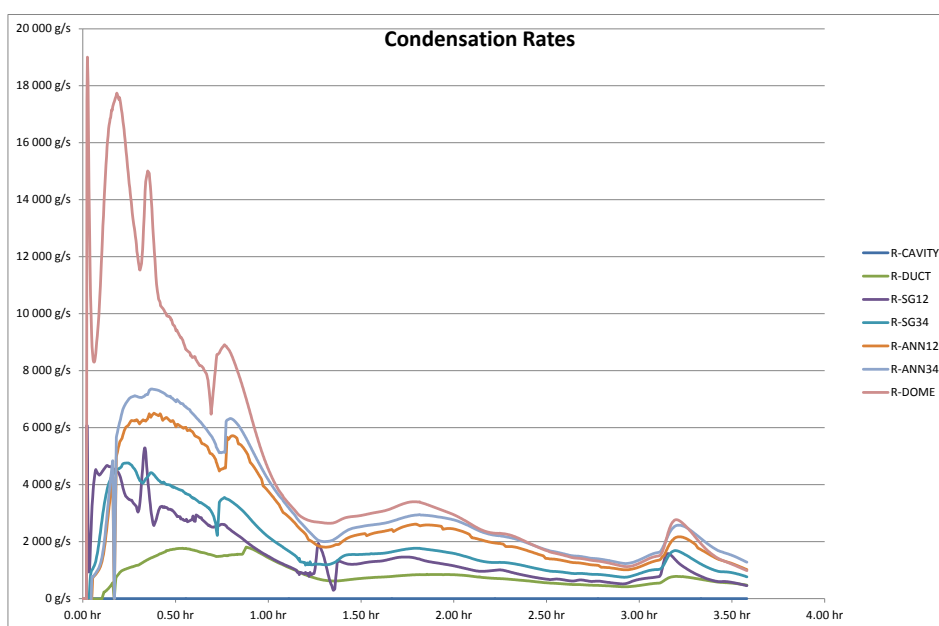


Figura 12: Ratei di condensazione (1)

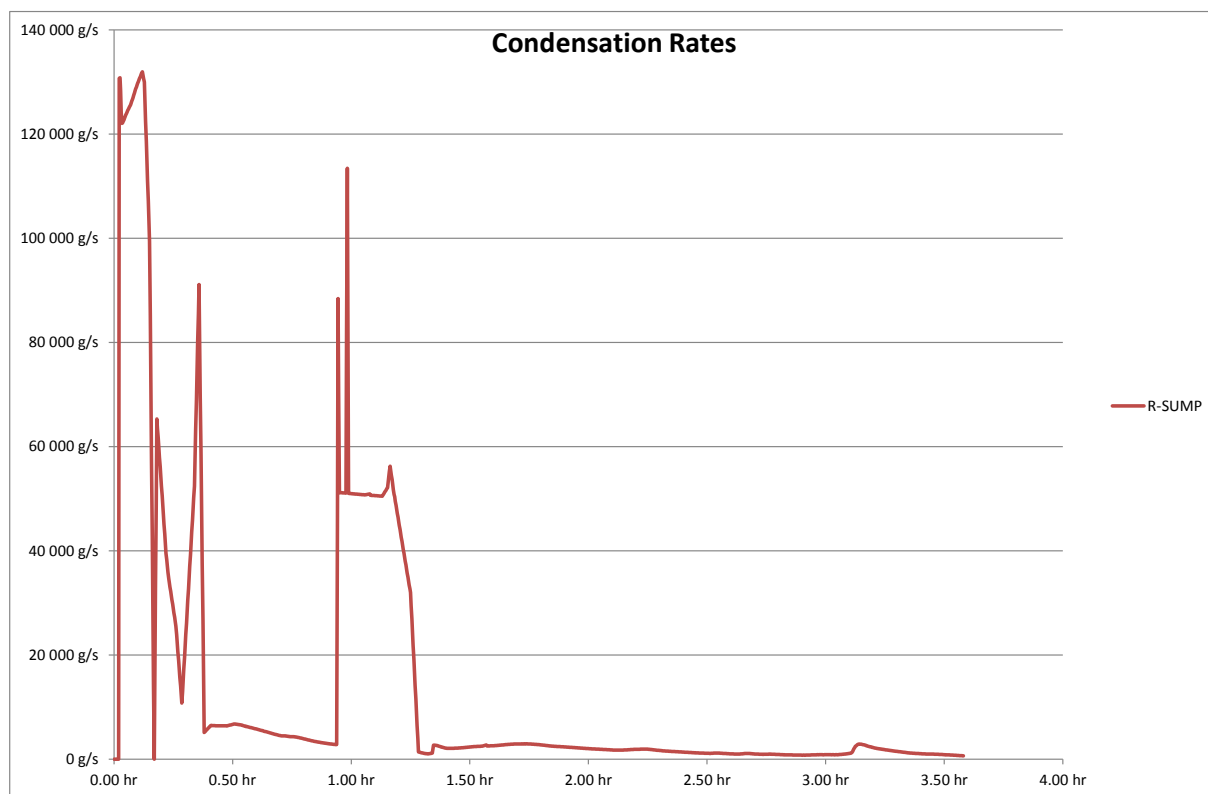


Figura 13: Ratei di Condensazione (2)

2.6 Flashing of Superheated Water Sources

Le versioni di MELCOR antecedenti alla 1.8.6 non avevano un modello specifico per trattare acqua surriscaldata che viene inserita in un volume di controllo ad una altezza superiore al livello della pool (cioè iniettata direttamente in atmosfera). Quando l'acqua surriscaldata entrava in un volume di controllo, tutta la sua massa ed entalpia veniva aggiunta direttamente alla pool eventualmente presente nel volume.

MELCOR a partire dalla versione 1.8.6 ha inserito un modello specifico per trattare l'iniezione di acqua surriscaldata, suddividendola in acqua liquida e vapore automaticamente in base alla pressione del volume ricevente.

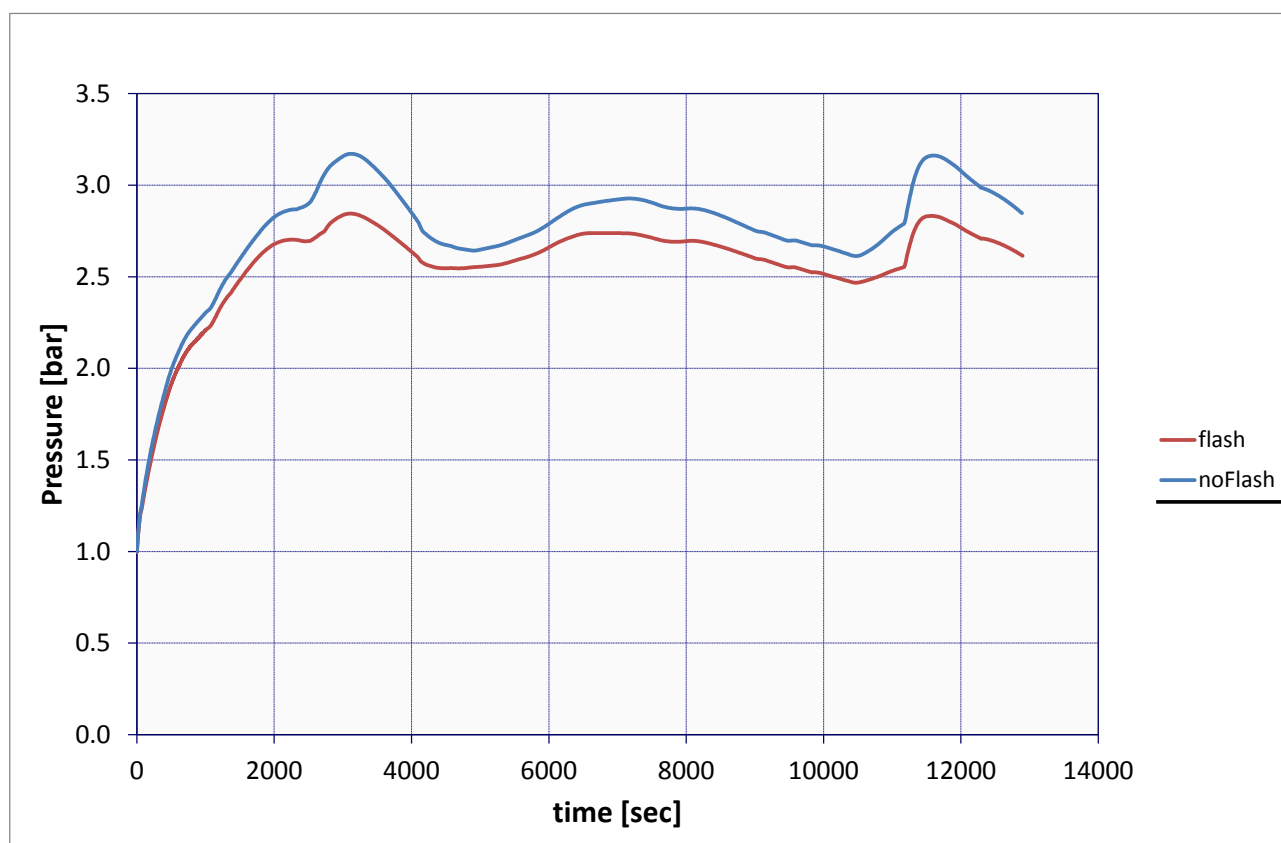


Figura 14: Effetto del modello superheated water source flashing sull'andamento della pressione

La Figura 14 mostra l'effetto del modello superheated water source flashing sull'andamento della pressione.

2.7 Strutture termiche

Il modo in cui le strutture termiche sono state modellate ha un grande impatto sui risultati del calcolo.

Dal momento che le strutture termiche coinvolgono molti aspetti si è cercato di isolare ogni effetto per capirne l'importanza.

2.7.1 Nodi di temperatura

Il calcolo della distribuzione di temperatura in strutture di cemento armato piuttosto massicce influenza i risultati del calcolo. La Figura 15 mostra come ciò influenza i risultati del calcolo. Si può concludere che una nodalizzazione troppo grezza non è adeguata al calcolo.

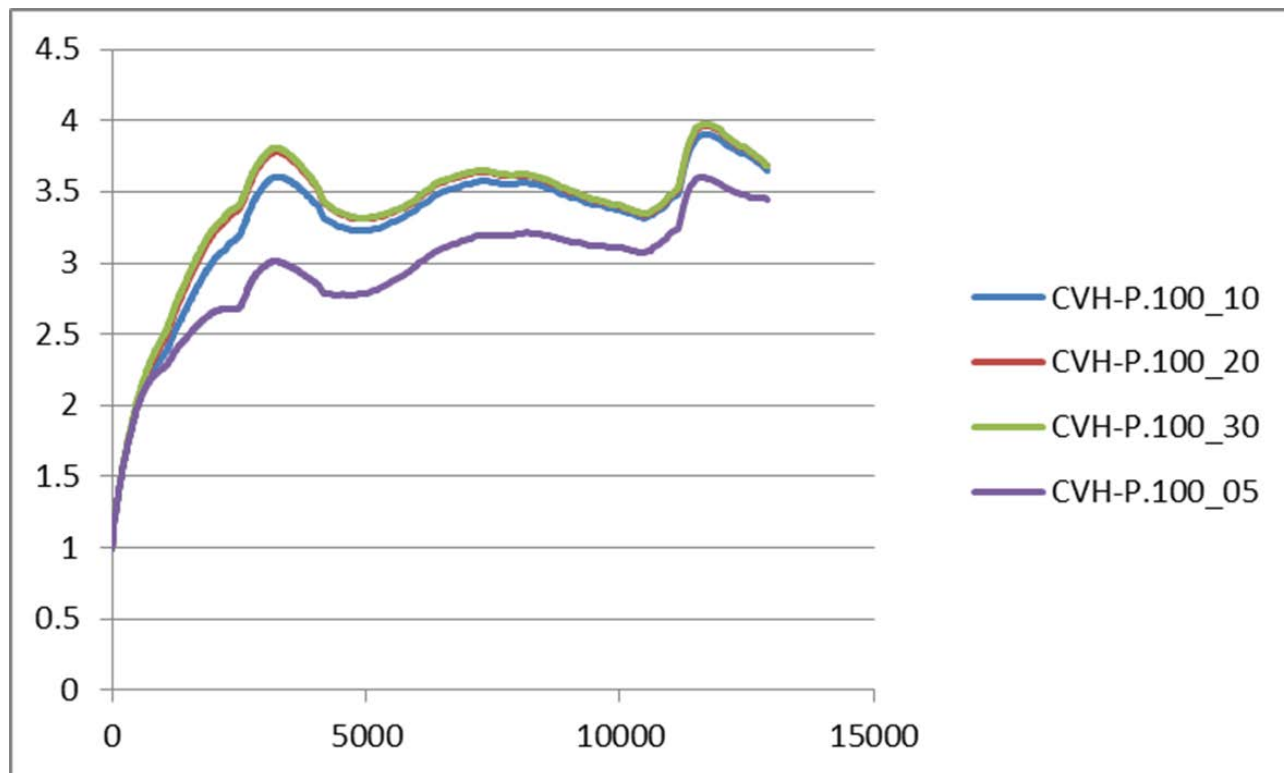


Figura 15: effetti di una nodalizzazione grezza e fine

2.7.2 Scambio di calore per radiazione

Nel calcolo è possibile prendere in considerazione o meno lo scambio termico fra strutture per radiazione. La maggior parte delle strutture erano contenute all'interno del volume e non scambiavano calore al di fuori di esso.

Ciò nonostante, i risultati possono essere sensibili all'inclusione o meno di questo tipo di scambio termico come mostrato in Figura 16.

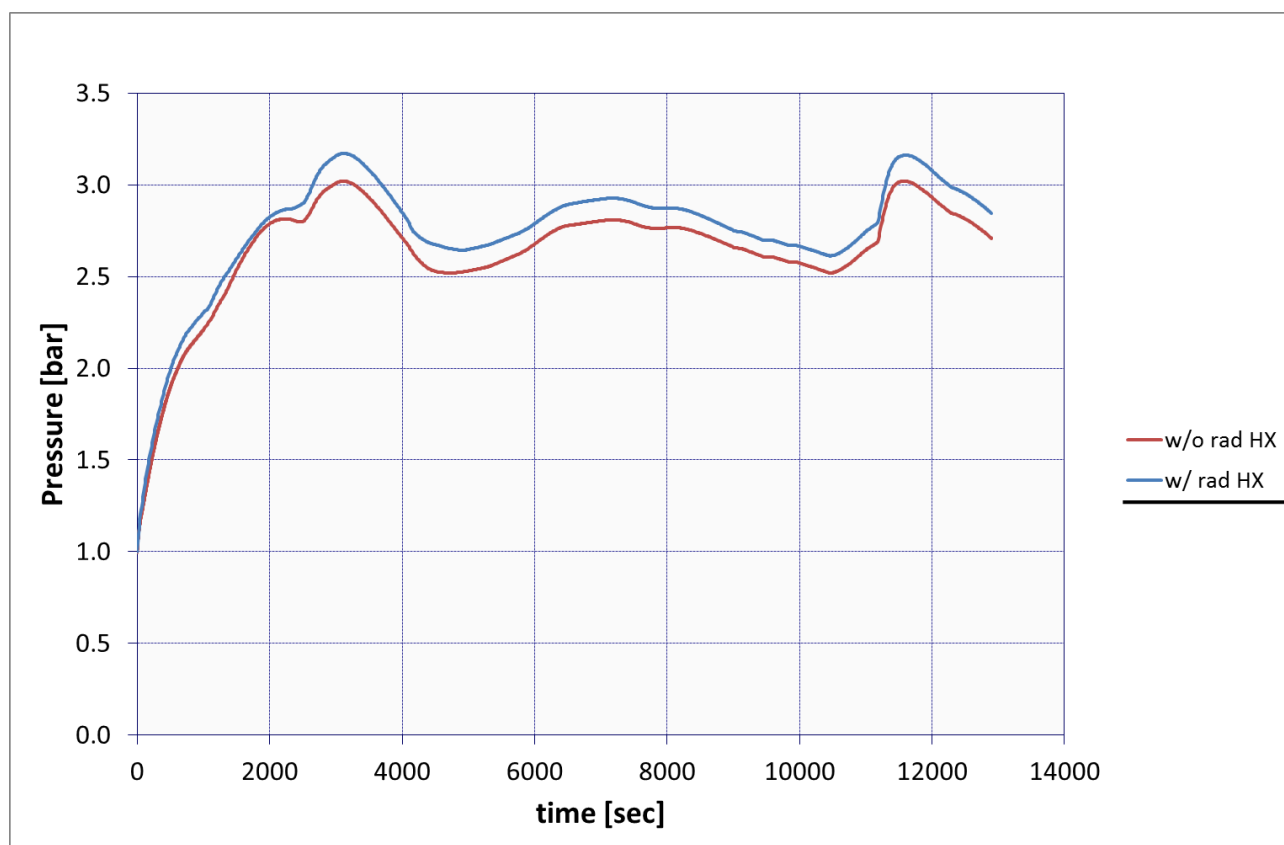


Figura 16: influenza dello scambio termico per radiazione

2.7.3 Lunghezze caratteristiche

La lunghezza caratteristica per una superficie di una struttura è quella dimensione che viene usata per calcolare certe quantità come i numeri di Reynolds, Grashof, Nusselt e Sherwood.

I risultati mostrati in Figura 17 sono stati ottenuti usando:

- Serie 1: lunghezza caratteristica di 1 metro per tutte le strutture
- Serie 2: lunghezza caratteristica di 10 metri per tutte le strutture

È facile notare che i risultati sono piuttosto diversi!

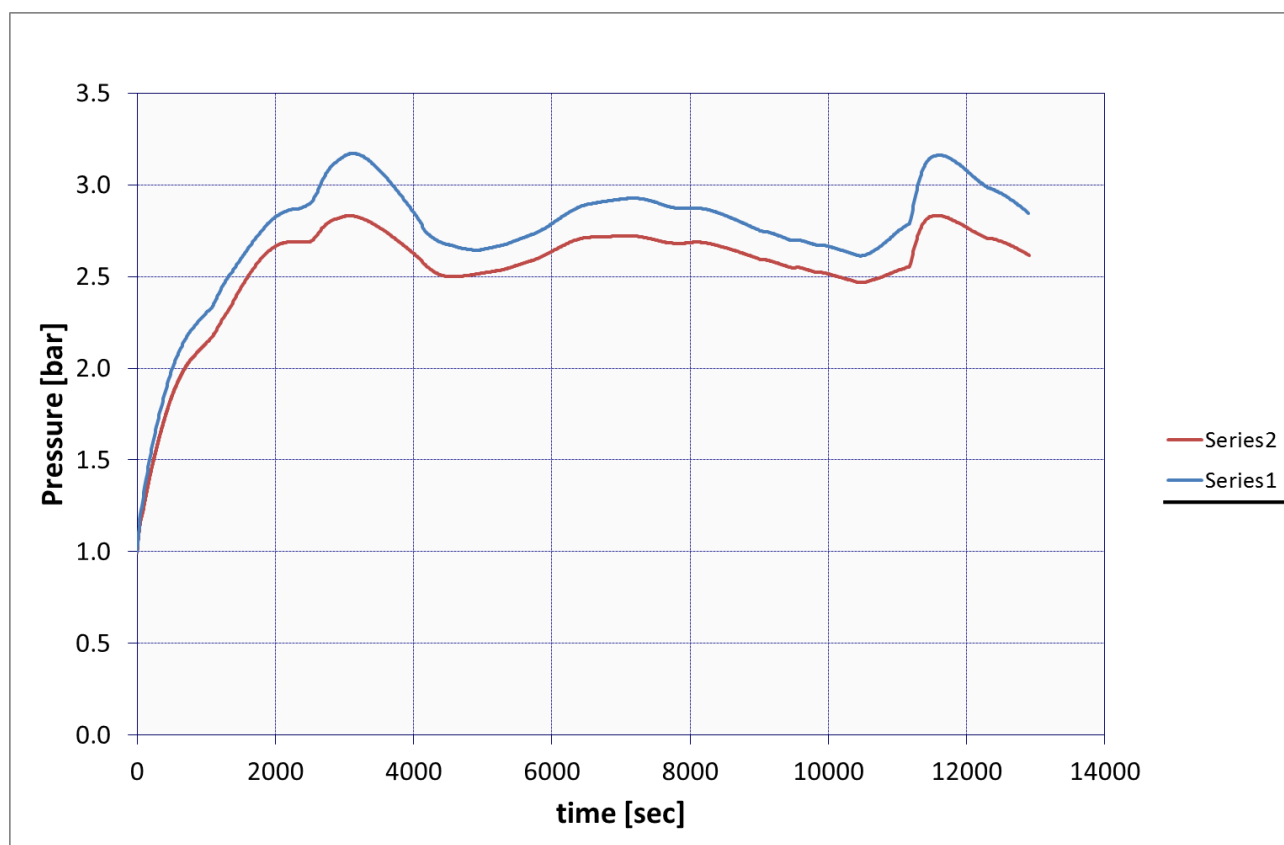


Figura 17: Influenza della lunghezza caratteristica sui risultati

2.7.4 Passo di tempo

Il passo di tempo massimo usato nel calcolo ha una enorme influenza sui risultati. Anche se la simulazione avanza senza intoppi, un passo di tempo troppo elevato impedisce di osservare certi fenomeni come la rottura di alcuni diaframmi.

La Figura 18 mostra i risultati ottenuti con i seguenti passi di tempo:

- Max time step 10.0 secondi
- Max time step 1.0 secondi
- Max time step 0.1 secondi

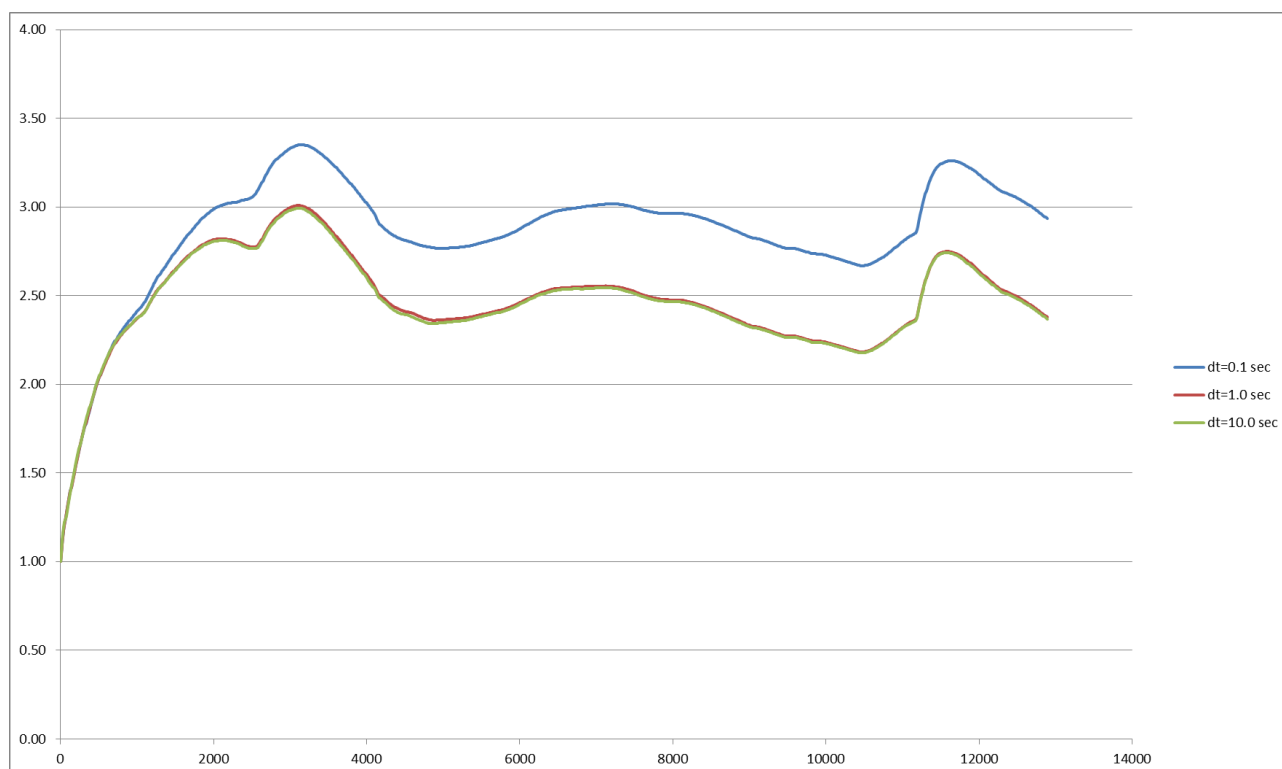


Figura 18: effetto del passo di tempo nel calcolo

2.7.5 MELCOR 1.8.6 e MELCOR 2.1

L'ultima analisi di sensibilità che si è preso in considerazione è un confronto fra MELCOR 1.8.6 e MELCOR 2.1

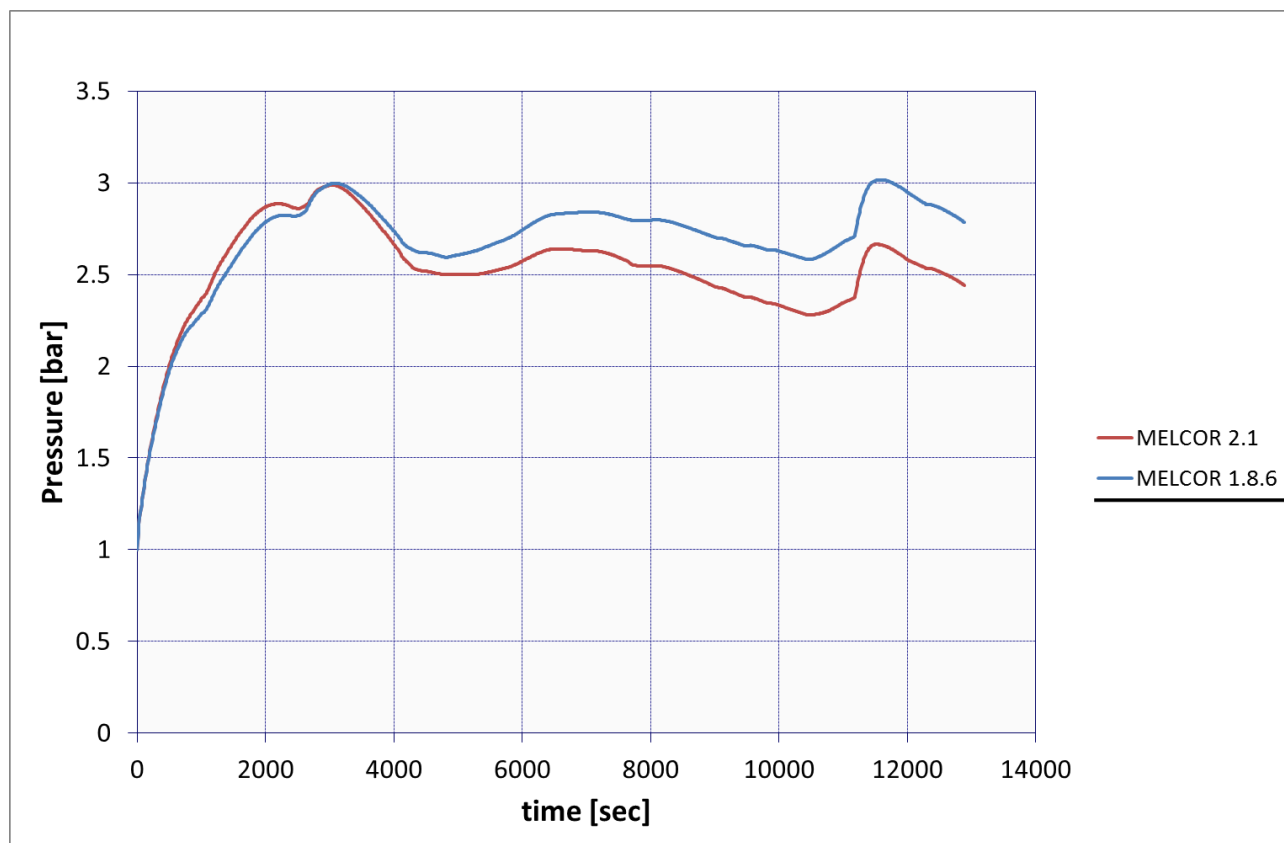


Figura 19: Confronto tra MELCOR 1.86 e MELCOR 2.1

Il file di input deck per la versione 2.1 di MELCOR è stato scritto manualmente e non ricavato da una conversione automatica da una versione 1.8.6.

I coefficienti di sensibilità usati nella versione 2.1 sono gli stessi usati nella versione 1.8.6.

Teoricamente non ci dovrebbero essere differenze in quanto le due versioni utilizzano gli stessi modelli fisici e matematici, ma si può invece osservare che le differenze esistono eccome.

2.8 Considerazioni relative al codice MELCOR

La sfida principale è stata generare un modello di un edificio di contenimento generico che fosse allo stesso tempo semplice ed accurato, in modo da potere essere testato su più codici di calcolo.

Le principali lezioni che questo studio di sensibilità ha trasmesso sono:

- L'utilizzatore del codice può influenzare notevolmente i risultati. Ciò è dovuto al fatto che MELCOR consente molta libertà nella descrizione del problema lasciando spazio alla scelta di moltissimi coefficienti di sensibilità.
- Teoricamente non ci dovrebbero essere differenze tra i risultati ottenuti con la versione 1.8.6 e 2.1 in quanto le due versioni utilizzano gli stessi modelli fisici e matematici. La principale differenza tra le due versioni è il linguaggio di programmazione: Fortran 77 per la versione 1.86 e Fortran 95 per la versione 2.1 .
- Un corretto passo di tempo consente di ottenere risultati molto più accurati
- Una buona nodalizzazione delle strutture termiche consente di ottenere risultati molto più accurati
- La lunghezza caratteristica delle superfici di scambio termico (usata per calcolare i numeri di Reynolds, Grashof, Nusselt e Sherwood) ha una grande influenza sui risultati finali

3 CALCOLI PARAMETRICI DI DEBRIS BED REFLOODING 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: 1) lo scoprimento del nocciolo a seguito di perdita di refrigerante primario con conseguente surriscaldamento delle barrette di combustibile per effetto del calore residuo e 2) 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.

Nel presente lavoro il codice ICARE/CATHARE è stato applicato a una geometria di riferimento rappresentativa del reattore nucleare TMI-2 del tipo ad acqua pressurizzata (PWR). Sono stati eseguiti diversi calcoli di sensibilità sui parametri con maggiori incertezze, al fine di determinare l'importanza degli stessi parametri nella fase di ri-allagamento (reflooding) del vessel e raffreddamento del debris bed formatosi nel nocciolo, durante un incidente severo.

3.1 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, 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 (vedi [Figura 1](#)), 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.

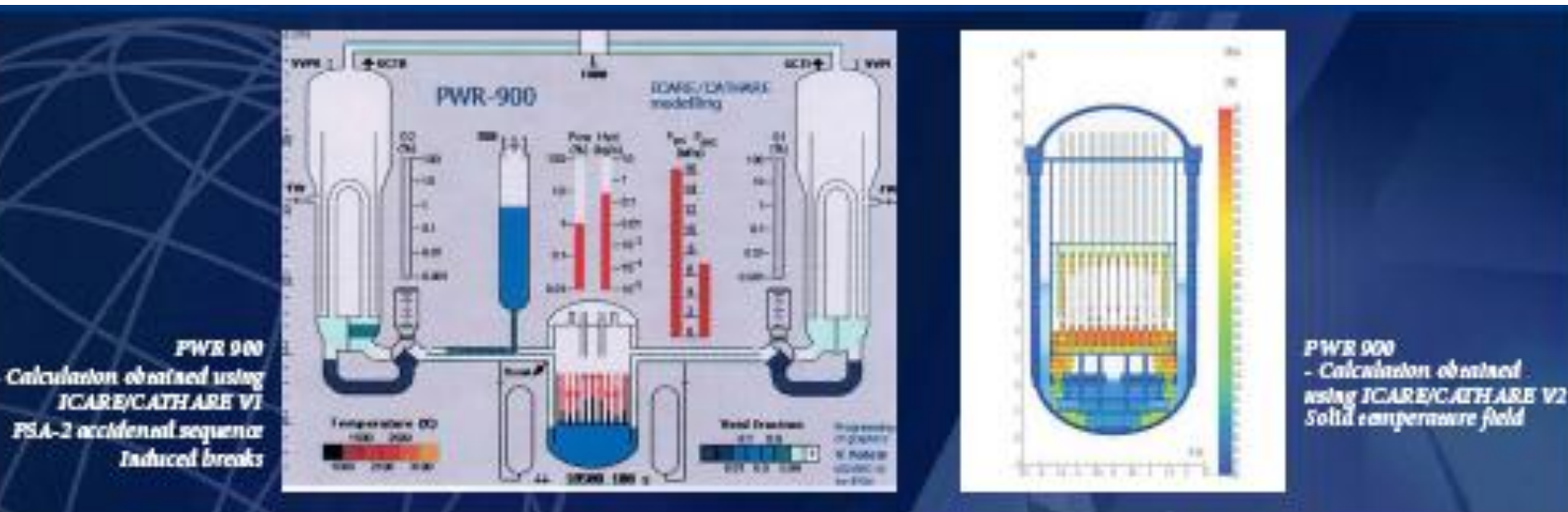


Figura 1: Sinottico di simulazione di un reattore PWR con il codice ICARE/CATHARE

3.1.1 Modelli

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, di energia e della 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.

L'ultima versione del codice ICARE/CATHARE (V2.3) impiegata nel presente lavoro è provvista di un nuovo modello termo-idraulico 3D per mezzi porosi che permette un'analisi più accurata dei fenomeni di debris bed reflooding.

3.1.2 Validazione

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

3.2 Simulazione di Debris Bed Reflooding nella Configurazione TMI-2

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 adottato nei calcoli ICARE/CATHARE è mostrato in [Figura 2](#). Il vessel è rappresentato con ICARE2 attraverso un modello 3D a geometria cilindrica con 5 nodi radiali, 23 nodi assiali e 1 solo nodo nella direzione azimutale. Due elementi assiali di CATHARE sono usati per rappresentare le tubazioni della gamba fredda (1 elemento con molteplicità 4) e della gamba calda (1 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.

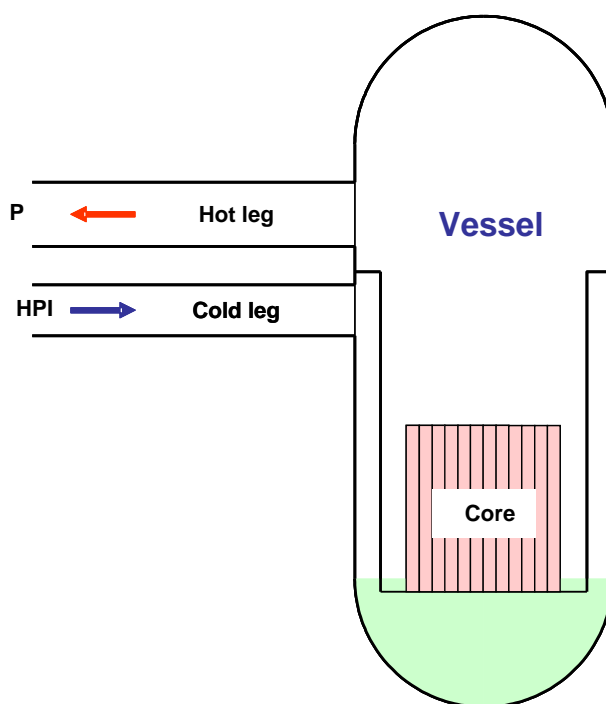


Figura 2: Schema semplificato del reattore TMI-2 per il codice ICARE/CATHARE

La parte attiva del nocciolo è discretizzata in tre nodi radiali e 10 nodi assiali. Il numero di barrette di combustibile e di barre di controllo delle zone interna, mediana ed esterna del nocciolo sono indicate in [Tabella 1](#).

Tabella 1: Discretizzazione radiale del nocciolo

Parametro	Zona del nocciolo		
	Interna	Mediana	Esterna
Numero barrette di combustibile	8927	15869	12020
Numero barre di controllo	729	1297	983

Nello scenario incidentale considerato per il calcolo base, la pressione del sistema primario durante la fase di reflooding è fissata a 10 bar, supponendo che una rilevante depressurizzazione abbia avuto luogo durante la prima fase 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 configurazione del nocciolo all'istante iniziale del transitorio di reflooding considerato rappresenta uno stato avanzato di degradazione del nocciolo, susseguente ad un incidente severo con scoprimo totale del nocciolo, in cui una parte rilevante delle guaine delle barrette di combustibile, pari al 40%, è già ossidata. Il reattore è nelle condizioni di arresto e 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. In queste condizioni la configurazione a fascio di barrette del nocciolo è mantenuta e la massima temperatura del combustibile nella parte superiore del nocciolo è pari a 1400 K. Nei primi 220 s di transitorio studiato, il vessel è allagato tramite il sistema HPI fino a raggiungere un livello di acqua corrispondente al limite inferiore del nocciolo, mentre le condizioni di temperature del nocciolo si stabilizzano sui valori voluti.

a) Appena prima della transizione a $t = 220$ s b) Dopo la transizione a $t = 250$ s

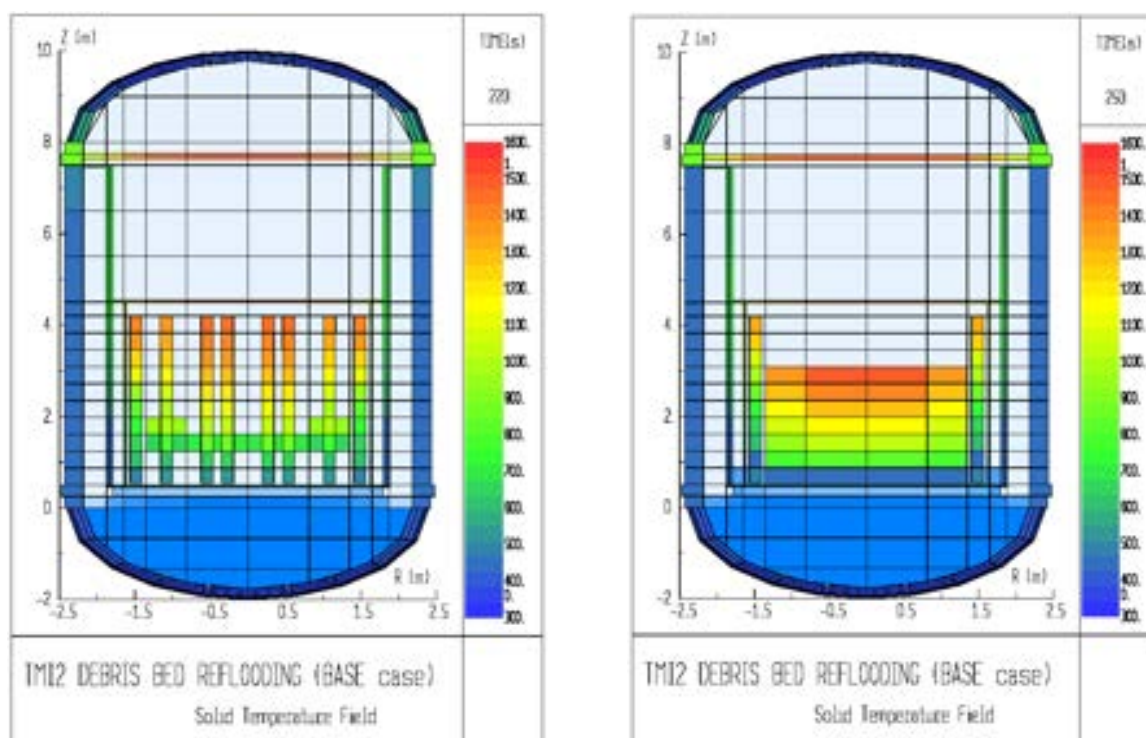



Figura 3: Configurazione del nocciolo prima e dopo la fase di transizione al tempo $t = 220$ s

Da questo 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 il collassamento completo e istantaneo delle zone interna e mediana del nocciolo fino a formare un debris bed di caratteristiche volute (valori predefiniti della porosità del debris bed e della dimensione delle particelle solide). La zona esterna del nocciolo rimane nella configurazione iniziale a fascio di barrette e consente una più facile risalita del livello di acqua nel nocciolo durante la fase di reflooding (effetto by-pass). Nello stesso istante la portata del sistema HPI è fissata al valore voluto (15 kg/s) e mantenuta costante durante il transitorio. La fase di transizione al tempo $t = 220$ s, con collassamento e formazione di debris bed nel nocciolo, è illustrata in [Figura 3](#).

3.3 Risultati del Calcolo Base per lo Studio Parametrico

Il transitorio di debris bed reflooding considerato nel presente lavoro non rappresenta quello dello scenario incidentale del reattore TMI-2. Infatti, i parametri rappresentativi del funzionamento del sistema primario e le caratteristiche del debris bed sono stati prefissati in base ad un generico transitorio di reflooding in un impianto PWR. La dimensione del particolato (diametro equivalente delle particelle costituenti il debris bed) è stata fissata pari a 3 mm in accordo a precedenti analisi effettuate dall'IRSN, mentre la porosità del debris bed, che è calcolata dal codice ICARE/CATHARE col metodo Dhir & Marshal (D&M), è molto vicina al 40%. La densità di potenza media del debris bed è pari a 170 W/kg, in accordo a un livello di potenza di decadimento

 Centro Ricerche Bologna	Sigla di identificazione NNFISS-LP5-025	Rev. 0	Distrib. L	Pag. 36	di 90
--	---	------------------	----------------------	-------------------	-----------------

del nocciolo raggiunto approssimativamente 3 h dopo lo spegnimento automatico (scram) del reattore. Così come descritto nella precedente sezione 0

Simulazione di Debris Bed Reflooding nella Configurazione TMI-2, il processo di reflooding del nocciolo avviene per risalita del livello di acqua dal basso mediante l'iniezione del sistema HPI, con il sistema primario mantenuto a pressione costante.

Il processo di debris bed reflooding, così come calcolato da ICARE/CATHARE, è illustrato in [Figura 4](#) e [Figura 5](#), mentre l'evoluzione temporale delle temperature nelle zone interna e mediana del nocciolo, fino a $t=5000$ s, è riportata in [Figura 6](#). Nella fase iniziale del transitorio la penetrazione di acqua attraverso il mezzo poroso conduce a un rapido raffreddamento della parte inferiore del nocciolo, mentre il ritardo nella risalita del livello di acqua nella parte alta del nocciolo porta a un progressivo incremento di temperatura in quella zona. Tale incremento di temperature è ulteriormente amplificato dal processo di ossidazione del particolato metallico (fenomeno esotermico), che porta a un incremento molto rilevante della sorgente di calore.

La rimozione del calore e raffreddamento del debris bed nella fase di reflooding avviene principalmente per evaporazione dell'acqua che è in grado di penetrare attraverso il mezzo poroso. Ciò dipende principalmente dalla permeabilità relativa del debris bed, che è calcolata in funzione della porosità e della dimensione delle particelle mediante leggi empiriche.

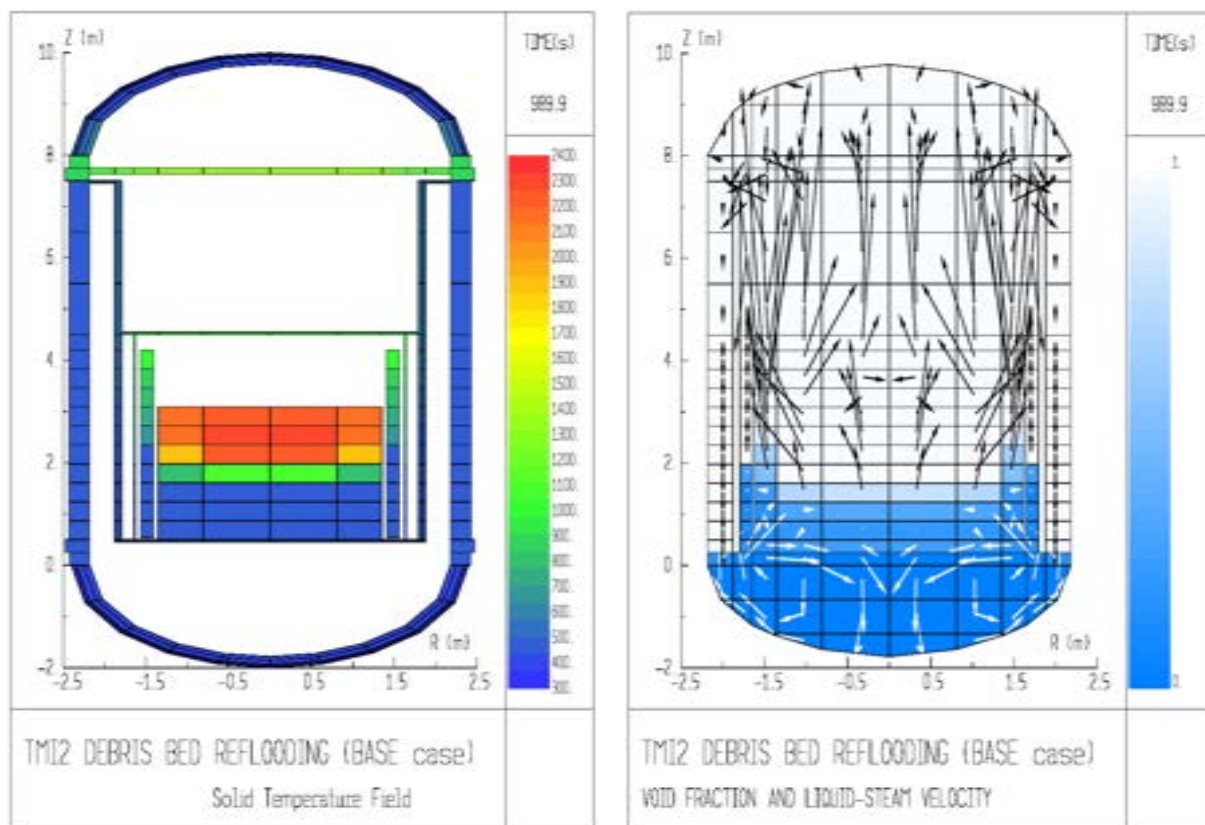


Figura 4: Illustrazione del debris bed reflooding (temperatura del debris, frazione di vuoto e velocità del liquido e del vapore) a diversi istanti $t_1 = 1000$ s durante la fase transitoria

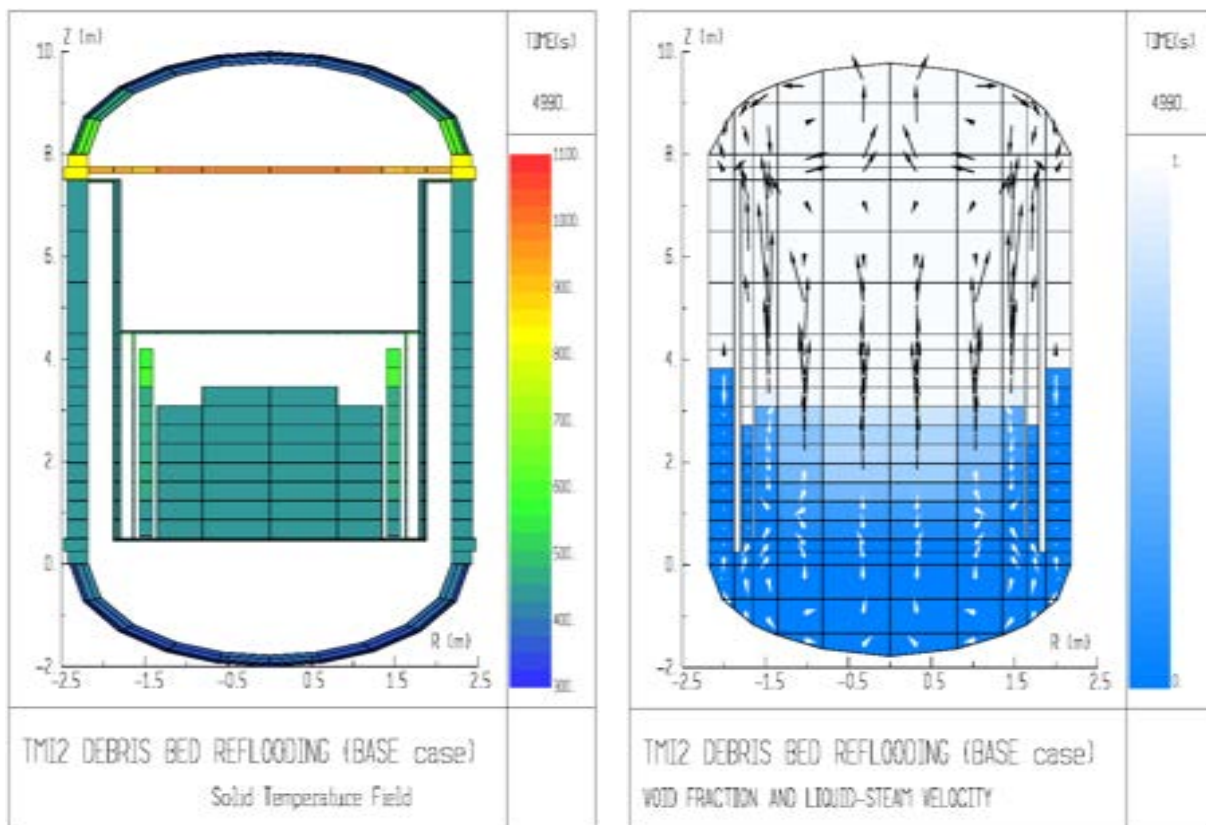


Figura 5: Illustrazione del debris bed reflooding (temperatura del debris, frazione di vuoto e velocità del liquido e del vapore) a diversi istanti $t_2 = 5000$ s durante la fase transitoria

a) Zona interna del nocciolo

b) Zona mediana del nocciolo

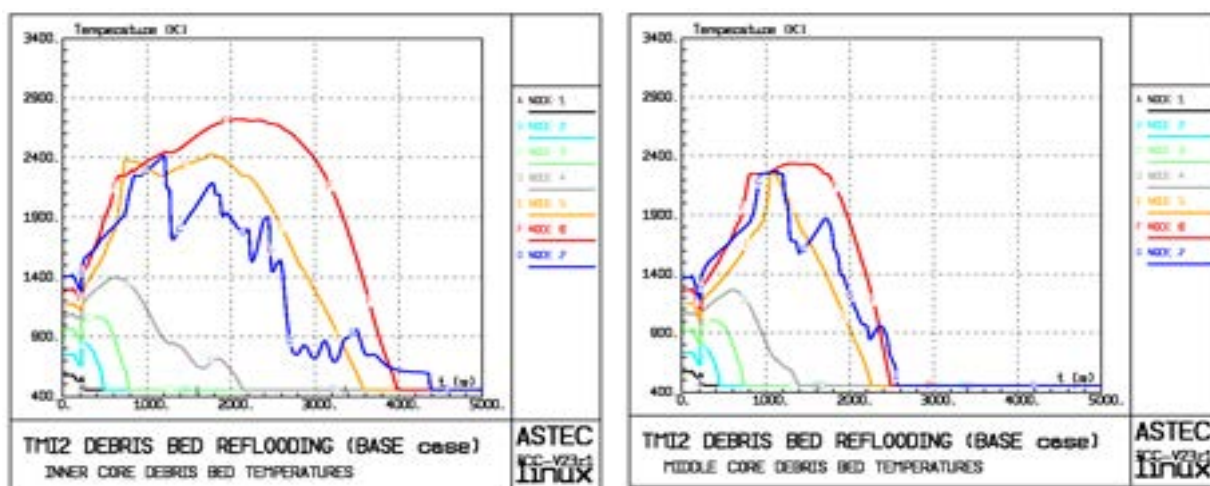


Figura 6: Evoluzione temporale delle temperature nel debris bed durante il transitorio

In questo caso, la permeabilità del mezzo poroso è sufficiente a garantire il completo raffreddamento del debris bed al tempo $t = 4000$ s, nel momento in cui il livello di acqua nel nocciolo raggiunge il suo limite superiore. Il raffreddamento del debris bed nella zona mediana del nocciolo è più efficace rispetto alla zona interna sia perché il raffreddamento avviene anche per penetrazione di acqua attraverso la superficie

laterale, sia perché il livello di densità di potenza nel debris bed è leggermente inferiore.

Un aspetto importante per l'analisi di sicurezza è la generazione d'idrogeno durante la fase di reflooding, a causa dei problemi connessi a eventuali esplosioni che possono minacciare l'integrità delle barriere di confinamento, con conseguente rilascio di radionuclidi all'ambiente esterno. La produzione d'idrogeno calcolata dal codice ICARE/CATHARE durante la fase di reflooding è mostrata in [Figura 7](#). La generazione d'idrogeno per ossidazione del debris bed si arresta dopo poco più di 1000 s, mentre la produzione cumulata di idrogeno è di circa 70 kg.

a) Tasso di produzione

b) Massa accumulata

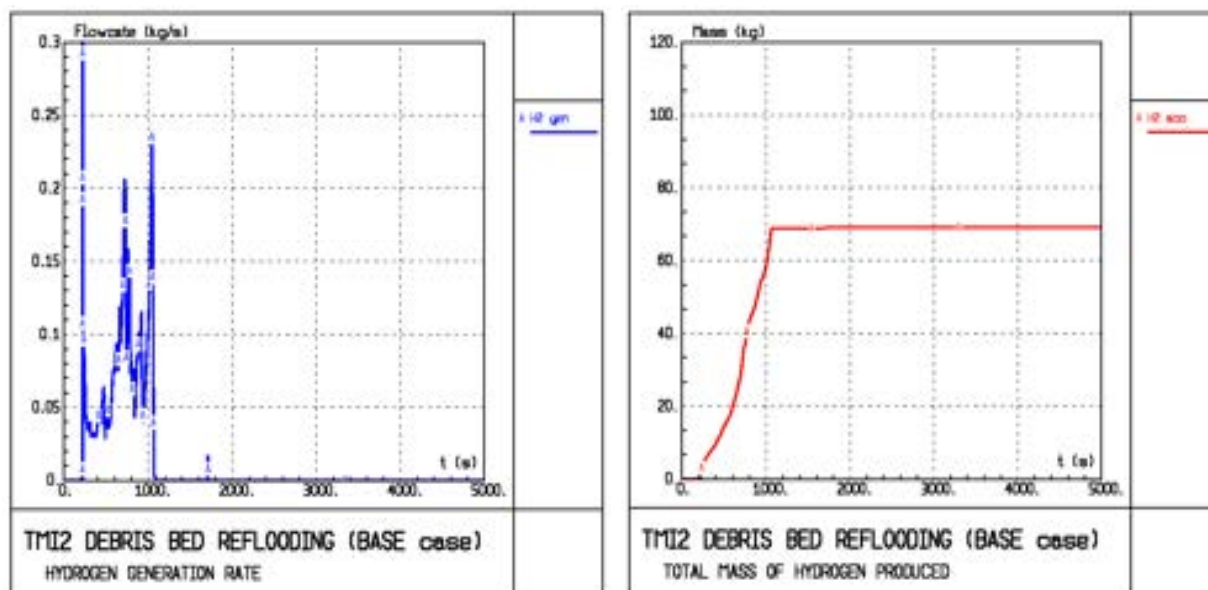


Figura 7: Evoluzione temporale della produzione d'idrogeno

3.4 Studio Parametrico

Sono stati eseguiti diversi calcoli di sensibilità al fine di valutare l'influenza dei parametri ritenuti più importanti nell'analisi del reflooding di un debris bed durante un incidente severo. Come parametri più importanti sono stati individuati:

- La porosità del debris bed e la dimensione delle particelle che agiscono direttamente sulla permeabilità del mezzo poroso.
- Le condizioni al contorno quali la pressione del sistema primario e la portata di acqua del sistema HPI di reflooding.
- Le condizioni iniziali di temperatura e ossidazione del debris bed al momento del reflooding.
- Il calore di decadimento del nocciolo e quindi la densità di potenza nel debris bed.

Altri parametri ritenuti importanti sono quelli connessi alla termo-idraulica del mezzo poroso, quali:

- Deviazione dal valore standard della temperatura di transizione nello scambio di calore per convezione (parametro ECTMFS).
- Coefficienti di scambio termico nelle fasi liquida e gassosa (fattori moltiplicativi KSLG e KSGI).
- Coefficienti esponenziali delle leggi di permeabilità e di passabilità relativa (EXKR e EXER).
- Coefficienti di frizione all'interfaccia fra la fase liquida e quella gassosa.

L'insieme dei calcoli di sensibilità eseguiti nel corso del presente lavoro è riportato in [Tabella 2](#). Nella tabella sono indicate le variazioni dei diversi parametri analizzati rispetto al valore del caso base esaminato nella sezione 3.3 Risultati del Calcolo Base per lo Studio Parametrico. Per esempio, nel seguito, il caso SENS-1B identificherà il calcolo di sensibilità nel quale la dimensione delle particelle è ridotta a 1 mm, rispetto al valore base di 3 mm, mentre tutti gli altri parametri sono invariati rispetto al caso base. Nella sezione successiva del documento sono presentati i risultati più rilevanti dei calcoli parametrici eseguiti.

Tabella 2: Calcoli parametrici eseguiti con il codice ICARE/CATHARE

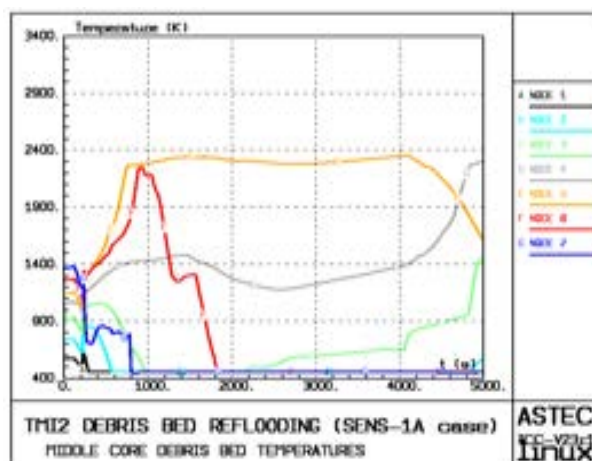
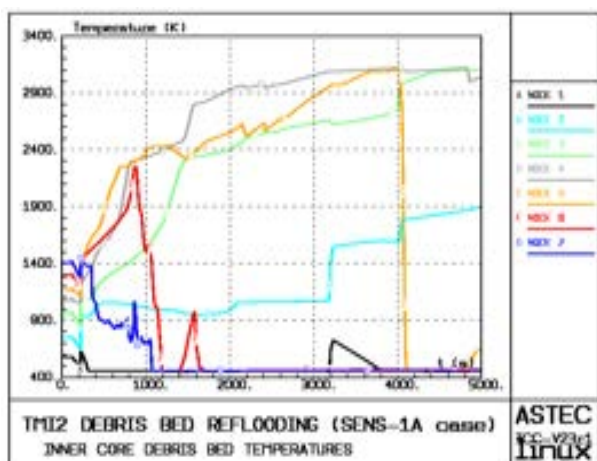
Indice	Parametro	Caso SENS-1	Caso BASE	Caso SENS+1
A	Porosità del debris bed	30 %	D&M (40%)	50%
B	Dimensione delle particelle	1 mm	3 mm	5 mm
C	Portata HPI	10 kg/s	15 kg/s	60 kg/s
D	Pressione del sistema primario	5 bar	10 bar	60 bar
E	Massima temperatura iniziale	1300 K	1400 K	1500 K
F	Densità di potenza media	130 (W/kg)	170 (W/kg)	250 (W/kg)
G	Frazione iniziale ossidata	20%	40%	80%
I	ECTMFS	-100 K	0 K	+ 100 K
L	Moltiplicatori KSLG, KSGI	0.1, 0.1	1, 1	10, 10
M	EXKR, EXER – Leggi empiriche	2, 2 - Brooks	3, 3 - Brooks	5, 5 - Brooks
N	Coefficienti di frizione interfacciali	Legge Muller	0	Legge Muller x 10

3.4.1 Sensibilità al Variare della Porosità del Debris Bed

In base ad evidenze sperimentali, il collassamento di un nocciolo degradato in fase di reflooding può portare alla formazione di un debris bed con valori di porosità minima e massima compresa tra il 30% e il 50%. Perciò due calcoli di sensibilità sono stati eseguiti considerando una porosità omogenea pari al 30% (caso SENS-1A) e al 50% (caso SENS+1A), rispettivamente. L'evoluzione della temperatura nelle diverse zone del debris bed, per entrambi i casi, è presentata in [Figura 8](#).

a) Porosità del 30% (zona interna)

b) Porosità del 30% (zona mediana)



c) Porosità del 50% (zona interna)

d) Porosità del 50% (zona mediana)

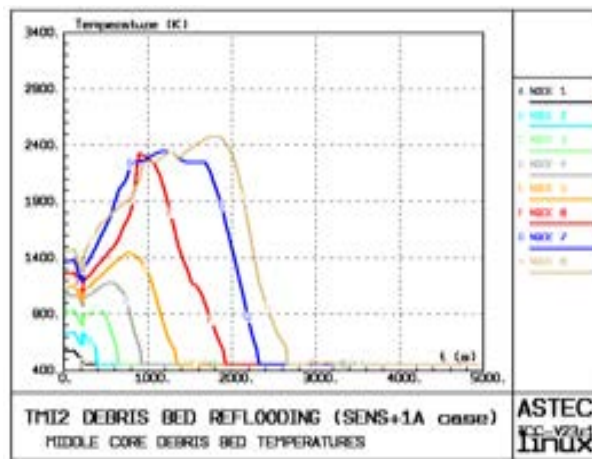
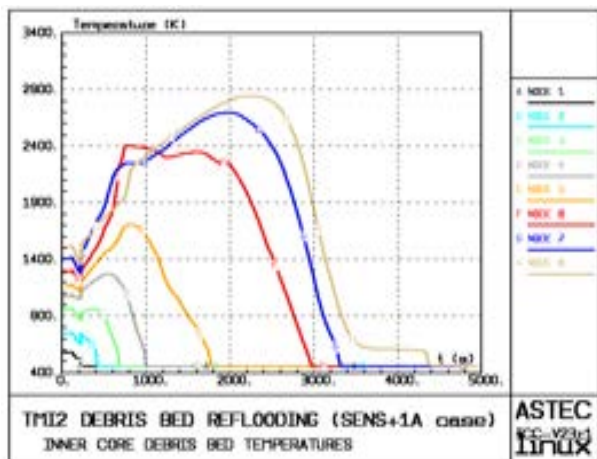


Figura 8: Temperatura del debris bed per diversi valori della porosità

Dall'esame della [Figura 8](#) è evidente come la porosità influisca in misura rilevante sul comportamento del debris bed. Per bassi valori di porosità (30%), la permeabilità del mezzo si riduce notevolmente e, perciò, il debris bed non è più raffreddabile nel lungo termine, in particolare nella zona interna del nocciolo. Nella parte centrale di questa zona, dopo circa 3000 s, la temperatura del debris bed supera il valore di liquefazione del combustibile (di poco superiore a 3000 K). La conseguente rilocalizzazione di materiale fuso (magma) all'interno del mezzo poroso determina un addensamento del debris bed con formazione di possibili bloccaggi, e quindi un ulteriore impedimento all'ingresso di acqua per il suo raffreddamento. In queste

condizioni, il continuo riscaldamento può portare alla formazione di accumuli rilevanti di combustibile fuso (molten pool) non più raffreddabili.

Diversamente, per alti valori di porosità (50%), il debris bed è raffreddato completamente dopo circa 3000 s e la temperatura di liquefazione del combustibile non è mai superata. Comunque, il fenomeno di ossidazione che determina l'aumento iniziale delle temperature nella parte superiore del debris bed non può essere evitato.

L'influenza della porosità del debris bed sulla generazione d'idrogeno durante il transitorio è mostrata in [Figura 9](#). In generale, la quantità d'idrogeno prodotto aumenta all'aumentare del livello di temperature raggiunto nel debris bed. Con il 30% di porosità, l'idrogeno accumulato raggiunge il valore di 115 kg. In questo caso, una parte rilevante d'idrogeno (circa 20 kg) è prodotta per ossidazione del materiale metallico inglobato nella massa fusa, nella parte ultima del transitorio. Con il 50% di porosità, la quantità d'idrogeno accumulata (61 kg) si riduce di circa il 13% rispetto al caso base.

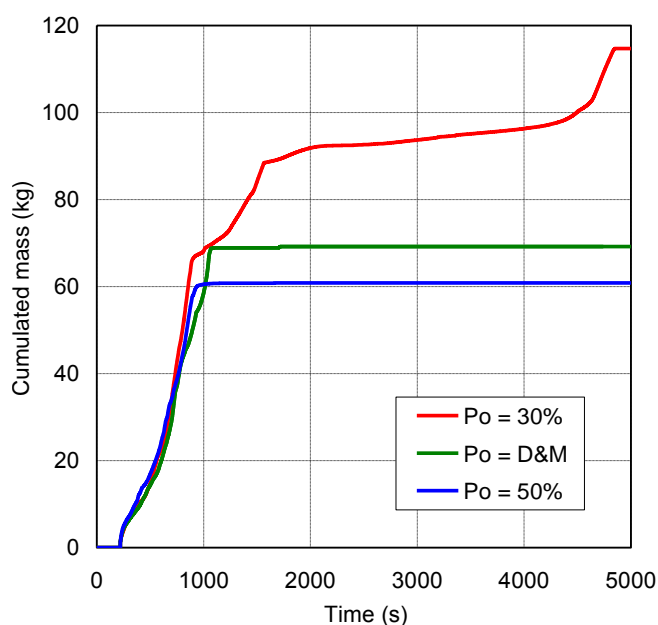
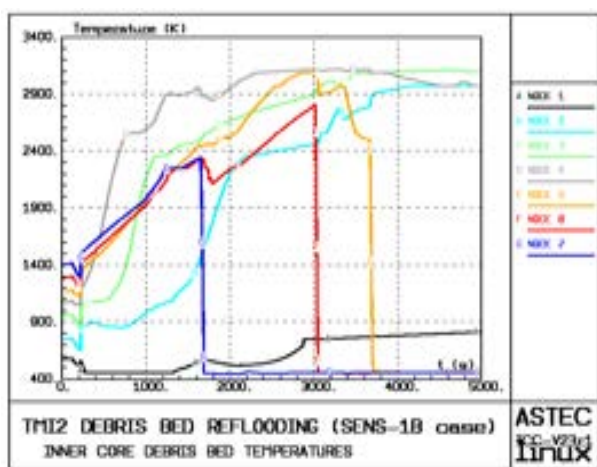


Figura 9: Idrogeno accumulato per diversi valori della porosità

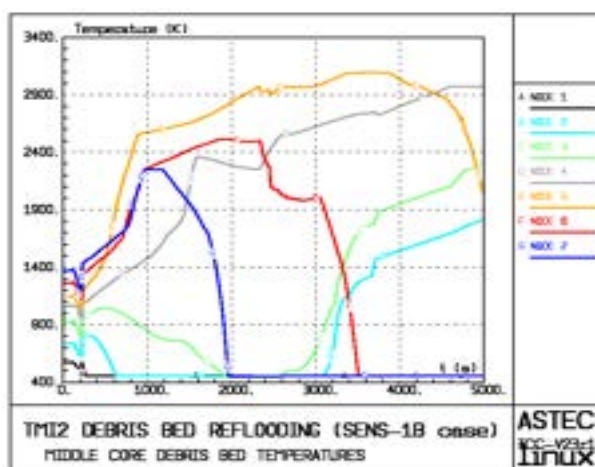
3.4.2 Sensibilità al Variare della Dimensione delle Particelle

Anche in base ad evidenze sperimentali, si suppone che la dimensione delle particelle del debris bed possa variare entro un ampio range, da un valore minimo di frazioni di millimetro fino al valore massimo di alcuni centimetri. IL debris bed dovrebbe avere una granulometria eterogenea, mentre nel presente lavoro si è considerata una granulometria omogenea, anche in accordo alle specifiche delle prove del programma sperimentale PEARL. Per valutare l'importanza della dimensione del particolato sul processo di reflooding, sono stati eseguiti due calcoli di sensibilità con particelle di 1 mm (caso SENS-1B) e di 5 mm (caso SENS+1B), rispettivamente.

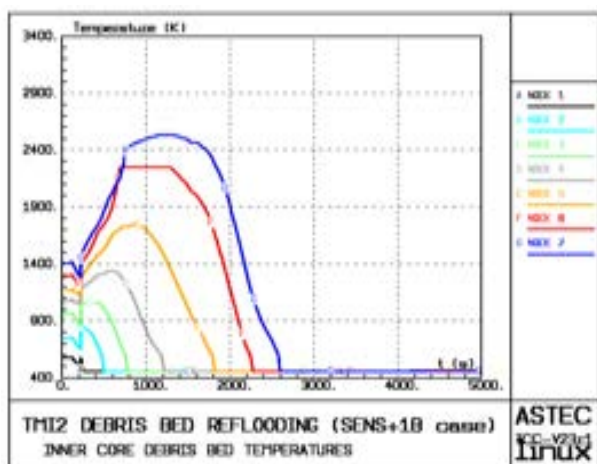
a) Particelle di 1 mm (zona interna)



b) Particelle di 1 mm (zona mediana)



c) Particelle di 5 mm (zona interna)



d) Particelle di 5 mm (zona mediana)

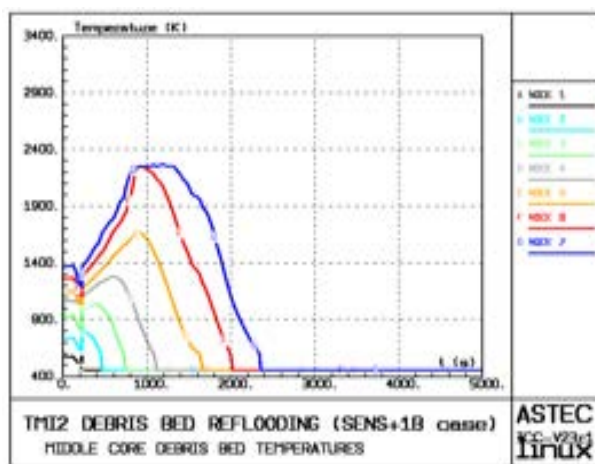


Figura 10: Temperatura del debris bed per diversi valori della dimensione delle particelle

L'evoluzione della temperatura nelle diverse zone del debris bed, per entrambi i casi, è presentata in Figura 10. Nel caso di particelle di piccole dimensioni (1 mm), la permeabilità del debris bed si riduce notevolmente compromettendo il raffreddamento globale del nocciolo. Conseguentemente, in entrambe le zone interna e mediana si supera la temperatura di liquefazione del combustibile, con larga formazione di magma e addensamento nella parte bassa del nocciolo. Tale

movimento di materiale è evidenziato dalla brusca caduta di temperatura nella parte alta della zona interna (Figura 10.a) e dalla risalita di temperature **nella parte bassa della zona mediana (Figura 10.b), dopo circa 3000 s.**

Nel caso di particelle di grande dimensione (5 mm), il raffreddamento del debris bed è efficace, stante l'elevata permeabilità del debris bed. Il completo raffreddamento del nocciolo è assicurato dopo 2500 s.

L'influenza della dimensione delle particelle sulla generazione d'idrogeno durante il transitorio è mostrata in Figura 11. Al diminuire della dimensione delle particelle, a parità di volume, aumenta la superficie del materiale metallico esposto al vapore e, quindi, il tasso di ossidazione. Anche per questo motivo, nel caso di particelle di piccole dimensioni, la quantità d'idrogeno accumulata alla fine del transitorio è di 164 kg, cioè più che raddoppiata rispetto al caso base. Diversamente, nel caso di particelle di grandi dimensioni, la quantità d'idrogeno prodotta si riduce a circa 50 kg, anche per effetto di un più basso livello di temperature raggiunto nel debris bed.

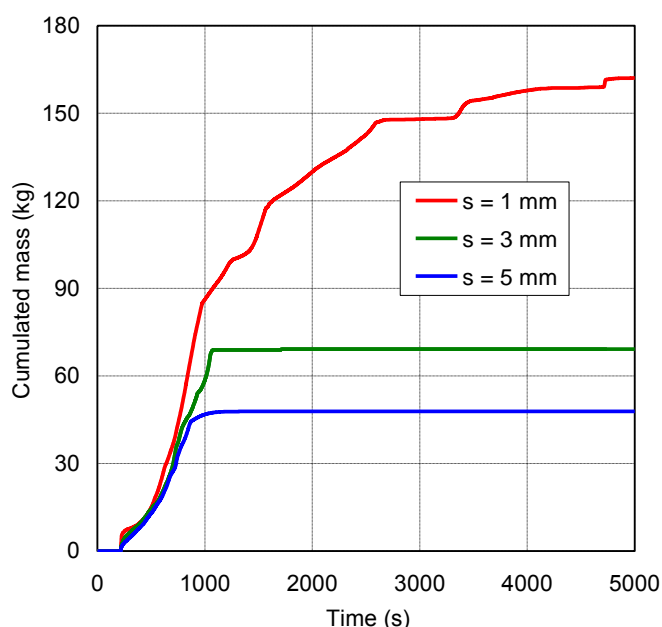
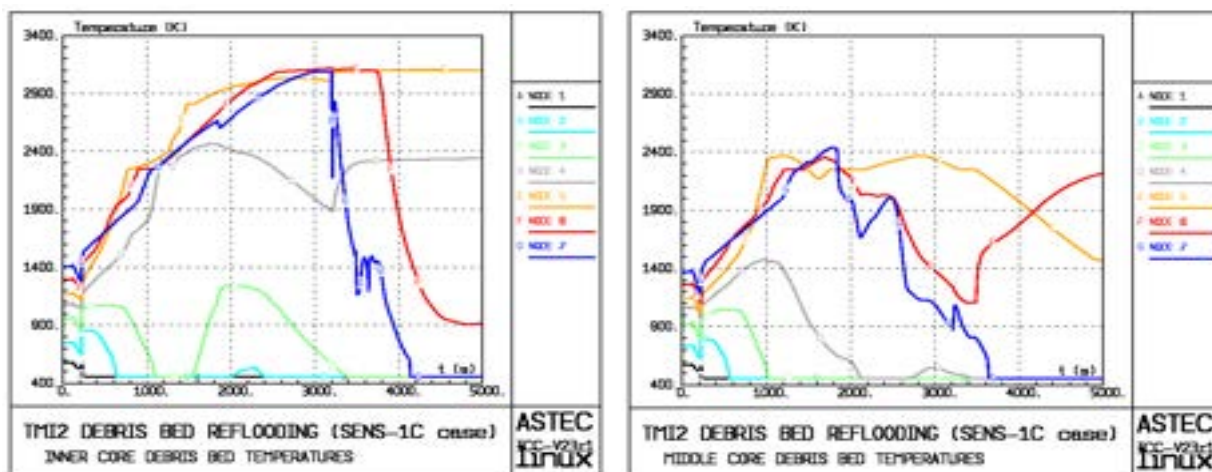


Figura 11: Idrogeno accumulato per diversi valori della dimensione delle particelle

3.4.3 Sensibilità al Variare della Portata HPI di Reflooding

Durante un incidente severo, la portata di acqua nella fase di reflooding del nocciolo può variare in funzione della potenzialità dei sistemi di raffreddamento di emergenza previsti a tale scopo. In questo studio, la portata del sistema HPI è stata prima ridotta a 10 kg/s (caso SENS-1C) e poi aumentata a 60 kg/s (caso SENS+1C), supponendo l'intervento contemporaneo dei 4 circuiti HPI collegati alle gambe fredde del circuito primario del reattore TMI-2.

- a) Portata HPI di 10 kg/s (zona interna) b) Portata HPI di 10 kg/s (zona mediana)



- c) Portata HPI di 60 kg/s (zona interna) d) Portata HPI di 60 kg/s (zona mediana)

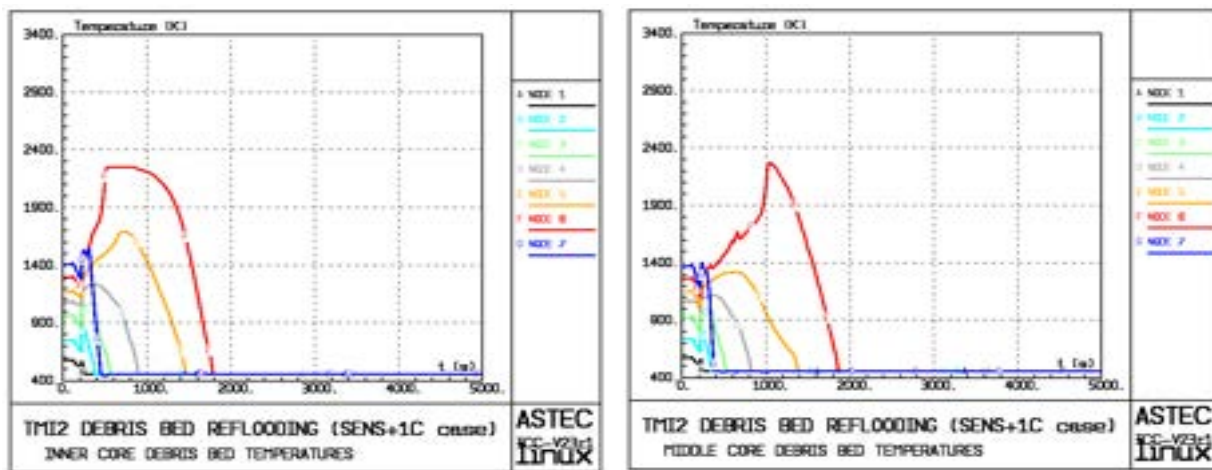


Figura 12: Temperatura del debris bed per diversi valori della portata HPI di reflooding

L'evoluzione della temperatura nelle diverse zone del debris bed è illustrata in Figura 12. La ridotta portata di acqua nel caso SENS-1C non è più in grado di garantire il completo raffreddamento del debris bed, poiché il calore latente di evaporazione della massa di acqua iniettata diventa comparabile al calore totale di decadimento del nocciolo. Inoltre, la più lenta risalita del livello di acqua nel nocciolo tende a esaltare gli incrementi iniziali di temperatura nella parte superiore del debris bed. Contrariamente, nel caso con completa disponibilità del sistema HPI (caso SENS+1C), la risalita del livello di acqua nel nocciolo è molto più veloce. Questo comporta un raffreddamento efficace e completo del nocciolo entro 2000 s. Inoltre,

l'incremento iniziale di temperature nella parte superiore del debris bed è molto limitato rispetto al caso base.

L'influenza della portata di acqua del sistema HPI sulla generazione d'idrogeno durante il transitorio è mostrata in [Figura 13](#). Nel caso con portata ridotta, non si registra una rilevante variazione della quantità d'idrogeno accumulata alla fine del transitorio, ma soltanto una leggera variazione del tasso di generazione in funzione del tempo. Nel caso con elevata portata di acqua, la massa d'idrogeno prodotta si riduce a 45 kg, principalmente per effetto del più basso livello di temperature raggiunto nel debris bed rispetto al caso base.

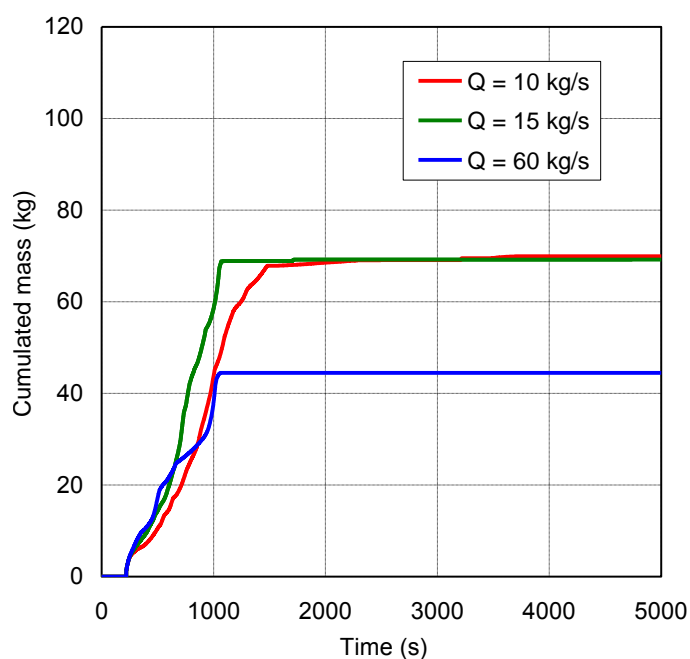


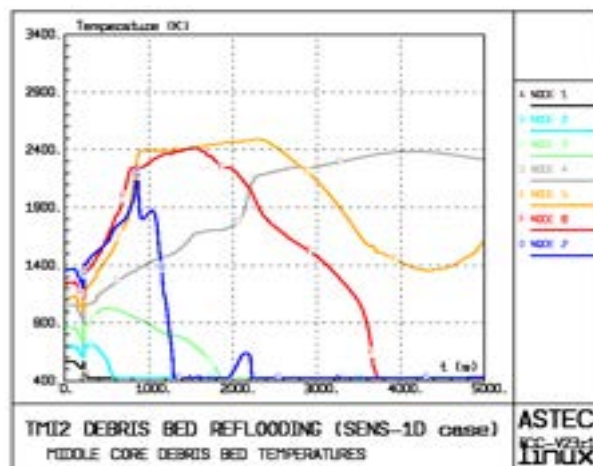
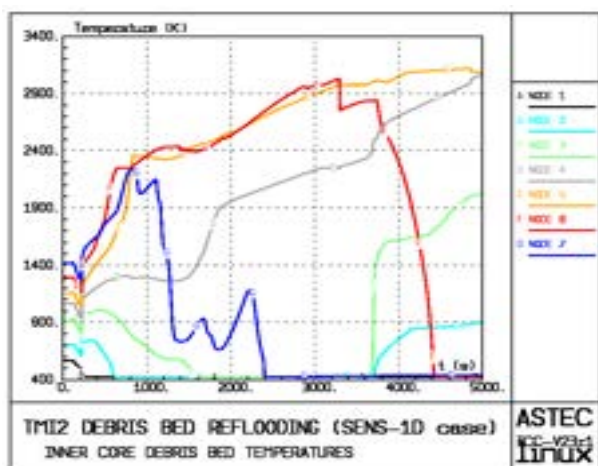
Figura 13: Idrogeno accumulato per diversi valori della portata HPI di reflooding

3.4.4 Sensibilità al Variare della Pressione del Sistema Primario

Le condizioni di pressione del sistema primario nel corso di un incidente severo dipendono dalla particolare sequenza incidentale considerata e dall'effettuazione d'interventi di salvaguardia (quali ad esempio la depressurizzazione del circuito primario), eseguiti anche dall'operatore, per prevenire o mitigare le conseguenze dell'incidente stesso. Per questo motivo, la pressione del sistema primario durante il reflooding può variare entro un ampio range, da un valore massimo di poco superiore a quello nominale di 150 bar, fino a ridursi al valore minimo di pochi bar, nel caso di grandi rotture sul circuito primario o a seguito di depressurizzazioni volute. In questo studio, la pressione primaria è stata prima ridotta a 5 bar (caso SENS-1D), in accordo a valori di progetto del programma sperimentale PEARL, e poi aumentata fino a 60 bar (caso SENS+1D), per verificare l'influenza di un alto valore di pressione sul raffreddamento del debris bed.

a) Pressione di 5 bar (zona interna)

b) Pressione di 5 bar (zona mediana)



c) Pressione di 60 bar (zona interna)

d) Pressione di 60 bar (zona mediana)

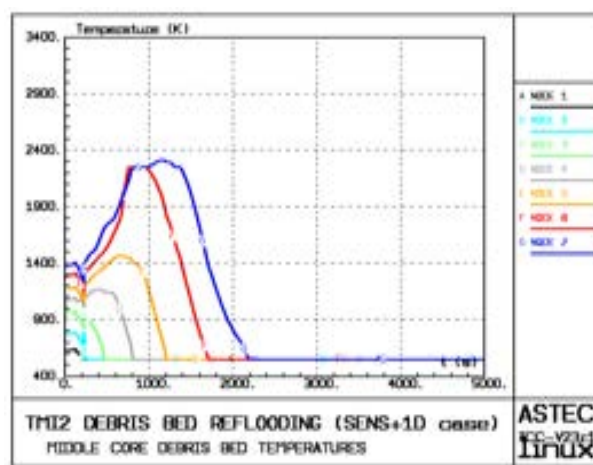
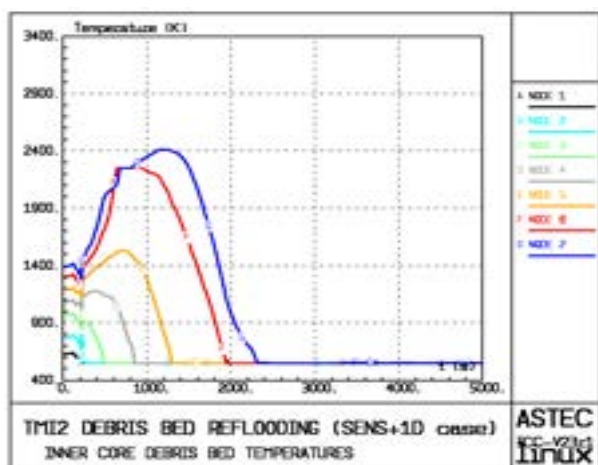


Figura 14: Temperatura del debris bed per diversi valori della pressione del sistema primario

L'evoluzione della temperatura nelle diverse zone del debris bed è illustrata in Figura 14. Anche in questo caso si registra una forte dipendenza del raffreddamento del debris bed dalla pressione primaria. Infatti, al diminuire della pressione le perdite di carico

attraverso il mezzo poroso aumentano (maggiore velocità del vapore a parità di portata), ostacolando al tempo stesso la fuoriuscita del vapore e la penetrazione del liquido nelle zone più interne del debris bed. Con il circuito primario a 5 bar, il debris bed non è più raffreddabile nel lungo termine; mentre a 60 bar il completo raffreddamento del nocciolo si registra già dopo 2300 s, e con un incremento delle temperature della parte superiore del debris bed piuttosto limitato rispetto al caso base.

L'influenza della pressione del sistema primario sulla generazione d'idrogeno durante il transitorio è mostrata in [Figura 15](#). Come già visto in altri casi precedenti, la produzione d'idrogeno è principalmente influenzata dal livello di temperatura raggiunto nella parte superiore del debris bed. L'accumulo d'idrogeno raggiunge il valore di 105 kg nel caso a bassa pressione, mentre si riduce a 43 kg nel caso ad alta pressione.

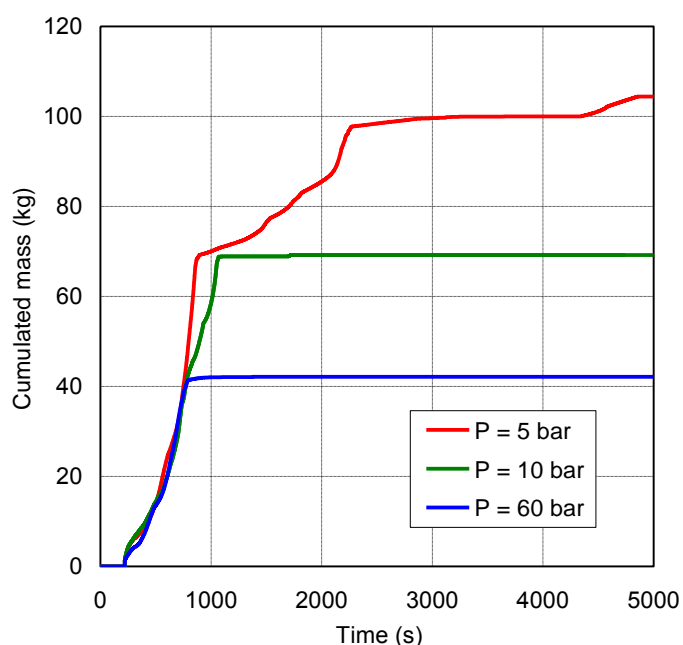


Figura 15: Idrogeno accumulato per diversi valori della pressione del sistema primario

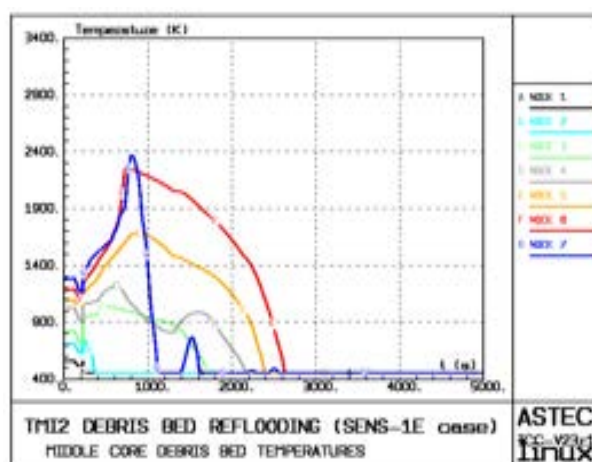
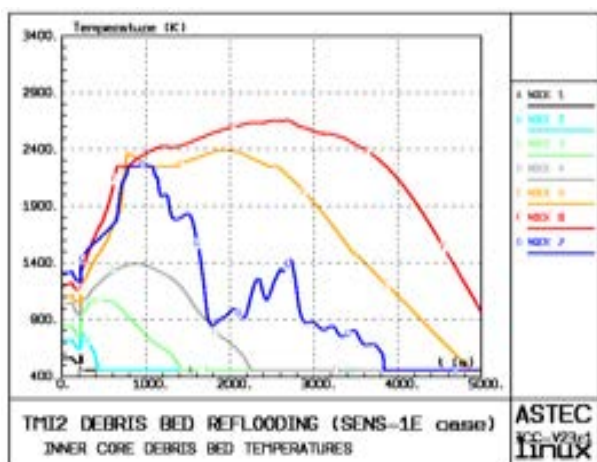
3.4.5 Sensibilità al Variare della Temperatura Iniziale del Debris Bed

La temperatura iniziale del debris bed dipende, in primo luogo, dalla distribuzione di temperatura nel nocciolo degradato all'istante del collassamento che, a sua volta, dipende dall'evoluzione del processo di degradazione del nocciolo registrati durante la fase transitoria precedente. Nel presente studio, la temperatura iniziale massima nel debris bed è stata arbitrariamente ridotta a 1300 K nel caso SENS-1E e, in seguito, aumentata a 1500 K nel caso SENS+1E.

L'evoluzione della temperatura nelle diverse zone del debris bed è illustrata in [Figura 16](#). La condizione iniziale di temperatura nel debris bed non sembra influenzare in misura molto rilevante il suo successivo raffreddamento. Nel caso con bassa temperatura iniziale, il completo raffreddamento della parte interna del debris bed si ottiene con un certo ritardo rispetto al caso di riferimento. Nel caso con alta temperatura iniziale, il raffreddamento del debris bed sembra essere compromesso nella parte centrale del nocciolo (nodi 4 e 5 della zona interna e nodo 5 della zona mediana del debris bed).

a) Temperatura massima di 1300 K (zona interna)

b) Temperatura massima di 1300 K (zona mediana)



c) Temperatura massima di 1500 K (zona interna)

d) Temperatura massima di 1500 K (zona mediana)

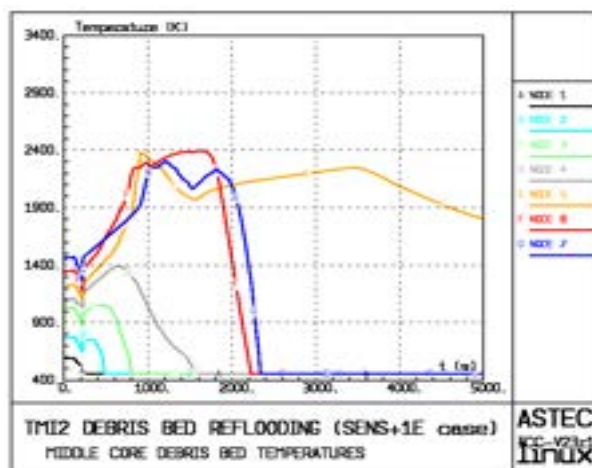
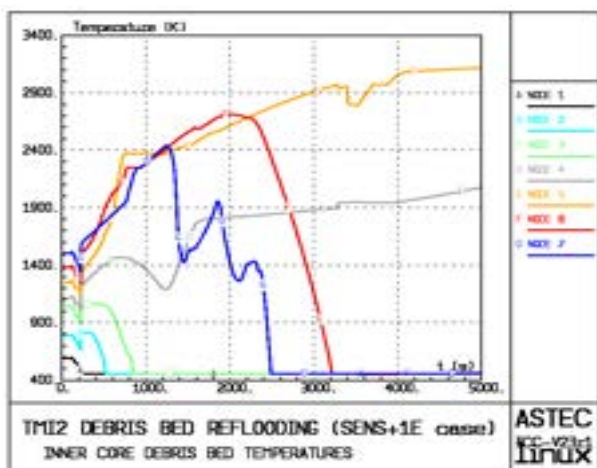


Figura 16: Temperatura del debris bed per diversi valori della temperatura iniziale del debris bed

L'influenza della temperatura iniziale del debris bed sulla generazione d'idrogeno durante il transitorio è mostrata in [Figura 17](#). Conseguentemente al limitato effetto che la temperatura iniziale ha sul livello di temperature registrato durante il transitorio di reflooding, anche l'influenza sulla produzione totale d'idrogeno è piuttosto limitata (inferiore al 10%).

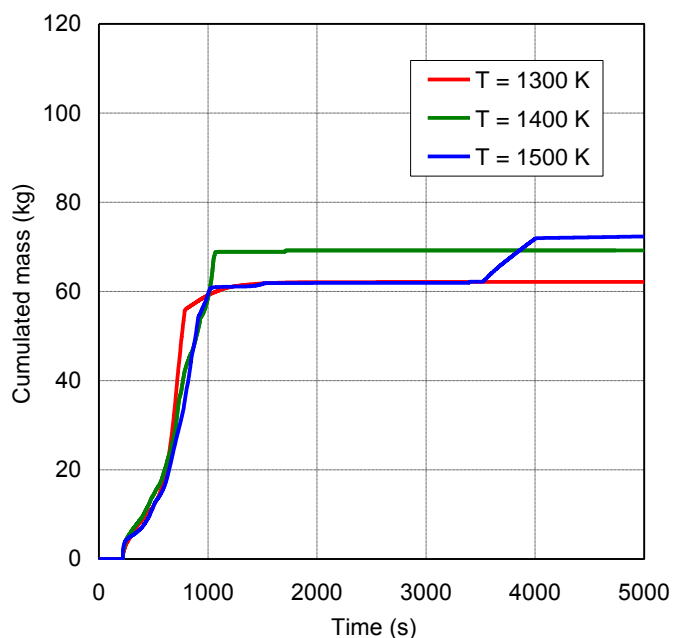


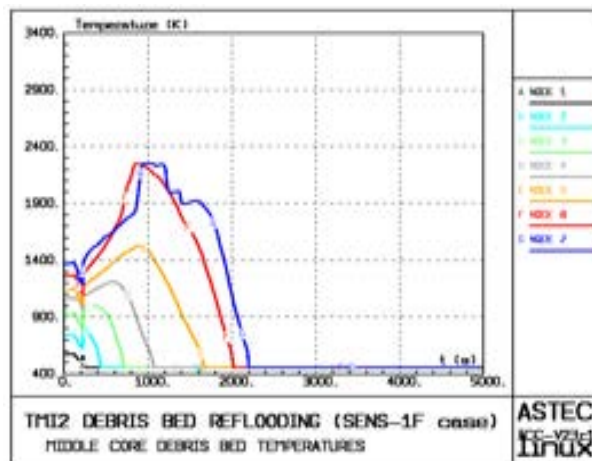
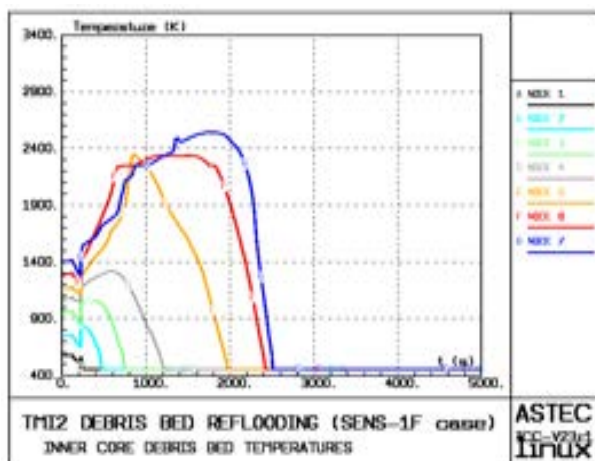
Figura 17: Idrogeno accumulato per diversi valori della temperatura iniziale del debris bed

3.4.6 Sensibilità al Variare della Densità di Potenza Media nel Debris Bed

La densità di potenza media nel debris bed durante la fase di reflooding dipende dalla potenza di decadimento del nocciolo e, quindi, dal tempo trascorso tra l'istante di spegnimento del reattore e l'inizio della fase di reflooding. Il livello di densità di potenza scelto per il caso base (170 W/kg) corrisponde a un tempo trascorso dallo spegnimento di circa 3 ore e, comunque, congruente con il valore di densità di potenza previsto per le prove sperimentali PEARL. La densità di potenza di 130 W/kg del caso SENS-1F corrisponde a un tempo trascorso di circa 10 ore, mentre la densità di potenza di 250 W/kg del caso SENS+1F equivale ad un tempo trascorso di poco superiore a 1 ora.

a) Densità di potenza di 130 W/kg (zona interna)

b) Densità di potenza di 130 W/kg (zona mediana)



c) Densità di potenza di 250 W/kg (zona interna)

d) Densità di potenza di 250 W/kg (zona mediana)

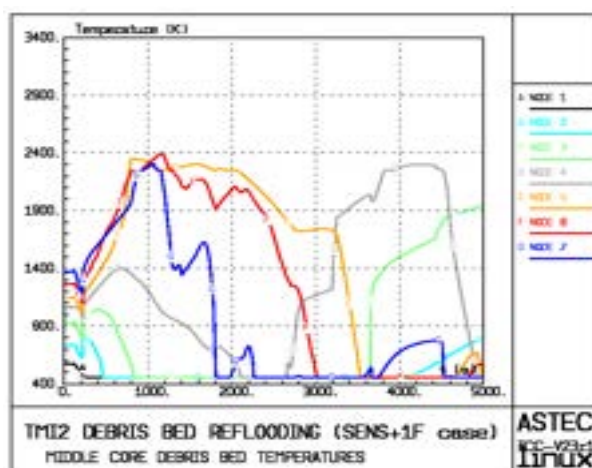
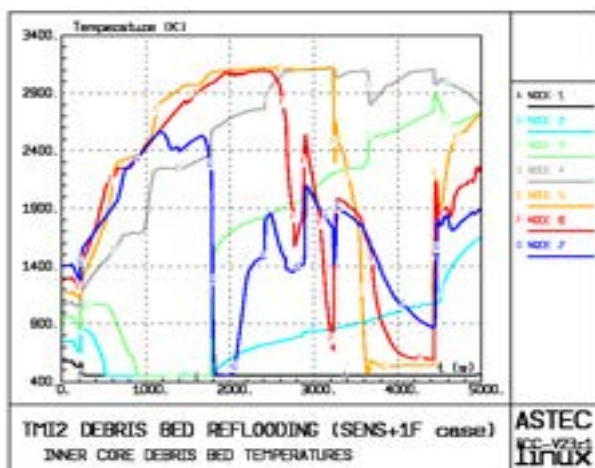



Figura 18: Temperatura del debris bed per diversi valori della densità di potenza nel debris bed

L'evoluzione della temperatura nelle diverse zone del debris bed, illustrata in Figura 18, evidenzia una forte influenza della densità di potenza sul raffreddamento del debris

 Centro Ricerche Bologna	Sigla di identificazione NNFISS-LP5-025	Rev. 0	Distrib. L	Pag. 52	di 90
--	---	------------------	----------------------	-------------------	-----------------

bed. Come nel caso di riduzione della portata di acqua di raffreddamento (caso SENS-1C, vedi sezione 0

Sensibilità al Variare della Portata HPI di Reflooding), l'aumento di densità di potenza rende il calore latente di evaporazione dell'acqua iniettata comparabile al calore di decadimento del nocciolo. Perciò la risalita del livello di acqua nel nocciolo è problematica, poiché il tasso di evaporazione eguaglia praticamente il tasso di iniezione. Ne consegue il mancato raffreddamento sia della zona interna sia mediana del debris bed nel lungo termine. Inoltre, nella zona interna la temperatura di liquefazione del combustibile è superata, per cui si registrano rilevanti processi di fusione e rilocazione di magma. Nel caso con ridotta densità di potenza il raffreddamento completo del debris bed è ovviamente facilitato rispetto al caso base.

L'influenza della densità di potenza nel debris bed sulla generazione d'idrogeno durante il transitorio è mostrata in [Figura 19](#). Per la massima densità di potenza (250 W/kg), la quantità d'idrogeno accumulata, per ossidazione del debris bed, durante la prima parte del transitorio è pressoché la stessa del caso base. Diversamente, una quantità rilevante d'idrogeno (circa 24 kg) è prodotta nella seconda metà del transitorio per ossidazione del magma. Nel caso di minima densità di potenza (130 W/kg), la produzione totale d'idrogeno (57 kg) si riduce del 18% rispetto al caso base.

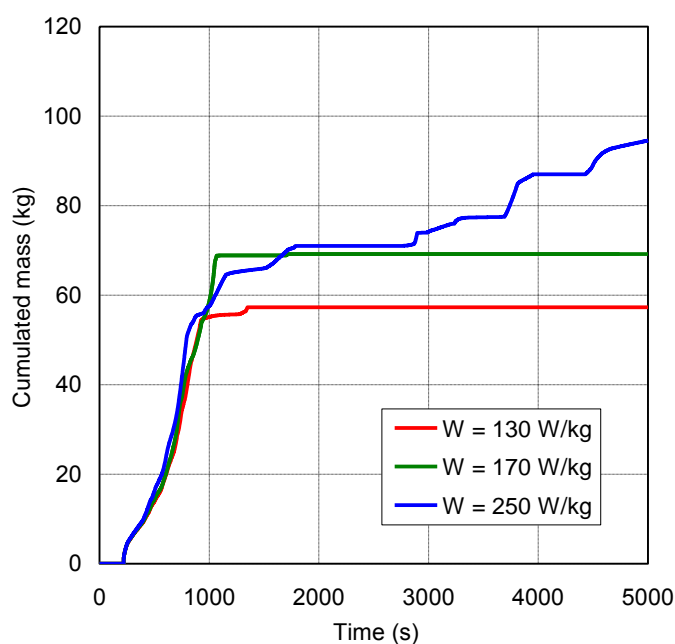


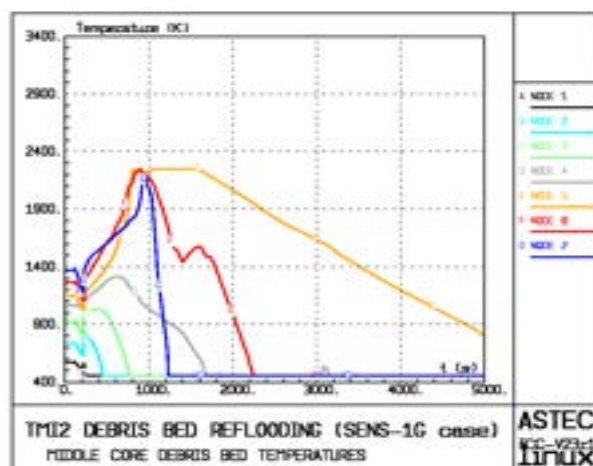
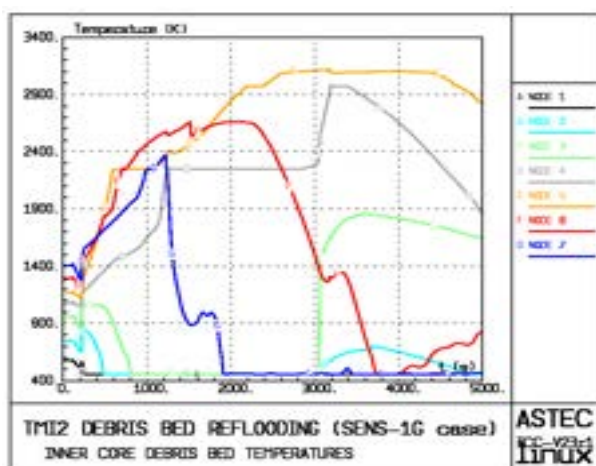
Figura 19: Idrogeno accumulato per diversi valori della densità di potenza nel debris bed

3.4.7 Sensibilità al Variare della Frazione Iniziale Ossidata del Debris Bed

La frazione ossidata delle guaine delle barrette di combustibile all'istante del collassamento dipende da diversi fattori, ma principalmente dal tempo di permanenza a elevate temperature e dalla disponibilità di vapore necessario per alimentare il processo chimico di ossidazione, nella fase transitoria precedente il reflooding. La frazione di ossidazione delle guaine del 40% assunta a riferimento nel caso base è in accordo col valore stimato per il nocciolo del reattore TMI-2, nello scenario incidentale reale. Nel presente studio parametrico, la frazione iniziale di ossidazione è stata arbitrariamente ridotta al 20% nel caso SENS-1G e poi aumentata all'80% nel caso SENS+1G, ritenendo tali valori plausibili come limiti inferiore e superiore per le diverse situazioni incidentali.

a) Frazione ossidata del 20% (zona interna)

b) Frazione ossidata del 20% (zona mediana)



c) Frazione ossidata dell'80% (zona interna)

d) Frazione ossidata dell'80% (zona mediana)

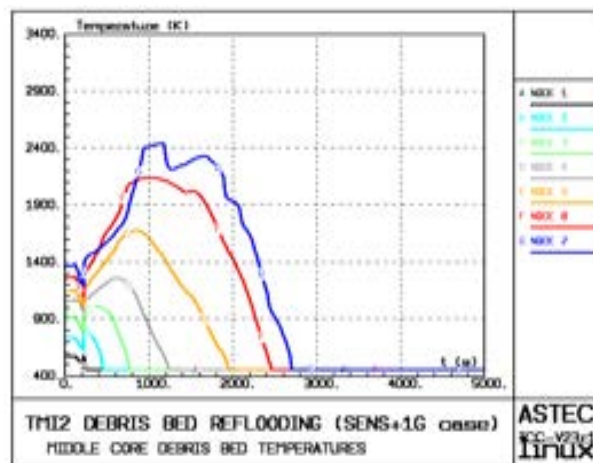
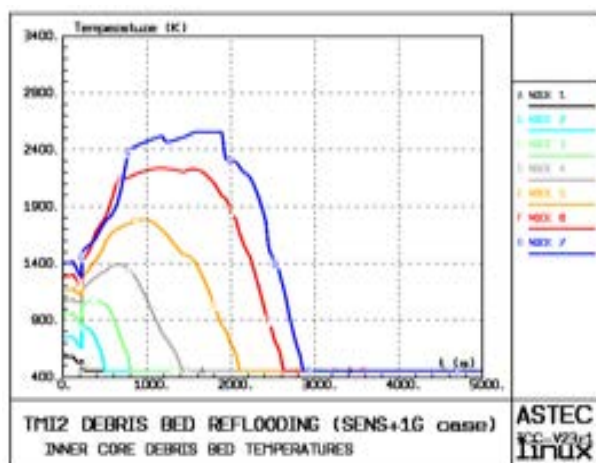


Figura 20: Temperatura del debris bed per diversi valori della frazione iniziale di ossidazione del debris bed

L'evoluzione della temperatura nelle diverse zone del debris bed, per entrambi i casi, è illustrata in Figura 20. La minore ossidazione iniziale delle guaine comporta la

disponibilità di una frazione aggiuntiva di materiale metallico nel debris bed, che ossidandosi potrebbe incrementare la sorgente di calore. Tale fenomeno è evidenziato sia dal minore raffreddamento del debris bed osservato in [Figura 20](#), che dall'andamento della produzione d'idrogeno in [Figura 21](#). Infatti, mentre nel caso base la produzione d'idrogeno si arresta dopo circa 1000 s, nel calcolo di sensibilità in discussione il fenomeno di ossidazione e quindi la produzione d'idrogeno continua fino a circa 3200 s. A quel tempo la massa cumulata d'idrogeno è pari a 90 kg, con un aumento di circa il 28% rispetto al caso base.

Per motivi ovviamente opposti, nel caso con maggiore ossidazione iniziale delle guaine, il debris bed è raffreddato più efficacemente che nel caso base, mentre la produzione totale d'idrogeno si riduce a 48 kg (32% in meno rispetto al caso base).

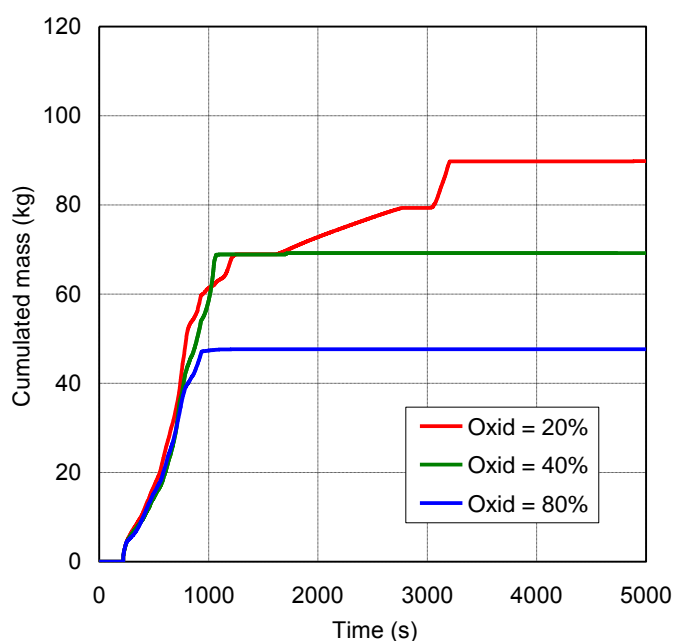


Figura 21: Idrogeno accumulato per diversi valori della frazione iniziale di ossidazione del debris bed

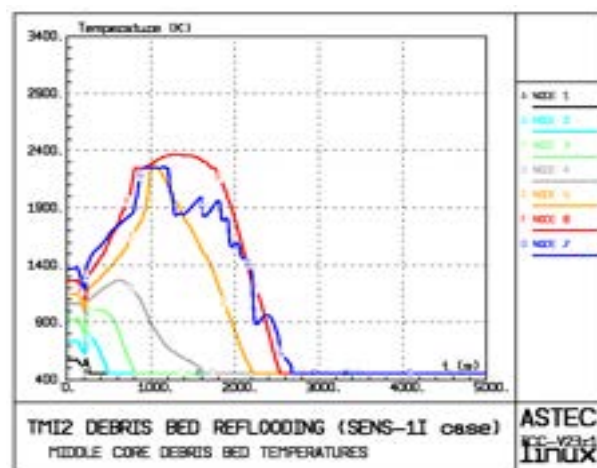
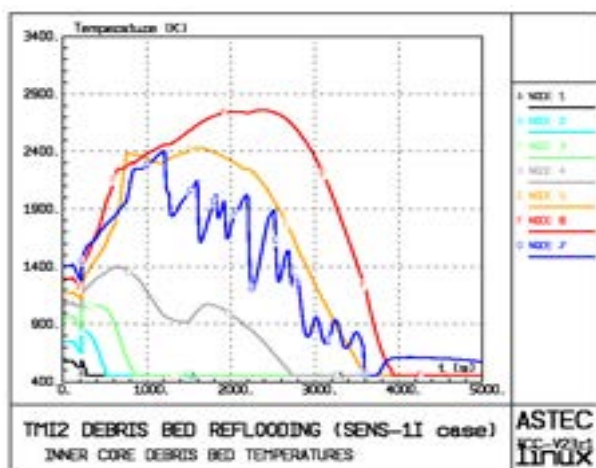
3.4.8 Sensibilità al Variare della Temperatura di Transizione in un Mezzo Poroso

Nel trasferimento convettivo di calore in un mezzo poroso, tale temperatura di transizione definisce il limite (riferito alla fase solida costituita dal debris bed) oltre il quale la fase bagnante è quella gassosa, indipendentemente dal grado di vuoto. Tale limite di temperatura è funzione della pressione e nel caso base a 10 bar è pari a circa 600 K. Nei calcoli di sensibilità eseguiti si è considerato uno scarto (ECTMFS) di 100 K dal valore nominale, sia negativo (caso SENS-1I), che positivo (caso SENS+1I).

L'evoluzione della temperatura nelle diverse zone del debris bed, per entrambi i casi, è illustrata in [Figura 22](#). Siccome la temperatura del debris bed è generalmente più alta del limite di transizione, l'andamento delle temperature non è influenzato in maniera rilevante dallo scarto considerato. Conseguentemente, anche la produzione d'idrogeno rimane pressoché invariata.

a) ECTMFS = -100 K (zona interna)

b) ECTMFS = -100 K (zona mediana)



c) ECTMFS = +100 K (zona interna)

d) ECTMFS = +100 K (zona mediana)

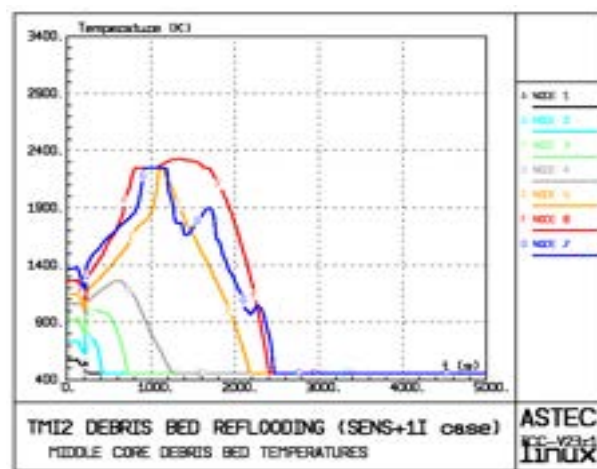
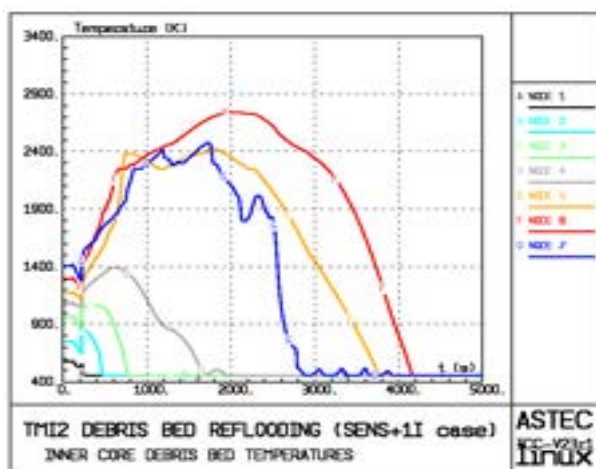


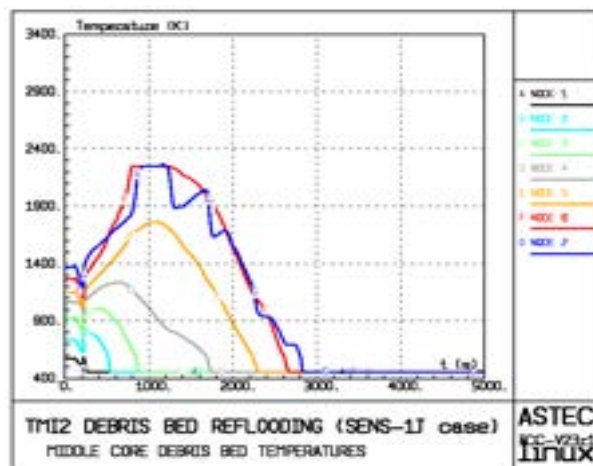
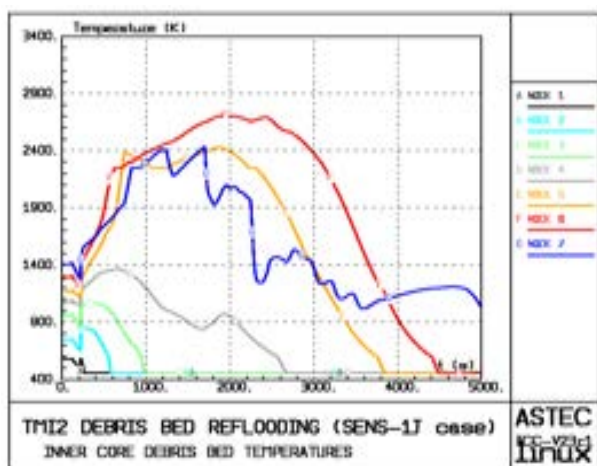
Figura 22: Temperatura del debris bed per diversi valori della temperatura di transizione

3.4.9 Sensibilità al Variare dei Coefficienti di Scambio Termico per Convezione

Nel presente studio parametrico i coefficienti di scambio termico convettivo per flusso bifase in un mezzo poroso, nelle due configurazioni SLG (Solido-Liquido-Gas) e SGL (Solido-Gas-Liquido), sono stati ridotti e incrementati di un ordine di grandezza nei casi SENS-1J e SENS+1J, rispettivamente.

L'evoluzione della temperatura nelle diverse zone del debris bed illustrata in [Figura 23](#) mostra un'influenza limitata sul raffreddamento del debris bed. Conseguentemente anche la produzione d'idrogeno rimane pressoché invariata.

- a) KSLG and KSGL = 0.1 (zona interna) b) KSLG and KSGL = 0.1 (zona mediana)



- c) KSLG and KSGL = 10 (zona interna)

- d) KSLG and KSGL = 10 (zona mediana)

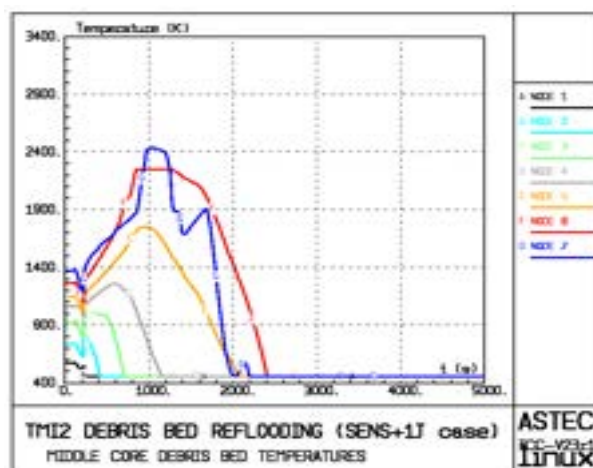
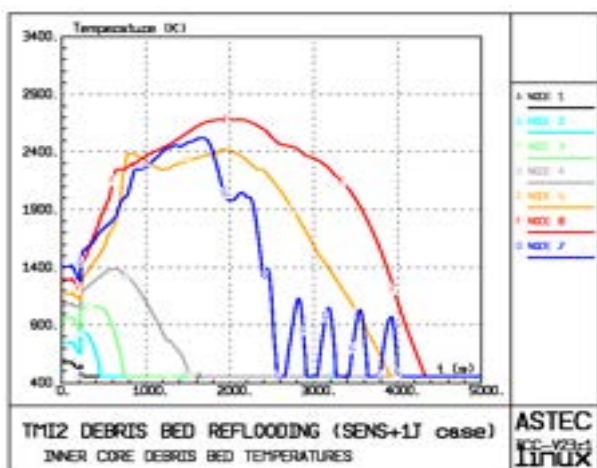


Figura 23: Temperatura del debris bed per diversi valori dei coefficienti di scambio termico

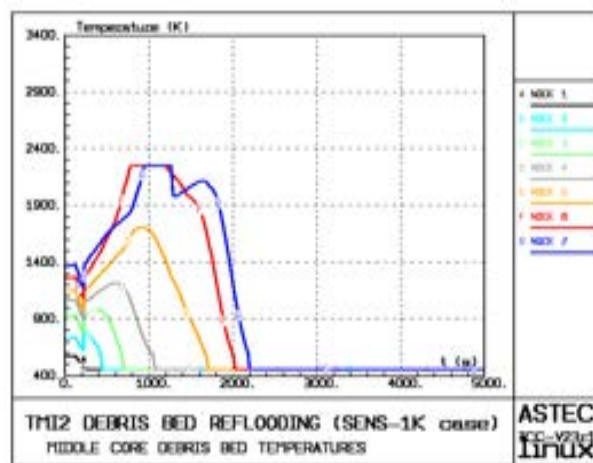
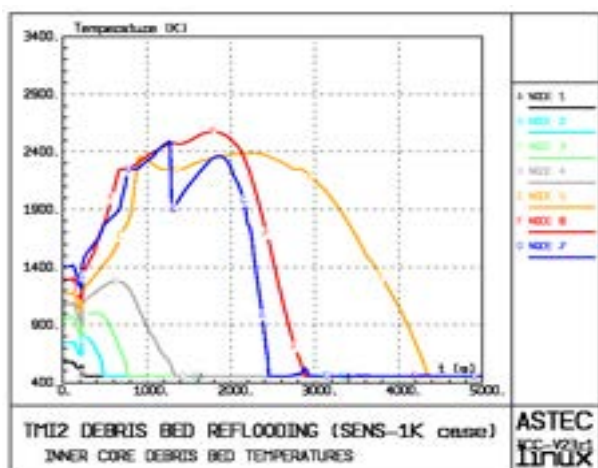
3.4.10 Sensibilità al Variare dei Coefficienti Esponenziali delle Leggi di Permeabilità e Passabilità

Nel codice ICARE/CATHARE la permeabilità e la passabilità di un mezzo poroso sono descritte attraverso leggi empiriche. Nel presente lavoro, per il calcolo dei valori relativi della permeabilità e della passabilità sono state applicate le correlazioni sviluppate da Brooks, e i coefficienti esponenziali delle formule (EXKR e EXER) sono stati fatti variare nel range 2 – 5 (casi SENS-1K e SENS+1K rispettivamente), in accordo agli approcci comunemente adottati in campo scientifico, sulla base delle evidenze sperimentali.

L'evoluzione della temperatura nelle diverse zone del debris bed illustrata in [Figura 24](#) mostra che, solo nel caso SENS+1K con elevati valori dei coefficienti esponenziali, si riscontra una variazione rilevante nel raffreddamento del debris bed, in particolare nella zona interna. Nel caso SENS-1K con bassi valori dei coefficienti esponenziali, l'effetto più rilevante è sulla produzione globale d'idrogeno che si riduce di circa il 20% rispetto al caso base, come indicato dalla [Figura 25](#).

a) EXKR and EXER = 2 (zona interna)

b) EXKR and EXER = 2 (zona mediana)



c) EXKR and EXER = 5 (zona interna)

d) EXKR and EXER = 5 (zona mediana)

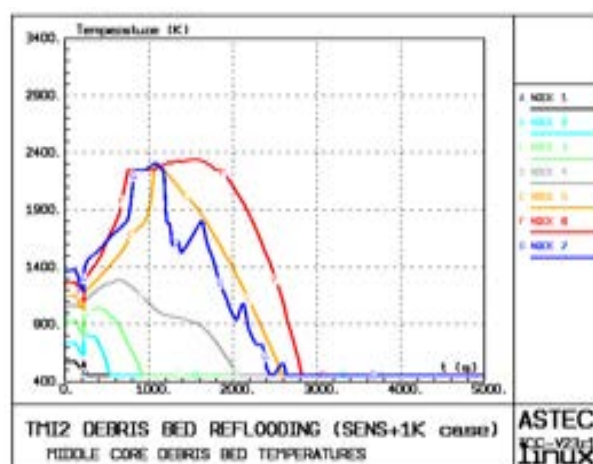
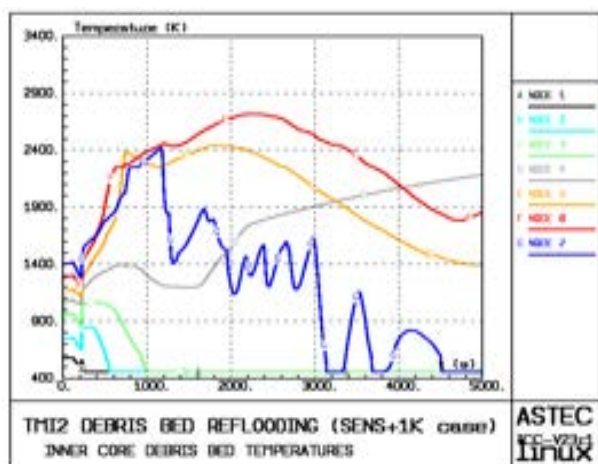


Figura 24: Temperatura del debris bed per diversi valori dei coefficienti esponenziali

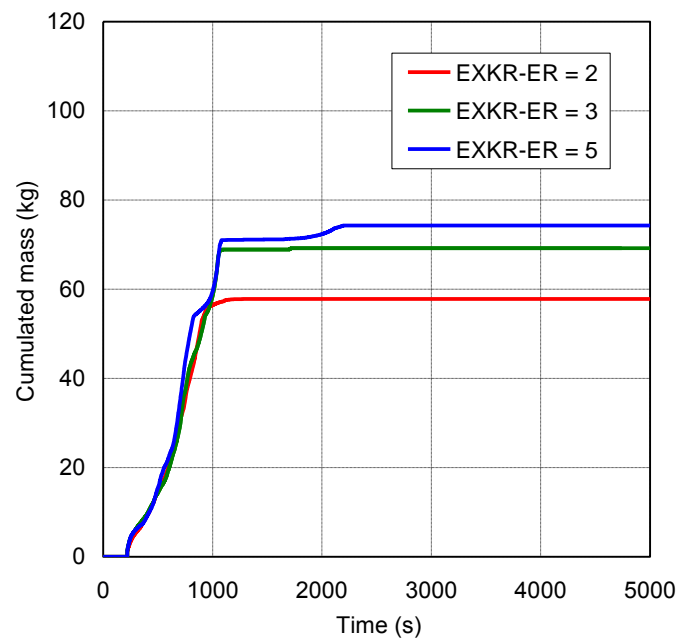


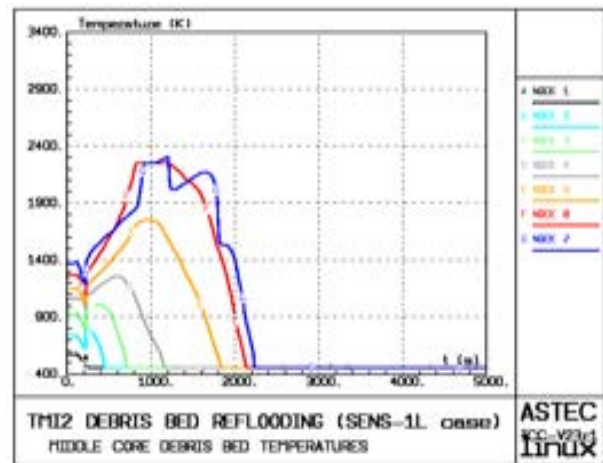
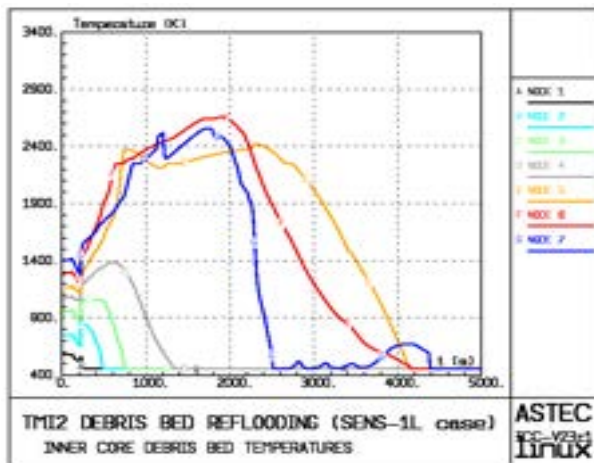
Figura 25: Idrogeno accumulato per diversi valori dei coefficienti esponenziali

3.4.11 Sensibilità al Variare dei Coefficienti di Frizione Interfacciale

Nell'equazione per il momento della quantità moto del modello per flusso bifase in un mezzo poroso del codice ICARE/CATHARE, la frizione all'interfaccia liquido-gas può essere rappresentata attraverso un'estensione tridimensionale dell'espressione di Schulenberg e Muller. Questa espressione è valida fin quando il liquido è la fase bagnante. Siccome nel nostro caso di reflooding, la fase bagnante è principalmente quella gassosa, i coefficienti di frizione interfacciali sono stati assunti uguali a zero nel caso base per lo studio parametrico. L'influenza del valore dei coefficienti di frizione interfacciale è stata poi valutata mediante calcoli di sensibilità considerando, in primo luogo, valori standard dei coefficienti dedotti dall'espressione di Muller (caso SENS-1L) e, in secondo luogo, moltiplicando i precedenti valori per il fattore 10 (caso SENS+1L).

a) IFC = legge Muller (zona interna)

b) IFC = legge Muller (zona mediana)



c) IFC = legge Muller x 10 (zona interna)

d) IFC = legge Muller x 10 (zona mediana)

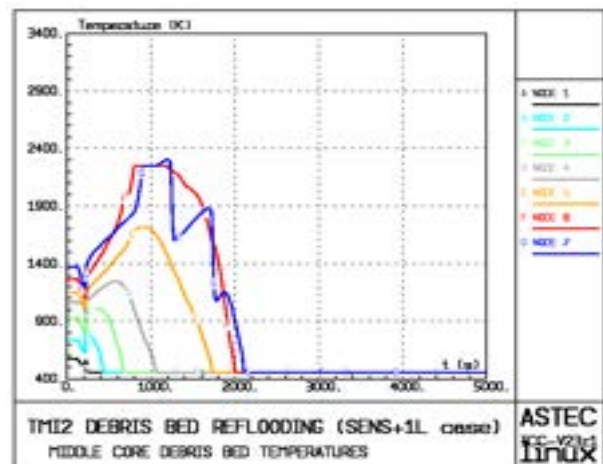
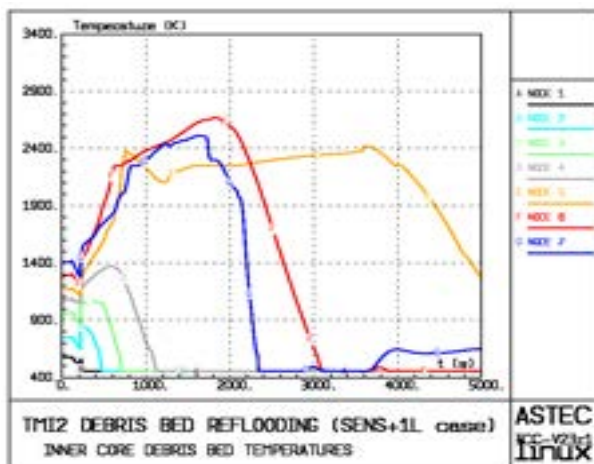


Figura 26: Temperatura del debris bed per diversi valori dei coefficienti di frizione interfacciale (IFC)

L'evoluzione della temperatura nelle diverse zone del debris bed è illustrata in Figura 26. Per quanto sopra detto (la fase bagnante è principalmente quella gassosa),

l'andamento delle temperature non è influenzato in maniera rilevante dall'uso di coefficienti di frizione interfacciali diversi da zero (caso SENS-1L). Solo per valori dei coefficienti molto elevati (caso SENS+1L) si registrano alcune differenze più importanti, come la difficoltà di raffreddamento nel nodo 5 del debris bed della zona interna (vedi [Figura 26.c](#)).

L'influenza dei coefficienti di frizione interfacciale sulla generazione d'idrogeno durante il transitorio è mostrata in [Figura 27](#). Conseguentemente al limitato effetto sull'andamento delle temperature, anche l'influenza sulla produzione totale d'idrogeno è abbastanza limitata. L'uso di coefficienti con valore diverso da zero porta a ridurre la produzione d'idrogeno di circa il 15% rispetto al caso base.

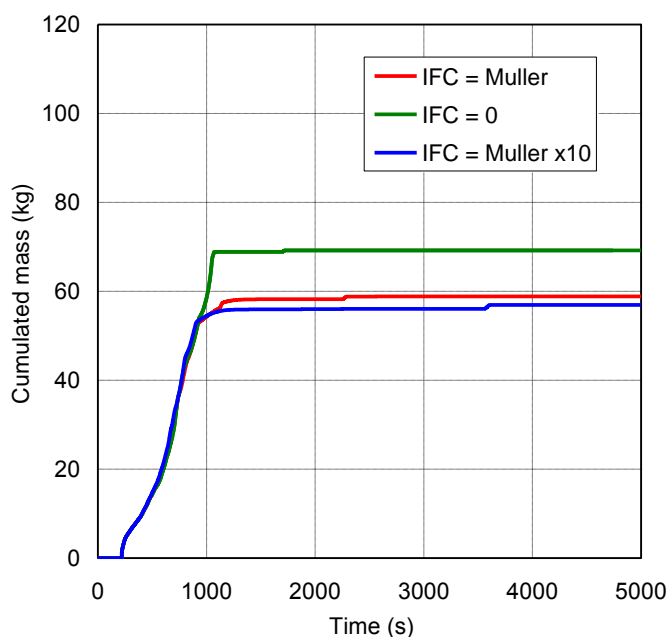


Figura 27: Idrogeno accumulato per diversi valori dei coefficienti di frizione interfacciale (IFC)

3.5 Considerazioni relative al codice ICARE/CATHARE

Lo studio parametrico riportato in questo documento è stato effettuato con il codice ICARE/CATHARE. Esso ha evidenziato l'influenza dei parametri più importanti nell'analisi di debris bed reflooding in condizioni d'incidente severo in un reattore nucleare. Il codice ICARE/CATHARE sembra dare una ragionevole interpretazione dei processi e fenomeni coinvolti nell'analisi del raffreddamento del debris bed, sia in termini di andamento delle temperature, che di produzione d'idrogeno per effetto di ossidazione del debris bed e del magma, in tutte le situazioni analizzate.

L'evoluzione del processo di reflooding e raffreddamento del debris bed è influenzata dai fenomeni di liquefazione e rilocazione dei materiali del nocciolo che tendono a modificare la distribuzione delle porosità nel debris bed, con formazione di zone più dense che riducono la permeabilità del mezzo poroso, e quindi la penetrazione di acqua necessaria per il suo raffreddamento.

Le caratteristiche del debris bed quali la porosità e la dimensione delle particelle, che intervengono direttamente nel calcolo della permeabilità del mezzo poroso, hanno un effetto molto importante, sia sulla possibilità di raffreddamento del debris bed, che sulla produzione cumulata d'idrogeno. Inoltre, le condizioni al contorno come la pressione del sistema primario, la portata del sistema di raffreddamento di emergenza e la densità di potenza del debris bed hanno un'influenza rilevante sul processo globale di reflooding. Infine, i parametri termo-idraulici del modello per l'analisi tridimensionale del flusso bifase in un mezzo poroso sembrano avere, in generale, un'influenza limitata sui risultati del debris bed reflooding.

I risultati dello studio parametrico sono stati presentati e discussi in dettaglio con gli esperti dell'IRSN coinvolti nello sviluppo del codice ICARE/CATHARE e nella preparazione del programma sperimentale PEARL, nell'ambito di una riunione tecnica organizzata a tale scopo. Tali risultati sono stati considerati dall'IRSN di estremo interesse, sia per la valutazione dell'adeguatezza dei nuovi modelli di debris bed recentemente implementati nel codice, che per quanto riguarda gli aspetti connessi alla preparazione e conduzione delle prossime prove sperimentali PEARL.

4 Verifica dei modelli termo-meccanici del codice DRACCAR. Confronto con CATHARE2.

Lo studio del comportamento del combustibile in condizioni incidentali è una delle principali preoccupazioni per l'analisi di sicurezza dei PWR. In particolare, le conseguenze di un incidente di perdita del raffreddamento primario (LOCA) devono essere studiate e quantificate, riguardo ai criteri di sicurezza, al fine di prevenire danni gravi al nocciolo del reattore che potrebbero derivare dalla rottura della guaina delle barrette di combustibile, dalla perdita del raffreddamento del nocciolo e dal rilascio dei prodotti di fissione nel circuito primario.

Lo scopo del codice DRACCAR, sviluppato dall'IRSN, è quello di simulare, in modo più dettagliato rispetto ai codici di sistema come CATHARE2, il comportamento termo-meccanico del combustibile durante un LOCA.

Nell'attuale fase di sviluppo del codice DRACCAR, i modelli relativi al comportamento termo-meccanico del combustibile hanno bisogno di essere verificati in condizioni semplici ed assial-simmetriche per permettere un confronto con i risultati del codice CATHARE2. A tal fine, l'IRSN ha realizzato due calcoli CATHARE2 che serviranno come base di confronto per DRACCAR. Il primo calcolo simula il comportamento della barretta media di combustibile a seguito di un LOCA iniziato da una rottura (15 pollici) nella gamma fredda di un PWR 1300 Francese, a valle della pompa primaria. Il secondo calcolo simula il comportamento della cosiddetta "barretta calda" considerando lo stesso incidente e lo stesso reattore del primo calcolo. La potenza imposta nella barretta calda è maggiorata del 67% rispetto alla potenza della barretta media. La geometria ed il profilo assiale di potenza corrispondono alle caratteristiche di un elemento di combustibile ad inizio ciclo (assenza totale d'irradiazione).

La valutazione dei modelli termo-idraulici del codice DRACCAR non rientra nell'ambito di questo lavoro e sarà affrontata in futuro.

4.1 Principali caratteristiche del codice DRACCAR

Il codice DRACCAR simula il comportamento delle barrette di combustibile nel corso di una 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:

- 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 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 (acqua vapore) nei sotto-canali delimitati dalle barrette di combustibile. Per il momento il modello termo-idraulico è quello del codice di sistema CESAR. In futuro è anche previsto l'accoppiamento con CATHARE3.

4.2 Geometria e magliatura nei calcoli DRACCAR

La simulazione con il codice DRACCAR è limitata ad una piccola porzione di un elemento di combustibile per accordarsi, nel miglior modo possibile, alle caratteristiche del codice CATHARE2 che non può considerare scostamenti dal comportamento assial-simmetrico. La sezione considerata è un quadrato con lati uguali al passo tra le barrette di combustibile (12,6 mm) comprendente quattro quarti di barrette ed un sotto-canale fluido. La magliatura adottata nel piano orizzontale è indicata nella Figura 28 (Tutte le figure sono riportate alla fine del capitolo).

Riguardo al calcolo del comportamento termico, ogni quarto di barretta (combustibile e guaina) è descritto utilizzando una sola maglia nella direzione circonferenziale. Radialmente, il combustibile è discretizzato in 20 maglie. Solo 1 maglia radiale è utilizzata per la guaina.

Per il calcolo del comportamento meccanico, ogni quarto di guaina viene descritto con 5 maglie nella direzione circonferenziale. La temperatura delle 5 maglie è ovviamente la stessa, essendo il comportamento termico simulato con un'unica maglia circonferenziale. In tal modo si garantisce che la deformazione della guaina si produca in modo assial-simmetrico (tutte e 5 le maglie circonferenziali si deformano alla stessa maniera). Solamente in caso di deformazioni molto grandi, il contatto fra le barrette può portare alla perdita della geometria cilindrica della guaina.

La magliatura assiale è mostrata nella Figura 29. La vista in figura è relativa alla sezione assiale ottenuta dall'intersezione del sistema simulato con un piano verticale, la cui proiezione sul piano orizzontale (AA) è mostrata in Figura 28.

L'altezza delle barre di combustibile è 4,2885 m. La discretizzazione assiale contempla 42 maglie di uguale altezza, come nei calcoli CATHARE2. La stessa altezza e discretizzazione assiale sono utilizzati nei calcoli di simulazione del comportamento della barretta media e della barretta calda.

4.2.1 Geometria delle barrette di combustibile

La geometria delle barrette di combustibile è imposta sulla base dei dati di input CATHARE2 e dipende dal caso studiato: barretta media o barretta calda.

4.2.1.1 Barretta media

Le dimensioni imposte sono riportate di seguito:

- Passo fra le barrette: 12.6 mm
- Diametro combustibile: 8.3682 mm
- Gap combustibile-guaina: $4.4 \cdot 10^{-4}$ mm
- Diametro interno guaina: 8.36908 mm
- Spessore guaina: 0.5396 mm
- Diametro interno guaina: 9.44828 mm

I seguenti volumi vuoti (riempiti con elio) sono imposti nelle barrette di combustibile. I valori riportati, derivati dai dati di input di CATHARE2, sono utilizzati da DRACCAR per il calcolo della pressione interna.

- Plenum superiore: $1.03806 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3$
- Plenum inferiore: $0.25 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3$
- Porosità del combustibile: 0.01410426
- Gap combustibile-guaina¹: $4.9609 \cdot 10^{-8} \text{ m}^3$

È bene puntualizzare che DRACCAR offre due possibilità per descrivere i volumi vuoti al di sopra (plenum superiore) ed al di sotto (plenum inferiore) della colonna di combustibile. La prima è quella di descrivere dettagliatamente le strutture al di sopra ed al di sotto del combustibile. In tal caso i volumi vuoti (plenum superiore ed inferiore) sono automaticamente calcolati dal codice senza bisogno di imporli come dati di input. La seconda possibilità, adottata in tutti i calcoli per esigenze di confronto con CATHARE2, è quella di limitare la simulazione alla zona assiale occupata dal combustibile e fornire direttamente al codice i volumi del plenum superiore ed inferiore.

4.2.1.2 Barretta calda

Le dimensioni imposte sono riportate di seguito:

- Passo fra le barrette: 12.6 mm
- Diametro combustibile: 8.2462 mm
- Gap combustibile-guaina: 0.06 mm
- Diametro interno guaina: 8.3662 mm
- Spessore guaina: 0.5715 mm
- Diametro interno guaina: 9.5092 mm

• ¹ volume iniziale calcolato in funzione della deformazione della guaina.

I seguenti volumi vuoti (riempiti con elio) sono imposti nelle barrette di combustibile:

- Plenum superiore: $7.295 \cdot 10^{-7} \text{ m}^3$
- Plenum inferiore: $0.25 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3$
- Porosità del combustibile: 0.014654925
- Gap combustibile-guaina²: $6.7144 \cdot 10^{-6} \text{ m}^3$

4.3 Calcoli realizzati con il codice DRACCAR

Al fine di testare separatamente i modelli DRACCAR, si sono realizzati due tipi di simulazione utilizzando una parte dei risultati CATHARE2 come condizioni al contorno. Con il primo tipo di simulazione si vogliono testare i modelli di comportamento termo-meccanico della barretta di combustibile. Il secondo tipo di simulazione serve a verificare il modello di calcolo della pressione interna della barretta che influenza lo stato tensionale della guaina e, di riflesso, la deformazione viscosa (creep).

La stessa strategia è stata applicata per simulare il comportamento della barretta media e quello della barretta calda.

Tutti i calcoli effettuati sono divisi in due parti:

- • da -500 a 0 s. Ricerca dello stato permanente. In tale fase i modelli di deformazione della guaina sono disattivati.
- • Da 0 a 290 s. Calcolo del transitorio incidentale. Attivazione dei modelli di deformazione della guaina.

In tutti i calcoli DRACCAR si è imposta la stessa potenza residua utilizzata da CATHARE2, distinguendo ovviamente il caso della barretta media da quello della barretta calda. Ciascun quarto di barretta di combustibile è caratterizzato da uguale potenza e condizioni al contorno. In tal modo i quattro quarti di barrette di combustibile si comportano allo stesso modo.

Nel seguito del rapporto ed in particolare nella descrizione dei risultati DRACCAR si farà quindi riferimento alla generica barretta di combustibile per indicare uno qualsiasi dei quattro quarti di barrette.

4.3.1 Barretta media. Risultati del calcolo per la verifica dei modelli termo-meccanici

I seguenti risultati, ottenuti con CATHARE2, sono imposti come condizioni al contorno nel calcolo DRACCAR.

- Evoluzione nel tempo della pressione all'interno della barretta di combustibile.
- Evoluzione nel tempo della pressione del fluido nel sotto-canale (pressione esterna alla barretta di combustibile).

² volume iniziale calcolato in funzione della deformazione della guaina.

- Evoluzione nel tempo della temperatura esterna della guaina della barretta di combustibile.

Questo tipo di simulazione permette la verifica del modello meccanico di deformazione della guaina, senza far intervenire il modello per il calcolo della pressione dell'elio all'interno della barretta di combustibile, che non è attivato.

Contemporaneamente sarà possibile verificare il comportamento termico del combustibile, anche se quest'ultimo non è completamente indipendente dalla deformazione della guaina che può influenzare la differenza di temperatura nel gap combustibile-guaina.

Non essendo possibile disattivare i modelli termo-idraulici del codice DRACCAR si è imposta all'ingresso del sotto-canale fluido una portata di vapore a temperatura fissata che non influenza i risultati del calcolo, considerato che la temperatura della guaina è direttamente imposta come condizione al contorno.

Le temperature della barretta di combustibile, calcolate al termine della prima fase di calcolo (raggiungimento dello stato permanente, tempo = 0 s), sono presentate nella Figura 30 sotto forma di profili assiali.

Riguardo ai risultati CATHARE2, le temperature di una data maglia assiale si riferiscono a:

- Centro del combustibile,
- Superficie esterna del combustibile,
- Superficie esterna della guaina.

Le temperature calcolate da DRACCAR, in ciascuna maglia assiale, si riferiscono a:

- Centro del combustibile,
- Maglia radiale più esterna del combustibile,
- Superficie del combustibile (valore stimato),
- Centro della guaina (solo una maglia radiale).

Riguardo ai risultati del codice DRACCAR bisogna considerare che le temperature delle varie maglie radiali si riferiscono al centro della maglia. Per questa ragione la temperatura della superficie esterna del combustibile (T_{surf}) è stata stimata, in ciascuna maglia assiale, a partire dalla temperatura della maglia radiale più esterna (T_{mesh}), la resistenza termica della maglia stessa (R_{mesh}) e la potenza scambiata attraverso il gap combustibile-guaina (P_{f-c}):
$$T_{surf} = T_{mesh} - P_{f-c} \cdot R_{mesh}$$
.

La temperatura sulla superficie esterna della guaina è ovviamente identica a quella di CATHARE2 (imposta come condizione al contorno), quindi la stima fatta per il combustibile non è necessaria.

La Figura 30 mostra che le temperature del combustibile (centro e superficie) calcolate da DRACCAR, al termine della fase preliminare di ricerca dello stato stazionario, sono praticamente identiche a quelle di CATHARE2. Si può anche osservare che le temperature calcolate da DRACCAR al centro della guaina sono un po' superiori alle temperature della superficie esterna. Questo è perfettamente comprensibile considerando che, all'inizio del transitorio, la potenza da smaltire è molto elevata e la differenza di temperatura fra il centro e la superficie esterna della guaina non è trascurabile.

I risultati relativi al comportamento termico della barretta di combustibile durante il transitorio incidentale sono presentati nelle Figura 31, Figura 32 e Figura 33 che riportano l'andamento nel tempo delle temperature a diverse quote assiali. Il significato delle temperature riportate è lo stesso della Figura 30.

I risultati ottenuti da DRACCAR sono praticamente sovrapponibili a quelli di CATHARE2 a tutte le quote assiali. Si può anche notare come la temperatura calcolata da DRACCAR al centro della guaina diventi con l'incrementare del tempo e la diminuzione della potenza residua sempre più vicina alla temperatura della superficie esterna, fino a coincidere esattamente.

Le pressioni all'interno ed all'esterno della barretta di combustibile (Figura 34) sono ovviamente uguali per i due codici visto che entrambe sono state imposte, nel calcolo DRACCAR, a partire dai risultati di CATHARE2.

Entrambi i codici prevedono che la barretta di combustibile resti intatta (la condizione di rottura non viene raggiunta) fino alla fine del transitorio.

Il comportamento meccanico della guaina è riassunto nelle Figura 35, Figura 36 e Figura 37 che riportano l'andamento nel tempo della deformazione circonferenziale a diverse quote assiali e nella Figura 38, dove si può osservare il profilo assiale della deformazione circonferenziale, calcolato da DRACCAR alla fine del transitorio (290 s). Nella stessa figura sono riportati i risultati di CATHARE2 per le quote assiali dove la guaina è maggiormente deformata.

In tutte le figure la deformazione circonferenziale è calcolata come:
$$\varepsilon_c = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right)$$
, dove l e l_0 sono rispettivamente il raggio medio della guaina all'istante (t) e al istante 0 (inizio del transitorio). Per il codice DRACCAR si sono tracciate sia la deformazione globale che il contributo della sola deformazione viscosa (creep).

La deformazione globale calcolata da DRACCAR è leggermente inferiore a quella di CATHARE2. La ragione della differenza è probabilmente da ricercare nell'assenza del modello di deformazione elastica nel codice DRACCAR. Nel transitorio simulato le temperature e quindi le deformazioni viscosi non sono troppo elevate e la deformazione elastica non è completamente trascurabile. Inoltre gli effetti della deformazione elastica e quella viscosa non sono sovrapponibili in quanto la deformazione elastica si traduce in un aumento del raggio della guaina e di conseguenza in un aumento della tensione circonferenziale (a parità di pressione)

che genera a sua volta un incremento della velocità di creep, esaltando ulteriormente le differenze con DRACCAR che trascura la deformazione elastica.

4.3.2 Barretta media. Risultati del calcolo per la verifica del modello di calcolo della pressione interna delle barrette di combustibile

In questo calcolo la pressione interna della barretta di combustibile è calcolata automaticamente dal codice DRACCAR. La pressione esterna e la temperatura della superficie esterna della guaina continuano ad essere imposte come condizioni al contorno.

La Figura 39 riporta la pressione interna della barretta di combustibile calcolata dai 2 codici e la pressione esterna imposta nel calcolo DRACCAR sulla base dei risultati CATHARE2.

La pressione interna calcolata da DRACCAR differisce in modo non trascurabile dal risultato del codice CATHARE2. In particolare risulta superiore durante la prima parte del transitorio mentre, al termine della fase di deformazione della guaina, diventa leggermente inferiore.

Le differenze riscontrate sono probabilmente da attribuire alle diverse scelte operate dai due codici riguardo alla temperatura di alcuni dei volumi vuoti all'interno della barretta di combustibile. In particolare:

- La temperatura del plenum superiore è, per CATHARE2, uguale alla temperatura del punto più alto della guaina (ultima maglia assiale) modificata per prendere in conto l'inerzia termica delle strutture superiori della barretta, non direttamente simulate. DRACCAR considera semplicemente la temperatura del punto più alto della guaina senza alcuna correzione. Come riportato in precedenza DRACCAR ha la possibilità alternativa di simulare dettagliatamente tutte le strutture della barretta. In tal caso l'inerzia termica sarebbe automaticamente presa in conto.
- Riguardo ai vuoti generati dalle porosità del combustibile, CATHARE2 distingue un numero di volumi uguale al numero delle maglie assiali, associando a ciascun volume la temperatura media della relativa maglia assiale. DRACCAR considera un numero di volumi pari al totale delle maglie utilizzate per descrivere il combustibile (in senso assiale, radiale e, eventualmente, circonferenziale), associando a ciascun volume la temperatura della maglia relativa.

Il comportamento meccanico della guaina è riassunto nella Figura 40, Figura 41 e Figura 42 che riportano l'andamento nel tempo della deformazione circonferenziale a diverse quote assiali e nella Figura 43, dove si può osservare il profilo assiale della deformazione circonferenziale alla fine del transitorio (290 s).

La maggior pressione interna calcolata da DRACCAR nella prima parte del transitorio ha un effetto rilevante sulla deformazione della guaina che diventa più importante di

quella calcolata da CATHARE2 (era leggermente inferiore nel calcolo con pressione interna imposta).

Si fa presente che nel calcolo DRACCAR, per evitare la rottura della guaina e permettere il confronto con CATHARE2, si è utilizzato un criterio di rottura alternativo basato su un valore massimo dell'“integrale nel tempo della deformazione. Con il criterio standard, dato da una deformazione massima funzione della temperatura (correlazione NUREG 630), si sarebbe raggiunta la condizione di rottura.

Si può anche osservare che la maggior deformazione calcolata da DRACCAR si traduce in un maggior volume del gap combustibile-guaina. Questo spiega perché, dopo la fase di deformazione, la pressione interna calcolata da DRACCAR diventi inferiore a quella di CATHARE2 (Figura 39).

La maggior deformazione della guaina calcolata da DRACCAR ha un effetto quasi trascurabile sul comportamento termico del combustibile (rispetto al calcolo con pressione interna imposta). Il confronto con le temperature calcolate da CATHARE2 non viene quindi riposto.

4.3.3 Barretta calda. Risultati del calcolo per la verifica dei modelli termo-meccanici

Come per la simulazione della barretta media, i seguenti risultati, ottenuti con CATHARE2, sono imposti come condizioni al contorno nel calcolo DRACCAR.

- Evoluzione nel tempo della pressione all'interno della barretta di combustibile.
- Evoluzione nel tempo della pressione del fluido nel sotto-canale (pressione esterna alla barretta di combustibile).
- Evoluzione nel tempo della temperatura esterna della guaina della barretta di combustibile.

Le temperature della barretta di combustibile, calcolate al termine della prima fase di calcolo (raggiungimento dello stato permanente, tempo = 0 s), sono presentate nella Figura 44 sotto forma di profili assiali.

Come nel caso della barretta media, i risultati DRACCAR sono praticamente coincidenti con quelli di CATHARE2. Anche qui si può constatare la differenza di temperatura fra il centro e la superficie esterna della guaina.

La Figura 45, Figura 46, Figura 47 e Figura 48 descrivono il comportamento termico della barretta di combustibile, a differenti quote assiali, durante il transitorio.

Le temperature calcolate da DRACCAR coincidono con i risultati CATHARE2 a tutte le quote eccetto la quota 3.62480 m (maglia assiale 36) dove, a partire da 120 s, la temperatura del combustibile ottenuta da DRACCAR è un po' inferiore a quella di CATHARE2.

Per spiegare la differenza, occorre premettere che in questo calcolo si hanno temperature più elevate rispetto ai calcoli precedenti relativi alla barretta media e si raggiunge la condizione di rottura della guaina, che si produce in corrispondenza della maglia assiale 36 (in entrambi i codici).

Il codice CATHARE2 considera, unicamente nella maglia assiale dove si produce la rottura, che l'elio nel gap combustibile-guaina sia sostituito con vapore, la cui conducibilità termica è inferiore a quella dell'elio. DRACCAR continua a considerare l'elio come gas di riempimento e questo spiega le differenze riscontrate. La divergenza fra i due codici si manifesta dopo la rottura e quando il brusco raffreddamento della guaina comporta un aumento della potenza scambiata fra il combustibile e la guaina.

Le pressioni all'interno ed all'esterno della barretta di combustibile sono presentate nella Figura 49. Nel calcolo DRACCAR, la caduta improvvisa della pressione interna, che si porta al valore di quella esterna, identifica l'istante di rottura (100.655 s). Dopo tale istante la pressione interna non viene più calcolata e rimane costante. L'istante di rottura nel calcolo CATHARE2 (100.78094 s) è quasi coincidente al risultato DRACCAR. A differenza di DRACCAR la pressione interna rimane costante ed uguale al valore al momento della rottura. La differenza fra i due codici non ha nessun effetto sul calcolo; nel codice DRACCAR i modelli di deformazione vengono completamente disattivati dopo la rottura, mentre CATHARE2 continua a considerare il solo effetto dell'espansione termica, che dipende dalla temperatura della guaina e non dalla pressione interna.

La Figura 50, Figura 51 e Figura 52 riportano l'andamento nel tempo della deformazione circonferenziale a diverse quote assiali. Nella Figura 53 si può osservare il profilo assiale della deformazione circonferenziale alla fine del transitorio (290 s).

Rispetto al calcolo della barretta media, a causa delle temperature più elevate, la deformazione viscosa è molto più importante. In tal caso, la deformazione elastica, trascurata da DRACCAR, è completamente marginale ed i risultati dei due codici sono praticamente identici.

La rottura della guaina avviene, come precedentemente riportato, nella maglia assiale 36. La rottura è dovuta, in entrambi i codici, al raggiungimento del criterio di deformazione massima (correlazione NUREG 630), funzione della temperatura e della sua derivata, tracciato nella Figura 54. Nella stessa figura sono riportate le temperature e le deformazioni a rottura calcolate dai due codici.

4.3.4 Barretta calda. Risultati del calcolo per la verifica del modello di calcolo della pressione interna delle barrette di combustibile

Come per il calcolo della barretta media la pressione interna è calcolata automaticamente dal codice DRACCAR. La pressione esterna e la temperatura della

superficie esterna della guaina continuano ad essere imposte come condizioni al contorno.

La Figura 55 riporta la pressione interna alla barretta di combustibile calcolata dai 2 codici e la pressione esterna imposta nel calcolo DRACCAR sulla base dei risultati CATHARE2.

Come per la barretta media, la pressione interna calcolata da DRACCAR nella prima parte del transitorio è sovrastimata rispetto al risultato di CATHARE2. Le ragioni della differenza, già esposte nella descrizione del calcolo relativo alla barretta media, sono legate alle scelte operate dai due codici sulla temperatura di alcuni volumi vuoti all'interno della barretta di combustibile. Durante la fase di deformazione precedente la rottura della guaina il volume vuoto associato al gap combustibile-guaina aumenta progressivamente acquistando sempre più peso nel calcolo della pressione. Questo consente alla pressione interna calcolata da DRACCAR di avvicinarsi progressivamente al risultato del codice CATHARE2.

La rottura della guaina continua a prodursi nella maglia assiale 36 nel calcolo DRACCAR. Il tempo di rottura è impercettibilmente influenzato dalla sovrastima della pressione esterna (100.42 s contro 100.66 s nel calcolo con pressione imposta) e resta molto vicino al risultato del codice CATHARE2 (100.78 s).

Il comportamento meccanico della guaina è riassunto nella Figura 56, Figura 57 e Figura 58 che riportano l'andamento nel tempo della deformazione circonferenziale a diverse quote assiali e nella Figura 59, dove si può osservare il profilo assiale della deformazione circonferenziale alla fine del transitorio (290 s).

La maggior pressione interna calcolata da DRACCAR nella prima parte del transitorio produce, come per la barretta media, una sovrastima della deformazione della guaina rispetto ai risultati del codice CATHARE2. La sensibilità della deformazione alla pressione interna è molto inferiore rispetto a quella riscontrata nel calcolo della barretta media. In effetti, la velocità di creep dipende sia dallo stato tensionale della guaina (funzione della pressione) che dalla temperatura. Nel caso della barretta calda le temperature sono molto più elevate, quindi il peso della pressione interna sulla deformazione risulta meno rilevante.

La deformazione massima nella maglia assiale 36 è limitata dal raggiungimento della condizione di rottura (correlazione NUREG 630) e il valore calcolato da DRACCAR resta molto simile a quello del codice CATHARE2.

La maggior deformazione della guaina calcolata da DRACCAR ha un effetto completamente trascurabile sul comportamento termico del combustibile (rispetto al calcolo con pressione interna imposta). Il confronto con le temperature calcolate da CATHARE2 non viene quindi riproposto.

4.4 Considerazioni relative al codice DRACCAR

Il codice DRACCAR, in fase di sviluppo all'IRSN di Cadrahe, simula il comportamento delle barrette di combustibile nel corso di un 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.

Nell'attuale fase di sviluppo del codice DRACCAR, i modelli relativi al comportamento termo-meccanico del combustibile hanno bisogno di essere verificati in condizioni semplici ed assial-simmetriche per permettere un confronto con i risultati del codice CATHARE2. A tal fine, l'IRSN ha realizzato due calcoli CATHARE2 che sono serviti come base di confronto per DRACCAR. Il primo calcolo simula il comportamento della barretta media di combustibile a seguito di un LOCA iniziato da una rottura (15 pollici) nella gamma fredda di un PWR 1300 Francese, a valle della pompa primaria. Il secondo calcolo simula il comportamento della cosiddetta "barretta calda" considerando lo stesso incidente e lo stesso reattore del primo calcolo.

La valutazione dei modelli termo-idraulici del codice DRACCAR non rientra nell'ambito di questo lavoro e sarà affrontata in futuro.

Al fine di testare separatamente i modelli DRACCAR, si sono realizzati due di simulazione utilizzando una parte dei risultati CATHARE2 come condizioni al contorno. Con il primo tipo di simulazione si sono testati i modelli di comportamento termo-meccanico delle barrette di combustibile. Il secondo tipo di simulazione è servito a verificare il modello di calcolo della pressione interna delle barrette che influenza lo stato tensionale della guaina e, di riflesso, la deformazione viscosa.

La stessa strategia è stata applicata per simulare il comportamento della barretta media e quello della barretta calda.

I calcoli realizzati hanno permesso una prima verifica dei modelli termo-meccanici di DRACCAR. Il confronto con i risultati del codice CATHARE2 consente di trarre le seguenti conclusioni:

- Il comportamento termico del combustibile previsto da DRACCAR è sostanzialmente identico a quello calcolato con CATHARE2.
- Imponendo nei calcoli DRACCAR l'evoluzione della pressione interna ed esterna alle barrette di combustibile, calcolata dal codice CATHARE2, si ottiene una deformazione circonferenziale della guaina quasi identica a quella calcolata da CATHARE2. Piccole differenze si sono riscontrate solo nella simulazione del comportamento della barretta media, il cui transitorio incidentale è caratterizzato da relativamente basse temperature e deformazioni viscosi. La deformazione elastica della guaina, considerata nel modello di CATHARE2 e trascurata per il momento dal codice DRACCAR, è la causa principale del lieve disaccordo.
- Consentendo al codice DRACCAR di calcolare autonomamente la pressione interna della barretta di combustibile si sono riscontrate differenze non trascurabili rispetto alla pressione interna ottenuta nei calcoli CATHARE2. Le differenze sono probabilmente da attribuire alle diverse scelte operate dai due codici sulle temperature di alcuni volumi vuoti (riempiti con elio) all'interno

 Centro Ricerche Bologna	Sigla di identificazione NNFISS-LP5-025	Rev. 0	Distrib. L	Pag. 74	di 90
--	---	------------------	----------------------	-------------------	-----------------

della barretta di combustibile che, ovviamente, hanno un'influenza sul calcolo della pressione.

4.5 Figure

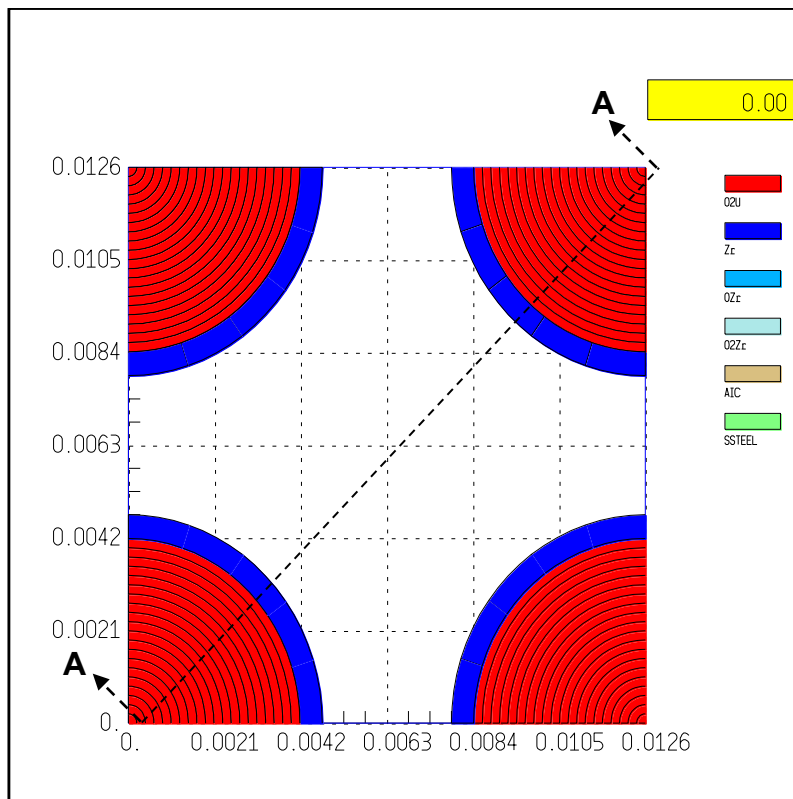


Figura 28: Geometria e magliatura nel piano orizzontale

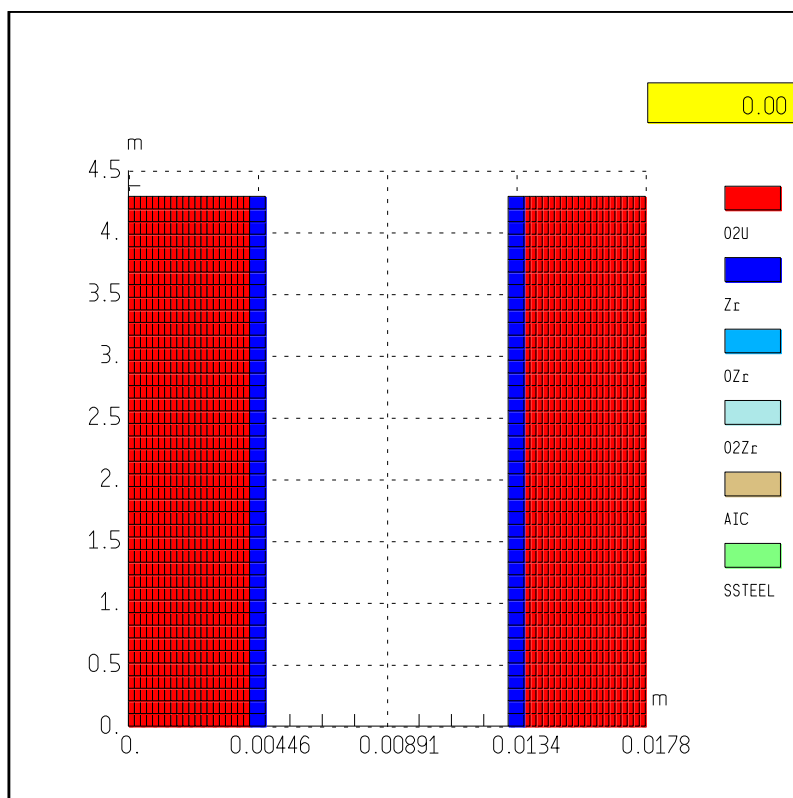


Figura 29: Geometria e magliatura nel piano verticale (sezione AA di Figura 28)

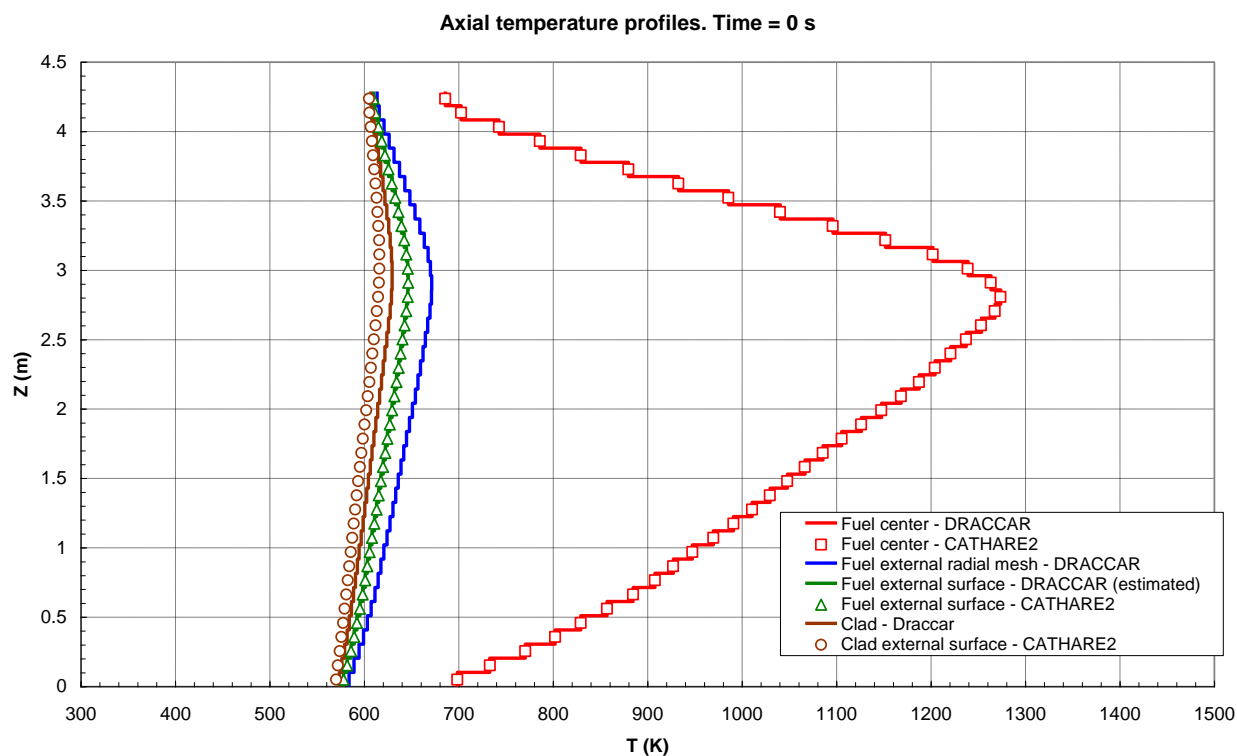


Figura 30: Barretta media. Verifica modelli termo-meccanici. Profilo assiale delle Temperature della barretta di combustibile all’inizio del transitorio incidentale (istante = 0 s)

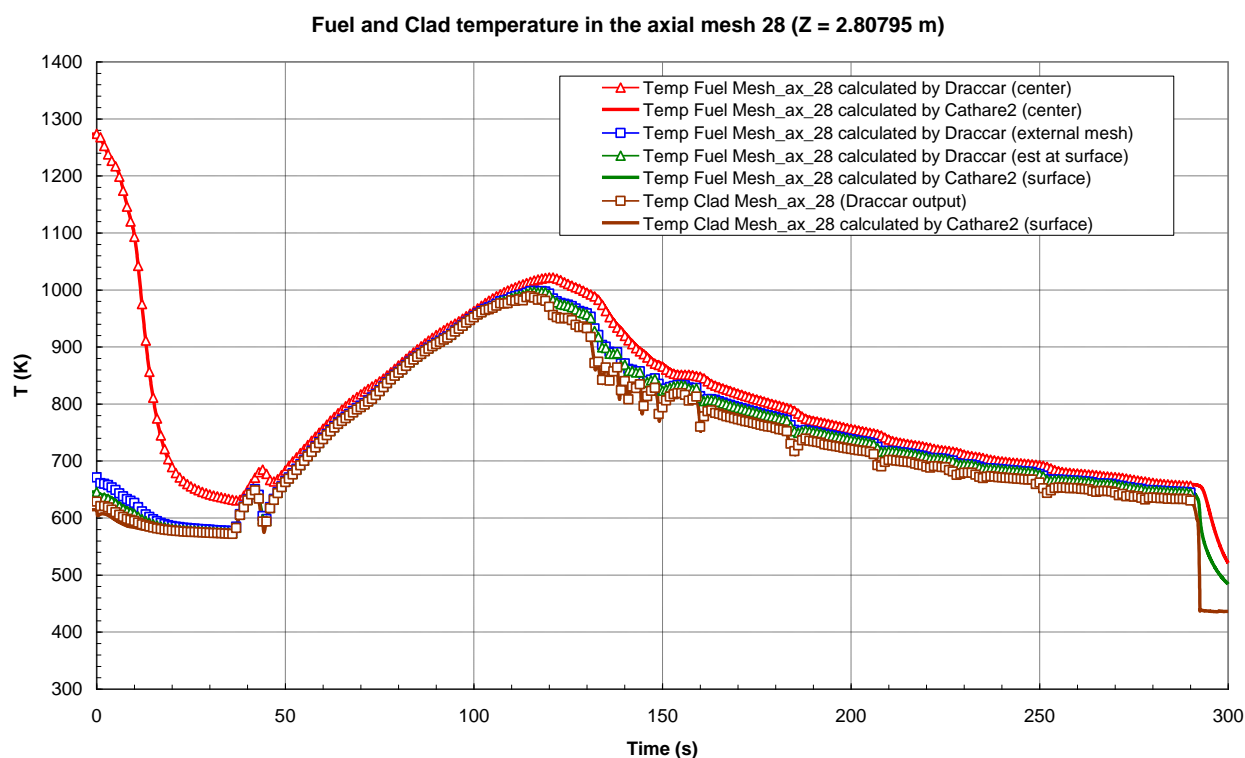


Figura 31: Barretta media. Verifica modelli termo-meccanici. Temperature della barretta di combustibile alla quota 2.80795 m (maglia assiale 28)

Fuel and Clad temperature in the axial mesh 31 (Z = 3.11427 m)

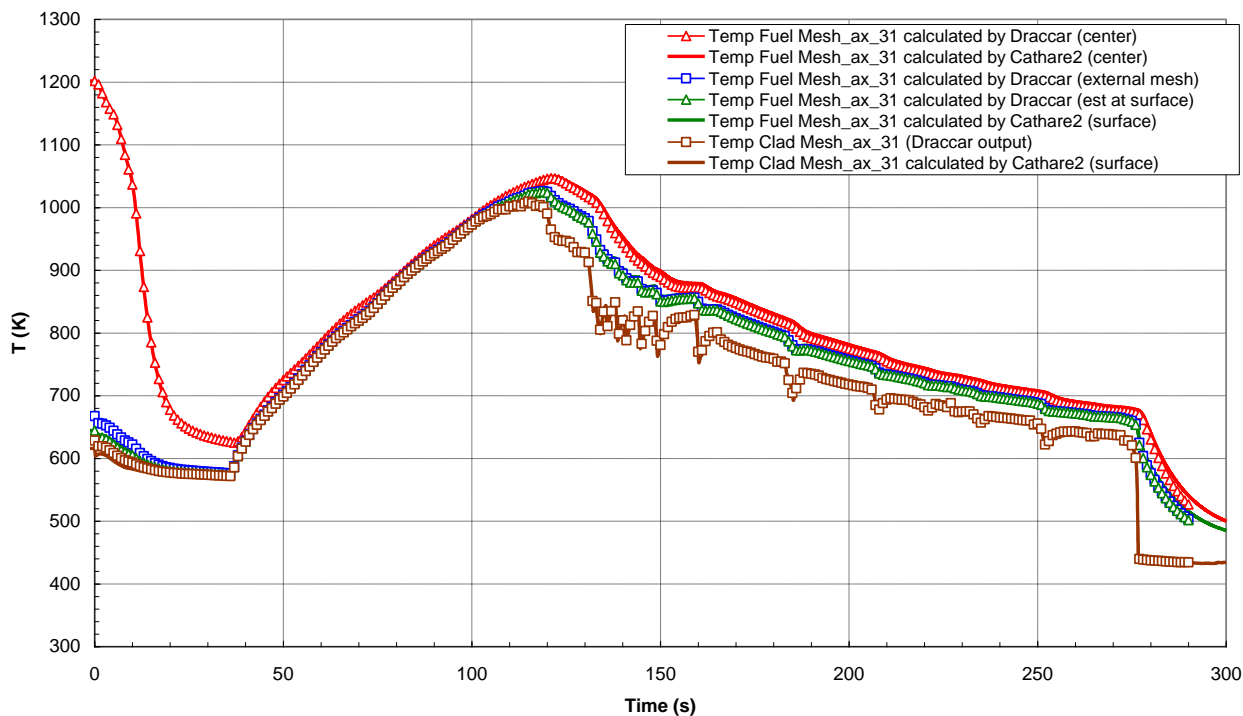


Figura 32: Barretta media. Verifica modelli termo-meccanici. Temperature della barretta di combustibile alla quota 3.11427 m (maglia assiale 31)

Fuel and Clad temperature in the axial mesh 42 (Z = 4.23745 m)

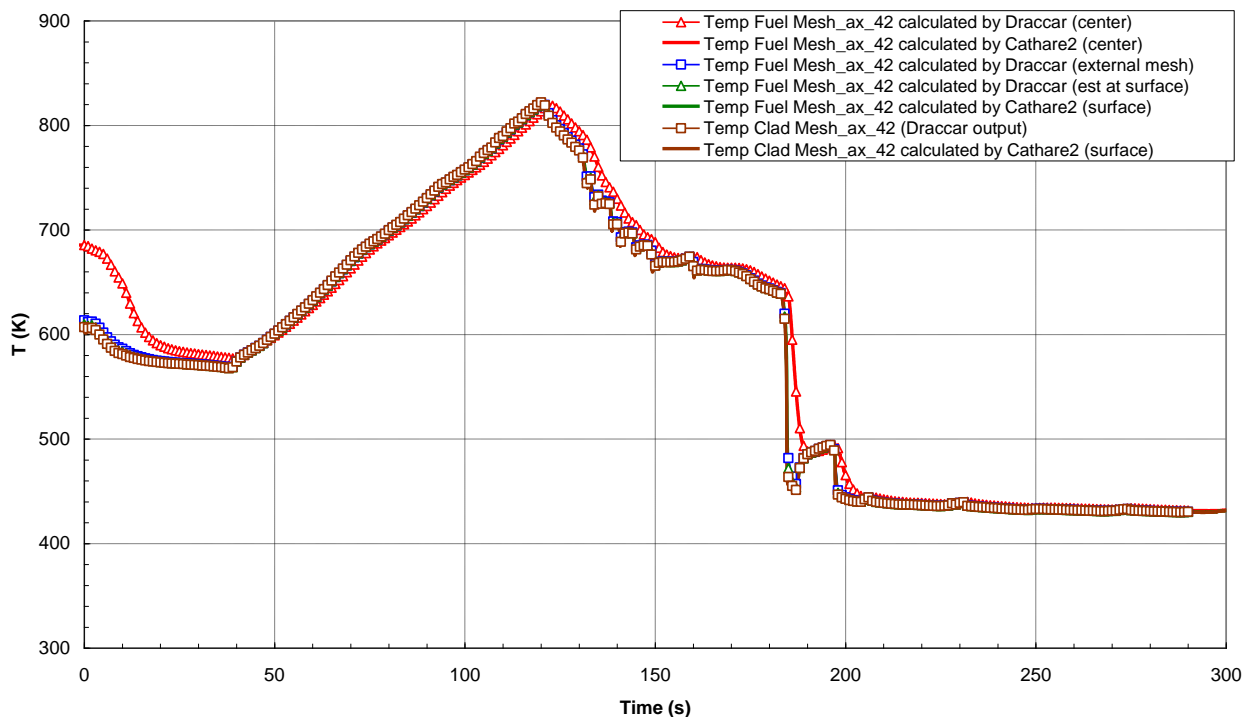


Figura 33: Barretta media. Verifica modelli termo-meccanici. Temperature della barretta di combustibile alla quota 4.23745 m (maglia assiale 42)

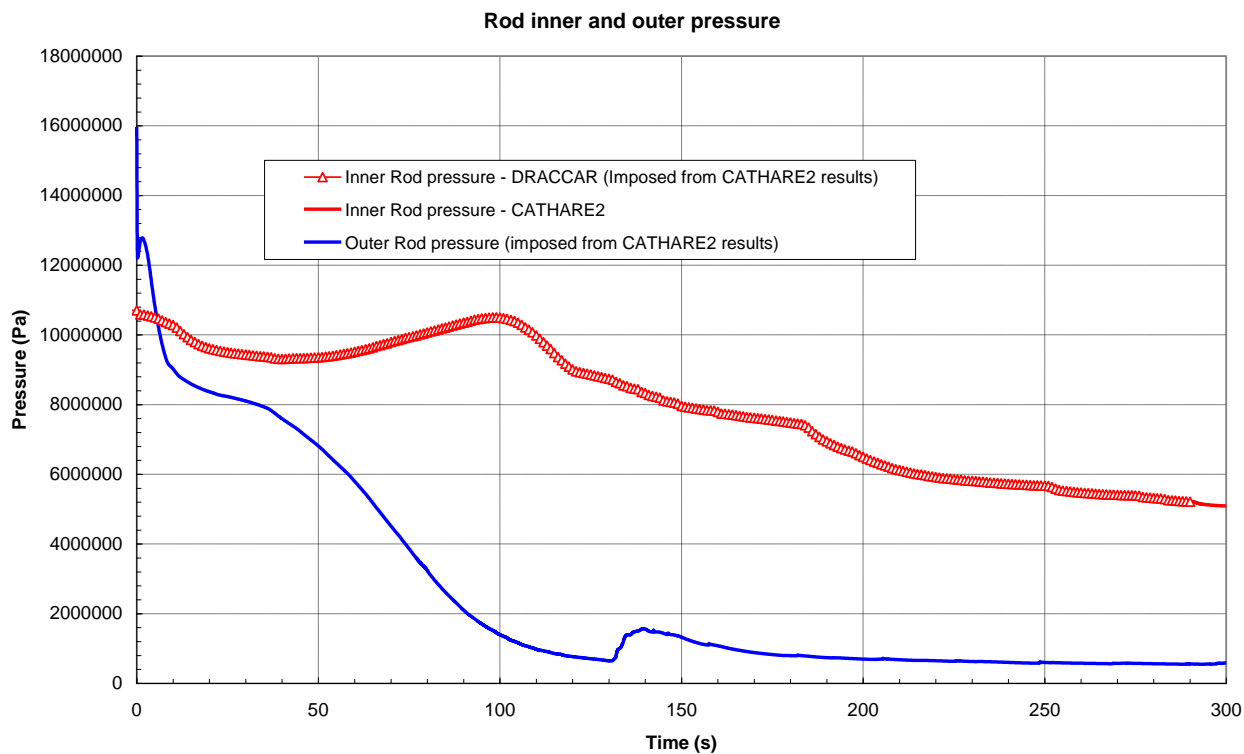


Figura 34: Barretta media. Verifica modelli termo-meccanici. Pressione interna ed esterna alla barretta di combustibile

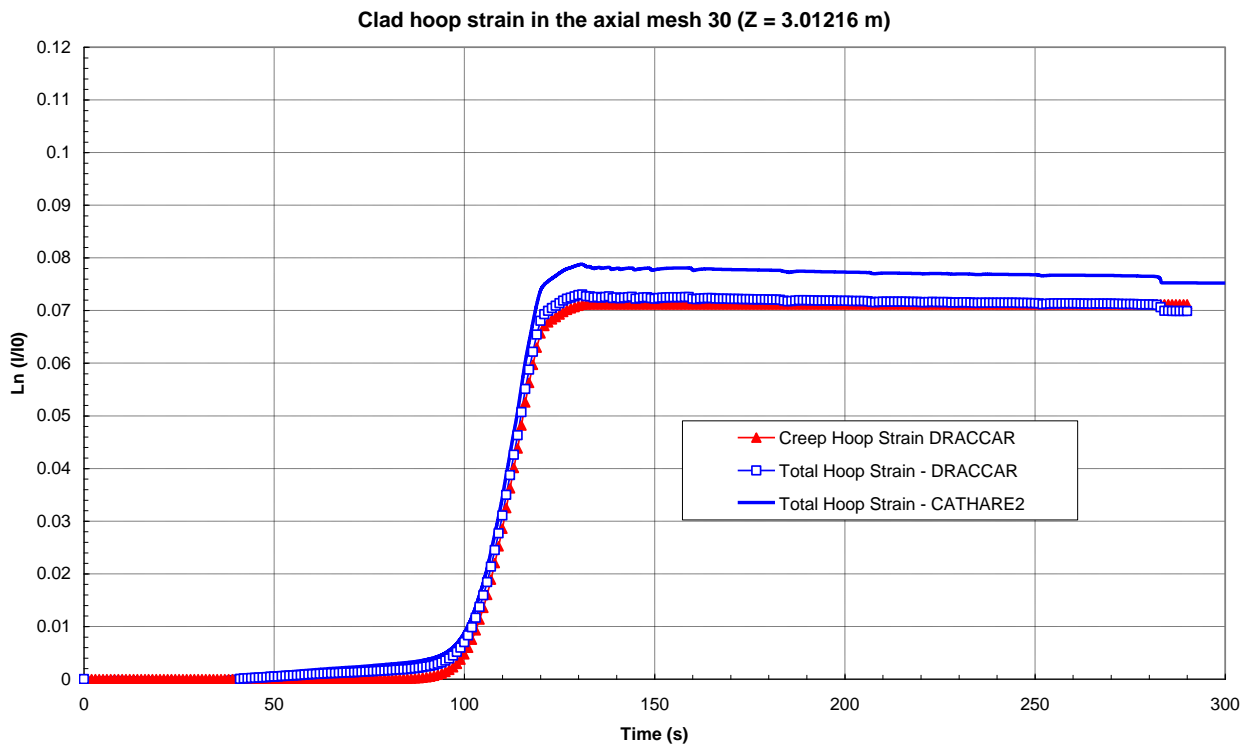


Figura 35: Barretta media. Verifica modelli termo-meccanici. Deformazione circonferenziale della guaina della barretta di combustibile alla quota 3.01216 m (maglia assiale 30)

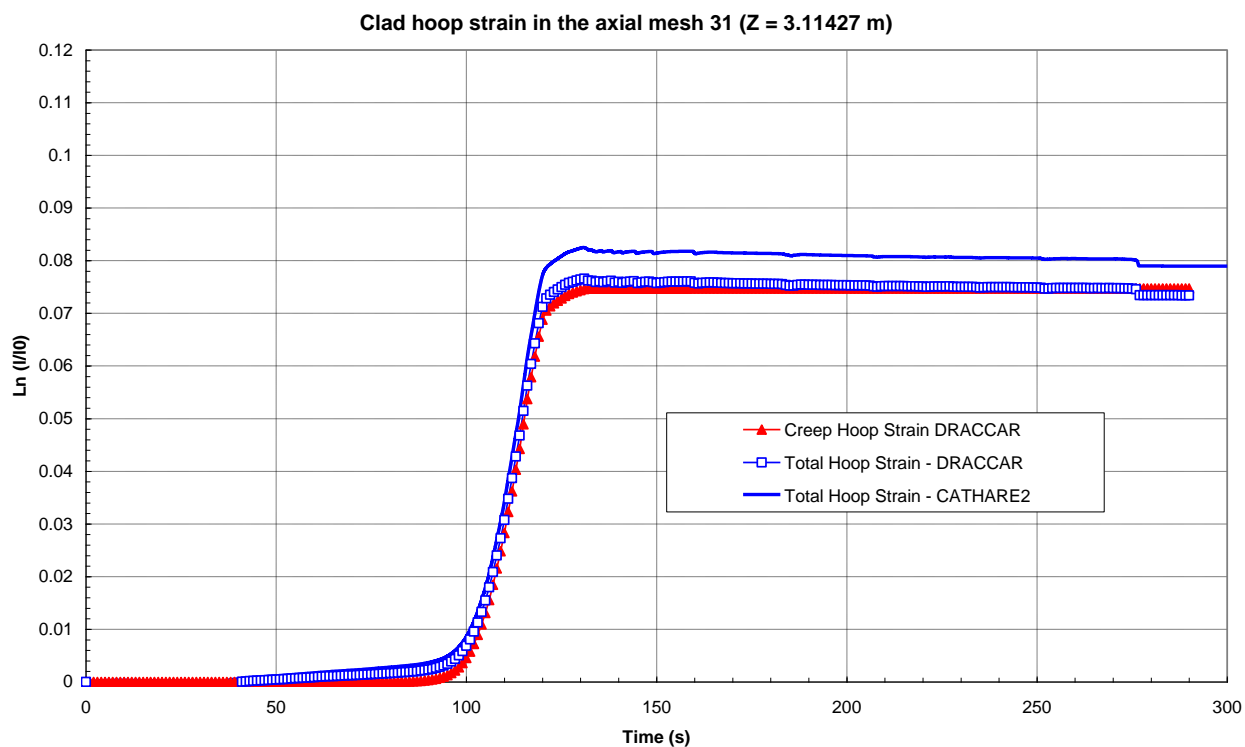


Figura 36: Barretta media. Verifica modelli termo-meccanici. Deformazione circonferenziale della guaina della barretta di combustibile alla quota 3.11427 m (maglia assiale 31)

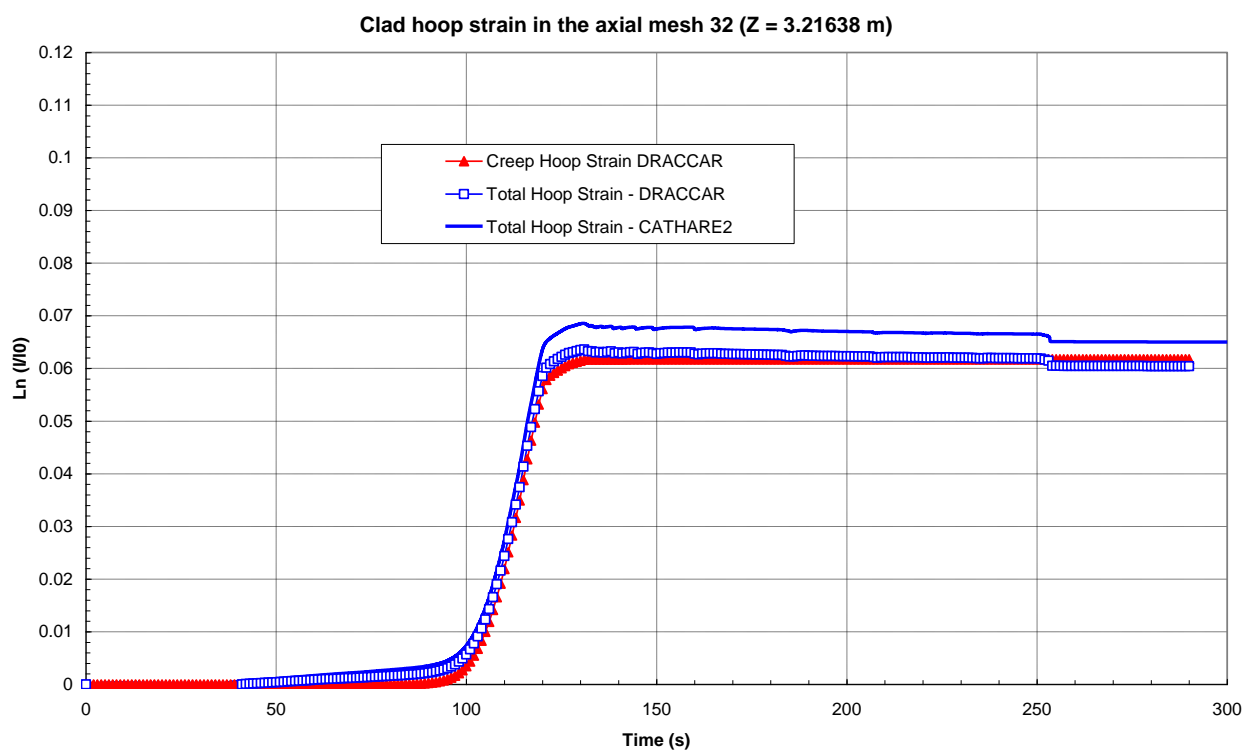


Figura 37: Barretta media. Verifica modelli termo-meccanici. Deformazione circonferenziale della guaina della barretta di combustibile alla quota 3.21638 m (maglia assiale 32)

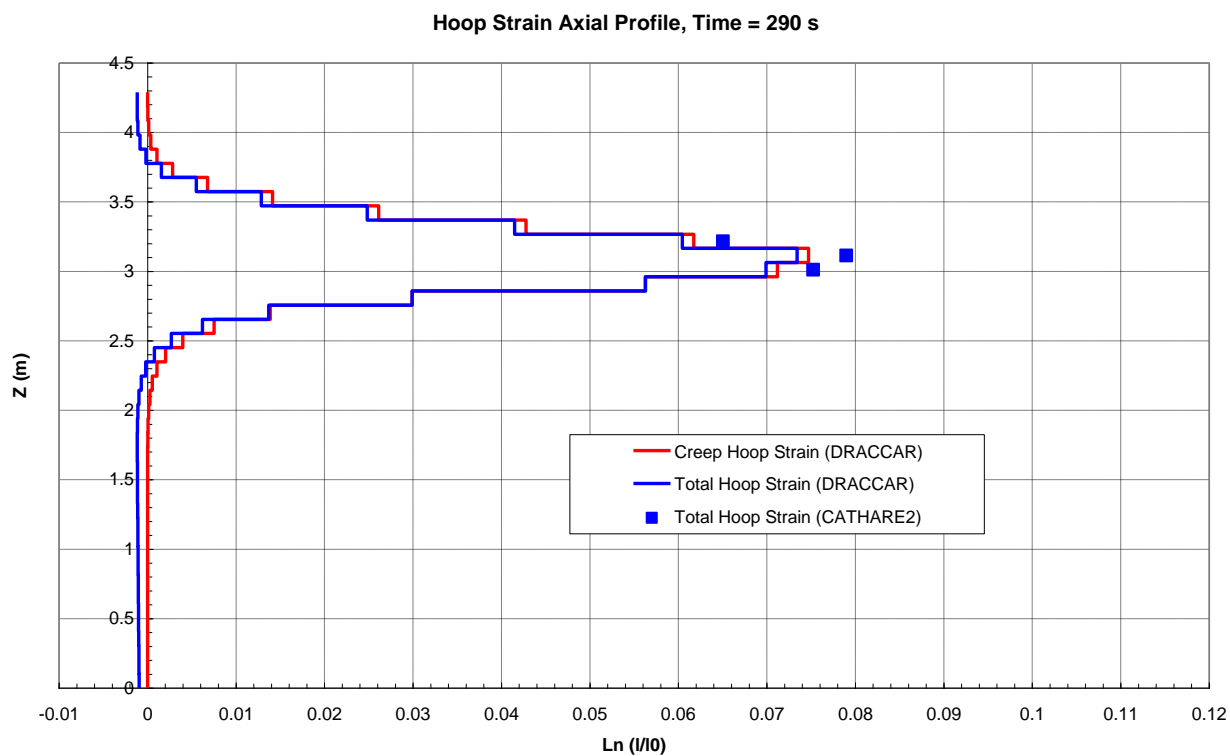


Figura 38: Barretta media. Verifica modelli termo-meccanici. Profilo assiale della deformazione circonferenziale della guaina al termine del transitorio (290 s)

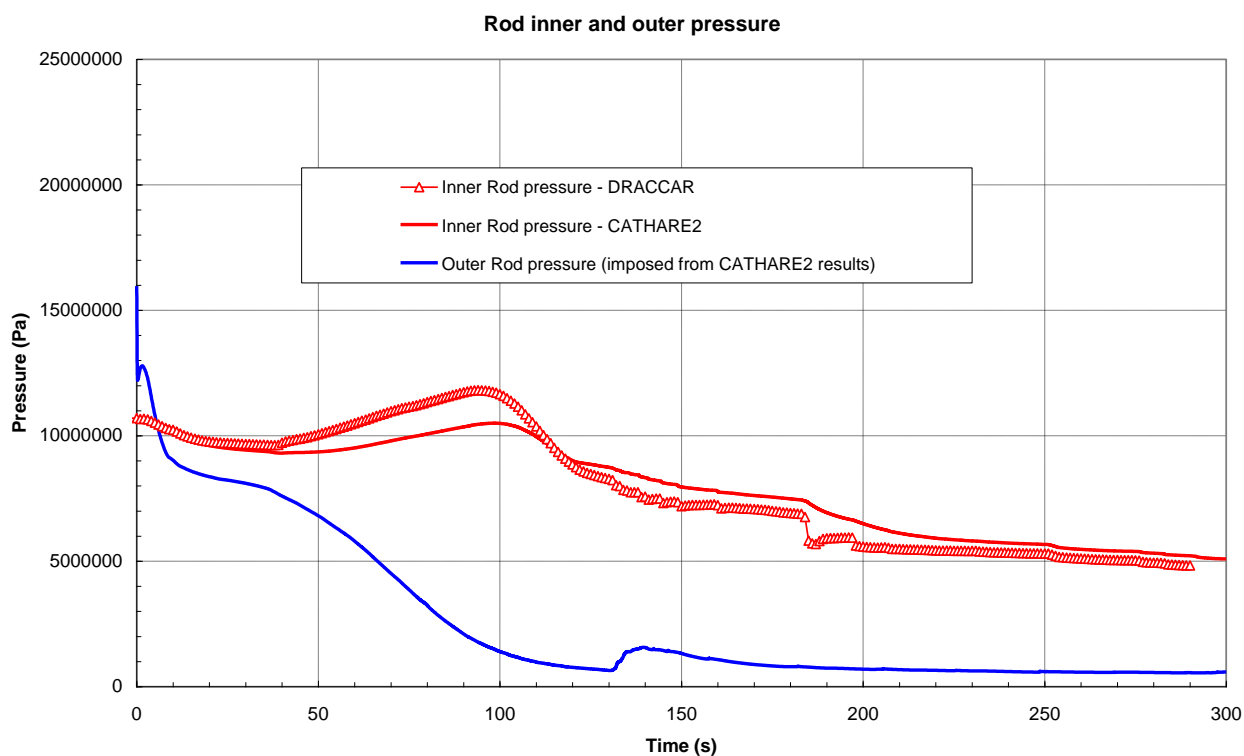


Figura 39: Barretta media. Verifica modello di calcolo della pressione interna. Pressione interna ed esterna alla barretta di combustibile

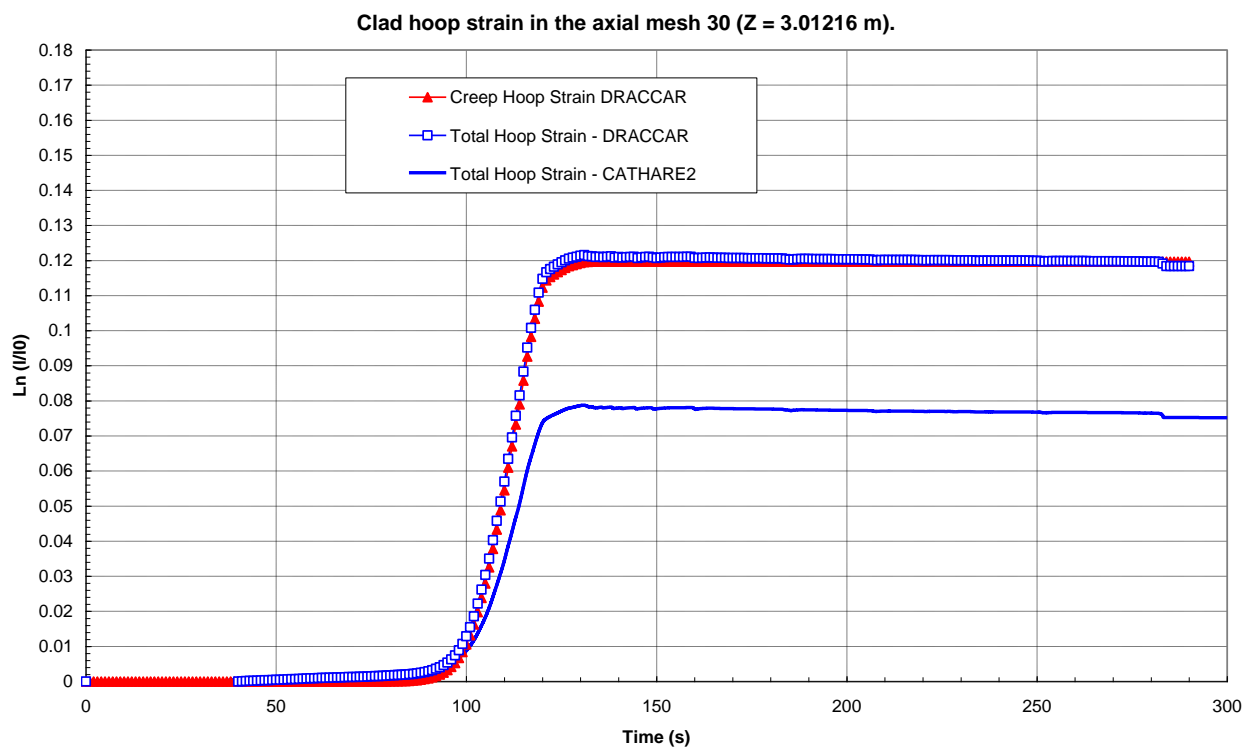


Figura 40: Barretta media. Verifica modello di calcolo della pressione interna. Deformazione circonferenziale della guaina della barretta di combustibile alla quota 3.01216 m (maglia assiale 30)

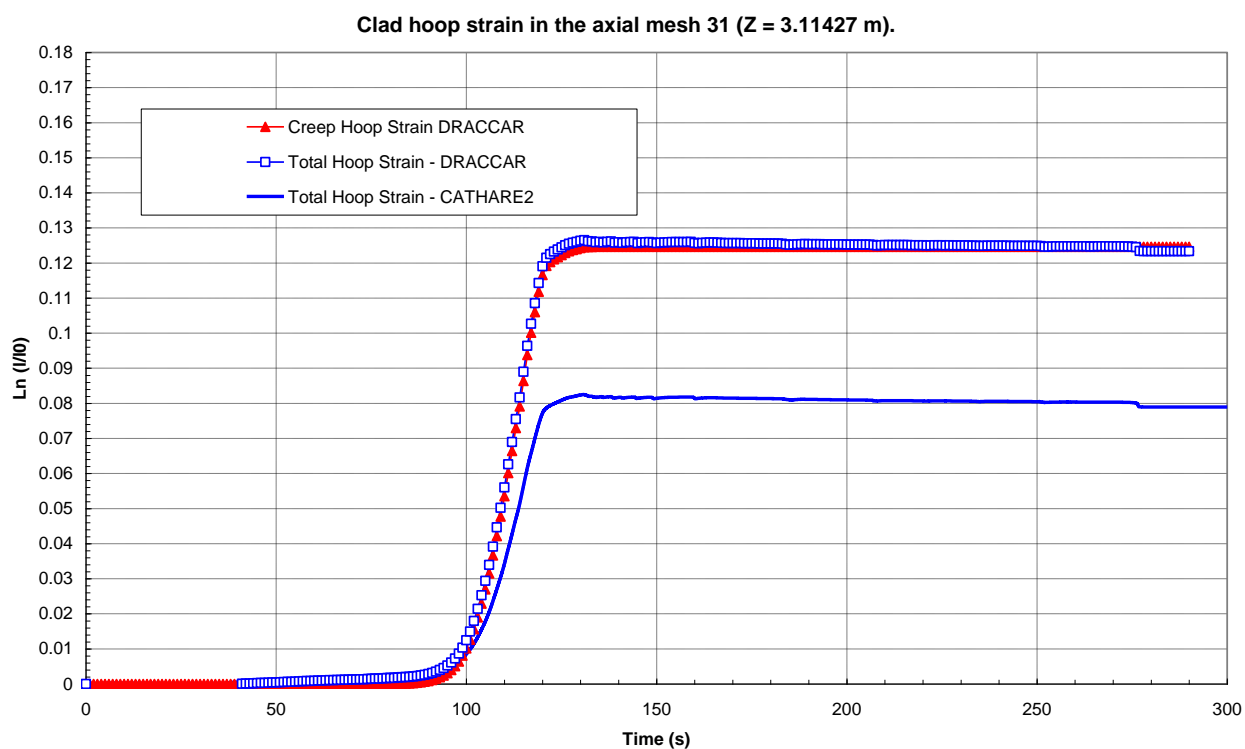


Figura 41: Barretta media. Verifica modello di calcolo della pressione interna. Deformazione circonferenziale della guaina della barretta di combustibile alla quota 3.11427 m (maglia assiale 31)

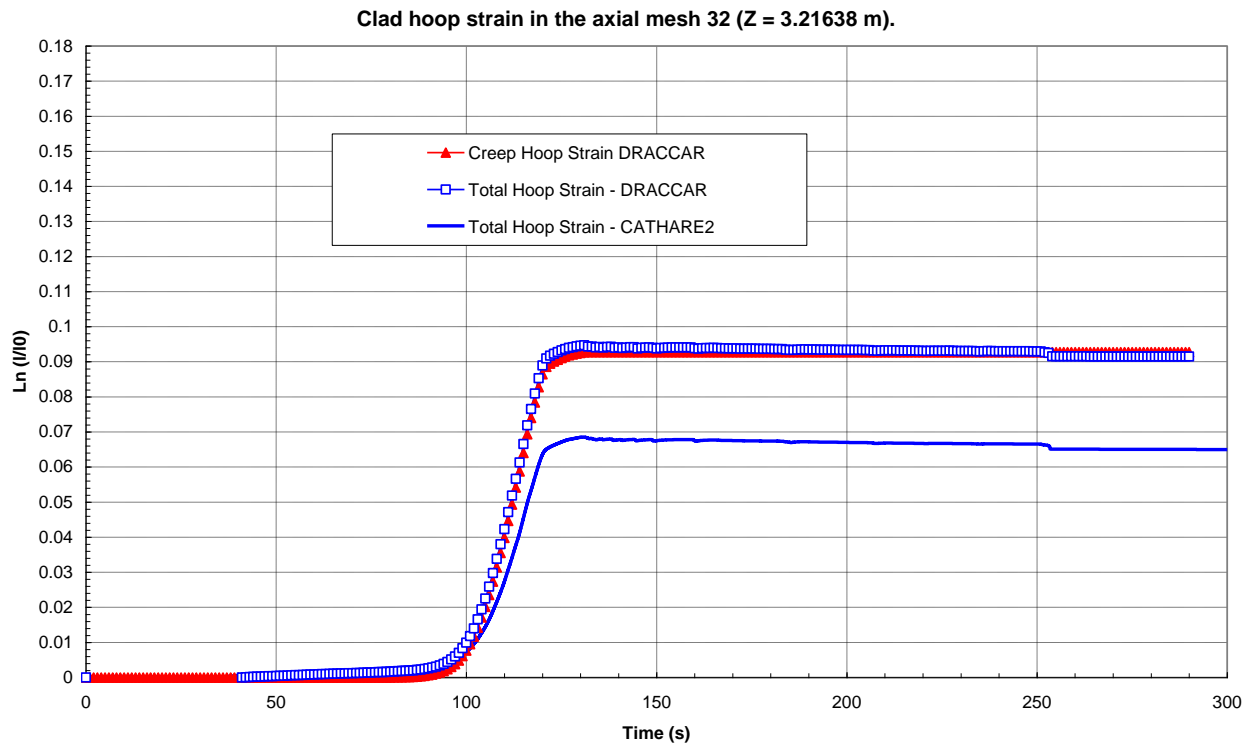


Figura 42: Barretta media. Verifica modello di calcolo della pressione interna. Deformazione circonferenziale della guaina della barretta di combustibile alla quota 3.21638 m (maglia assiale 32)

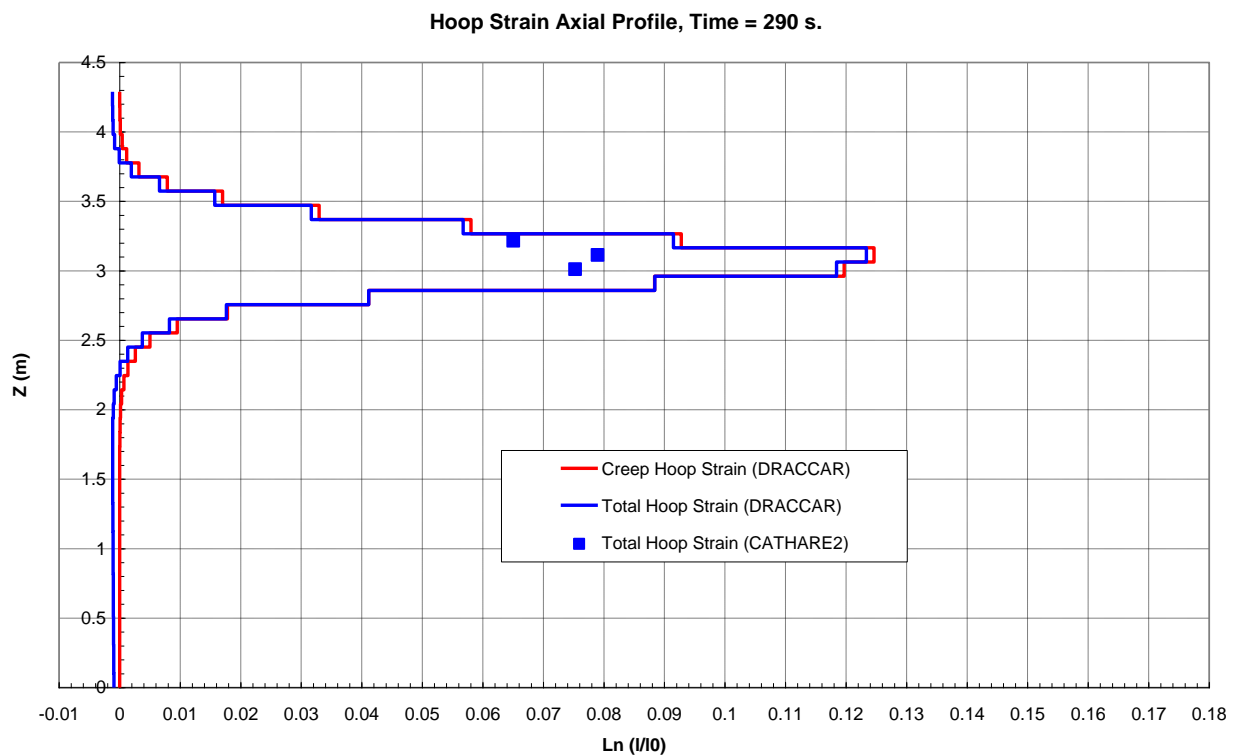


Figura 43: Barretta media. Verifica modello di calcolo della pressione interna. Profilo assiale della deformazione circonferenziale della guaina al termine del transitorio (290 s)

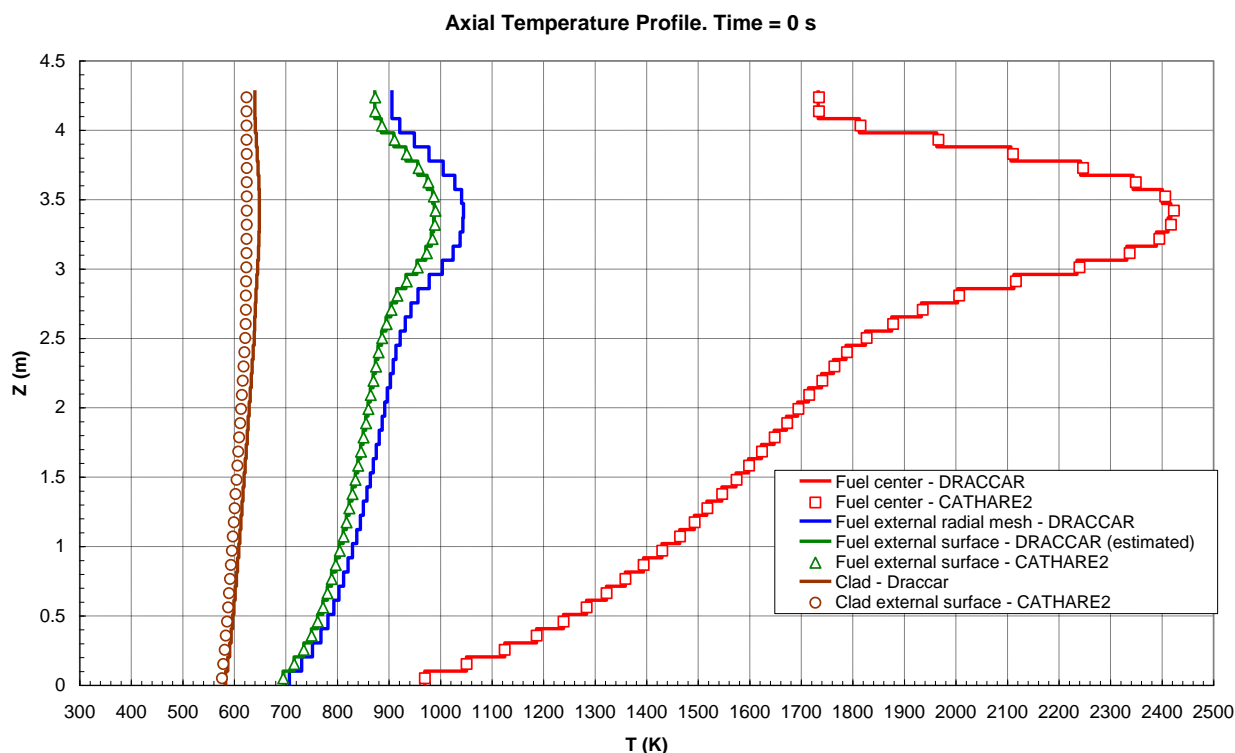


Figura 44: Barretta calda. Verifica modelli termo-meccanici. Profilo assiale delle Temperature della barretta di combustibile all'inizio del transitorio incidentale (istante = 0 s)

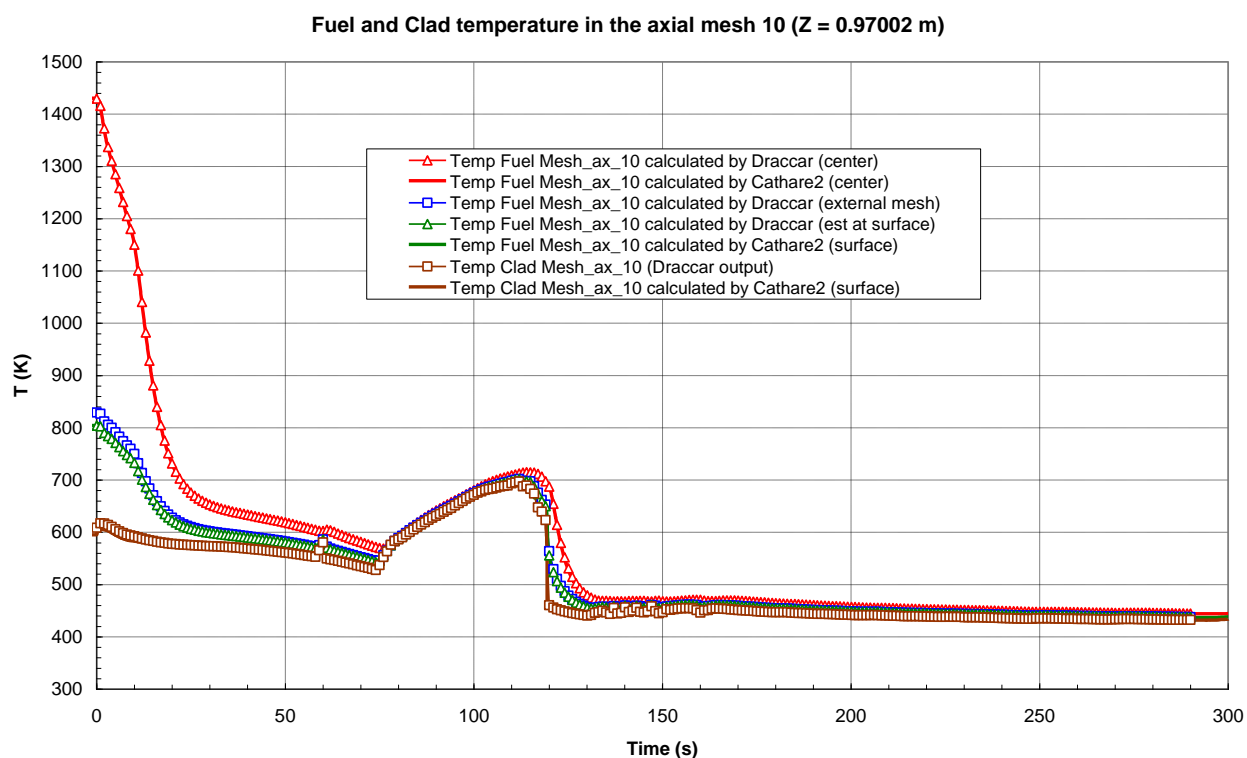


Figura 45: Barretta calda. Verifica modelli termo-meccanici. Temperature della barretta di combustibile alla quota 0.97002 m (maglia assiale 10)

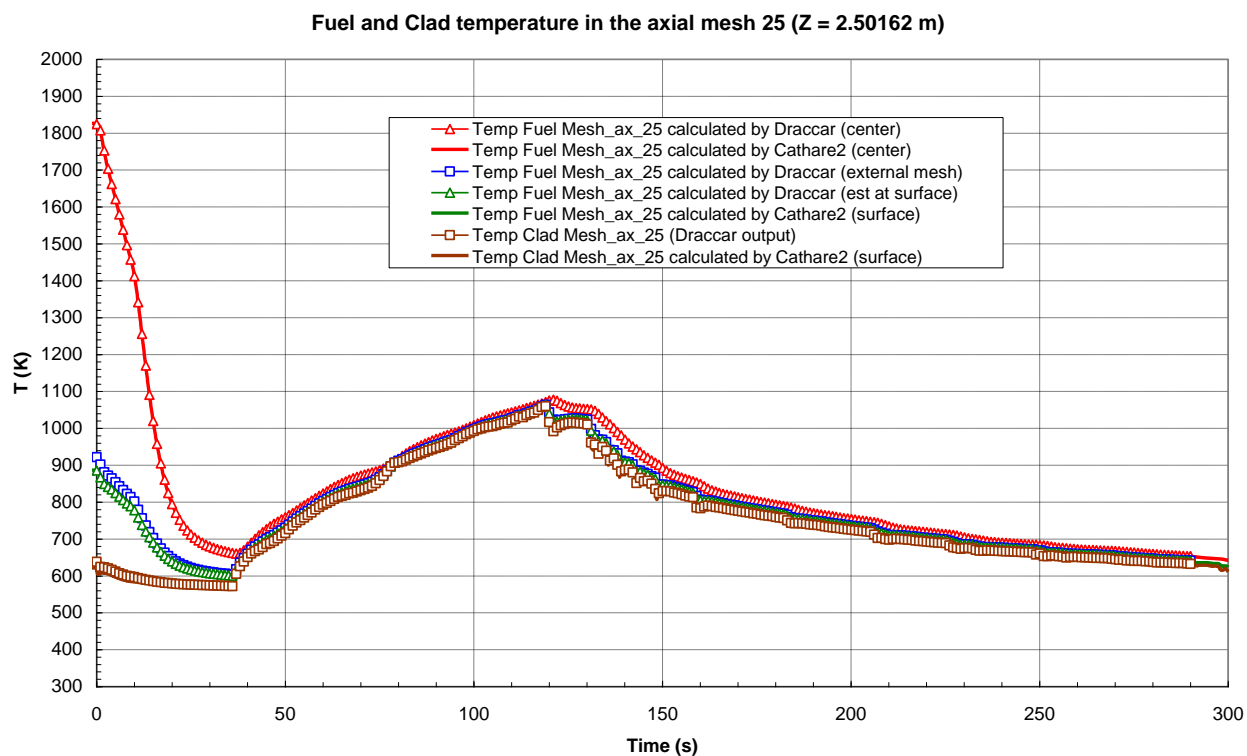


Figura 46: Barretta calda. Verifica modelli termo-meccanici. Temperature della barretta di combustibile alla quota 2.50162 m (maglia assiale 25)

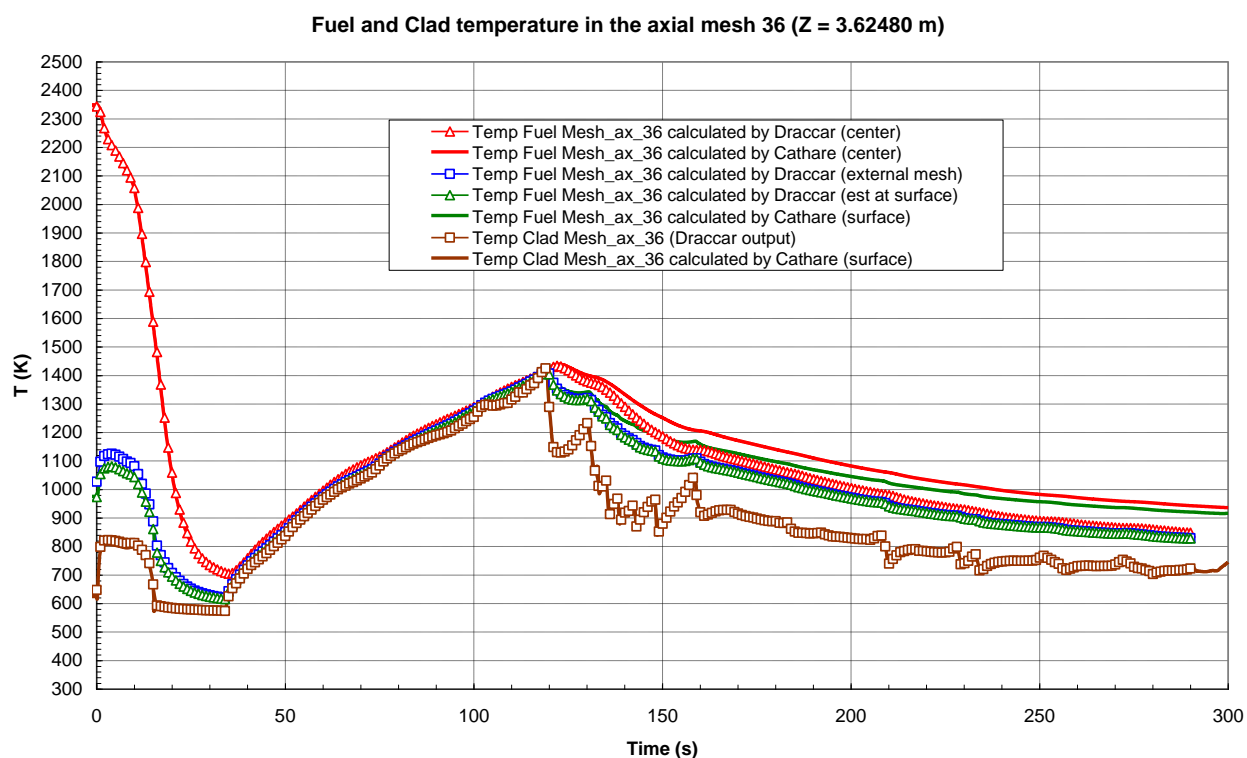


Figura 47: Barretta calda. Verifica modelli termo-meccanici. Temperature della barretta di combustibile alla quota 3.62480 m (maglia assiale 36)

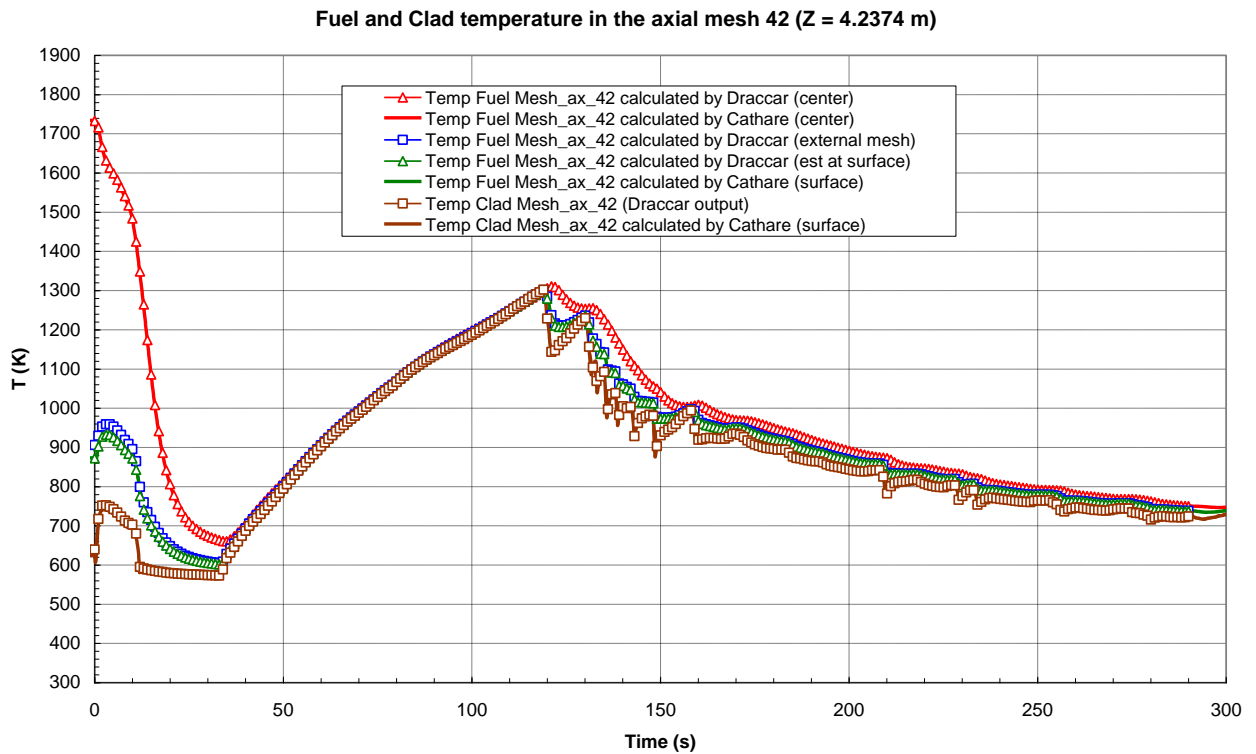


Figura 48: Barretta calda. Verifica modelli termo-meccanici. Temperature della barretta di combustibile alla quota 4.2374 m (maglia assiale 42)

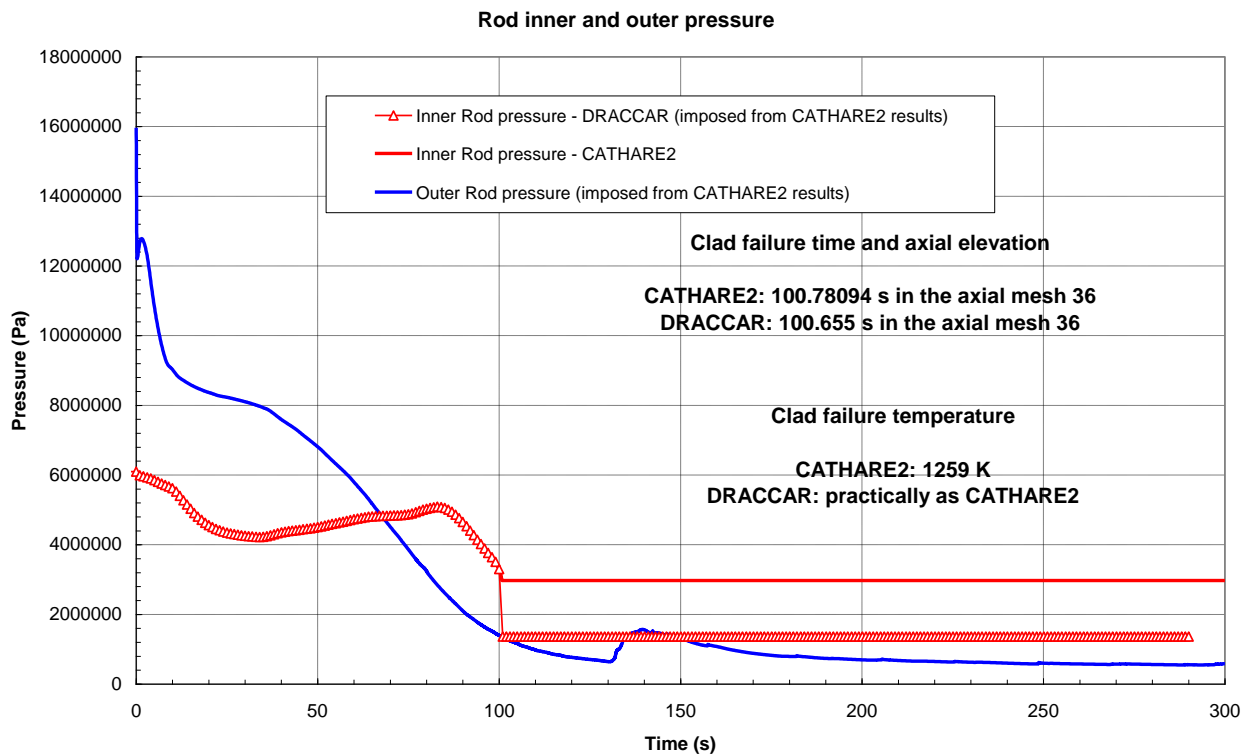


Figura 49: Barretta calda. Verifica modelli termo-meccanici. Pressione interna ed esterna alla barretta di combustibile

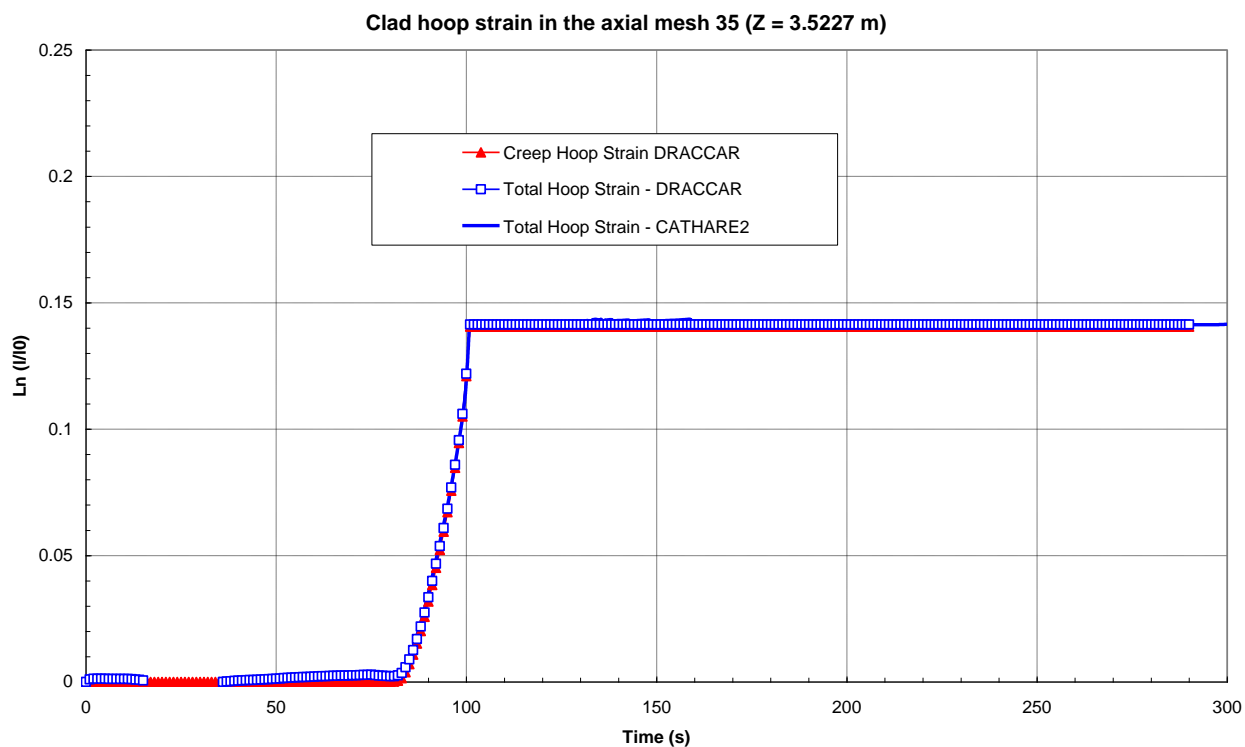


Figura 50: Barretta calda. Verifica modelli termo-meccanici. Deformazione circonferenziale della guaina della barretta di combustibile alla quota 3.5227 m (maglia assiale 35)

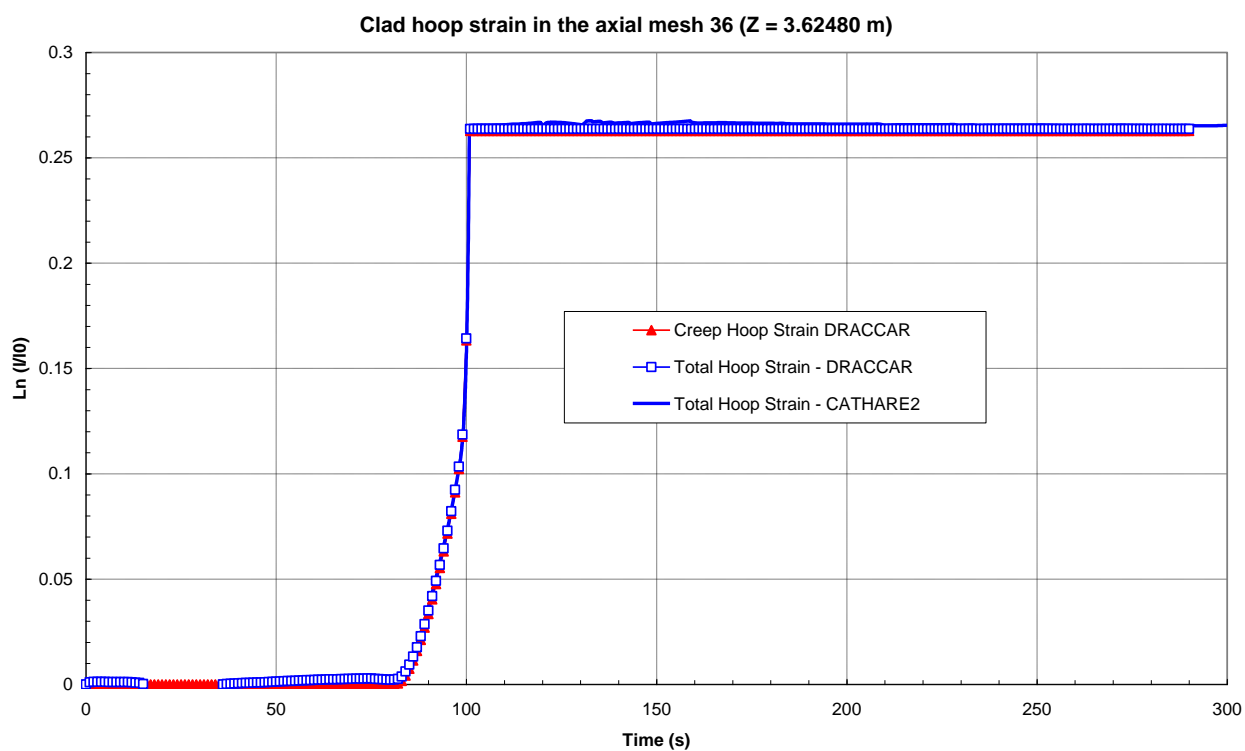


Figura 51: Barretta calda. Verifica modelli termo-meccanici. Deformazione circonferenziale della guaina della barretta di combustibile alla quota 3.62480 m (maglia assiale 36)

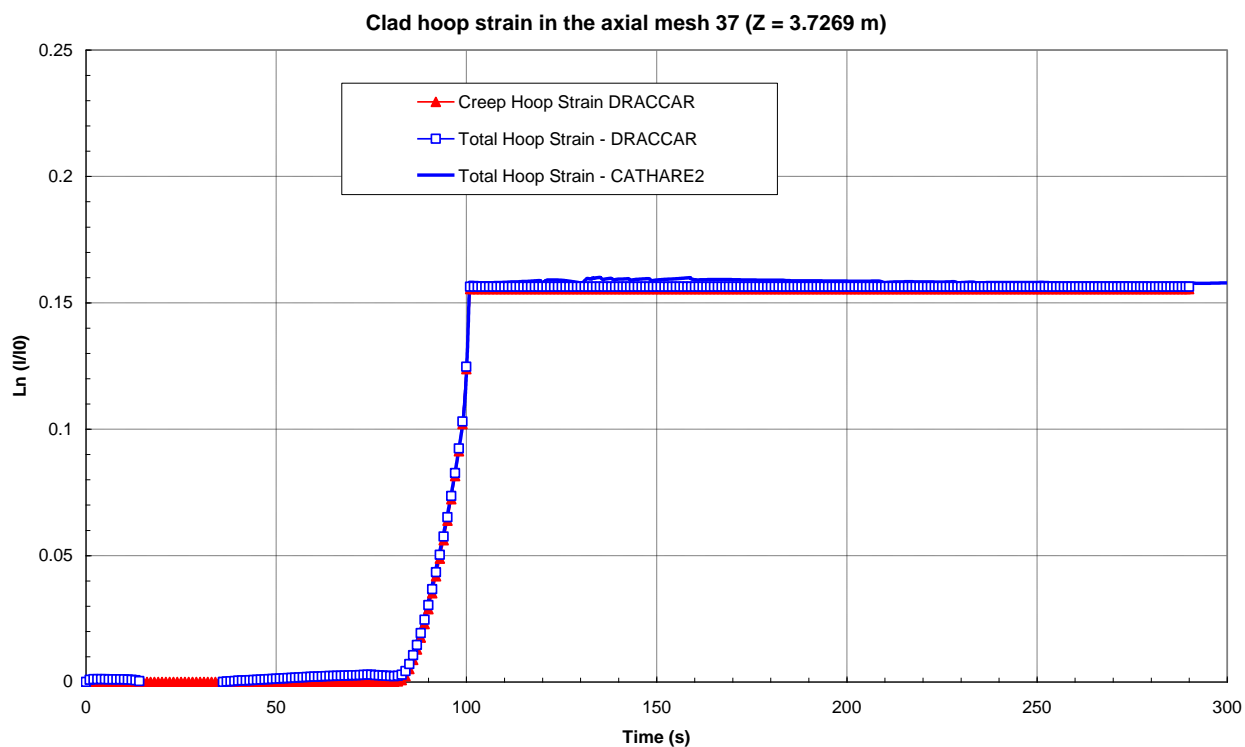


Figura 52: Barretta calda. Verifica modelli termo-meccanici. Deformazione circonferenziale della guaina della barretta di combustibile alla quota 3.7269 m (maglia assiale 37)

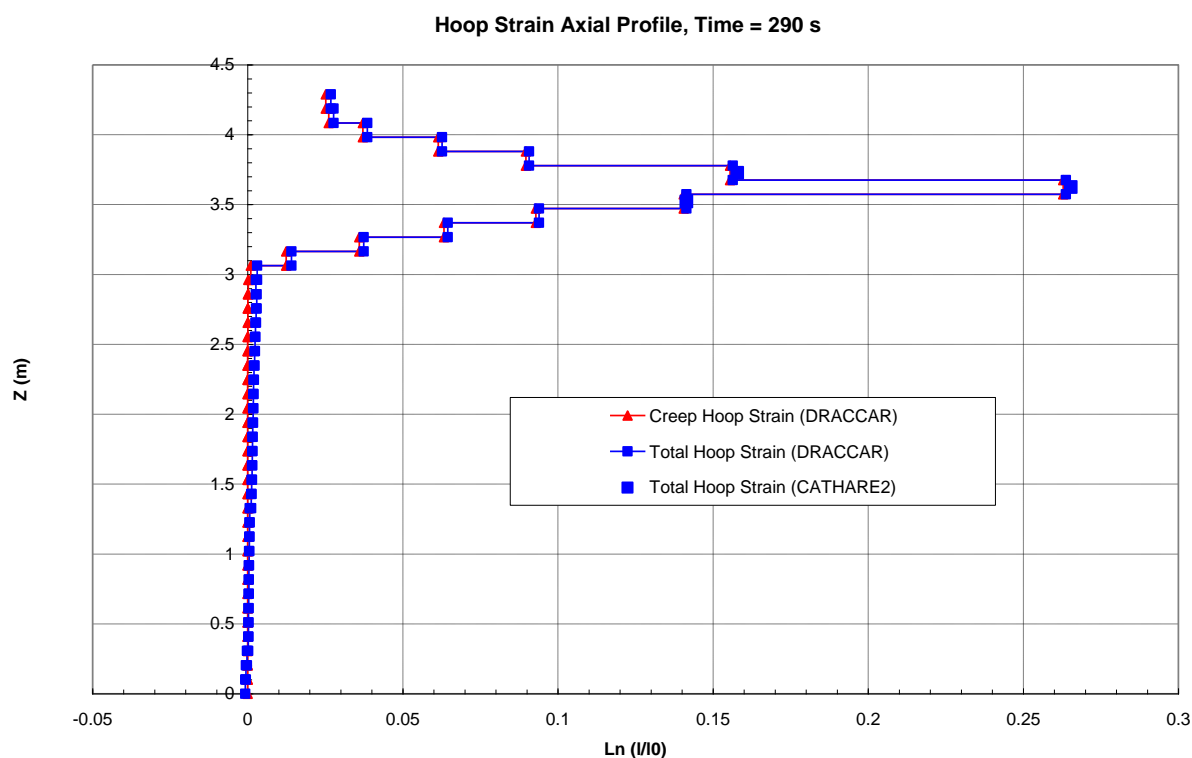


Figura 53: Barretta calda. Verifica modelli termo-meccanici. Profilo assiale della deformazione circonferenziale della guaina al termine del transitorio (290 s)

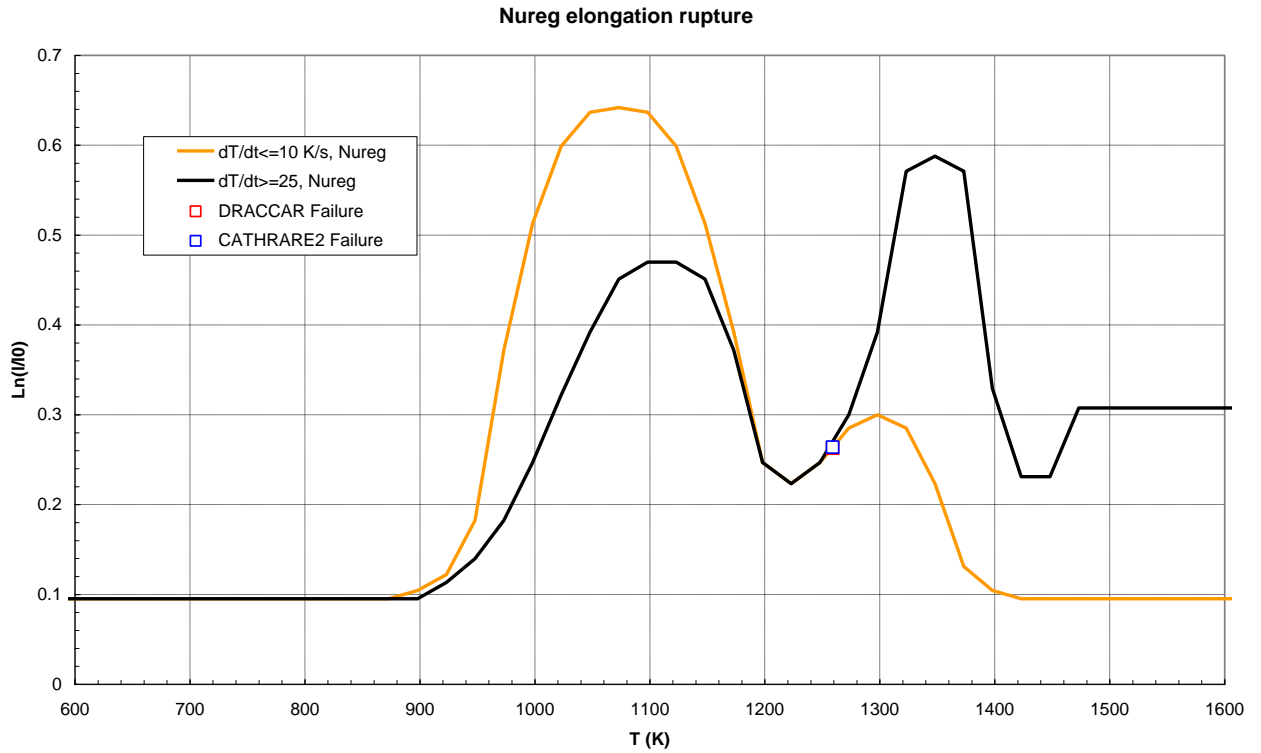


Figura 54: Barretta calda. Verifica modelli termo-meccanici. Deformazione massima a rottura (NUREG 630). Deformazione e temperatura di rottura calcolate da DRACCAR e CATHARE2

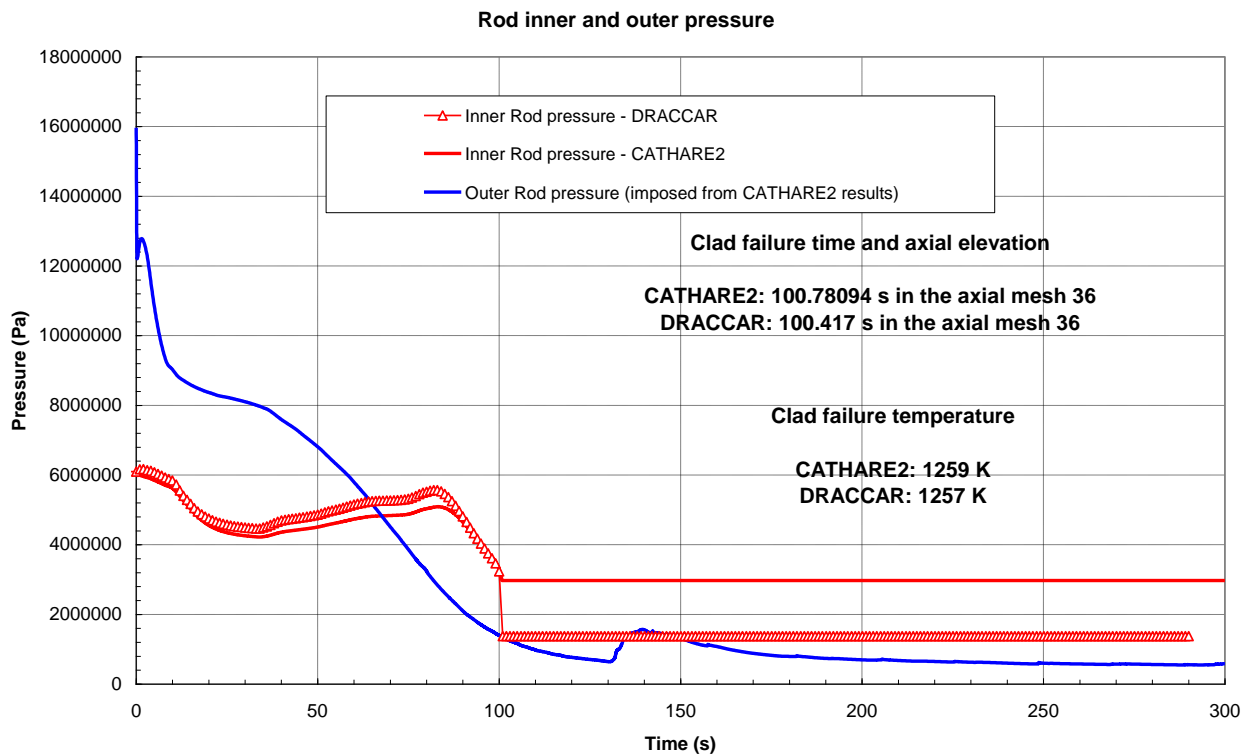


Figura 55: Barretta calda. Verifica modello di calcolo della pressione interna. Pressione interna ed esterna alla barretta di combustibile

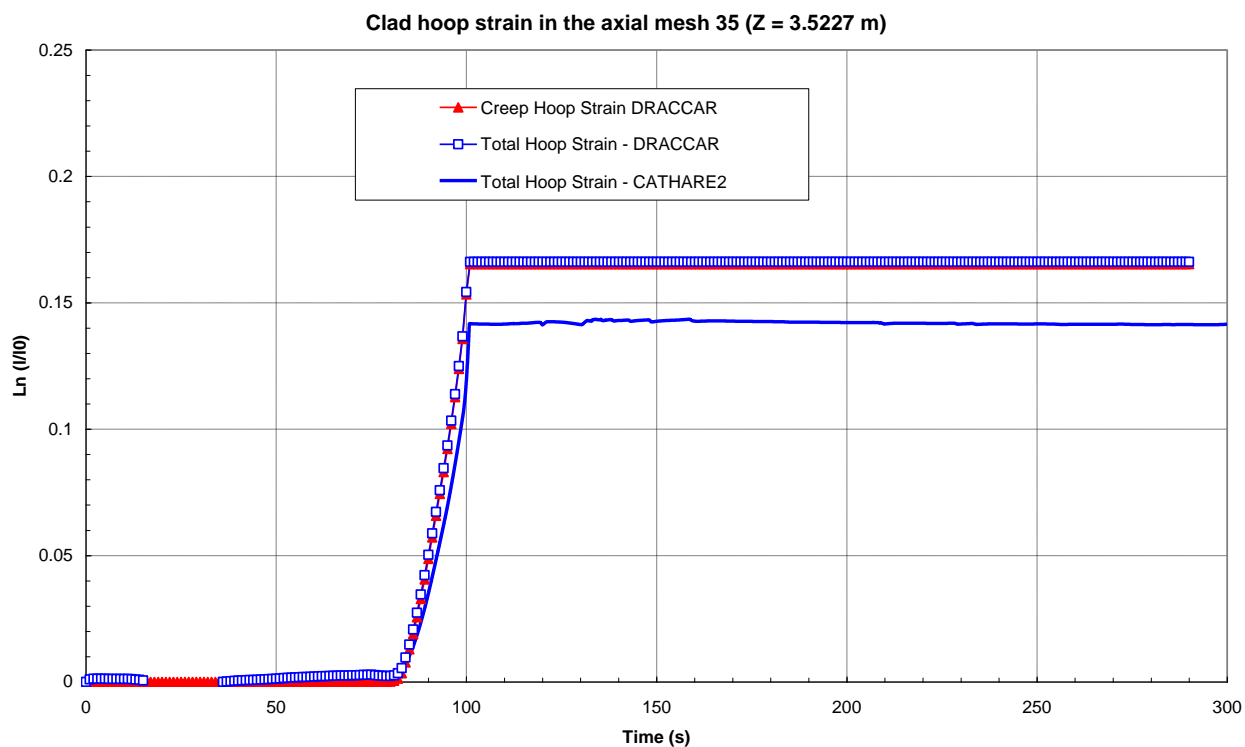


Figura 56: Barretta calda. Verifica modello di calcolo della pressione interna. Deformazione circonferenziale della guaina della barretta di combustibile alla quota 3.5227 m (maglia assiale 35)

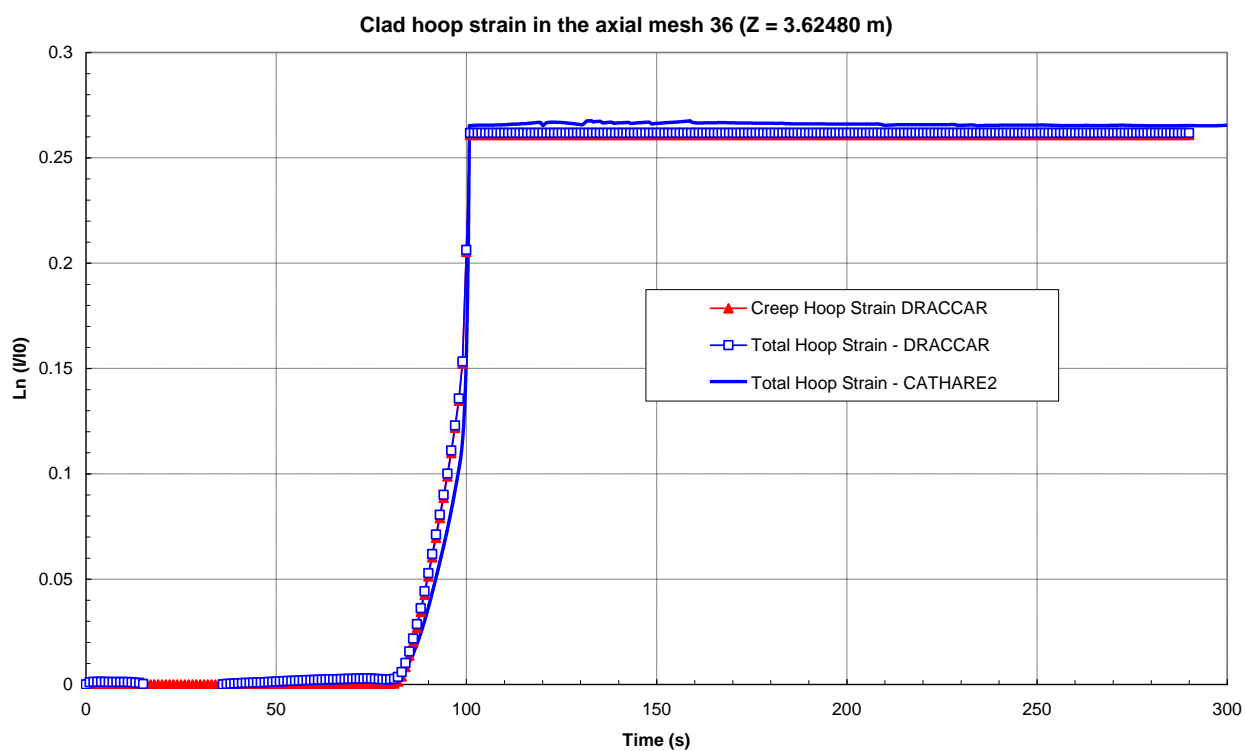


Figura 57: Barretta calda. Verifica modello di calcolo della pressione interna. Deformazione circonferenziale della guaina della barretta di combustibile alla quota 3.62480 m (maglia assiale 36)

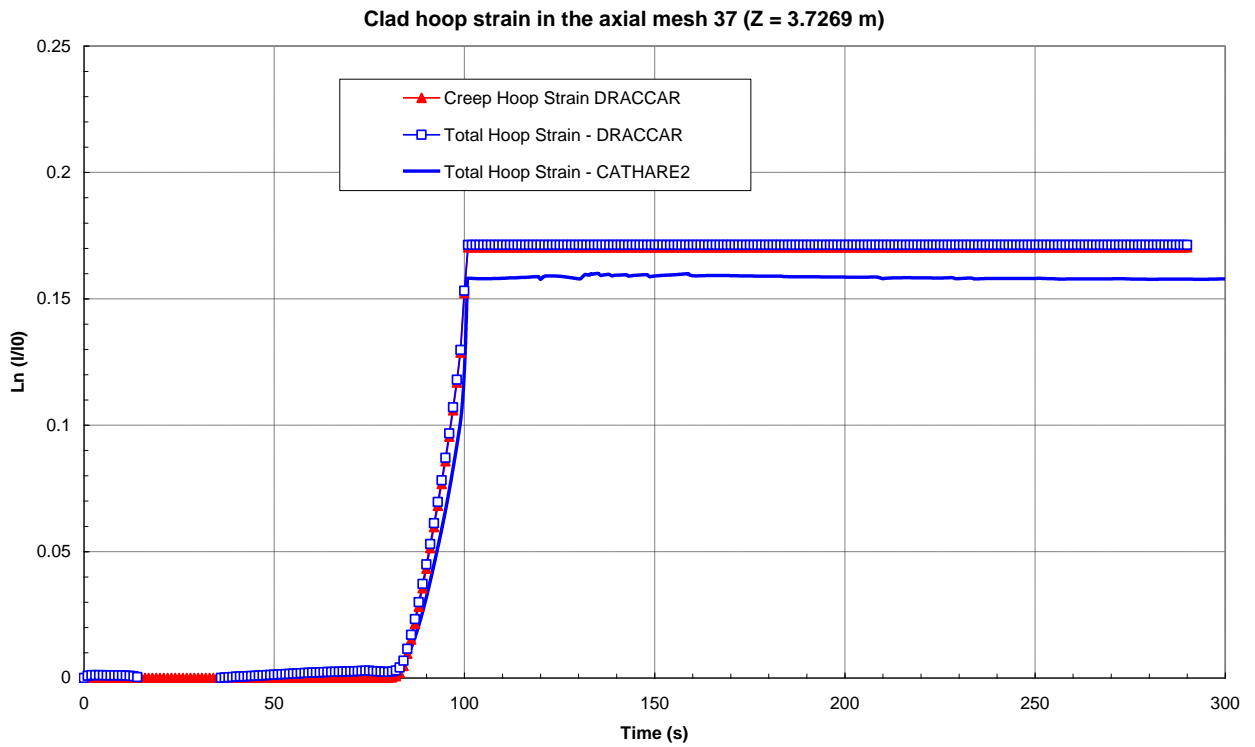


Figura 58: Barretta calda. Verifica modello di calcolo della pressione interna. Deformazione circonferenziale della guaina della barretta di combustibile alla quota 3.7269 m (maglia assiale 37)

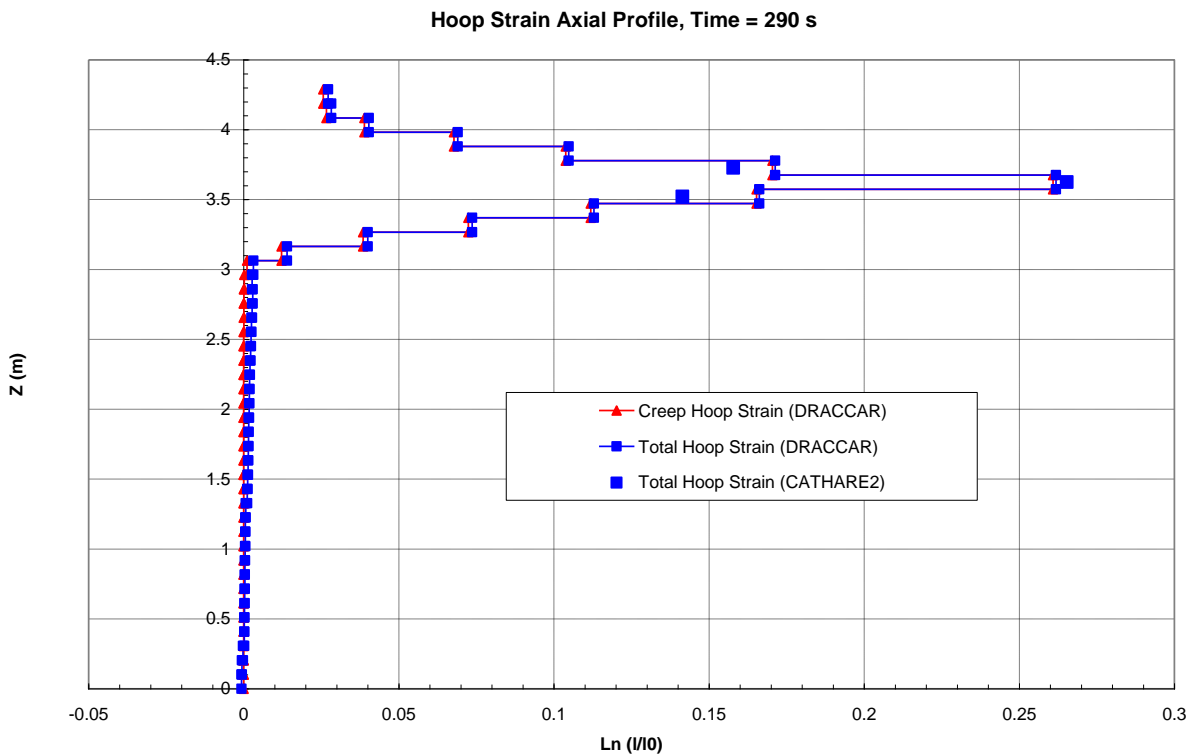


Figura 59: Barretta calda. Verifica modello di calcolo della pressione interna. Profilo assiale della deformazione circonferenziale della guaina al termine del transitorio (290 s)