

ALMA MATER STUDIORUM - UNIVERSITÀ DI BOLOGNA

SCUOLA DI INGEGNERIA E ARCHITETTURA

DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA INDUSTRIALE

CORSO DI LAUREA MAGISTRALE IN INGEGNERIA ENERGETICA

TESI DI LAUREA

in

**EVOLUZIONE STORICA E TECNOLOGICA
DELL'ENERGIA NUCLEARE M**

**ANALISI DI UN INCIDENTE NON MITIGATO DI TIPO
LOCA IN UN REATTORE PWR MEDIANTE
IL CODICE MELCOR 2.1**

CANDIDATO:

Marco Pescarini

RELATORE:

Prof. Ing. Domiziano Mostacci

CORRELATORI:

Dott. Ing. Fulvio Mascari

Ing. Felice De Rosa

Anno Accademico 2015/2016

Sessione I

INDICE

ABSTRACT	7
Capitolo 1 INTRODUZIONE	9
Capitolo 2 REATTORE NUCLEARE DI RIFERIMENTO E TRANSITORIO DI INTERESSE	12
2.1 Descrizione del reattore nucleare di riferimento	12
2.2 Transitorio di interesse	18
2.2.1 Classificazione dei transitori incidentali di tipo LOCA	19
2.2.1 Descrizione di un LOCA	21
2.2.2 LBLOCA mitigato nei reattori di tipo PWR	23
2.2.3 LBLOCA non mitigato nei reattori di tipo PWR	35
Capitolo 3 FASI DI RILASCIO DEI PRODOTTI DI FISSIONE E FENOMENOLOGIA INCIDENTALE IN-VESSEL	38
3.1 Evoluzione del termine sorgente durante incidenti severi nei reattori di tipo LWR	38
3.1.1 Durata delle fasi di rilascio	41
3.2 Fenomenologia della degradazione del core	44
3.2.1 Early Phase	45
3.2.2 Late Phase	46
3.3 Glossario	53
Capitolo 4 CODICE MELCOR	55
4.1 I codici di sistema e il processo di validazione	55
4.2 Introduzione al codice MELCOR	60
4.3 Control Volume Hydrodynamics (CVH) package	61
4.3.1 Geometria dei volumi di controllo	62
4.3.2 Contenuto dei volumi di controllo	64
4.3.3 Scambio di massa e di energia tra “pool” e “atmosphere”	66

4.4	Flow Path (FL) package.....	66
4.4.1	Definizione delle “flow path”	67
4.4.2	Area e lunghezza.....	68
4.4.3	Perdite di carico	69
4.5	Heat Structure (HS) package	70
4.6	Core (COR) package.....	73
4.6.1	Nodalizzazione	74
4.6.2	“Supporting structure” e “nonsupporting structure”	78
4.6.3	Fenomeni di degradazione del nocciolo e rilocalizzazione dei materiali	80
4.7	Cavity (CAV) package	82
4.8	RadioNuclide (RN) package.....	84
4.8.1	Rilascio di radionuclidi.....	85
4.8.2	Dinamica degli aerosol	87
4.8.3	Modelli Engineered Safety Feature (ESF)	89
4.9	Validazione del codice MELCOR	90
4.9.1	Test selezionati per la validazione.....	92
Capitolo 5	DESCRIZIONE DELLA NODALIZZAZIONE MELCOR DEL REATTORE PWR DA 900 MWe E CALCOLO STAZIONARIO	98
5.1	Nodalizzazione MELCOR del reattore PWR da 900 MWe.....	98
5.2	Modellazione del core e del lower plenum.....	103
5.2.1	Masse e strutture nel package COR.....	103
5.2.2	Modellazione della lower head e del suo fallimento	109
5.3	Analisi dello stato stazionario mediante MELCOR	113
Capitolo 6	ANALISI DI TRE TRANSITORI LBLOCA IN UN GENERICO REATTORE PWR DA 900 MWe MEDIANTE IL CODICE MELCOR 2.1	119

6.1	Progressione incidentale e fenomenologia termoidraulica.....	123
6.2	Degradazione del nocciolo	139
Capitolo 7	CONCLUSIONI	158
	ACRONIMI..	164
	RINGRAZIAMENTI.....	167
	REFERENZE.....	168

ABSTRACT

La presente attività di tesi è stata svolta presso la Divisione di Sicurezza Nucleare dell'ENEA di Bologna ed è stata finalizzata ad analizzare, mediante il codice MELCOR 2.1, le conseguenze di tre incidenti severi non mitigati di tipo LBLOCA in un generico reattore nucleare ad acqua leggera pressurizzata (PWR) da 900 MWe. In particolare sono stati confrontati gli scenari incidentali relativi a tre distinti eventi iniziatori nel circuito di refrigerazione primario: la rottura a ghigliottina della gamba fredda (CL) del *loop* 1, della gamba calda (HL) del *loop* 1 e della *surge line* di connessione con il pressurizzatore. Le analisi MELCOR hanno indagato la progressione incidentale *in-vessel*, con particolare riferimento alle fenomenologie termoidrauliche e di degradazione del *core*. MELCOR infatti è un codice integrato che simula le principali fenomenologie riguardanti sequenze incidentali di tipo severo in reattori ad acqua leggera. Durante la prima fase dei tre transitori incidentali risultano predominanti fenomenologie di carattere termoidraulico. In particolare MELCOR predice la rapida depressurizzazione e il conseguente svuotamento del sistema di refrigerazione primario. I tre transitori sono poi caratterizzati dallo scoprimento completo del *core* a causa dell'indisponibilità del sistema di refrigerazione di emergenza. Il conseguente riscaldamento del *core* per il calore di decadimento e per ossidazione delle strutture metalliche conduce inevitabilmente alla sua degradazione e quindi al fallimento della *lower head* del recipiente in pressione del reattore nei tre scenari incidentali in tempi diversi. Durante la prima fase incidentale, di carattere prevalentemente termoidraulico, sono state rilevate le principali differenze fenomenologiche causate dalle differenti posizioni e dimensioni delle rotture. Il transitorio causato dalla rottura della CL si è confermato come il più gravoso, con fallimento anticipato della *lower head* rispetto agli altri due transitori considerati.

Capitolo 1

INTRODUZIONE

L'obiettivo del presente lavoro di tesi è quello di analizzare le conseguenze incidentali di un evento di tipo *Large Break Loss Of Coolant Accident* (LBLOCA) non mitigato in un generico reattore di tipo PWR da 900 MWe, mediante l'utilizzo del codice integrato MELCOR 2.1.

In generale i codici di sistema di tipo integrato hanno lo scopo di caratterizzare, in tempi ragionevoli, il comportamento complessivo dell'impianto durante una sequenza incidentale. Ciò è reso possibile attraverso un approccio monodimensionale che, sebbene comporti un elevato grado di idealizzazione della fisica del sistema in esame, permette una dettagliata caratterizzazione del sistema nel suo complesso. Tali analisi hanno ricevuto particolare attenzione fin dall'inizio degli studi sulla sicurezza nucleare, permettendo la caratterizzazione del comportamento dell'impianto durante incidenti di tipo *Design Basis Accident* (DBA) e *Beyond Design Basis Accident* (BDBA). Questi ultimi possono evolvere in incidenti severi e cioè portare a fenomeni di degradazione del *core* del reattore, con conseguente rilascio di radionuclidi all'interno del contenimento. Ciò può anche determinare una possibile contaminazione per la popolazione, oltreché per il personale della centrale, a causa di un ipotetico fallimento della funzione di confinamento del contenimento.

A seguito dell'incidente di Fukushima, particolare attenzione è stata posta dalla comunità scientifica internazionale sulle strategie di mitigazione degli incidenti severi, determinando lo studio di diversi transitori di impianto dovuti a postulati eventi incidentali.

Diviene quindi chiaro come un'attività di questo tipo risulti importante anche per l'Italia che, pur non essendo coinvolta in un programma nazionale per la produzione di energia da fonte nucleare, è assolutamente opportuno che mantenga le competenze scientifiche necessarie ad analizzare sequenze incidentali potenzialmente severe e a valutarne il possibile conseguente rilascio di contaminanti radioattivi. Tali scenari infatti, seppur caratterizzati da una bassissima probabilità di accadimento, potrebbero interessare i reattori europei, e in particolare quelli frontaliere (in totale 27, entro 200 km in linea d'aria dal confine nazionale). Pertanto attività di questo tipo, se da un lato permettono di studiare strategie di mitigazione di incidenti severi, dall'altro risultano fondamentali al fine di pianificare eventuali attività di soccorso e prevenzione. Tenuto conto della pregressa esperienza italiana in campo nucleare e della valenza strategica di tale complessa tecnologia energetica, è assolutamente auspicabile che l'Italia continui a contribuire alle attività di ricerca in campo nucleare che già vengono svolte in un ambito di stretta cooperazione internazionale.

Il reattore di riferimento che si è scelto di analizzare, come già riportato, è un generico PWR da 900 MWe, data la sua significativa diffusione internazionale anche tra i reattori frontaliere.

Per quanto riguarda invece il transitorio di interesse si è scelto di analizzare e confrontare gli scenari causati da tre rotture in differenti punti del circuito di refrigerazione primario del reattore (*Primary Cooling System* - PCS). In particolare gli eventi iniziatori selezionati sono:

- Rottura a ghigliottina della gamba fredda (*Cold Leg* - CL) di uno dei *loop* del PCS;
- Rottura a ghigliottina della gamba calda (*Hot Leg* - HL) di uno dei *loop* del PCS;
- Rottura a ghigliottina della *surge line*, ovvero della tubatura di collegamento tra il pressurizzatore (Pressurizer - PRZ) e uno dei *loop* del reattore.

Tali eventi iniziatori comportano una significativa o addirittura totale perdita delle capacità di refrigerazione del nocciolo del reattore,

specialmente qualora non siano disponibili i sistemi di refrigerazione di emergenza. La non mitigazione degli scenari selezionati conduce inevitabilmente alla degradazione del *core* e di conseguenza ad una sequenza incidentale severa. Le analisi dei risultati dei calcoli effettuati hanno il fine di mettere in evidenza e investigare le principali fenomenologie termoidrauliche e di degradazione del *core* che caratterizzano gli scenari selezionati. In particolare si è deciso di concentrarsi sulla progressione incidentale *in-vessel* fino all'eventuale fallimento della *lower head*.

In questo contesto, si è deciso di adottare il codice MELCOR (*Methods for Estimation of Leakages and Consequences of Releases*) per svolgere le analisi oggetto del presente lavoro di tesi. Tale codice è sviluppato dal *Sandia National Laboratory* (SNL) per conto della *United States Nuclear Regulatory Commission* (USNRC). MELCOR è un codice integrato capace di simulare i fenomeni termoidraulici, in condizioni stazionarie e transitorie, e le principali fenomenologie riguardanti sequenze incidentali di tipo severo per reattori ad acqua leggera. Questo codice dispone di una struttura modulare basata su *package*, ognuno dei quali simula determinate fenomenologie che si destano durante il transitorio.

Nella prima parte del presente lavoro si è deciso di fornire una descrizione del reattore di riferimento e delle principali fenomenologie termoidrauliche che caratterizzano un evento di tipo LBLOCA. Successivamente viene fornita un'analisi delle principali fenomenologie che caratterizzano la progressione incidentale *in-vessel* e il conseguente rilascio di attività durante un evento incidentale di tipo severo. Si passa poi alla descrizione dei codici di sistema e del loro processo di validazione, con particolare riferimento al codice MELCOR. Viene poi fornita una descrizione dettagliata dell'input adottato e delle condizioni di regime stazionario, corrispondenti alle condizioni di funzionamento dell'impianto, prima del verificarsi degli eventi incidentali postulati. Infine si presenta l'analisi, l'interpretazione e il confronto dei risultati, ottenuti con il codice MELCOR 2.1, inerenti ai transitori dovuti agli eventi iniziatori selezionati.

Capitolo 2

REATTORE NUCLEARE DI RIFERIMENTO E TRANSITORIO DI INTERESSE

In questo capitolo si intende fornire innanzi tutto una breve descrizione del reattore nucleare selezionato al fine di condurre le analisi, ovvero un generico PWR da 900 MWe [1] [2] [3].

Il transitorio di interesse, scelto come oggetto di studio, è un *Large Break Loss of Coolant Accident* (LBLOCA) non mitigato. In particolare si intende effettuare un paragone tra gli scenari causati dalla rottura in tre punti differenti del circuito di refrigerazione primario, come sarà meglio precisato nel seguito. Pertanto si intende presentare una descrizione fenomenologica, prevalentemente termoidraulica, del transitorio *Loss of Coolant Accident* (LOCA), con particolare riferimento al caso di un LBLOCA mitigato e non mitigato [4] [5]. Quest'ultimo scenario costituirà l'oggetto delle successive analisi effettuate col codice MELCOR.

2.1 Descrizione del reattore nucleare di riferimento

Il reattore che è stato selezionato al fine di condurre le analisi è un generico PWR da 900 MWe. Di seguito si riportano le principali caratteristiche di progetto di tale impianto in Tab. 2-1 e le varie regioni che lo costituiscono in Tab. 2-2.

Tab. 2-1 Principali caratteristiche di progetto di un generico PWR da 900 MWe [1].

Componente	Parametro	Valore
	Potenza termica del reattore [MWth]	2775
	Calore generato nel combustibile [%]	97.4
	Pressione nominale di esercizio del circuito primario [MPa]	15.51
	Portata totale [kg/s]	13734
	Numero di circuiti in parallelo	3
Recipiente in pressione	Altezza totale [m]	13
	Diametro interno [m]	4
	Peso stimato a secco [t]	355
	Spessore mantello cilindrico [mm]	202
Nocciolo	Potenza specifica lineare media [W/cm]	178.5
	Temperatura all'ingresso del reattore [K]	564.85
	Salto termico medio nel nocciolo [K]	36.9
Elementi di combustibile	Numero elementi	157
	Barrette per elemento	264
	Diametro esterno della barretta [mm]	9.5
	Gioco diametrale pastiglia-guaina [mm]	0.165
	Spessore guaina [mm]	0.572
	Materiale guaina	Zr. 4
	Altezza [m]	3.66
	Arricchimento medio all'equilibrio	3.2% in U235
	Massa totale di UO ₂ [kg]	82200
Barre di controllo	Numero barre di controllo	48
	Tipo	A grappolo
Pressurizzatore	Volume Totale [m ³]	40
	Numero riscaldatori	78
Pompe Primarie	Numero pompe primarie	3

	Tipo	Centrifughe verticali monostadio
	Prevalenza di progetto [mH ₂ O]	84.7
	Portata di acqua alle tenute Ingresso (per pompa) [l/s]	0.5
	Portata di acqua alle tenute Uscita (per pompa) [l/s]	0.2
Tubazioni	Ingresso reattore – Diametro interno [mm]	698.5
	Ingresso reattore – Spessore nominale [mm]	58.9
	Uscita reattore – Diametro interno [mm]	736.6
	Uscita reattore – Spessore nominale [mm]	62.2
	Linea del PRZ – Diametro interno [mm]	284
Generatori di vapore	Numero generatori di vapore	3
	Tipo	Verticali con tubi a U
	Superficie di scambio termico [m ²]	5110
	Materiale dei tubi del generatore di vapore	Inconel
	Pressione del vapore dal generatore di vapore a piena potenza [MPa(a)]	6.6
	Temperatura dell'acqua di alimento [K]	499.85
	Titolo del vapore prodotto [%]	99.75
	Portata di vapore [kg/s]	516.6
	Potenza termica [MW]	938
Gruppi Diesel alimentaz. emergenza	Numero gruppi Diesel	4

Tab. 2-2 Parti costituenti un generico PWR da 900 MWe [1].

Sistema	Componenti
Generatore nucleare di vapore	Recipiente in pressione
	Nocciolo del reattore
	Barre di controllo
	Controllo del reattore
	Generatore di vapore
	Pompe primarie
	Pressurizzatore
	Serbatoio di sfioro del pressurizzatore
Sistemi ausiliari del reattore	Raffreddamento di emergenza del nocciolo
	Rimozione del calore residuo
	Acqua di emergenza alle tenute delle pompe primarie
	Raffreddamento in ciclo chiuso dei componenti nucleari
	Acqua alimento di emergenza
	Acqua servizi di emergenza
	Regolazione della chimica e del volume del refrigerante primario
	Spurgo continuo dei generatori di vapore
Sistema di contenimento	Contenitore primario
	Contenitore secondario
	Spruzzamento del contenitore primario
	Isolamento del contenitore
	Ricombinatori di idrogeno
	Refrigerazione e climatizzazione contenitore primario e secondario
Ciclo secondario	Vapore principale
	Condensato e acqua alimento
	Trattamento condensato
	Acqua di circolazione al condensatore

Sistemi ausiliari di impianto	Acqua servizi normali
	Deposito combustibile esaurito
	Deposito combustibile fresco
	Sistemi di movimentazione del combustibile
	Raffreddamento e purificazione della piscina del combustibile esaurito
	Sistemi di ventilazione e climatizzazione
	Monitoraggio radiologico di processo e degli effluenti radioattivi
	Monitoraggio radiologico delle aree
	Campionamento fluidi di processo
	Segnalazione ed estinzione degli incendi
	Aria servizi e strumenti
	Vapore ausiliario
	Acqua demineralizzata
	Sistemi di protezione, supervisione e controllo
Sistemi di protezione integrato (IPS)	
Sistema di protezione e di ricalzo (Back-up Protection System)	
Sistema di controllo integrato del reattore	
Sala manovre principale e di emergenza	
Sala manovre principale	
Sala manovre di emergenza	
Sala calcolatori	
Sala apparecchiature I E	
Sala apparecchiature non I E	
Centri di supporto per l'emergenza (Centro di supporto tecnico – CST, Centro di supporto operativo – CSO, Centro per l'emergenza esterna – CEE)	
Alimentazioni elettriche	Alimentazioni esterne
	Sistemi elettrici in corrente alternata

	Sistemi elettrici in corrente continua
Trattamento effluenti e rifiuti radioattivi	Effluenti radioattivi liquidi
	Effluenti radioattivi gassosi
	Rifiuti radioattivi solidi
Edifici principali dell'impianto e disposizione dei sistemi	Edificio reattore
	Edificio ausiliari normali del reattore
	Edifici ausiliari di emergenza del reattore
	Edificio tubazioni vapore
	Edificio combustibile
	Edificio controllo
	Edificio sala macchine
	Edificio quadri elettrici normali
	Bacino torri per il raffreddamento di emergenza
	Edificio trattamento effluenti radioattivi
	Edificio immagazzinamento rifiuti solidi radioattivi
	Edificio servizi zona controllata
	Edificio dosimetria e sorveglianza ambientale
Edificio ausiliari comuni	

Il reattore in esame è caratterizzato da un sistema di refrigerazione primario (*Primary Cooling System - PCS*) costituito da 3 circuiti (*loop*) all'interno dei quali scorre il refrigerante primario. Ogni *loop* è composto da una gamba calda (*Hot Leg - HL*) che collega il recipiente in pressione del reattore (*Reactor Pressure Vessel - RPV*) ad un generatore di vapore (*Steam Generator - SG*) e da una gamba fredda (*Cold Leg - CL*), su cui è posta una delle pompe primarie (*Main Coolant Pump - MCP*), che collega nuovamente lo SG al RPV.

Lo SG è di tipo a circolazione naturale con tubi a "U" e separatori di vapore integrati. Si sottolinea che nella tubazione che porta il vapore in turbina sono installate:

- Valvole di intercettazione e isolamento;
- Valvole di sfioro pneumatiche ad apertura automatica e/o manuale dotate di valvola di intercettazione e valvole di sicurezza a molla.

Le valvole di sfioro e di sicurezza scaricano direttamente il vapore nell'atmosfera.

La MCP è una pompa di tipo verticale centrifugo monostadio ed è composta da una sezione idraulica, da una sezione tenuta e da un motore. In particolare la sezione tenuta viene alimentata con acqua proveniente dal sistema di regolazione del volume e della chimica al fine di ostruire la fuoriuscita di refrigerante primario e dunque prevenirne la perdita. Qualora il sistema di regolazione del volume e della chimica non sia disponibile l'acqua di alimento viene invece fornita alla sezione tenuta dal sistema di iniezione di emergenza.

Un pressurizzatore (*Pressurizer* – PRZ) è collegato alla HL di uno dei tre *loop* attraverso la cosiddetta “*surge line*” ed ha la funzione di mantenere costante la pressione nel PCS. Sul duomo del PRZ sono installate le tubazioni delle valvole di sfioro e delle valvole di sicurezza che scaricano nel serbatoio di sfioro del PRZ. Tale serbatoio viene drenato periodicamente dal sistema di trattamento degli effluenti radioattivi ed è munito di un disco di rottura.

La potenza termica prodotta dal reattore è di circa 2700 MWth, la pressione nel PCS è di circa 15.5 MPa, la superficie di scambio termico di ogni SG è di circa 5000 m² e il volume del PRZ è di circa 40 m³.

2.2 Transitorio di interesse

Come già accennato precedentemente, il transitorio incidentale in oggetto della presente analisi è un LBLOCA non mitigato in un reattore nucleare di tipo PWR.

In generale un evento incidentale di tipo LOCA consiste nella perdita di refrigerante a seguito di una rottura in un qualche punto del PCS. Pertanto tale scenario fa parte di quegli eventi che possono causare uno squilibrio tra la potenza termica prodotta dal sistema nucleare e quella asportata,

comportando il rischio di un innalzamento della temperatura del combustibile. La rottura a ghigliottina di una delle CL del PCS di un reattore PWR è il cedimento più grave che si possa verificare. Pertanto si considera tale scenario come *Design Basis Accident* (DBA), ovvero come evento incidentale di riferimento per la progettazione dei sistemi di sicurezza del reattore, tra i quali ricopre un ruolo fondamentale il sistema di refrigerazione di emergenza del nocciolo (*Emergency Core Cooling System* - ECCS). Chiaramente ci si aspetta che uno scenario incidentale di questo tipo non si verifichi, ma è tuttavia postulato poiché tra le conseguenze vi è il rischio di un rilascio considerevole di materiale radioattivo all'esterno del contenimento e conseguenti rischi elevati per la salute degli operatori e della popolazione. Se infatti il sistema ECCS non è disponibile, lo scenario conseguente è detto “non mitigato” e viene considerato del tipo *Beyond Design Basis Accident* (BDBA), cioè che va oltre le previsioni incidentali di progetto e può evolvere in incidente severo, caratterizzato da una degradazione significativa del nocciolo.

2.2.1 Classificazione dei transitori incidentali di tipo LOCA

La gravità di un LOCA causato dalla rottura in un qualche punto del PCS di un reattore PWR è essenzialmente determinata dalla dimensione di tale rottura e dalla sua posizione nel circuito.

Per quanto concerne il PCS, è opportuno distinguere tra la rottura del RPV e la rottura di una delle tubature. La rottura catastrofica del RPV al di sotto del livello del *core* del reattore è certamente l'evento più grave in assoluto poiché non permetterebbe in alcun modo di evitare la fusione del nocciolo dal momento che diventerebbe impossibile contenere fluido refrigerante in prossimità dello stesso. Pertanto tale scenario comporterebbe inevitabilmente un ingente rilascio di materiale radioattivo. I sistemi ECCS non sono infatti progettati per far fronte ad un evento incidentale del genere dal momento che tale tipo di fallimento è considerato pressoché non verificabile. Attraverso valutazioni approfondite è stato per l'appunto mostrato che la probabilità che si verifichino rotture o perdite nel RPV è inferiore di diversi ordini di grandezza rispetto alla probabilità che si

verifichino rotture o perdite nelle tubature. Questo a fronte del fatto che il PCS è caratterizzato da un numero relativamente elevato di tubature, caratterizzate a loro volta da un ampio range di diametri che sono compresi approssimativamente tra 20 mm e 800 mm.

Di seguito è riportata la Fig. 2-1 in cui si fornisce una rappresentazione semplificata delle varie dimensioni e posizioni delle rotture possibili nel PCS di un reattore KWU PWR da 1300 MWe.

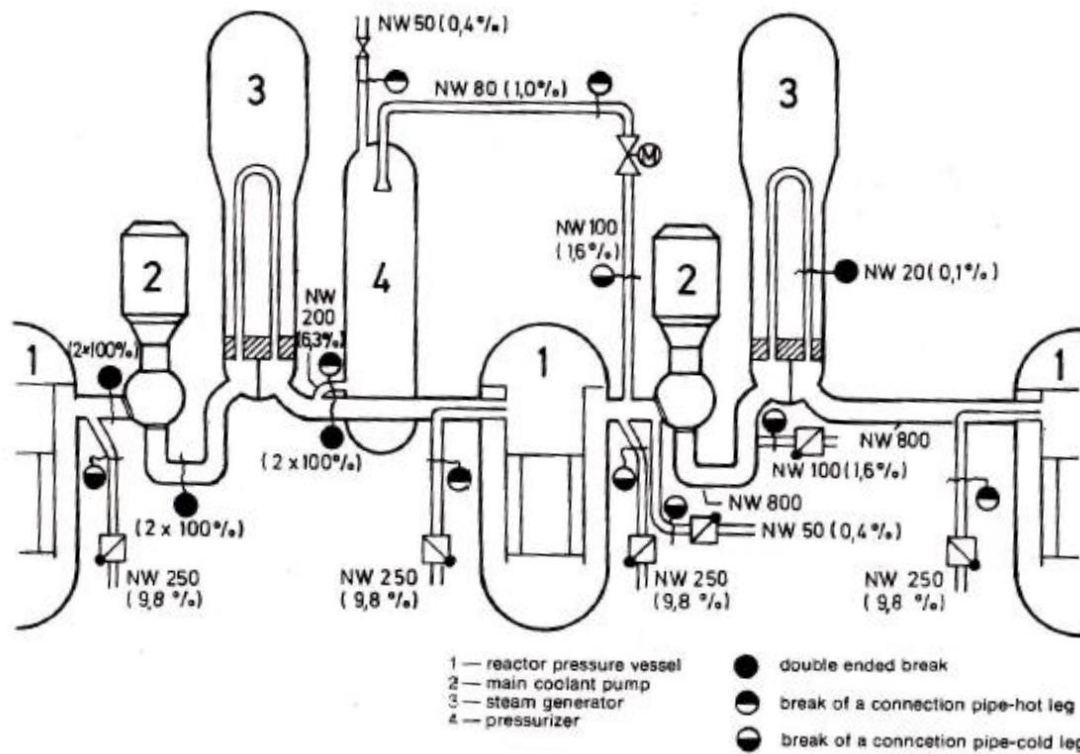


Fig. 2-1 Dimensioni e posizioni delle possibili rotture in un reattore KWU PWR da 1300 MWe [5].

La Fig. 2-1 mostra come le dimensioni della rottura varino dalla più larga, ovvero la rottura a ghigliottina della tubatura principale del PCS, identificata da 2 x 100% (la percentuale si riferisce alla sezione trasversale della tubatura principale del PCS), fino alla rottura di un singolo tubo a “U” di un SG, identificata da 0.1%. Le rotture nelle linee di connessione sono di solito considerate come “single ended” con dimensione che può raggiungere il 10%. Le linee relative alle strumentazioni, non mostrate in

Fig. 2-1, hanno un diametro di circa 20 mm e la loro rottura è la più piccola che si possa verificare, identificata da 0.05%.

In virtù dell'ampio spettro di dimensioni che possono caratterizzare la rottura, è possibile fare una distinzione tra LOCAs di dimensioni piccole, intermedie e grandi. Tale distinzione è stata introdotta per la prima volta nel *Reactor Safety Study* [6] della *United States Atomic Energy Commission* (USAEC). La classificazione degli eventi di tipo LOCA che viene presentata è basata sul numero e sulla tipologia di sistemi che devono intervenire per prevenire il danneggiamento del combustibile e per fornire una refrigerazione a lungo termine adeguata. In Tab. 2-3, come riportato nella referenza [5], è fornita una classificazione dei LOCAs assieme alla stima della loro probabilità media di verificarsi, sempre con riferimento ad un reattore KWU PWR da 1300 MWe. La percentuale associata alla dimensione della rottura fa riferimento alle dimensioni della rottura più larga che si possa verificare, ovvero la rottura a ghigliottina della tubatura principale del PCS, come spiegato riguardo alla Fig. 2-1. Chiaramente i valori quantitativi presentati in Tab. 2-3 sono puramente indicativi e possono variare a seconda dell'impianto considerato.

Un'altra classificazione valida più generale per distinguere eventi di tipo LOCA di dimensioni piccole, medie e grandi può essere effettuata sulla base dell'accadimento di fenomeni fisici significativi. Tali fenomeni sono la separazione delle fasi, l' "*additional heat rejection*", e il comportamento del livello della miscela nel PCS. Si riporta tale classificazione in Tab. 2-4.

2.2.1 Descrizione di un LOCA

Dal momento che un LOCA causa una depressurizzazione del sistema, sia il corso che le tempistiche di tale transitorio sono fortemente influenzati dalla dimensione della rottura e, in qualche misura, dalla sua posizione. Pertanto la risposta dei sistemi del reattore e le modalità di intervento del sistema ECCS variano a seconda che il LOCA sia di grandi dimensioni o piccole.

Tab. 2-3 Classificazione dei LOCAs, funzionamento dei sistemi di emergenza, probabilità di accadimento [5].

		Large Break		Intermediate Break	Small Break
Dimensione rottura	[cm ²]	> 1000	400 – 1000	80 – 400	< 80
	%	> 25	10 - 25	2 – 10	< 2
Probabilità media di accadimento		1*10 ⁻⁴	3*10 ⁻⁴	8*10 ⁻⁴	3*10 ⁻³
Sistemi di Emergenza Coinvolti					
HPIS⁽¹⁾		-	-	2 su 4	2 su 4
Accumulatori	Iniezione in HL	3 su 4	3 su 4	2 su 4	-
	Iniezione in CL	2 su 4	2 su 4	2 su 4	-
LPIS⁽²⁾	<i>“Reflooding”</i>	Iniezione in HL	2 su 4	2 su 4	2 su 4
		Iniezione in CL	1 su 4	1 su 4	1 su 4
	Ricircolo	Iniezione in HL	2 su 4	2 su 4	2 su 4
Sistema di iniezione del sistema di alimento ausiliario dello SG		-	-	-	1 su 4
					2 su 4
⁽¹⁾ High Pressure Injection System (HPIS)					
⁽²⁾ Low Pressure Injection System (LPIS)					

Tab. 2-4 Classificazione fenomenologica dei LOCAs [5].

Fenomeno	Large Break	Intermediate Break	Small Break
Phase Separation Before ECC Water Injection	No	Sì	Sì
Additional Heat Rejection in SG Required for Depressurization below LPIS Initiation Point	No	No	Sì

Per valutare le prestazioni del sistema ECCS durante il corso di un LOCA si assumono condizioni iniziali conservative, ovvero che il reattore funzioni al 102% della sua piena potenza nell’istante in cui si verifica la rottura postulata. In tali condizioni la temperatura della guaina del combustibile di un reattore PWR è di circa 593 K, la temperatura media

della pastiglia di combustibile più calda supera abbondantemente i 1373 K e la temperatura di picco sull'asse della pastiglia è maggiore di 2473 K. Il calore in eccesso contenuto nel combustibile a questa temperatura media è chiamato "calore immagazzinato" ed è in una qualche misura determinato dalla resistenza termica che caratterizza il gap tra combustibile e guaina. Sia il calore immagazzinato che la resistenza termica del gap influenzano enormemente l'andamento della temperatura della guaina del combustibile durante la fase iniziale di un LOCA. Una ulteriore ipotesi conservativa è che il tasso di generazione di calore dovuto al decadimento dei prodotti di fissione radioattivi sia superiore del 20% rispetto a quello proposto dall'*American Nuclear Society* (ANS).

2.2.2 LBLOCA mitigato nei reattori di tipo PWR

La sequenza di eventi causata da un LBLOCA nel caso di ECCS disponibile si può suddividere in quattro fasi: *blowdown*, *refill*, *reflood* e refrigerazione a lungo termine. Nel seguito si analizzano tali fasi e i fenomeni termoidraulici significativi coinvolti facendo riferimento alla Fig. 2-2.

Le curve presentate in Fig. 2-2 sono il risultato generalizzato di diversi calcoli effettuati per una rottura rispettivamente nella HL (linea tratteggiata) e nella CL (linea continua) del PCS e caratterizzano il comportamento di alcuni parametri significativi durante un LOCA.

La durata totale di un LOCA, dalla rottura della tubatura fino alla fase di refrigerazione a lungo termine, può estendersi da 2 a 5 minuti circa. La fase di *blowdown*, caratterizzata da una rapida depressurizzazione del PCS con conseguente espulsione del refrigerante, occupa solamente i primi 20-30 s del transitorio. I picchi di temperatura nella guaina del combustibile durante la fase di *reflooding* vengono raggiunti normalmente dopo circa 40-120 s dall'inizio del transitorio.

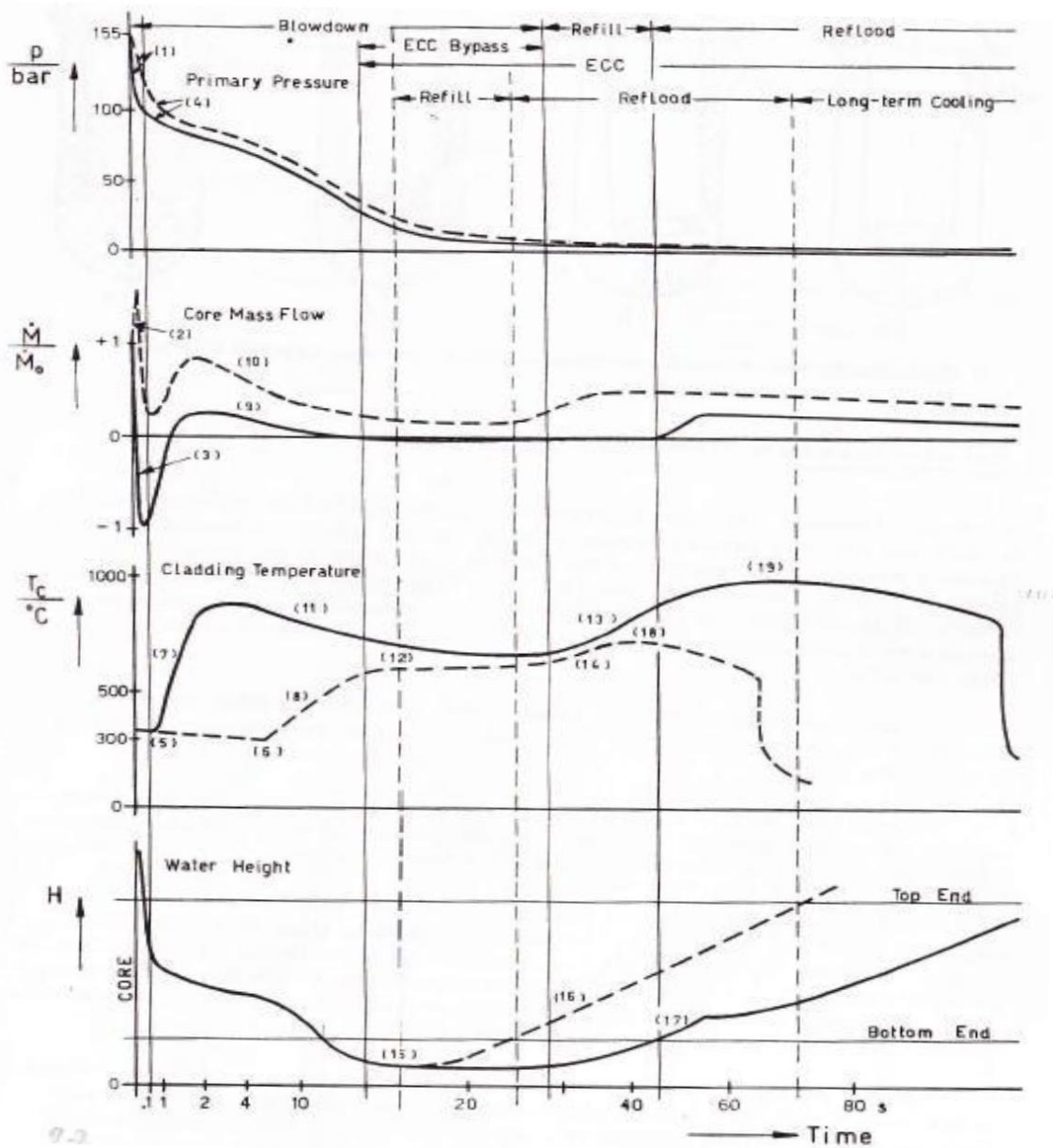


Fig. 2-2 Andamento dei principali parametri termoidraulici di un PWR durante un LBLOCA [5].

2.2.2.1 Fase di blowdown

La fase di *blowdown* può essere a sua volta suddivisa come di seguito riportato.

a) Depressurizzazione sottoraffreddata

Subito dopo un'ipotetica rottura di grandi dimensioni di una delle tubature del sistema primario l'acqua refrigerante viene espulsa attraverso di essa

dal PCS verso il contenimento. A tale situazione è associato un brusco calo di pressione tale da far raggiungere al fluido la pressione di saturazione locale in poche decine di millisecondi. Questa violenta depressurizzazione è caratterizzata dalla propagazione di un'onda di depressione lungo il PCS e il RPV, dove viene quindi indotta una deformazione dinamica del *barrel* del *core*. Tale comportamento è mostrato in Fig. 2-3.

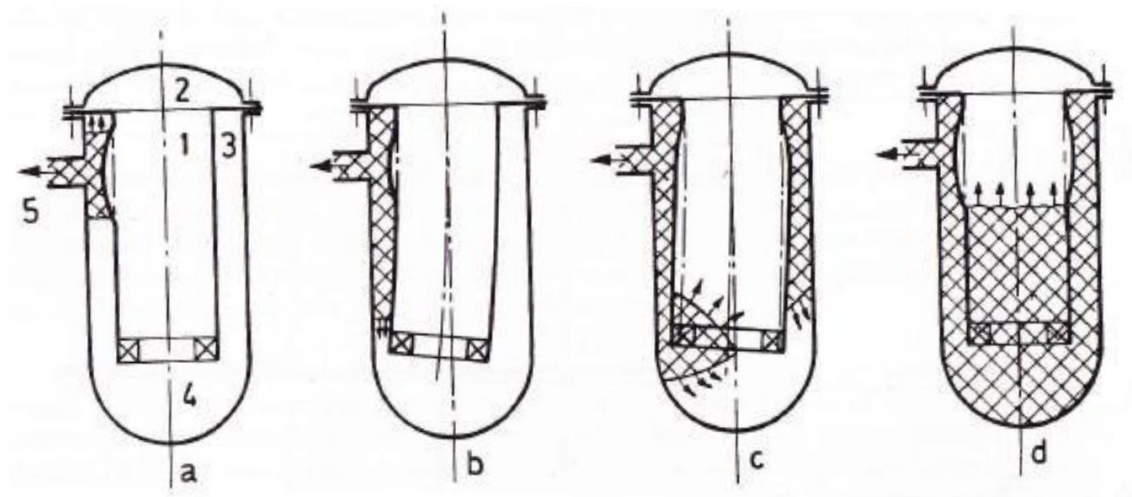


Fig. 2-3 Onda di depressione e deformazione risultante del *barrel* del *core* dopo un LBLOCA causato da una rottura di una CL [5].

Si specifica che i componenti indicati in figura rappresentano:

1. *Barrel* del *core*;
2. *Upper head*;
3. *Downcomer*;
4. *Lower plenum*;
5. Posizione della rottura;

La più alta differenza di pressione locale si realizza tra la pressione del sistema primario e quella di saturazione e diminuisce quanto più la rottura è piccola e lontana dal RPV.

L'instaurarsi del flusso critico attraverso la rottura determina la massima portata in massa di fluido che andrà poi a governare il successivo decorso del LOCA.

Durante questa prima fase di depressurizzazione sottoraffreddata il flusso di refrigerante che attraversa il nocciolo del reattore è accelerato nel caso di una rottura nella HL del PCS e rallentato se la rottura è invece localizzata nella CL.

b) Depressurizzazione in condizioni di saturazione

Quando la pressione del refrigerante raggiunge o scende al di sotto della pressione di saturazione locale, ha inizio la fase di ebollizione (*flashing*). Tipicamente ciò accade dopo meno di 100 ms dall'inizio del transitorio con la generazione di un fronte di ebollizione che si propaga attraverso il PCS, partendo dalle ragioni più calde, che sono la parte superiore del *core* e l'*upper plenum*. Tale fase è caratterizzata da una riduzione significativa del tasso di depressurizzazione. Per reattori caratterizzati da un coefficiente di reattività negativo, come il reattore PWR in esame, lo svuotamento del *core* e la corrispondente diminuzione di densità del refrigerante causano la cessazione delle reazioni di fissione, riducendo la generazione di potenza termica da parte del reattore al solo calore di decadimento generato dai prodotti di fissione. Esso corrisponde inizialmente a circa il 7% della potenza termica nominale. Lo SCRAM del reattore, che solitamente è innescato dai segnali di bassa pressione (≤ 145 bar) e basso livello nel PRZ nonché dal segnale di altra pressione nel contenimento, è azionato a 0.4 s dall'inizio del transitorio.

c) Boiling transition

Con l'inizio dello svuotamento si ha una transizione delle condizioni di flusso da monofase a bifase. Tale transizione nonché la riduzione della pressione e del flusso del refrigerante attraverso il *core* causano un drastico peggioramento delle condizioni di refrigerazione delle barre di combustibile. Ha quindi luogo la *boiling transition* e il raffreddamento delle barre si riduce drasticamente.

Nel caso di rottura nella CL del PCS la *boiling transition* avviene presto, dopo circa 0.5 - 0.8 s, a fonte della sostanziale riduzione del flusso di refrigerante. Nel caso invece di rottura nella HL del PCS, viene preservato

un flusso significativo di refrigerante per un periodo più lungo e la *boiling transition* avviene dopo diversi secondi.

d) Ridistribuzione del calore immagazzinato, primo picco di temperatura

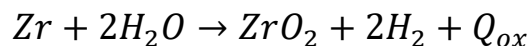
A fronte dell'improvvisa diminuzione della capacità di rimozione del calore dalle barre di combustibile, la grande quantità di calore immagazzinato al loro interno si ridistribuisce con omogeneizzazione spaziale della temperatura interna della barre (in particolare la temperatura lungo l'asse delle pastiglie cala mentre quella sulla loro superficie esterna cresce). A causa di questo fenomeno, la temperatura delle guaine delle barre di combustibile inizia a crescere rapidamente. Qualora durante questa fase non vi sia alcuna rimozione di calore dalle barre di combustibile e trascurando il calore di decadimento generato dai prodotti di fissione, la temperatura della guaina delle barre aumenterebbe fino al suo massimo valore teorico di circa 1373-1473 K. Calcoli conservativi inerenti al peggior caso di rottura nella CL del PCS mostrano tuttavia che la massima temperatura reale raggiungibile dalle guaine in questa fase eccede a malapena i 1173 K. Tale valore è limitato principalmente da tre cause: 1) la resistenza termica che caratterizza il gap tra le barre di combustibile e la guaina, 2) la quantità di calore rimosso dal refrigerante che fluisce attraverso il *core* durante i primi istanti del *blowdown* e infine 3) la quantità di calore rimosso successivamente da parte del flusso di vapore che attraversa il *core*, dovuto principalmente all'entità del trascinamento di gocce d'acqua.

Dopo diversi secondi di transitorio la portata in massa effettiva che attraversa il nocciolo, fortemente dipendente dalla portata in massa che fuoriesce dalla rottura e dal comportamento dei componenti del *loop*, è considerevolmente più alta nel caso di rottura nella HL del PCS rispetto al caso di rottura nella CL. Ciò a fronte della minore resistenza opposta al flusso tra il nocciolo e il punto della rottura nella HL. Tale differenza tra i due tipi di rottura corrisponde ad una diversa quantità di calore asportato nei primi istanti di un LOCA e quindi ad una chiara differenza per quanto riguarda l'andamento della temperatura delle guaine, sia dal punto di vista

della pendenza della curva di incremento, sia dal punto di vista del massimo valore di temperatura raggiunto.

e) Fonti di calore e deterioramento delle capacità di raffreddamento

Durante questa prima fase del transitorio incidentale di tipo LOCA è necessario asportare il calore prodotto da due sorgenti ulteriori, oltreché il calore immagazzinato. Tali sorgenti aggiuntive sono il calore generato dal decadimento dei prodotti di fissione e, se le guaine raggiungono una temperatura di 1253 K o superiore, il calore generato dalla reazione di ossidazione dello Zircaloy con il vapore che produce idrogeno e diossido di zirconio attraverso la seguente reazione chimica esotermica:



dove Q_{ox} rappresenta il calore generato dalla reazione.

In particolare il calore di decadimento prodotto durante il primo minuto di un LBLOCA ammonta approssimativamente allo stesso ordine di grandezza del calore rilasciato nello stesso periodo di tempo dal calore immagazzinato. Similmente, per temperature di 1373 K o superiori, il calore prodotto dalla reazione di ossidazione dello Zircaloy in un minuto può anch'esso essere di un ordine di grandezza comparabile a quello rilasciato nello stesso periodo di tempo dal calore immagazzinato.

A seguito della omogeneizzazione spaziale della temperatura interna delle barre di combustibile, dovuta alla redistribuzione del calore immagazzinato, il comportamento successivo della guaina è pertanto essenzialmente governato dallo squilibrio tra il calore prodotto dal decadimento dei prodotti di fissione e il calore asportato dal refrigerante. Questo comporta la fine dell'aumento di temperatura delle guaine, nel caso di rottura nella HL del PCS, o addirittura a una lieve riduzione di temperatura delle stesse, in caso di rottura nella CL. Tuttavia, dal momento che le condizioni di refrigerazione continuano a deteriorarsi, la temperatura della guaine finisce con l'aumentare, a fronte del riscaldamento adiabatico

operato dal decadimento dei prodotti di fissione. Per temperature superiori a 923 K ci si aspetta che le guaine inizino a gonfiarsi (*ballooning*) a fronte delle due cause seguenti. La prima è la riduzione della loro resistenza meccanica, dovuta all'aumento di temperatura, e la seconda è rappresentata dall'incremento della differenza di pressione tra quella all'interno delle barre (che aumenta con la temperatura) e quella al loro esterno (che invece cala a fronte dello svuotamento). Se la temperatura delle guaine supera i 1023 K questo fenomeno di rigonfiamento può diventare significativo, con conseguente rischio di rottura delle stesse.

La continua espulsione di refrigerante dal PCS verso il contenimento attraverso la rottura causa una continua depressurizzazione del sistema primario e una conseguente diminuzione dell'inventario di acqua contenuto in esso. In ultima istanza il livello del fluido all'interno del RPV finisce con lo scendere al di sotto dell'estremità inferiore del *core*.

f) Iniezione degli accumulatori

Quando la pressione all'interno del PCS scende al di sotto della pressione dell'azoto contenuto negli accumulatori (appartenenti al sistema ECCS), questi ultimi iniziano ad iniettare fluido freddo nel PCS, come refrigerante ausiliario o di emergenza, attraverso valvole di non ritorno automatiche e linee di iniezione apposite. In questo modo ha inizio la fase di refrigerazione di emergenza del *core* con l'obiettivo di reintegrare il refrigerante espulso attraverso la rottura. Tipicamente questa fase ha inizio dopo circa 10 - 15 s dall'inizio del transitorio, a seconda del tasso di depressurizzazione del sistema e dal tipo di impianto.

g) Fase di bypass

Dal momento che a questo punto del LOCA la pressione interna al PCS è ancora elevata rispetto a quella nel contenimento, la portata in massa che fluisce attraverso la rottura è ancora significativa.

Nel caso di rottura nella HL del PCS, quindi con flusso continuo verso l'alto all'interno del RPV, e iniezione del refrigerante di emergenza nella CL, il fluido iniettato entra nel *downcomer* senza impedimenti. Raggiunge

quindi il *lower plenum* riempiendolo nuovamente (*refill*). Infine il fluido iniettato causa un aumento del livello del refrigerante fino a raggiungere la regione del nocciolo e ne avvia così la fase di allagamento (*reflooding*).

Nel caso di rottura e iniezione del refrigerante di emergenza nella CL del PCS, la fase di *refill* del *lower plenum* è ritardata considerevolmente a causa in particolare di due fenomeni. Il primo è l'instaurarsi di un flusso di vapore in controcorrente all'interno del *downcomer*, diretto verso la rottura, che impedisce al refrigerante di emergenza iniettato di attraversare il *downcomer* stesso: questo fenomeno è enfatizzato ulteriormente dal *flashing* del refrigerante di emergenza, a causa del rilascio di calore immagazzinato da parte delle pareti calde del RPV. Il secondo fenomeno è invece costituito dal *bypass* degli accumulatori: la maggior parte del refrigerante di emergenza iniettato viene trascinato attraverso la parte superiore del *downcomer* da parte del flusso di vapore che si instaura nelle CLs dei *loop* intatti. Finisce poi con l'essere espulsa direttamente attraverso la rottura, senza aver attraversato il nocciolo. È quindi importante constatare che tutto il refrigerante ausiliario che viene iniettato nelle CLs, durante questa prima fase di intervento del sistema ECCS, finisce col bypassare il *lower plenum*, ritardandone enormemente la fase di *refill*.

h) Fine del blowdown

Tipicamente si considera conclusa la fase di *blowdown* quando si raggiunge l'uguaglianza tra la pressione nel PCS e quella nel contenimento (intorno a circa 2 - 4 bar) e quando la portata in massa che attraversa la rottura diventa trascurabile (di solito dopo circa 30 - 40 s dall'inizio del transitorio, a prescindere dal fatto che la rottura si verifichi in HL o CL).

i) Attivazione del Low Pressure Injection System (LPIS)

Il sistema LPIS è di tipo attivo e comincia ad iniettare acqua di emergenza quando la pressione del PCS scende sotto a circa 10 bar. Per un breve periodo di tempo, e cioè finché gli accumulatori non si scaricano completamente, il refrigerante di emergenza viene iniettato nel PCS contemporaneamente dagli accumulatori e dal LPIS. Il sistema LPIS inietta

continuativamente acqua per tutto il tempo necessario, prelevandola da un *reflood storage tank* e successivamente dalla sentina del contenimento in cui si è accumulato il fluido fuoriuscito dalla rottura.

A questo punto risulta opportuno constatare che l'intervento del *High Pressure Injection System* (HPIS) non è necessario in caso di LBLOCA dal momento che la pressione cala in maniera talmente brusca da attivare rapidamente gli accumulatori e il sistema LPIS e poiché non fornirebbe un contributo significativo, data la bassa prevalenza delle pompe che lo caratterizzano.

2.2.2.2 Fase di refill

La fase di *refill* inizia quando il refrigerante di emergenza raggiunge per la prima volta il *lower plenum* del RPV, facendo iniziare a salire il livello del fluido al suo interno. Tale fase si considera invece terminata quando il livello raggiunge l'estremità inferiore del *core*. Si noti che, durante l'intero periodo che va da prima che gli accumulatori inizino ad iniettare fino alla fine della fase di *refill*, il nocciolo del reattore è essenzialmente scoperto e le barre di combustibile non vengono refrigerate, se non per radiazione termica e dalla debole corrente di vapore che si instaura per convezione naturale nel *core*. Durante questo periodo le temperature all'interno del *core* crescono adiabaticamente, a causa del rilascio di calore di decadimento, con un tasso di circa 8-12 K/s per reattori di tipo PWR. Se tale incremento inizia da una temperatura di circa 1073 K, le barre raggiungerebbero temperature superiori a 1373 K dopo circa 30-50 s, quando la reazione tra Zircaloy e vapore diventa un fonte di energia aggiuntiva significativa. Per questi motivi il livello del fluido nel *lower plenum* alla fine del *blowdown* e la fine della fase di *refill* sono due parametri critici nella determinazione della temperatura massima raggiungibile dalle guaine delle barre di combustibile durante la fase di *refill*. Tale fase del transitorio è quella caratterizzata dalle peggiori condizioni di refrigerazione del nocciolo.

2.2.2.3 *Fase di reflood*

La fase di *reflood* inizia quando il livello dell'acqua nel RPV inizia a riempire il *core* dopo averne raggiunto l'estremità inferiore e può essere suddivisa nelle seguenti fasi:

a) Secondo picco di temperatura

Nel momento in cui l'acqua di emergenza entra nel nocciolo, essa viene riscaldata ed inizia ad evaporare. Tale processo di ebollizione diviene particolarmente significativo nella regione del *core* che si trova a 0.5 m circa al di sopra della base dello stesso. Ciò è causato dall'elevata temperatura superficiale delle guaine delle barre di combustibile e genera un rapido flusso di vapore che attraversa il nocciolo verso l'alto. Questo flusso trascina una considerevole quantità di gocce d'acqua che forniscono un'iniziale refrigerazione delle regioni più calde del *core*. Tale raffreddamento diventa sempre più efficace man mano che il livello dell'acqua sale, riducendo progressivamente il tasso di aumento di temperatura delle guaine e invertendo infine la crescita di temperatura del punto caldo dopo circa 60 - 80 s dall'inizio del transitorio.

b) Quenching

Quando la temperatura delle guaine delle barre di combustibile si abbassa sufficientemente (fino a circa 623-823 K), il refrigerante di emergenza inizia nuovamente a bagnare la superficie delle guaine. Ciò causa un brusco calo di temperatura delle guaine stesse, a fronte dell'aumento consistente del tasso di raffreddamento (*quenching*). La fase di *reflooding* si considera conclusa quando il processo di *quenching* ha interessato la totalità del nocciolo e il livello del refrigerante ha superato nuovamente l'estremità superiore del nocciolo. Ciò tipicamente si verifica dopo 1-2 minuti dall'inizio del transitorio.

Nei primi istanti di un transitorio di tipo LOCA, il processo di generazione di potenza da fissione viene interrotto dalla conseguente perdita di refrigerante (che viene espulso attraverso la rottura e che per questa tipologia di reattore funge anche da moderatore) e/o a fronte dello

SCRAM. Risulta quindi fondamentale prendere opportuni provvedimenti affinché, durante il processo di *reflooding*, non si inneschino nuovamente le reazioni a catena di fissione. Tali misure sono implementate attraverso il sistema SCRAM stesso e attraverso l'iniezione di veleni assorbitori di neutroni (boro) assieme al refrigerante di emergenza.

c) *Steam binding*

Il corso della fase di *reflooding* appena descritto può tuttavia svolgersi diversamente. La velocità con cui il livello dell'acqua aumenta, dapprima all'interno *lower plenum (refill)* e successivamente all'interno del nocciolo (*reflood*), è determinata, e quindi limitata, dall'equilibrio tra la sua forza motrice e la resistenza che il flusso di vapore incontra tra il *core* e il punto in cui è situata la rottura. Dal momento che la suddetta forza motrice è limitata, in quanto rappresentata dalla differenza tra il livello dell'acqua nel *downcomer* e quello nel *core*, la resistenza incontrata dal flusso di vapore può essere significativa e dare luogo al problema del cosiddetto “*steam binding*”.

Nel caso di rottura situata nella HL del PCS, tale resistenza risulta molto bassa e il vapore è in grado di attraversare il nocciolo senza problemi. Tuttavia, in caso di rottura nella CL, il vapore deve far fronte alla resistenza imposta dalle HLs, dagli SGs e dalle MCPs per raggiungere la rottura.

La resistenza al flusso è ulteriormente aumentata dallo scambio energetico che si instaura tra il flusso di vapore che attraversa gli SGs e il fluido nel sistema secondario (*Secondary Cooling System – SCS*). Tale scambio causa un significativo aumento in volume per evaporazione dell'acqua “trascinata” e surriscaldamento del vapore. Un ulteriore contributo alla resistenza al flusso di vapore può essere apportato dall'eventuale accumulo d'acqua nei *loop seal* che collegano gli SGs alle MCPs.

D'altra parte la forza motrice, che tipicamente si assesta su 0.5 bar, può essere ulteriormente ridotta per effetto di un calo di densità del refrigerante all'interno del *downcomer*. Ciò è dovuto all'eventuale evaporazione dell'acqua al suo interno, a causa di un rilascio di calore immagazzinato

dalle pareti del RPV, o per effetto di una diminuzione del battente di liquido nel *downcomer*.

Per questi motivi il fenomeno dello *steam binding* comporta una riduzione del tasso di *reflooding* e quindi dello scambio termico tra le barre di combustibile e il refrigerante. Ciò causa una fase di *reflooding* più prolungata nel tempo, accompagnata da un maggiore aumento adiabatico di temperatura della guaine e da un secondo picco di temperatura più alto di quello che si verifica in assenza dello *steam binding*.

Il problema dello *steam binding* può ulteriormente peggiorare qualora si verifici la rottura di uno o più tubi a “U” degli SGs. Questo comporterebbe un’ulteriore apporto di vapore, e quindi di volume ed energia, all’ormai depressurizzato PCS, riducendo drasticamente il tasso di *reflooding*.

Per quanto concerne il fenomeno dello *steam binding*, altri aspetti importanti sono:

- La resistenza termica che caratterizza il gap tra le guaine e le barre di combustibile va ad influenzare l’altezza relativa dei due picchi di temperatura delle guaine: più tale resistenza è bassa, più il calore immagazzinato verrà rilasciato alle guaine nelle fasi iniziali del LOCA, causando un primo picco di temperatura più alto del secondo;
- L’incremento del secondo picco di temperatura a fronte dello *steam binding* può risultare in un aumento significativo di ossidazione delle guaine delle barre di combustibile (tale reazione assume particolare importanza per temperature superiori a circa 1273 K). Ciò comporta un infragilimento delle guaine stesse e quindi un loro possibile fallimento, a fronte degli stress indotti dalla successiva fase di *quenching*.

I sistemi sviluppati per far fronte a questo fenomeno variano a seconda dell’impianto considerato.

2.2.2.4 Fase di refrigerazione a lungo termine

Una volta terminata la fase di *reflooding*, il LPIS, come già riportato, continua ad operare prelevando dai/dal *reflood storage tank* e, una volta svuotato/i, dalla sentina del contenimento. In tale regione va infatti ad accumularsi la maggior parte del refrigerante di emergenza iniettato nel PCS, dopo essere stato espulso sotto forma di vapore attraverso la rottura e poi ricondensato nel contenimento. La refrigerazione effettuata in questo modo ha il compito di assicurare la dissipazione a lungo termine del calore di decadimento dei prodotti di fissione che, a 30 giorni dallo *shutdown* del reattore, ammonta ancora a 5 MW, per un reattore PWR da 3800 MWth.

2.2.3 LBLOCA non mitigato nei reattori di tipo PWR

Un LOCA caratterizzato da una rottura a ghigliottina di grandi dimensioni e da indisponibilità del sistema ECCS (cioè “non mitigato”) causa l’inevitabile fusione del nocciolo del reattore. Qui di seguito si descrive la probabile sequenza di eventi che caratterizza tale transitorio.

a) Blowdown

Il comportamento del PCS durante le prime fasi del periodo di *blowdown* è simile a quello nel caso di LBLOCA mitigato descritto in precedenza. Iniziano a destarsi differenze dopo circa 15 s dall’inizio del transitorio, ovvero dal momento in cui normalmente entrerebbe in funzione il sistema ECCS in tale scenario. Al termine della fase di *blowdown*, dopo circa 20 s, è stato stimato che il refrigerante, scorrendo verso la rottura, non ha asportato neanche metà del calore immagazzinato nelle barre di combustibile. All’interno del RPV rimane circa il 10% dell’inventario d’acqua originario e le temperature all’interno del *core* possono raggiungere 1073 - 1173 K.

b) Riscaldamento del core per decadimento e reazioni chimiche

Conclusa la fase di *blowdown*, la produzione di calore di decadimento causa una crescita delle temperature all’interno del nocciolo con un tasso di circa 11 K/s per reattori di tipo PWR. Se tale aumento ha inizio da 1173 K si possono raggiungere temperature maggiori di 1373 K in circa 30 - 50

s, facendo diventare la reazione tra Zircaloy e vapore un'importante sorgente aggiuntiva di energia. Una volta che le guaine delle barre di combustibile superano i 1373 K, il tasso della reazione chimica tra Zircaloy e vapore dipende dalla disponibilità di ossidante, ovvero di vapore. Se le circostanze lo permettono, le guaine possono raggiungere il loro punto di fusione (2123 K) dopo un periodo di reazione di circa un minuto.

c) Collasso del core e rilocalizzazione nel RPV

Ipotizzando che tutto il calore di decadimento sia trattenuto e che il 50% delle guaine venga sottoposto a ossidazione, l'energia rilasciata potrebbe essere sufficiente a far aumentare la temperatura media all'interno del nocciolo fino al punto di fusione del UO_2 . Tale eventualità si può verificare tra 10 minuti (scenario più pessimistico) e 60 minuti (scenario più probabile) dall'istante di accadimento della rottura, causando la rilocalizzazione della maggior parte del *core* fuso nella regione inferiore del RPV.

d) Fallimento del RPV e rilocalizzazione del core alla base del contenimento

Ipotizzando che il 50 - 80% del combustibile sia stato rilocato nella regione inferiore del RPV e che tale porzione del nocciolo rappresenti la parte che genera il quantitativo più alto di calore di decadimento, ci si può aspettare la fusione e il conseguente fallimento del RPV tra 30 e 120 minuti dal momento della rottura.

A questo punto il materiale fuso del *core*, assieme alla porzione fusa della *lower head*, interagiscono con l'acqua che si dovrebbe essere accumulata nella regione inferiore del contenimento e ciò comporta il rischio di un eventuale esplosione di idrogeno. Qualora si verifici tale esplosione, essa potrebbe causare due conseguenze gravi:

- La dispersione di materiale fuso proveniente dal nocciolo in regioni superiori del contenimento, col rischio di innescare ulteriori processi di fusione localizzata in esse;
- La frammentazione dei materiali fusi provenienti dal *core* che aumenterebbe il tasso di reazione con l'acqua e pertanto la

produzione di idrogeno, comportando il rischio di un possibile fallimento del contenimento per sovrappressione.

e) Comportamento del materiale fuso nella regione inferiore del contenimento

Il materiale proveniente dal *core* e dalla *lower head* del RPV, pesando circa 100 - 200 tonnellate, va a rimuovere l'acqua presente nella regione inferiore del contenimento, entrando in contatto diretto col calcestruzzo che la costituisce. Ciò porta al riscaldamento e all'ablazione di quest'ultimo e al galleggiamento dei residui al di sopra del materiale fuso. La penetrazione del contenimento da parte del materiale fuso può verificarsi da poche ore a qualche giorno dopo la rottura.

Capitolo 3

FASI DI RILASCIO DEI PRODOTTI DI FISSIONE E FENOMENOLOGIA INCIDENTALE IN-VESSEL

Nel presente capitolo si intende fornire un'analisi fenomenologica più dettagliata del processo di degradazione che si desta nel *core* e delle sue conseguenze in termini di evoluzione del termine sorgente.

Una sequenza incidentale severa, qualunque essa sia, causa infatti un rilascio di prodotti di fissione che possono raggiungere, nel caso peggiore, l'ambiente esterno, comportando un rischio radiologico per la popolazione. La stima del termine sorgente è infatti uno degli obiettivi principali che guidano lo studio degli incidenti severi ed ha acquisito grande importanza dopo l'incidente di *Three Mile Island Unit-2* (TMI-2). Pertanto si ritiene opportuno fornire innanzi tutto una panoramica generale delle varie fasi, sia *in-vessel* che *ex-vessel*, che caratterizzano il rilascio dei prodotti di fissione nei reattori di tipo LWR [7].

Successivamente si intende presentare una descrizione più dettagliata delle principali fenomenologie che caratterizzano il processo di degradazione del nocciolo, partendo dallo scoprimento del *core* fino ad arrivare al cedimento della *lower head* [8]. Le attività di simulazione svolte, presentate nel Capitolo 6, hanno infatti lo scopo di analizzare in particolare questi fenomeni.

3.1 Evoluzione del termine sorgente durante incidenti severi nei reattori di tipo LWR

L'analisi di sequenze incidentali severe ha mostrato che il rilascio dei prodotti di fissione può essere generalmente categorizzato in termini di fasi

fenomenologiche associate al grado di fusione e rilocalizzazione del combustibile, all'integrità del RPV e alle interazioni tra il materiale caldo (spesso fuso) proveniente dal nocciolo e il calcestruzzo (*Molten Core Concrete Interactions* - MCCI), di cui è composta la *cavity*. Tali fasi caratterizzano le sequenze incidentali severe in reattori di tipo LWR, a prescindere dalle caratteristiche di progetto specifiche del reattore e del transitorio in esame. Le fasi fenomenologiche di rilascio dei prodotti di fissione in sequenze incidentali severe sono le seguenti:

1. *Coolant Activity Release*
2. *Gap Activity Release*
3. *Early In-Vessel Release*
4. *Ex-Vessel Release*
5. *Late In-Vessel Release*

Inizialmente si verifica un rilascio di attività associato alla fuoriuscita di refrigerante da una rottura o da una perdita nel PCS (fase 1). Qualora la perdita di refrigerante non venga compensata da parte del sistema di reintegro o dal sistema ECCS, si verifica successivamente la rottura delle guaine delle barre di combustibile, causando un rilascio dell'attività situata nel gap tra le pastiglie di combustibile e le guaine stesse (fase 2).

Con il progredire della sequenza incidentale, ha inizio la fase di degradazione del *core* che comporta una perdita di geometria da parte del combustibile, accompagnata dalla graduale fusione e rilocalizzazione dei materiali del nocciolo nelle regioni inferiori del RPV. Durante questa fase (punto 3) vengono virtualmente rilasciati nel contenimento tutti i gas nobili e frazioni significative dei nuclidi volatili, come lo iodio e il cesio. L'ammontare di nuclidi volatili rilasciati nel contenimento durante questa fase è fortemente influenzato dal tempo di residenza del materiale radioattivo all'interno del PCS, durante la degradazione del *core*. A tale riguardo, le sequenze incidentali ad alta pressione sono caratterizzate da elevati tempi di residenza e da una significativa ritenzione di nuclidi volatili all'interno del PCS, mentre le sequenze incidentali a bassa

pressione sono caratterizzate da brevi tempi di residenza e bassa ritenzione nel PCS, comportando valori di rilascio più alti nel contenimento.

Qualora si verifichi il fallimento della *lower head* del RPV, possono verificarsi due ulteriori fasi di rilascio di attività. Il materiale fuso proveniente dal *core* che fuoriesce dal RPV va ad interagire con il calcestruzzo che compone la *cavity* del reattore (MCCI). Tali interazioni potrebbero comportare un rilascio nel contenimento dei nuclidi meno volatili (fase 4). I rilasci di attività *ex-vessel* sono influenzati dal tipo di calcestruzzo che costituisce la *cavity* del reattore. Il calcestruzzo calcareo si decompone producendo quantità di CO e CO₂ maggiori, rispetto a quelle prodotte dal calcestruzzo basaltico. Come precedentemente riportato, questi gas possono contribuire alla diffusione nell'atmosfera del contenimento di alcuni dei nuclidi meno volatili, come il bario e lo stronzio, e una piccola frazione di lantanidi. Sempre a fronte delle interazioni di tipo MCCI, possono anche essere rilasciate grandi quantità di aerosol non radioattivi. L'eventuale presenza di acqua nella *cavity*, al di sopra del materiale proveniente dal nocciolo, può ridurre significativamente i fenomeni di rilascio *ex-vessel* (sia radioattivi che non radioattivi) all'interno del contenimento. Tale riduzione si verifica a fronte del raffreddamento del *debris* o attraverso lo *scrubbing* che comporta la ritenzione di una buona parte dei rilasci all'interno dell'acqua. L'entità dello *scrubbing* dipende chiaramente dalla profondità e dalla temperatura che caratterizzano l'eventuale *pool* di acqua che giace al di sopra del *debris*. Contemporaneamente, e per una durata generalmente maggiore, si verifica una ulteriore fase di rilascio *in-vessel* (fase 5) all'interno del contenimento che coinvolge i nuclidi volatili che si sono depositati nel PCS durante la fase di rilascio *in-vessel* precedente.

Possono inoltre verificarsi altri due fenomeni che influenzano il rilascio di prodotti di fissione nel contenimento. Il primo di essi è detto *High Pressure Melt Ejection* (HPME) e si verifica qualora il fallimento del RPV avvenga mentre la pressione all'interno del PCS è ancora elevata. In tal caso il materiale fuso che fuoriesce dal core viene espulso nel contenimento ad elevata velocità. Tale fenomeno può comportare un

possibile rapido aumento della temperatura all'interno del contenimento e un rilascio ingente di materiale radioattivo nell'atmosfera del contenimento, soprattutto sotto forma di aerosol. Il secondo fenomeno che può influenzare il rilascio di prodotti di fissione nel contenimento è l'esplosione di vapore che può verificarsi, a fronte delle interazioni tra il materiale fuso proveniente dal *core* e l'acqua. Questa interazione può infatti comportare la frammentazione fine di una porzione del *corium* e un aumento conseguente dei prodotti di fissione volatili. In tale situazione, esplosioni di dimensioni ridotte sono considerate probabili, ma non comportano un aumento significativo dell'attività aeriforme già presente nel contenimento. D'altro canto, esplosioni di vapore su larga scala possono comportare un aumento ingente di attività volatile, ma il loro accadimento è molto meno probabile. Durante qualunque evento, il rilascio di particolato o vapore durante le esplosioni di vapore è accompagnato da una grande quantità di gocce d'acqua che tendono a rimuovere rapidamente dall'atmosfera il materiale rilasciato.

3.1.1 Durata delle fasi di rilascio

Nel paragrafo precedente sono state descritte le tipiche fasi del rilascio dei prodotti di fissione da un punto di vista qualitativo. Si intende ora descrivere la durata stimata di tali fasi.

La fase di rilascio di attività associata al refrigerante (fase 1) inizia con la rottura postulata di una tubatura e termina nell'istante in cui è stimato il fallimento della prima barra di combustibile. Durante questa fase, l'attività rilasciata nell'atmosfera del contenimento è quella associata al quantitativo molto basso di radioattività dissolta nel refrigerante. La durata stimata di questa prima fase varia all'incirca tra 10 s e 30 s, a seconda del tipo di impianto LWR, nel caso di un LBLOCA, e può arrivare fino a 10 minuti nel caso di rottura di dimensioni più ridotte.

La fase di rilascio dell'attività situata nel gap tra le pastiglie di combustibile e le guaine (fase 2) inizia col fallimento delle guaine stesse. Questo processo comporta il rilascio nel contenimento di una piccola percentuale dell'inventario totale dei radionuclidi più volatili, ovvero in

particolare i gas nobili, lo iodio e il cesio. Durante questa fase la maggior parte dei prodotti di fissione continuano ad essere trattiene nel combustibile. La fase di rilascio dell'attività contenuta nel gap termina quando la temperatura delle pastiglie di combustibile cresce al punto da non riuscire più a trattenere al suo interno una quantità significativa di prodotti di fissione. È stato stimato (vedi referenza [7]) che la durata di tale fase abbia una durata di circa 30 minuti, sia per reattori di tipo PWR che per reattori di tipo *Boiling Water Reactor* (BWR).

Durante la prima fase di rilascio *in-vessel* (fase 3), il combustibile ed altri materiali strutturali contenuti nel *core* raggiungono temperature sufficientemente alte da non permettere che la geometria del core sia preservata. Pertanto, il combustibile e gli altri materiali fondono e si rilocalizzano nelle regioni inferiori del RPV. Durante questa fase si stima che significative quantità di nuclidi volatili presenti nell'inventario del core, come pure piccole frazioni di nuclidi meno volatili, vengano rilasciate nel contenimento. Questa fase di rilascio termina quando si verifica il fallimento della *lower head* del RPV, permettendo così al materiale fuso proveniente dal *core* di rilocalizzarsi nella *cavity* di calcestruzzo. È stato stimato (vedi referenza [7]) che la durata di questa fase varia sulla base del tipo di reattore e della sequenza incidentale considerata. In particolare la fase di rilascio *in-vessel* è leggermente più lunga per i reattori di tipo BWR che per quelli di tipo PWR. Ciò è largamente dovuto alla più bassa densità di potenza, nel *core* dei reattori di tipo BWR, che ritarda la completa fusione del nocciolo. Le durate rappresentative di questa fase sono state assunte pari a 1.3 ore e 1.5 ore, rispettivamente per impianti di tipo PWR e di tipo BWR.

La fase di rilascio *ex-vessel* (fase 4) inizia quando il materiale fuso proveniente dal *core* esce dal RPV e termina quando tale materiale si è sufficientemente raffreddato da non rilasciare più quantità significative di prodotti di fissione. Durante questa fase, quantità considerevoli di radionuclidi volatili che non sono stati rilasciati durante la prima fase di rilascio *in-vessel*, come pure minori quantità di radionuclidi non volatili, vengono rilasciati all'interno del contenimento. Sebbene i rilasci dalle

interazioni di tipo MCCI siano previsti aver luogo nel corso di alcune ore successive al fallimento del RPV, si stima (vedi referenza [7]) che la maggior parte dei prodotti di fissione (circa il 90%), con l'eccezione del tellurio e del rutenio, venga rilasciata durante un periodo di 2 ore per reattori di tipo PWR e 3 ore per reattori di tipo BWR. Per i rilasci *ex-vessel* di tellurio e rutenio, tali durate si estendono a 5 e 6 ore, rispettivamente per i PWRs e i BWRs. La differenza nella durata della fase *ex-vessel* tra reattori di tipo PWR e di tipo BWR è largamente attribuibile alla più elevata quantità di zirconio presente in quelli di tipo BWR, la quale fornisce addizionale energia chimica di ossidazione.

La fase di tardo rilascio *in-vessel* (fase 5) comincia col fallimento del RPV e procede contemporaneamente alla fase di rilascio *ex-vessel*. Tuttavia la durata non è la stessa per entrambe le fasi. Durante questa fase di rilascio, quella parte di nuclidi volatili che si è depositata nel PCS durante la degradazione del *core* potrebbe volatilizzarsi nuovamente ed essere rilasciata nel contenimento. È stato stimato (vedi referenza [7]) che la fase di tardo rilascio *in-vessel* abbia una durata di circa 10 ore, sia per reattori di tipo PWR che di tipo BWR.

In Tab. 3-1 si riassumono le durate delle fasi di rilascio descritte finora.

Tab. 3-1 Durata delle fasi di rilascio in reattori di tipo PRW e BWR [7].

Fase di rilascio	Durata PWR (ore)	Durata BWR (ore)
<i>Coolant Activity</i>	10 - 30 secondi ⁽¹⁾	30 secondi ⁽¹⁾
<i>Gap Activity</i>	0.5	0.5
<i>Early In-Vessel</i>	1.3	1.5
<i>Ex-Vessel</i>	2	3
<i>Late In-Vessel</i>	10	10
⁽¹⁾ I valori riportati si riferiscono ad un LBLOCA. Per LOCA di dimensioni più piccole tale durata si assume di 10 minuti.		

3.2 Fenomenologia della degradazione del core

Come già accennato in parte nel Capitolo 2, per quanto concerne nello specifico i transitori di tipo LOCA, una sequenza incidentale severa coinvolge un vasto numero di fenomeni che possono estendersi su lunghi periodi di tempo. L'importanza di ogni fenomeno varia col progredire della sequenza incidentale. Le sequenze che fanno parte dell'evoluzione *in-vessel* del transitorio possono essere suddivise in quattro intervalli di tempo principali, riportati in Tab. 3.2.

Tab. 3-2 Intervalli temporali principali dell'evoluzione incidentale in-vessel [8].

Fenomeno Dominante	Intervallo Temporale
Transitorio termoidraulico e neutronico	Dall'inizio dell'incidente al surriscaldamento del <i>core</i>
Scoprimiento del <i>core</i> e riscaldamento	Dal surriscaldamento del <i>core</i> fino al raggiungimento di una temperatura interna superiore a 1500 K
Ossidazione, fusione, rilocazione e <i>slumping</i> nelle regioni del <i>core</i>	Dal raggiungimento di una temperatura del <i>core</i> superiore a 1500 K fino allo <i>slumping</i> del <i>core</i>
Riscaldamento del <i>lower plenum</i> e fallimento del RPV	Dalla formazione di una pool di materiale fuso all'interno del <i>lower plenum</i> fino al fallimento del RPV

Il primo intervallo di tempo e parte del secondo sono governati dalla termoidraulica e sono particolarmente dipendenti dalla tipologia di impianto e di transitorio considerati.

Le sequenze incidentali che portano ad un danneggiamento del *core* possono essere innescate da diversi tipi di eventi iniziatori. Tuttavia tutte queste sequenze incidentali che comportano il danneggiamento del *core* hanno in comune certi fenomeni fisici e chimici che sono presentati nel seguito in ordine cronologico di accadimento.

3.2.1 *Early Phase*

Il tempo che intercorre tra l'inizio dell'incidente e il *core uncovering* varia da molto breve, meno di 10 minuti nel caso di un LBLOCA, a molto lungo, fino a circa 6-10 ore, nel caso ad esempio di uno Station BlackOut (SBO). Anche la pressione che caratterizza il PCS varia a seconda del tipo di transitorio, aggirandosi intorno a 0.3 MPa, nel caso di un LBLOCA, e a 7 - 15 MPa, durante transitori senza depressurizzazione.

Una volta concluso lo scoprimento del *core*, lo scambio termico tra combustibile e vapore è basso rispetto al calore generato dal decadimento dei prodotti di fissione e pertanto la temperatura del combustibile aumenta. A questo punto del transitorio il livello della miscela si è stabilizzato nella regione inferiore del *core*, comportando una molto minore generazione di vapore e di conseguenza un minore flusso di vapore all'interno del nocciolo. Le alte temperature raggiunte comportano l'ossidazione dello Zircaloy di cui sono composte le guaine delle barre di combustibile e la conseguente generazione di idrogeno. Tali temperature possono anche causare il rigonfiamento delle guaine (*ballooning*) e la loro rottura.

La rottura delle guaine causa un primo rilascio dei prodotti di fissione. L'effetto che il rigonfiamento e la rottura delle guaine hanno su altri fenomeni di degradazione del nocciolo è in un qualche modo incerto e potrebbe ridurre la circolazione naturale tra il *core* e l'*upper plenum* del RPV, causando una riduzione dello scambio termico e di conseguenza un riscaldamento più rapido del *core*.

La reazione di ossidazione dello Zircaloy con il vapore causa un'accelerazione del tasso di riscaldamento del nocciolo. Infatti il tasso di riscaldamento del *core* dovuto al solo calore di decadimento varia tra 0.4 - 1 K/s, a seconda della regione del *core* in esame e del tipo di sequenza incidentale, ma può aumentare ben oltre 1 K/s, qualora la temperatura locale superi 1300 K circa, a fronte della rapida ossidazione dello Zircaloy, reazione fortemente esotermica. Nel caso di incidenti caratterizzati da un basso calore di decadimento (ciclo di spegnimento), il tasso di riscaldamento del nocciolo è minore di 0.2 K/s. Pertanto in questo caso

non si verifica un brusco aumento dell'ossidazione poiché la temperatura di soglia suddetta non viene raggiunta. Tuttavia ha comunque luogo una significativa ossidazione della guaine delle barre di combustibile. L'ossidazione dello Zircaloy ne incrementa la temperatura di fusione e l'alto contenuto di ossigeno nello Zircaloy fuso limita la dissoluzione del UO_2 .

Questa prima fase incidentale di fusione e rilocazione comprende fenomeni di interazione tra materiali a bassa temperatura nonché fusione e rilocazione di materiale metallico e di tipo U-Zr-O. Durante questo primo periodo di degradazione del *core*, detto "*early phase*", la geometria delle barre di combustibile è sostanzialmente preservata.

3.2.2 Late Phase

Il processo di "*core melt*" è innescato da reazioni di dissoluzione e reazioni eutettiche che si instaurano tra i materiali del *core*, a temperature ben al di sotto di quelle di fusione del combustibile e delle guaine. Queste reazioni coinvolgono barre di controllo, barre di veleni bruciabili, guaine e materiali strutturali, andando a formare fasi liquide a temperature relativamente basse. Il materiale che costituisce le barre di controllo in reattori di tipo PWR (Ag-In-Cd) fonde a circa 1100 K e la lega fusa di Ag-In-Cd dissolve chimicamente lo Zircaloy. Tuttavia, data la compatibilità chimica tra la lega di Ag-In-Cd e l'acciaio inossidabile che compone la sua guaina, non ci si aspetta un fallimento delle barre di controllo fino al raggiungimento da parte di esse di 1500 K, in sequenze incidentali a bassa pressione, e 1700 K, in sequenze incidentali ad alta pressione. A bassa pressione l'acciaio inossidabile che compone la guaina delle barre di controllo fallisce prima di raggiungere il suo punto di fusione a causa della sua pressione interna, della deformazione e del contatto con lo Zircaloy che compone la guida interna al *core* di tali barre. In reattori di tipo BWR, in reattori di tipo *Vodo - Vodyanoi Energetichesky Reaktor* (VVER) e in alcuni reattori di tipo PWR viene utilizzato come assorbitore il carburo di boro (B_4C). In questo caso, la principale reazione a bassa temperatura è quella che avviene tra il B_4C e l'acciaio inossidabile a circa 1500 K e cioè

all'incirca la stessa temperatura alla quale si verifica il fallimento della lega Ag-In-Cd in transitori a bassa pressione.

I materiali fusi di tipo metallico generati da queste interazioni a bassa temperatura sono in grado di dissolvere altre strutture come i *channel boxes* e la guaina delle barre di combustibile in reattori di tipo BWR e VVER. Tali materiali fusi fluiscono all'interno del *core* verso il basso, fino a raggiungere regioni più fredde dove tendono a solidificarsi. Questo fenomeno tende a creare ostruzioni parziali al passaggio del fluido tra le barre di combustibile, in particolare in reattori di tipo PWR. Le ostruzioni possono ridurre il flusso di refrigerante che attraversa il *core*, causandone un riscaldamento accelerato.

Il combustibile (UO_2) può essere liquefatto a temperature di molto inferiori, anche di oltre 300 K in meno, rispetto al suo punto di fusione. Tale fenomeno è causato dalla dissoluzione del combustibile da parte dello Zircaloy fuso (che invece ha il proprio punto di fusione tra 2030 K e 2250 K, a seconda del contenuto di ossigeno della lega) o di altri materiali metallici come il ferro. A temperature più elevate la liquefazione del combustibile può invece verificarsi a causa delle interazioni tra UO_2 e ZrO_2 . Il materiale fuso prevalentemente ceramico che ne risulta può comportare la formazione di ostruzioni all'interno del *core* a quote più elevate rispetto a quelle generate dal materiale fuso metallico, principalmente a causa della più alta temperatura di congelamento (circa 2800 K) che caratterizza il materiale fuso ceramico. A fronte della deviazione del flusso di vapore, causata dall'ostruzione, e della bassa conduttività termica che caratterizza il materiale ceramico, lo scambio termico tra refrigerante e ostruzione ceramica è lento. In tali condizioni può dunque formarsi una *pool* di materiale fuso all'interno di una crosta ceramica. Questa perdita di geometria da parte delle barre di combustibile, che può anche risultare dallo *slumping* delle stesse con formazione di *debris* solido, corrisponde all'inizio della cosiddetta "*late phase*" della degradazione del *core*. Tali fenomeni sono stati osservati in qualche misura in impianti sperimentali di tipo integrale, come il test Phebus FPT0 [8], e in maniera più esaustiva nell'incidente di TMI-2. In essi è stata riscontrata

la presenza di materiali strutturali e di altra natura, caratterizzata da una bassa temperatura di fusione e resistenza all'ossidazione (ad esempio nickel e argento), all'interno della *pool* di materiale ceramico fuso.

Il fallimento della crosta e la rilocazione dei materiali fusi nel *lower plenum* del RPV sono fenomeni relativi alla *late phase* della degradazione del core e sono caratterizzati da incertezze maggiori rispetto ai fenomeni relativi alla *early phase*. La comprensione generale dei fenomeni relativi alla *late phase* è basata sull'analisi del core danneggiato di TMI-2. La progressione incidentale di TMI-2 suggerisce che, se la sequenza non è mitigata, il materiale fuso si riloca nella regione inferiore del RPV, a fronte del fallimento della crosta o per traboccamento della *pool*, ma quest'ultimo scenario è più improbabile. Nell'incidente di TMI-2 sono state rilocate approssimativamente 20 tonnellate di materiale ceramico fuso nel *lower plenum*. Presumibilmente il processo di rilocazione nel *lower plenum* è caratterizzato da un tasso limitato, a fronte della natura localizzata della frattura nella crosta nonché della presenza di strutture all'interno del nocciolo e di strutture di supporto di quest'ultimo che intercettano e deviano il flusso di materiale fuso. Ci si aspetta che la natura limitata del tasso di rilocazione induca una maggiore generazione di vapore e, in una qualche misura, una maggiore ossidazione nonché una maggiore produzione di idrogeno.

Il processo di rilocazione che si è svolto durante l'incidente di TMI-2 è tipico di sequenze incidentali caratterizzate da un grande inventario d'acqua e da un livello alto di quest'ultima nella parte inferiore del core. In scenari caratterizzati da un inventario d'acqua molto basso e da un livello di quest'ultima al di sotto del *lower core support plate*, più probabili in reattori di tipo PWR, è presumibile uno *slumping* totale del core, a fronte del fallimento della piastra di supporto del core. In reattori di tipo BWR le strutture di supporto del nocciolo consistono in svariati tubi guida, sostenuti dalla *lower head* del RPV. Questo rende più probabile un fallimento localizzato con conseguente rilocazione a tasso limitato, come nello scenario verificatosi a TMI-2.

In generale il processo di rilocazione del *core* nel *lower plenum* è caratterizzato da un basso livello di compressione. Pertanto, per analizzare i vari transitori, risulta opportuno formulare ipotesi conservative, riguardanti ad esempio il surriscaldamento del materiale fuso, il tasso di rilocazione e la frammentazione del materiale fuso, al fine di coprire un range sufficientemente vasto di conseguenze riguardanti il tasso di generazione di vapore, il “*pressure build-up*”, le reazioni chimiche, la formazione di *debris bed* ecc. Dal momento che la parete del RPV è fredda e in generale bagnata, si può escludere il *jet impingement* come meccanismo di fallimento del RPV. Pertanto l’effetto a breve termine della rilocazione del materiale fuso è principalmente la pressurizzazione del PCS che è fortemente accoppiata allo scenario di rilocazione.

D’altro canto, gli effetti a lungo termine dipendono più dal comportamento chimico-fisico del materiale fuso e dalle condizioni al contorno riguardanti quest’ultimo, all’interno del *lower plenum*. Il comportamento a lungo termine dei materiali fusi all’interno del *lower plenum* è importante per la stima del fallimento del RPV e delle conseguenze sui carichi termici imposti al contenimento. Se nel *lower plenum* è contenuta una quantità d’acqua sufficiente e la massa di materiale fuso che vi si accumula è limitata, come nel caso di TMI-2, la formazione di un gap riempito d’acqua, tra la crosta e la parete del RPV, potrebbe proteggere quest’ultima dai carichi termici. Inoltre una refrigerazione efficace *ex-vessel* in reattori di tipo LWR di taglia media può rimuovere il calore di decadimento e proteggere il RPV dal fallimento. È invece improbabile un fallimento delle penetrazioni, fintanto che la parete del RPV rimane a bassa temperatura, grazie al ricongelamento del materiale fuso nei tubi.

Le principali incertezze riguardo la stima del fallimento del RPV, oltre a quelle inerenti al gap d’acqua e alla refrigerazione *ex-vessel*, riguardano:

- La massa di materiale fuso che va ad accumularsi nel *lower plenum*;
- La distribuzione del flusso termico per la massa fusa non omogenea, a causa della separazione dei materiali che la compongono o

dell'accumulo di materiale metallico fuso al di sopra della *pool* di materiale ceramico fuso;

- Il processo di fusione dei materiali strutturali contenuti nel *lower plenum*;
- Le modalità di fallimento locale o globale del RPV.

L'analisi del *core* danneggiato di TMI-2 ha mostrato che gli elementi di combustibile collocati nella periferia del nocciolo sono rimasti intatti dopo la rilocalizzazione della regione centrale di quest'ultimo nel *lower plenum* e la formazione della *pool* di materiale fuso. È dunque presumibile che, anche dopo il fallimento del RPV, rimangano al suo interno componenti del *core* in quantità significative. A seguito del danneggiamento della *lower head* si ha un ingresso d'aria nel PCS e ciò può comportare un cambiamento del processo di degradazione, rispetto a quello in condizioni di atmosfera di vapore. L'interazione dell'aria con le leghe di Zr e le pastiglie di UO₂ possono influenzare fortemente l'evoluzione del transitorio, per quanto riguarda la generazione di calore, un aumento di degradazione del *core* e di rilascio di prodotti di fissione. Infatti l'ossidazione di Zr in aria produce l'85% in più di calore, rispetto al processo di ossidazione con vapore, e l'ulteriore ossidazione delle pastiglie di UO₂ comporta una riduzione della loro temperatura di fusione. Inoltre l'interazione dell'aria con i prodotti di fissione può causare la volatilizzazione dell'ossido di rutenio, andando ad influenzare anche il termine sorgente radiologico.

In reattori di tipo PWR è stata riscontrata un'importanza significativa del fenomeno di circolazione naturale, soprattutto in scenari caratterizzati da una pressione elevata nel PCS. Esistono tre potenziali percorsi per la circolazione naturale: circolazione *in-vessel*, flusso in controcorrente nella HL, incluso il flusso negli SGs, e flusso attraverso i *loop* del refrigerante. I due effetti principali della circolazione naturale sono un incremento dello scambio termico tra le regioni del nocciolo e le altre strutture nel PCS nonché un aumento del flusso di gas nel nocciolo stesso, che potrebbe mantenere basse temperature al suo interno, ritardando così il processo di fusione. Il cambiamento di distribuzione della temperatura nel nocciolo

può influenzare le modalità di degradazione di quest'ultimo e la coerenza delle masse fuse.

Chiaramente anche lo stato dei sistemi di impianto e le azioni degli operatori per gestire l'incidente possono influenzare l'andamento della sequenza incidentale. In particolare la strategia di gestione dell'incidente in incidenti caratterizzati dalla degradazione del nocciolo, mentre il *core* è ancora all'interno del RPV, prevede due azioni principali: il reintegro di acqua all'interno del RPV per allagare il *core* parzialmente danneggiato nonché terminare la sequenza incidentale e la depressurizzazione del PCS per permettere un reintegro a bassa pressione ed evitare il rischio di *high pressure melt ejection*. Sono stati svolti diversi esperimenti di tipo integrale sull'evoluzione del danneggiamento del nocciolo con allagamento di quest'ultimo, come in alcuni dei test CORA e in LOFT LP-FP-2, mostrando una produzione significativa di vapore con conseguente aumento dell'ossidazione e della produzione di idrogeno. Tale rinnovato riscaldamento risulta importante, dal punto di vista della gestione dell'incidente, dal momento che la produzione aggiuntiva di idrogeno può minacciare l'integrità del contenimento e l'incremento di rilascio di prodotti di fissione causa un aumento del termine sorgente. Inoltre l'allagamento può produrre un *debris bed* composto da combustibile frammentato che ha perso il vincolo delle guaine, a fronte dell'infragilimento operato dall'ossigeno. Si stima che circa un terzo dell'idrogeno totale prodotto durante l'incidente di TMI-2 sia stato prodotto durante l'allagamento da parte del transitorio B-loop.

A fronte di tutte le considerazioni fatte, l'allagamento del reattore è stato ampiamente studiato [8], sia attraverso esperimenti di tipo integrale e di tipo separato che attraverso modellazione numerica. È stato stabilito che, per processi di *quenching* che portano a temperature al di sotto di 1870 K, lo stress termico e il cambio di fase dell'ossido possono provocare una frattura nel guscio protettivo di ossido che riveste le guaine di Zircaloy. Questo fenomeno può comportare l'esposizione di superfici metalliche che andrebbero ad ossidarsi a loro volta ad un tasso più elevato, senza però che ciò sia apparentemente sufficiente ad innescare una nuova escursione di

ossidazione. Una escursione rinnovata è invece osservabile per processi di *quenching* che portano a temperature al di sopra di 2070 K, dove il meccanismo spiegato precedentemente non si verifica. La ragione di questo fenomeno non è ancora del tutto nota ma il processo di ossidazione del materiale fuso ricco di Zr che si sta rilocando potrebbe essere un fattore chiave. Il programma sperimentale QUENCH, ad FZ Karlsruhe, mira a fare chiarezza su questi aspetti.

Durante la fase di progressione incidentale *in-vessel*, antecedente alla rottura della *lower head*, una frazione significativa di prodotti di fissione viene rilasciata dal combustibile, riducendo il calore di decadimento nelle regioni del *core*. Tale frazione si deposita successivamente nel PCS sotto forma di aerosol o di vapore. In una sequenza incidentale che coinvolge due rotture nel sistema, l'aria può essere trascinata attraverso il RPV mediante convezione naturale ("effetto camino"). Tale fenomeno comporta la potenziale ossidazione dei materiali metallici rimanenti, qualora la temperatura sia sufficientemente alta, e un aumento del rilascio di prodotti di fissione, in particolare del rutenio. Le caratteristiche progettuali della centrale, come la possibilità di allagare la *cavity* del reattore, possono ridurre l'entità del suddetto fenomeno, aumentando tuttavia le possibilità di *steam explosions ex-vessel*.

Sono di particolare interesse le attività riguardanti il rischio incidentale in condizioni di *shutdown*, a fronte di diversi fattori, tra i quali vi sono un certo numero di incidenti accaduti in centrali statunitensi, durante le operazioni di refueling. Recenti studi concernenti la *Probability Risk Assessment* (PRA), come riportato nella referenza [8], suggeriscono che le condizioni di *shutdown* contribuiscono in maniera significativa al rischio totale di degradazione del nocciolo e che lo stato dell'impianto durante lo *shutdown* può essere più influente che in condizioni di funzionamento a piena potenza. Quest'ultimo aspetto è dovuto al numero ridotto di specifiche tecniche, ad una maggiore dipendenza dalle azioni degli operatori e dal fatto che il PCS e il contenimento potrebbero essere aperti. Le condizioni del PCS durante lo *shutdown* sono differenti da quelle che lo caratterizzano durante il funzionamento a piena potenza. Infatti il calore di

decadimento riduce in maniera significativa l'attività dei prodotti di fissione, ed in particolare di quelli volatili, rispetto alle condizioni immediatamente successive all'inizio dello *shutdown*. Pertanto i livelli del calore di decadimento sono inferiori, con tassi di riscaldamento del *core* dell'ordine di 0.1 K/s. Il rapido aumento di temperatura, che tipicamente si verifica una volta raggiunti 1500 K, è meno probabile, dal momento che il tasso di reazione dell'ossidazione tende ad essere ridotto dallo spesso strato di ossido formatosi sulla superficie esterna delle guaine delle barre di combustibile. Una questione di sicurezza importante, nel caso di circuito intatto, è se il sistema può ripressurizzare a sufficienza da prevenire il reintegro di acqua per gravità. D'altro canto, se il PCS è aperto sul contenimento, ciò significa che il PCS stesso è probabilmente esposto all'aria. Questo può portare ad un aumento della temperatura più rapido, dal momento che la reazione di ossidazione con aria è più esotermica di quella con vapore. Tuttavia è opportuno sottolineare che la reazione di ossidazione con aria non produce idrogeno.

3.3 Glossario

Severe Accident: un incidente più grave di un DBA e che ha come conseguenza un significativo danneggiamento del *core*.

Core Uncovery: il livello della miscela acqua-vapore cala al di sotto dell'estremità superiore della parte attiva del *core* (*Top of Active Fuel – TAF*).

Core Damage: gli elementi di combustibile sono deformati a causa di fratturazione meccanica o a causa della liquefazione dovuta alle interazioni tra i materiali o alla fusione di questi ultimi.

Core Melt: il *core* si surriscalda comportando una significativa liquefazione o fusione dei materiali in esso contenuti.

Degraded Core: stato avanzato di danneggiamento del *core* in cui gli elementi di combustibile hanno perso considerevolmente la loro geometria originaria.

Early Phase: si riferisce alle fasi iniziali del danneggiamento del *core* che includono il processo di ossidazione delle guaine delle barre di combustibile nonché la fusione e rilocalizzazione di strutture prevalentemente metalliche. Durante questo periodo la geometria delle barre di combustibile è complessivamente preservata.

Late Phase: si riferisce alle fasi della degradazione del core che coinvolgono una sostanziale fusione e rilocalizzazione del combustibile, incluso il trasferimento di materiali nel *lower plenum* del RPV e nel contenimento, qualora si verifichi. Il nocciolo perde la sua geometria “a barre” e in esso possono formarsi *debris/rubble bed* e *pool* di materiale fuso.

Capitolo 4

CODICE MELCOR

Nel seguente capitolo si intende fornire una panoramica preliminare dell'approccio che caratterizza i codici di sistema [4] e del loro processo di validazione [9] [10], per poi passare all'analisi della struttura del codice MELCOR [11] [12] e dei *package* più importanti di cui è costituito. Infine viene riportata una breve descrizione del processo di validazione cui tale codice è stato sottoposto [13] [14].

4.1 I codici di sistema e il processo di validazione

Come già accennato precedentemente, i codici di sistema hanno lo scopo di caratterizzare, in tempi ragionevoli, il comportamento complessivo dell'impianto durante una sequenza incidentale.

Durante la progettazione degli impianti nucleari, gli aspetti legati alla sicurezza rivestono infatti un ruolo fondamentale, a fronte della gravità delle conseguenze di un potenziale rilascio incidentale di radioattività all'esterno del contenimento. Pertanto risulta opportuno effettuare analisi sul comportamento del reattore, sia in caso di DBA che di BDBA, al fine di verificare il corretto funzionamento dei sistemi di emergenza e di migliorarli. Per conseguire tale obiettivo è quindi necessario disporre di strumenti di calcolo che permettano di simulare il comportamento complessivo dell'impianto, sia in condizioni di funzionamento normale che durante transitori incidentali, in modo da averne una visione pienamente critica.

I codici di calcolo di interesse per la comunità scientifica nucleare che hanno tale fine sono quindi programmi di calcolo che hanno lo scopo di

simulare il comportamento termoidraulico di un dato sistema complesso (sia esso un reattore già operativo, un prototipo non ancora costruito, un impianto sperimentale o altro), dei suoi componenti e delle loro interazioni relative. Da tali codici di calcolo si ottengono risultati mediante la risoluzione di equazioni per flussi monofase e bifase. Il comportamento del flusso bifase è descritto da equazioni di conservazione della massa, della quantità di moto e dell'energia, applicate sia alla fase liquida che alla fase vapore, e da equazioni di conservazione della massa, per i gas non condensabili presenti nella miscela. Nel caso di codici per lo studio di incidenti severi, i codici dedicati devono anche essere in grado di simulare tutte le fenomenologie *in-vessel* ed *ex-vessel* che possono condurre, nel caso più grave, ad un rilascio di attività all'esterno del contenimento. Data la grande complessità e molteplicità dei sistemi e dei processi fisici che sono oggetto di analisi per questi codici, questi ultimi sono in generale basati su un approccio a parametri concentrati. Tale approccio sfrutta volumi di controllo monodimensionali, caratterizzati pertanto da grandezze mediate.

Gli strumenti di calcolo utilizzati tradizionalmente utilizzavano modelli fisici semplificati e ipotesi di natura conservativa, comportando margini di sicurezza eccessivamente ampi, sia nel progetto che nell'esercizio del reattore. Successivamente, la necessità di approfondire fenomeni fisici di interesse e l'aumento della potenza di calcolo degli elaboratori elettronici hanno portato allo sviluppo di codici più realistici, chiamati "Best Estimate" (BE), che consentono l'esecuzione di analisi più dettagliate.

Tuttavia i codici BE fanno riferimento a modelli fisici che necessitano di un'attività di validazione, al fine di valutare l'affidabilità delle analisi condotte attraverso di essi. I principali requisiti che un codice deve soddisfare (vedi referenza [9]) per essere qualificato sono:

- La capacità di riprodurre i fenomeni rilevanti che si verificano nello spettro selezionato di incidenti;
- La capacità di riprodurre le peculiarità dell'impianto di riferimento;

- La capacità di produrre risultati in grado di soddisfare certi criteri di accettabilità;
- Disponibilità di utilizzatori qualificati.

Il codice deve essere essenzialmente in grado di riprodurre due aspetti fondamentali. Il primo è costituito dall'impianto e dalle condizioni incidentali, includendo nel calcolo tutte le zone, i sistemi, le procedure e le relative logiche attuative più significativi nonché tutti gli eventi esterni, le condizioni iniziali e al contorno, necessari per identificare l'impianto e l'incidente in esame. Il secondo aspetto che è necessario riprodurre sono i fenomeni che si verificano durante la sequenza incidentale.

Per assicurare tali capacità al codice è quindi necessario un processo di validazione dello stesso che si articola in due fasi:

- Fase di sviluppo
Svariati modelli vengono creati, sviluppati e migliorati dagli sviluppatori. Sono necessari molti controlli per validare ogni modello e l'architettura globale del codice;
- Fase di validazione indipendente
Quando il codice è pronto per essere utilizzato sono necessari calcoli qualificati, da parte di organizzazioni indipendenti dal team degli sviluppatori, per verificare indipendentemente le capacità dichiarate dal codice.

Le attività svolte durante la fase di sviluppo, nel corso della quale i modelli del codice non sono ancora a disposizione dell'utilizzatore, sono le seguenti:

a) Verifica

Il processo di verifica consiste nella revisione del codice sorgente, relativamente alla sua descrizione nella documentazione. In altre parole tale processo coinvolge attività relative alla *Software Quality Assurance* (SQA) e attività che hanno il fine di trovare e rimuovere imprecisioni nei modelli e negli algoritmi numerici usati per risolvere le equazioni alle derivate parziali. Durante il processo di verifica viene controllato il

corretto funzionamento di modelli, interfacce e numeriche per assicurare che il codice, in tutte le sue componenti, sia privo di errori e produca risultati corretti.

b) Validazione

Il processo di validazione consiste nel valutare l'accuratezza dei valori predetti dal codice, rispetto a dati sperimentali significativi, relativi a fenomeni importanti che si possono verificare. In altre parole la validazione predilige un controllo quantitativo dell'accuratezza di un modello computazionale, attraverso il confronto con esperimenti di riferimento di alta qualità dedicati alla validazione stessa. Tali esperimenti devono essere ben caratterizzati, dal punto di vista delle misure e della documentazione di tutte le quantità necessarie per l'input del modello computazionale, e devono inoltre essere muniti di una misura attentamente stimata e documentata di incertezza sperimentale. Il processo di validazione assicura la consistenza dei risultati prodotti dal codice e cioè prova che esso è capace, nel suo complesso, di produrre risultati significativi. Di conseguenza tale processo mira a mostrare che il codice funziona in modo adeguato.

Il processo di validazione indipendente è invece svolto dagli utilizzatori del codice e mira a quantificare l'accuratezza del codice, ovvero la discrepanza tra i calcoli relativi ai transitori e gli esperimenti svolti nelle *Integral Test Facilities* (ITF). Tale processo coinvolge i seguenti diversi aspetti:

- Validazione della nodalizzazione;
- Validazione dell'utilizzatore;
- Definizione delle procedure per l'utilizzo del codice;
- Valutazione dell'accuratezza da un punto di vista qualitativo e quantitativo.

Una panoramica di tali processi è mostrata in Fig. 4-1.

Oltre alla dimostrazione della capacità del codice di riprodurre un esperimento svolto in una ITF, la fase finale della validazione indipendente

del codice consiste nel dimostrare la sua capacità di simulare un impianto nucleare reale.

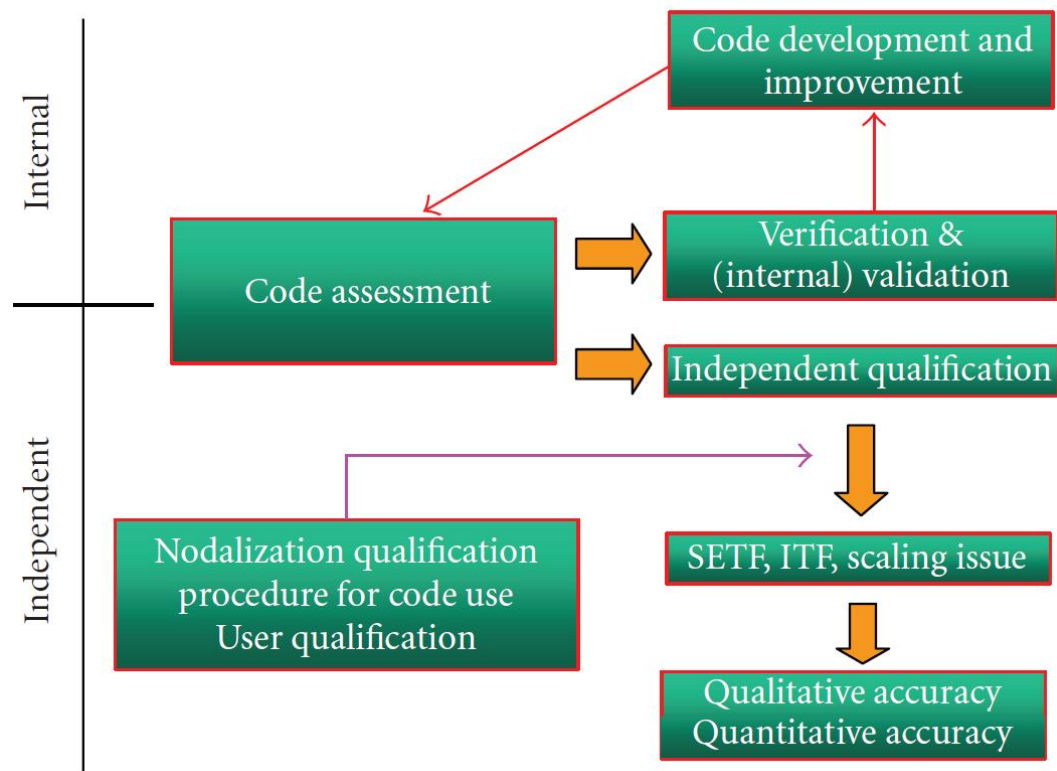


Fig. 4-1 Validazione interna ed esterna (indipendente) di un codice [9].

L'uso corretto di un codice di sistema richiede l'utilizzo di una versione del codice riconosciuta internazionalmente. Tale versione deve essere stata sottoposta al processo di validazione e viene detta "frozen", ovvero non può essere modificata dall'utilizzatore. Quest'ultimo può solo modificare l'input del codice, attraverso le opzioni descritte nello *user manual*. Altro requisito per l'utilizzo corretto di un codice di sistema è che l'utilizzatore sia qualificato per utilizzare quel particolare codice e che la nodalizzazione sviluppata sia anch'essa qualificata.

La bontà delle analisi svolte dipende infatti dalla corrispondenza tra le caratteristiche dell'impianto e il modello sviluppato per simularlo. Inoltre essa è influenzata dalla corrispondenza tra la risposta dell'impianto stesso, a fronte di determinate condizioni al contorno, e la risposta del codice,

determinata dai modelli utilizzati e dalle condizioni al contorno imposte. Per realizzare tale corrispondenza è necessaria quindi una certa congruenza, a meno di un errore ritenuto accettabile, tra gli aspetti geometrici e termoidraulici. Questi ultimi vengono calibrati mediante simulazioni in condizioni stazionarie. Quando invece viene simulato un transitorio, gli errori sui parametri di interesse sono tanto maggiori quanto più è grande lo scostamento dai dati sperimentali in fase di validazione.

4.2 Introduzione al codice MELCOR

MELCOR è un codice integrato, sviluppato da SNL per conto di USNRC, che è in grado di simulare i fenomeni termoidraulici, in condizioni stazionarie e transitorie nonché le principali fenomenologie che interessano il RPV, la *cavity* del reattore e il contenimento, tipici di un reattore LWR, in caso di incidente severo. Il codice si dice infatti “integrato” poiché combina modelli analitici per un ampio spettro di processi fisici, che prima venivano analizzati come discipline separate, in un'unica simulazione numericamente accoppiata. Il codice è inoltre in grado di stimare il termine sorgente, in caso di rilascio di materiale radioattivo all'esterno del contenimento.

Il codice MELCOR si basa su un approccio a “volumi di controllo” e può essere utilizzato attraverso l'interfaccia grafica *Symbolic Nuclear Analysis Package* (SNAP) [15] per sviluppare le nodalizzazioni e per il post-processamento dei dati, sfruttando le potenzialità delle sue maschere di animazione.

Il codice MELCOR è in grado di modellare:

- Fenomeni termoidraulici che caratterizzano il sistema di refrigerazione del reattore, la *cavity*, il contenimento e l'impatto dei sistemi di sicurezza;
- Fenomeni che caratterizzano la degradazione del nocciolo;
- Carichi termici e meccanici sulla *lower head*; il possibile fallimento di quest'ultima e il conseguente trasferimento alla *cavity* dei materiali provenienti dal nocciolo;

- Interazioni tra i materiali provenienti dal nocciolo e il calcestruzzo di cui è composta la *cavity*; meccanismi di generazione degli aerosol;
- Fenomeni di rilascio, trasporto e deposizione dei prodotti di fissione;
- Fenomeni di produzione, trasporto e combustione dell'idrogeno;
- Comportamento dei prodotti di fissione sotto forma di aerosol e vapore, fenomeni di *pool scrubbing*, dinamica e deposizione degli aerosol nonché impatto dei sistemi di sicurezza sul comportamento dei radionuclidi.

Tale modellazione è operata in MELCOR attraverso una struttura modulare basata su *package*, ognuno dei quali simula determinate fenomenologie che si destano durante il transitorio.

La validazione del codice si basa principalmente sul confronto con i risultati analitici e con i dati sperimentali, sul confronto con altri codici già validati e sul confronto con dati ricavati da incidenti/eventi reali.

In Tab. 4-1 sono riportati i *package* di cui è composto il codice MELCOR.

4.3 Control Volume Hydrodynamics (CVH) package

Attraverso il *package* CVH e il *package* Flow Path (FL), il codice MELCOR modella il comportamento termoidraulico del fluido (acqua liquida, acqua vapore ed eventuali gas).

Il *package* CVH descrive lo stato del fluido contenuto nel volume di controllo considerato, facente parte del sistema in esame. Le connessioni tra diversi volumi di controllo, attraverso le quali può scorrere il contenuto di un volume, sono invece modellate dal *package* FL.

In un calcolo MELCOR tutto il “materiale idrodinamico” e l'energia ad esso associata risiedono nei volumi di controllo. Per materiale idrodinamico si intende il refrigerante (acqua), il vapore, la nebbia e i gas incondensabili. Non sono invece compresi in tale definizione le strutture del nocciolo o il *debris* provenienti da quest'ultimo, altre strutture termiche, i prodotti di fissione, gli aerosol, i film d'acqua sulle strutture termiche o il ghiaccio negli *ice condenser*.

Tab. 4-1 Package del codice MELCOR [11].

Sigla	Nome Package
EXEC	Executive Package
ACC	Accumulator Package
BUR	Burn Package
CAV	Cavity Package
CND	Condenser Package
CF	Control Function Package
COR	Core Package
CVH	Control Volume Hydrodynamics Package
DCH	Decay Heat Package
EDF	External Data File Package
FCL	Fan Cooler Package
FDI	Fuel Dispersal Package
FL	Flow Path Package
HS	Heat Structure Package
MP	Material Properties Package
NCG	NonCondensable Package
PAR	Passive Autocatalytic Hydrogen Recombiner Package
RN	RadioNuclide Package
SPR	Containment Sprays Package
TF	Tabular Function Package
TP	Transfer Process Package

4.3.1 Geometria dei volumi di controllo

La geometria di un volume di controllo si definisce attraverso una tabella volume/altezza. Ad ogni punto della tabella corrisponde una quota e il volume cumulativo, fino a tale altezza, disponibile al “materiale

idrodinamico”. Alla quota più bassa (cioè alla base del volume di controllo) il volume deve pertanto essere uguale a 0. La differenza di quota tra l’ultimo punto della tabella e il primo definisce l’altezza del volume di controllo mentre il volume inserito nell’ultimo punto corrisponde al volume totale. Il volume è considerato come una funzione lineare dell’altezza tra due righe successive della tabella, come è possibile notare nella Fig. 4-2. Il numero di righe con cui comporre la tabella è arbitrario.

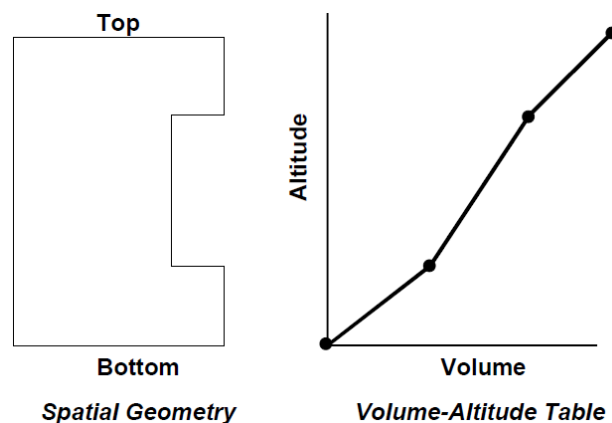


Fig. 4-2 Geometria spaziale (sinistra) e tabella Volume/Altezza (destra) [11].

Tutte le quote inserite nell’input di MELCOR sono relative ad un unico punto di riferimento comune, in modo da poter determinare le differenze di quota tra i volumi di controllo e la posizione dei collegamenti con le *flow path*. Tale punto di riferimento è lo stesso per i *package* CVH, FL, *Heat Structure* (HS) e *Core* (COR); sono quindi permessi sia valori positivi che negativi dell’altezza.

L’input CVH definisce il volume inizialmente disponibile per il “materiale idrodinamico”, ma non comprende quello occupato dai componenti intatti del nocciolo o dal ghiaccio in un *ice condenser*. Lo spazio occupato da tali strutture è considerato come un volume virtuale, occupato da materiale modellato da altri *package* di MELCOR (perciò non facente parte del “materiale idrodinamico”) e che può essere soggetto a rilocazione. I valori iniziali del volume virtuale sono definiti dai *package* COR e HS che ne modellano il comportamento. Ogni tabella volume-virtuale-iniziale/altezza

è costruita utilizzando lo stesso set di quote definite dall'input CVH ed è aggiunta alla tabella definita da quest'ultimo, in modo da definire una tabella volume-totale/altezza che non varia durante un calcolo MELCOR. Tuttavia la tabella volume-virtuale/altezza può invece variare, dal momento che il “materiale non idrodinamico” può subire rilocazioni. Di conseguenza il volume a disposizione del “materiale idrodinamico”, definito come la differenza tra il volume totale e il volume virtuale, varia in funzione del tempo. Ciò è mostrato in Fig. 4-3, in cui *debris* proveniente dal *core* si è rilocato nel volume riportato in Fig. 4-2. Si ricorda che tutte le tabelle si basano sulle altezze introdotte in CVH.

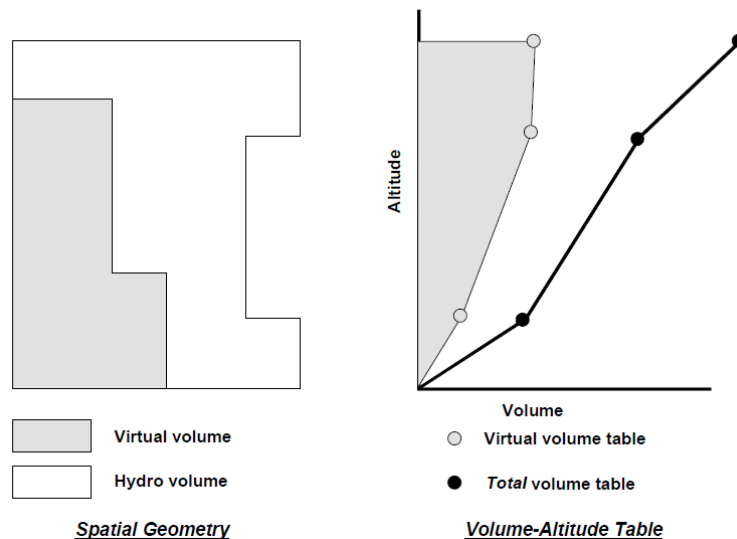


Fig. 4-3 Volume totale, volume idrodinamico e volume virtuale [11].

4.3.2 Contenuto dei volumi di controllo

Il contenuto di ogni volume di controllo è suddiviso tra una *pool* e una *atmosphere*, come mostrato in Fig. 4-4. La *pool* è descritta come riempitiva della porzione inferiore del volume di controllo ed è costituita da acqua liquida monofase o da acqua bifase, mentre l'*atmosphere* è descritta come riempitiva della restante parte del volume e contiene vapore d'acqua e/o gas incondensabili.

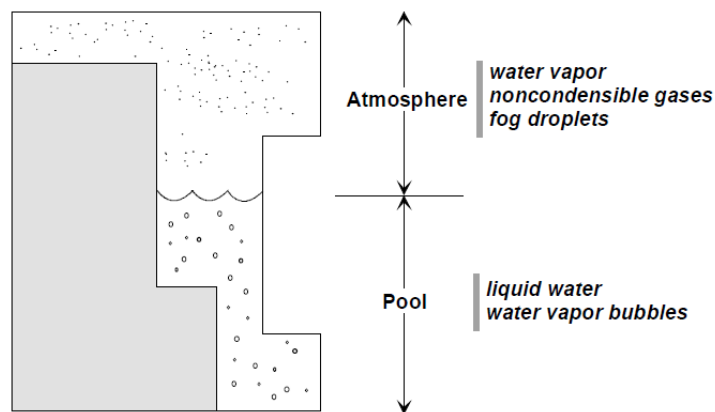


Fig. 4-4 Ubicazione dei materiali nel volume di controllo [11].

L'*atmosphere* può inoltre contenere gocce d'acqua in sospensione (dette "nebbia"). Sebbene le interazioni tra i gas e la *pool* possano essere modellate, attualmente non è permesso ai gas incondensabili di risiedere nella *pool*. Il volume a disposizione del "materiale idrodinamico" è suddiviso tra la *pool*, l'*atmosfera* gassosa e la nebbia.

In MELCOR i materiali sono numerati. I materiali 1, 2 e 3 sono sempre, rispettivamente, la *pool*, la nebbia e il vapore d'acqua nell'*atmosphere*. I materiali indentificati da un numero maggiore di 3, se inclusi, sono gas incondensabili e devono essere definiti nell'input del *package NonCondensable Gas* (NCG).

L'utilizzatore può definire lo stato termodinamico del materiale nel volume di controllo in uno dei seguenti modi:

- Specificando la pressione all'interno del volume di controllo e la pressione parziale del vapore d'acqua nell'*atmosphere*, le temperature della *pool* e dell'*atmosphere*, la frazione in massa dell'acqua e dei gas incondensabili;
- Specificando proprietà della *pool* e dell'*atmosphere* in numero sufficiente a definire in maniera univoca, ma non ridondante, il loro stato termodinamico.

La prima opzione è stata conservata per coerenza con le versioni più vecchie di MELCOR e non è raccomandata per calcoli nuovi. La seconda opzione è quella impostata di default nonché la più utilizzata.

4.3.3 Scambio di massa e di energia tra “pool” e “atmosphere”

L’input CVH permette due scelte per la modellazione termodinamica in ogni volume di controllo: una è definita come *equilibrium*, conservata per ragioni storiche e appropriata solo in casi particolari, e l’altra come *nonequilibrium*, di cui è raccomandato l’utilizzo in generale. Quando viene utilizzata quest’ultima opzione in un volume di controllo, gli scambi di massa ed energia tra *pool* e *atmosphere* sono determinati dallo stato termomeccanico dei “materiali” contenuti in esso. In particolare tali scambi dipendono dalle temperature della *pool* e dell’*atmosphere*, dai “materiali” nell’*atmosphere*, dalla velocità dei “materiali” ecc. Il *package* CVH calcola in maniera esplicita tali scambi. Quando invece viene utilizzata la prima opzione, gli scambi di massa ed energia tra *pool* e *atmosphere* vengono determinati implicitamente con l’ipotesi che *pool* e *atmosphere* siano alla stessa temperatura.

4.4 Flow Path (FL) package

Il *package* FL modella la geometria e le caratteristiche delle connessioni tra i vari volumi di controllo. Attraverso di esse può essere trasportato il contenuto fluido di tali volumi. L’input FL descrive quindi le interconnessioni attraverso cui il materiale idrodinamico può scorrere. Alle *flow path* non è associata alcuna massa.

L’input FL permette la modellazione delle perdite di carico distribuite e concentrate, comprendendo qualunque perdita di carico associata alle pareti dei volumi di controllo e ad ostruzioni calcolate dal *package* COR. L’input FL definisce inoltre, interagendo con funzioni definite dai *package* *Tabular Function* (TF) e *Control Function* (CF), modelli speciali che includono aree di passaggio controllate dall’esterno (valvole) e sorgenti di quantità di moto (pompe).

4.4.1 Definizione delle “flow path”

Ogni *flow path* connette due volumi di controllo. Ogni connessione ad un volume è detta “giunzione”, pertanto ad ogni *flow path* sono associate due giunzioni che possono essere a quote differenti. Ci si riferisce ad un volume come al volume di controllo “*From*” e all’altro come al volume di controllo “*To*”, definendo così la direzione positiva del flusso. In Fig. 4-5 è riportato un esempio della configurazione appena descritta.

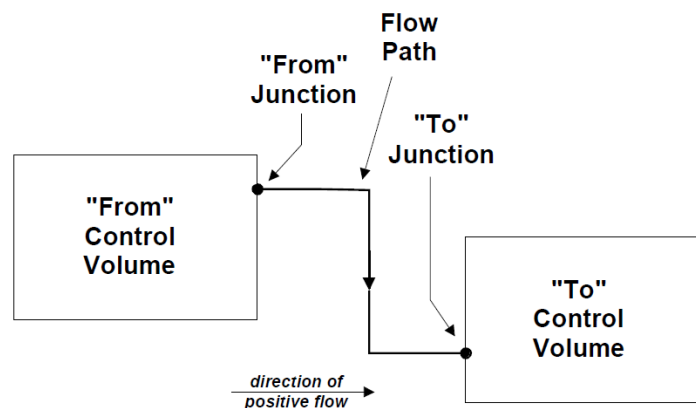


Fig. 4-5 Definizione di una *flow path* [11].

Dal momento che non vi è alcun tempo di residenza per il materiale che fluisce in una *flow path*, non c’è alcuna massa o energia associata ad essa; tutta la massa e tutta l’energia risiedono nei volumi di controllo. Non c’è nessuno scambio di massa o di calore tra la *pool* e la *atmosphere* che scorrono in una *flow path*, né alcun scambio di calore con le strutture termiche dal momento che non è permesso loro di interagire con le *flow path*.

Una *flow path* può rappresentare una connessione reale di tipo tubatura, se si modella un serbatoio connesso ad una tubatura, o la sezione aperta di una superficie separatrice (bordo di una cella) in un modello alle differenze finite. Al fine di aumentare la velocità di calcolo, le nodalizzazioni di MELCOR sono tipicamente realizzate con pochi volumi di controllo. Pertanto è pratica comune rappresentare volumi di dimensione intermedia,

con flussi potenzialmente elevati, attraverso semplici *flow path*, includendo il volume associato in uno dei volumi di controllo connessi.

L'elevazione delle giunzioni di una *flow path* rappresenta la quota dei punti centrali delle connessioni ai rispettivi volumi di controllo; la “altezza delle aperture” delle giunzioni rappresenta invece il range di altezza attraverso cui il materiale può essere estratto dal volume corrispondente. Per una *flow path* di tipo tubatura, le quote delle due giunzioni sono generalmente differenti e le “altezze delle aperture” dovrebbero essere caratteristiche della dimensione della tubatura. Invece per una *flow path* che rappresenta il bordo di una cella, le quote delle giunzioni dovrebbero essere uguali, definite dall'elevazione del punto medio del confine della cella, e le “altezze delle aperture” dovrebbero essere caratteristiche delle dimensioni del volume di controllo associato.

Le *flow path* devono essere definite dall'utilizzatore come verticali o orizzontali, nel record FL_JSW, a seconda del verso dominante del flusso.

4.4.2 Area e lunghezza

Tra le proprietà fondamentali di una *flow path* vi sono la sua area e la sua lunghezza. In molti casi una *flow path* rappresenta una geometria con area di flusso variabile. Di solito viene scelta la sezione minima lungo il percorso come input di area FLARA nel record FL_GEO. La frazione inizialmente aperta della *flow path* F ($0.0 \leq F \leq 1.0$) viene definita dalla variabile FLOPO, sempre nel record FL_GEO, e può essere modificata come funzione del tempo da un modello di tipo valvola. Il *package* CVH calcola una velocità per ogni fase, *pool* e *atmosphere*, in ogni *flow path* utilizzando solo l'area aperta $F \cdot FLARA$. Le variabili F e FLARA possono essere scelte in diversi modi: è pratica comune nella costruzione dell'input FL scegliere FLARA come la massima area che sarà mai aperta nella *flow path*. In questo modo FLOPO sarà uguale ad 1.0 per tutte le *flow path* che non contengono valvole e per indicare la frazione aperta di una valvola completamente aperta.

La lunghezza indicata come FLEN nel record FL_GEO dell'input FL sta ad indicare la lunghezza inerziale. L'inerzia della *flow path* è una misura

della massa media per unità di area lungo la sua lunghezza. Qualora l'area non sia costante, un approccio rigoroso consiste nel scegliere la lunghezza FLLEN e l'area della *flow path* FLARA in modo da soddisfare la seguente media:

$$\frac{FLLEN}{FLARA} = \int_{"fm"}^{"to"} \frac{dx}{A(x)}$$

In questa equazione x rappresenta la distanza lungo un percorso che va dal centro del volume "From" al centro del volume "To" e A(x) la sezione di passaggio in x.

FLLEN non viene utilizzata nel calcolo delle perdite di carico, per il quale si usano invece le lunghezze dei segmenti.

4.4.3 Perdite di carico

Si considera che tutte le perdite di carico tra i vari volumi avvengano nelle *flow path* che li connettono. Sono considerati sia il contributo delle perdite concentrate che quello delle perdite distribuite. Può essere anche aggiunto un termine di perdita calcolato dal *package* COR, per modellare l'effetto dell'ostruzione da parte del *core debris*.

Il calcolo delle perdite di carico concentrate si basa sui coefficienti K che l'utilizzatore deve introdurre e che possono essere diversi, a seconda del verso del flusso. Tali coefficienti devono essere inseriti nel record FL_USL e vengono applicati direttamente alle velocità calcolate dai *package* CVH e FL. La differenza di pressione risultante (nella direzione positiva del flusso) è:

$$\Delta P_{\varphi} = -\frac{1}{2} K \rho_{\varphi} |v_{\varphi}| v_{\varphi}$$

Dove φ identifica la fase e può essere uguale a P (*pool*) o A (*atmosphere*). Nel caso di tubature complesse, i vari contributi dati dai vari cambiamenti di sezione devono essere combinati in un unico coefficiente di perdita.

Al termine relativo alle perdite concentrate si aggiunge quello relativo alle perdite distribuite. Per valutare questo secondo contributo, le *flow path*

vengono considerate come composte da uno o più segmenti in serie, con il fine di modellare le perdite distribuite per geometrie complesse.

Ipotizzando il fluido incomprimibile, si usano la velocità nella *flow path* e l'area di apertura per calcolare la velocità v_s in ogni segmento. Il contributo delle perdite distribuite è quindi dato dalla seguente espressione:

$$\Delta P_\phi = - \sum_s (2f_s L_s / D_s) \rho_\phi |v_{\phi,s}| v_{\phi,s}$$

dove L_s e D_s sono rispettivamente la lunghezza e il diametro idraulico del segmento e f_s il coefficiente d'attrito di Fanning, calcolato sulla base della velocità nel segmento s .

I segmenti devono quindi rappresentare tutti gli aspetti più importanti della *flow path*, dal centro del primo volume al centro del volume seguente. Qualora le perdite per attrito con la parete all'interno di un volume siano significative, esse devono essere modellate includendo nei segmenti la geometria delle parti appropriate del volume, dal momento che si suppone che tutte le perdite di carico avvengano nelle *flow path*. Allo stesso modo, se il volume della tubatura da modellare è significativo, se ne deve tenere conto incrementando il volume "From" e/o il volume "To".

4.5 Heat Structure (HS) package

Il *package* HS calcola la conduzione termica in una struttura solida intatta e lo scambio di energia tra le superfici di confine di tali strutture e i volumi di controllo.

Una struttura termica è una struttura solida intatta, caratterizzata da fenomeni di conduzione termica monodimensionale con condizioni al contorno specifiche per ognuna delle sue due superfici di confine. Pertanto attraverso le strutture termiche è possibile modellare una grande quantità di componenti facenti parte del sistema nucleare da simulare.

Le strutture termiche possono avere geometria rettangolare, cilindrica, sferica o emisferica. In Fig. 4-6 è rappresentata una struttura termica in un volume di controllo, parzialmente immersa nella *pool* e inclinata di un certo angolo rispetto alla verticale.

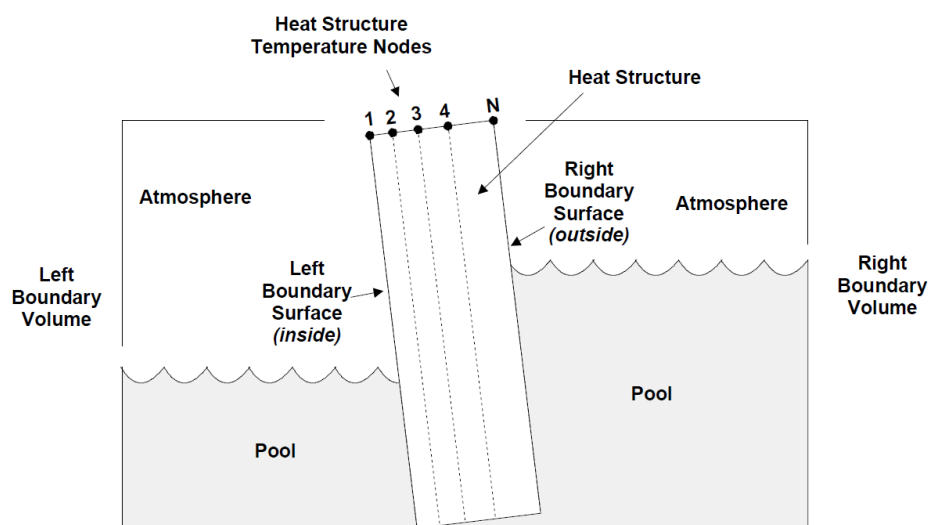


Fig. 4-6 Struttura termica in un volume di controllo [11].

Tale struttura è nodalizzata attraverso N nodi. La nodalizzazione deve essere specificata dall'utente e può essere non uniforme, cioè i nodi possono essere a distanze diverse tra loro. Il nodo 1 è relativo alla superficie di confine sinistra, per una struttura a geometria rettangolare, e relativo alla superficie di confine interna, per una geometria cilindrica, sferica o emisferica. Il nodo N è relativo alla superficie di confine destra, per una struttura a geometria rettangolare, e relativo alla superficie di confine esterna, per una geometria cilindrica, sferica o emisferica. Ogni regione tra due nodi adiacenti può contenere un materiale diverso che deve essere specificato dall'utente. Le proprietà termiche dei vari materiali sono fornite dal *package Material Properties (MP)*. Gli intervalli tra due nodi adiacenti dovrebbero essere impostati sufficientemente piccoli da poter rispondere accuratamente ai cambiamenti di temperatura del volume di confine durante un ciclo computazionale, al fine di calcolare correttamente gli scambi di energia, i fenomeni di condensazione-evaporazione e di deposizione dei radionuclidi. Tuttavia tale regione non deve essere più piccola della lunghezza di diffusione termica L_D , al fine di evitare oscillazioni delle temperature delle superfici (anche se di solito svaniscono in qualche ciclo computazionale). Per non inficiare

l'accuratezza della modellazione con l'aumento della distanza tra i nodi di temperatura, è raccomandabile che la lunghezza di intervalli tra due nodi adiacenti aumenti di un fattore minore o uguale a 2, all'interno dello stesso materiale.

L'utilizzatore può specificare eventuali sorgenti di potenza interne alle strutture termiche, variabili sia nello spazio (fra le diverse regioni tra due nodi adiacenti) che nel tempo (interagendo con i *package* TF e CF).

Ogni struttura termica possiede due superfici di confine: sinistra e destra per la geometria rettangolare, interna ed esterna per la geometria cilindrica, sferica o emisferica. Su ciascuna di queste superfici si deve imporre una condizione al contorno che può essere: condizione di adiabaticità, condizione di tipo convettivo, imposizione della temperatura superficiale o imposizione del flusso termico superficiale. Qualora si selezioni una condizione al contorno di tipo convettivo, deve essere specificato un volume di controllo come volume di confine per la struttura termica in esame. Ciò comporta la definizione da parte dell'utilizzatore di alcuni parametri aggiuntivi, tra i quali vanno ricordati i valori critici della *pool fraction* per la *pool* e per l'*atmosphere*. La *pool fraction* per una superficie di confine di una struttura termica è la frazione di tale superficie a contatto con la *pool* del volume di controllo associato. Il valore critico per la *pool* è il valore minimo della *pool fraction*, a fronte del quale viene calcolato lo scambio termico con la *pool*. Il valore critico per l'*atmosphere* è invece il valore massimo della *pool fraction* a fronte del quale vengono calcolati lo scambio termico con l'*atmosphere* stessa e lo scambio di massa all'interfaccia. Il settaggio di tali parametri conferisce all'utilizzatore una grande flessibilità di approccio al calcolo dello scambio termico alle interfacce delle strutture termiche.

Per il calcolo dell'evoluzione della distribuzione di temperatura di una struttura termica nel tempo, MELCOR utilizza equazioni alle differenze finite, ottenute dalla forma integrale dell'equazione monodimensionale della conduzione termica, con condizioni al contorno, tramite un metodo numerico completamente implicito. Con l'approssimazione alle differenze

finite si ottiene un sistema tridiagonale di N equazioni (con N nodi) risolvibile mediante il normale algoritmo per sistemi tridiagonali di equazioni lineari. Il metodo è iterativo e prevede l'aggiornamento dei coefficienti, che sono funzioni della temperatura, ad ogni *timestep*.

4.6 Core (COR) package

Il *package* COR calcola la risposta termica del nocciolo e delle strutture interne del *lower plenum*, inclusa la porzione di *lower head* posta direttamente al di sotto del *core*. Tale *package* modella anche la rilocalizzazione dei materiali strutturali del nocciolo e del *lower plenum* durante la fusione, il collasso e la formazione di *debris* nonché il fallimento del RPV, con conseguente fuoriuscita del *debris* verso la *cavity* del reattore. Con i *package* CVH e HS viene calcolato anche lo scambio di energia.

Tale modellazione viene effettuata suddividendo il nocciolo in celle. Ognuna di esse contiene strutture multiple modellate come componenti separati, ognuno dei quali può essere composto da diversi materiali mantenuti in equilibrio termico, che includono le pastiglie di combustibile, la guaina del combustibile, i *canister boxes*, le barre di controllo, i *core baffle* e *core formers* nei reattori PWR ecc. Il *particulate debris* e le eventuali *molten pool* sono anch'essi modellati come componenti all'interno di una cella.

Tutti gli scambi termici e di massa significativi vengono modellati tra i vari componenti delle celle, tra le celle stesse, tra le celle e le strutture termiche e i volumi di controllo adiacenti. Ad esempio possono essere modellati i fenomeni di radiazione/conduzione all'interno del gap tra combustibile e guaina, i fenomeni convettivi che si sviluppano col fluido nei volumi di controllo adiacenti per una ampio range di condizioni del fluido, i fenomeni di fusione delle strutture di confine in acciaio con aggiunta del materiale fuso al *core debris* (tramite l'interazione col *package* HS) e i fenomeni di ossidazione dello Zircaloy e dell'acciaio.

Il modello di degradazione del nocciolo tratta le reazioni eutettiche che portano alla liquefazione dei materiali al di sotto dei normali punti di fusione, le reazioni di dissoluzione che comportano una rilocalizzazione del

combustibile a temperature al di sotto di quella di fusione dell'UO₂, il *candling* dei materiali fusi nel nocciolo e la formazione e rilocalizzazione del *particulate debris*.

È possibile modellare anche *molten pool* convettive, sia all'interno del nocciolo che del *lower plenum*, tenendo conto della separazione tra la *pool* d'ossido e quelle metalliche, della separazione dei radionuclidi tra la fase di ossido e la fase metallica, della distribuzione uniforme della composizione e dell'entalpia in una *pool* convettiva, dello scambio di calore tra le *pool* convettive e il substrato solido sottostante e della formazione e movimentazione di ostruzioni all'interno di una cella del nocciolo (interagendo con i *package* CVH e FL, che hanno il compito di modellare il flusso bifase di acqua e vapore). Il *package* COR dispone infatti di diverse variabili geometriche che tengono conto delle variazioni della geometria del nocciolo.

4.6.1 Nodalizzazione

Le regioni del nocciolo e del *lower plenum*, all'interno del RPV, vengono suddivise in anelli radiali concentrici, numerati dal centro verso l'esterno, e livelli assiali, numerati dal basso verso l'alto. Il numero di tali anelli e livelli deve essere specificato dall'utilizzatore. Un particolare anello radiale e un particolare livello assiale definiscono una cella del nocciolo, identificata da un indice specifico. Tale schema si applica solo ai materiali strutturali contenuti nel nocciolo e nel *lower plenum* ed è indipendente dalla nodalizzazione operata nel *package* CVH, per quanto riguarda il RPV. Ogni cella del nocciolo e del *lower plenum* si interfaccia infatti con un volume di fluido e un unico volume di controllo settato nel *package* CVH può interagire con diverse celle.

Ogni cella può contenere, come detto, uno o più componenti (tra i quali vi sono anche il *particulate debris* e le *molten pool*) identificati da un indice e da una sigla. Di seguito si riporta la Tab. 4-2 che identifica ognuno di questi componenti.

Tab. 4-2 Componenti delle celle nel *Package* COR [11].

Indice	Sigla	Componente
1	FU	Intact Fuel Component
2	CL	Intact Cladding Component
3	CN	Intact Canister Component (porzione non adiacente alla control blade)
4 ⁽¹⁾	CB	Intact Canister Component (porzione adiacente alla control blade)
4 ⁽¹⁾	SH	Intact PWR Core Shroud (Baffle)
5	FM	Intact PWR Core Formers
6	PD	Particulate Debris Component (nel channel)
7	SS	Supporting-Structure Component
8	NS	Nonsupporting-Structure Component
9	PB	Particulate Debris Component (nel bypass, qualora ce ne sia uno)
10	MP1	Oxidic Molten Pool (nel channel)
11	MB1	Oxidic Molten Pool (nel bypass, qualora ce ne sia uno)
12	MP2	Metallic Molten Pool (nel channel)
13	MB2	Metallic Molten Pool (nel bypass, qualora ce ne sia uno)
⁽¹⁾ Il numero 4 si ripete due volte stando ad indicare che in un modello può esserci solo uno dei due componenti.		

La differenza principale tra *supporting structure* (SS) e *nonsupporting structure* (NS) è essenzialmente la capacità di supportare altri componenti del nocciolo (strutture di supporto del nocciolo) oppure no (ad esempio le barre di controllo che non supportano nulla all'infuori di se stesse).

Ogni componente può essere composto da uno o più materiali. Il *package* COR modella otto materiali:

1. UO₂
2. Zircaloy
3. Steel
4. ZrO₂
5. Steel oxide
6. Control rod poison (che può essere B₄C o Ag-In-Cd)
7. Inconel
8. Electric heating element material (definito dall'utilizzatore per l'analisi di esperimenti con riscaldamento elettrico)

Questi materiali possono fondere, rilocarsi, solidificarsi separatamente e indipendentemente, a meno che non venga attivato il modello di interazione dei materiali del nocciolo: in tal caso i materiali formano una miscela che si fonde, riloca e solidifica coerentemente. I processi di fusione e *candling* fanno sì che in una cella possano esserci contemporaneamente tutti i materiali o nessuno di essi. Ogni componente è rappresentato da una singola temperatura di equilibrio (dal momento che si utilizza un approccio a parametri concentrati) e tutti i calcoli termici vengono effettuati utilizzando le energie interne dei materiali.

Sono inoltre utilizzabili diverse variabili geometriche per descrivere ancora più in profondità le celle (ad esempio per ogni componente è definita una superficie per i calcoli di convezione e ossidazione).

Per quanto riguarda la *lower head*, essa può essere modellata come un guscio emisferico, un guscio emisferico troncato o una piastra piatta di spessore e composizione definiti dall'utilizzatore. Alcuni esempi di tali geometrie sono riportati in Fig. 4-7.

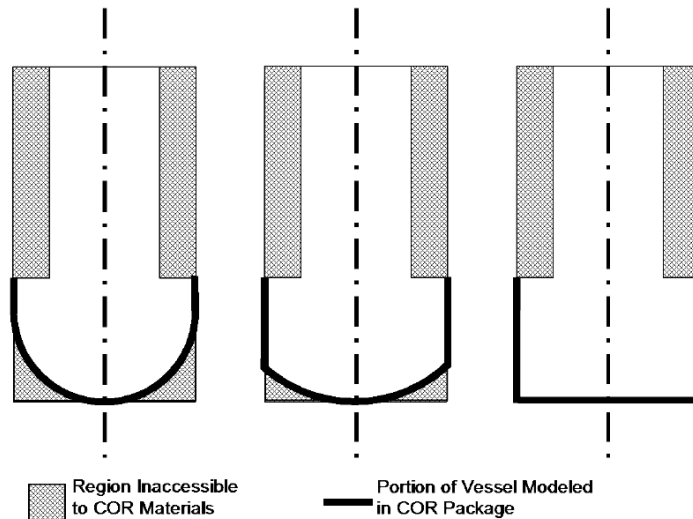


Fig. 4-7 Possibili geometrie della *lower head* [11].

La porzione cilindrica inferiore del RPV può avere uno spessore (DZRV) differente da quello della *lower head* (DZLH), come mostrato in Fig. 4-8. Tali regioni vengono discretizzate di default con un numero di mesh definito dall'utente, tutte di uguale spessore e composte da acciaio al carbonio. La discretizzazione e la sua composizione possono tuttavia essere specificate nel dettaglio dall'utente, interagendo con il *package* MP. Le varie regioni sono numerate partendo dalla superficie più esterna, progredendo verso l'interno. Il nodo più esterno (superficie) comunica con il fluido, modellato dal *package* CVH, contenuto nella *cavity* del reattore. Il nodo più interno comunica termicamente con le penetrazioni della *lower head* e con il *debris*.

La *lower head* viene inoltre suddivisa in segmenti, ognuno dei quali non può interfacciarsi con più di una cella del nocciolo. L'utente può inoltre definire, per ogni segmento, una penetrazione rappresentativa (ad esempio dei tubi guida o per le strumentazioni) specificandone la massa equivalente e la superficie.

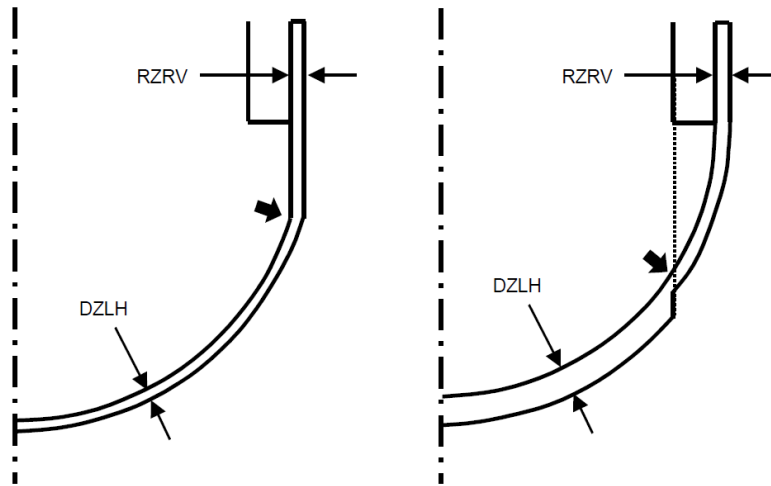


Fig. 4-8 Spessore della *lower head* [11].

Il *package* COR modella lo scambio termico tra il *debris* e la *lower head* (e le sue penetrazioni), sfruttando relazioni al fine di predire il fallimento della *lower head* per “rottura da *creep*”. In particolare MELCOR ipotizza che il fallimento della *lower head* si verifichi sulla base di uno qualunque dei seguenti criteri:

- La temperatura di uno dei nodi o di una penetrazione raggiunge un valore critico definito dall’utente;
- La pressione differenziale eccede un valore massimo definito dall’utente;
- La deformazione plastica accumulata eccede il limite di fallimento che può essere modificato dall’utente;
- Il valore di una funzione logica definita dall’utente risulta vero.

4.6.2 “*Supporting structure*” e “*nonsupporting structure*”

Come già riportato, le NS sono strutture che non possono sostenere altro all’infuori di se stesse. Il fallimento locale di una NS si verifica qualora lo spessore residuo di metallo strutturale scenda al di sotto di un valore critico o, a prescindere dallo spessore residuo, se la temperatura supera un valore limite. Il metallo è settato come acciaio di default, ma può essere specificato come Zircaloy. La temperatura limite settata è quella di fusione

del metallo strutturale. Sia lo spessore critico che la temperatura limite possono essere definiti dall'utilizzatore.

Le SS invece sono strutture che possono sostenere se stesse e altri componenti del nocciolo. MELCOR dispone di diversi modelli per le SS applicabili ad ogni cella. La scelta di un modello influenza la trattazione del supporto e del carico, il criterio di fallimento e le conseguenze del fallimento. Le opzioni disponibili all'interno del codice sono:

- PLATE, che rappresenta una parte di una piastra *edge-supported*. Inizialmente può sostenere gli elementi di combustibile e il *particulate debris* posti al di sopra di se stessa, nonché qualunque sezione interna della stessa piastra. All'atto del fallimento, le SS modellate come PLATE vengono convertite a *particulate debris* assieme a tutto ciò che supportano. Vengono inoltre convertiti a *particulate debris* tutti gli anelli interni dello stesso PLATE e tutto ciò che essi supportano.
- PLATEG, che rappresenta una parte di una piastra *grid-supported*. Inizialmente può sostenere gli elementi di combustibile e il *particulate debris*, posti al di sopra di se stessa. All'atto del fallimento, le strutture modellate come PLATEG perdono solo la capacità di sostenere il *particulate debris* e i componenti intatti presenti nelle celle soprastanti. Pertanto tutto ciò che viene sostenuto da tale piastra cade al di sotto di essa, ma la piastra stessa rimane in posizione finché non fonde.
- PLATEB, che rappresenta una parte di piastra per reattori di tipo BWR. Inizialmente può sostenere solo il *particulate debris*, anche se la presenza di tale piastra è necessaria per trasferire il peso degli elementi di combustibile e dei *canister* ai tubi guida della barre di controllo sottostanti. All'atto del fallimento, le strutture modellate come PLATEB perdono solo la capacità di sostenere il *particulate debris* presente nelle celle soprastanti. Pertanto il combustibile e i *canister* intatti continuano ad essere sostenuti dai tubi guida delle

barre di controllo e la piastra stessa rimane in posizione finché non fonde.

- COLUMN, che rappresenta i tubi guida delle barre di controllo in un reattore di tipo BWR. Inizialmente non possono sostenere nulla a parte se stesse nonché, attraverso la mediazione di una piastra PLATEB, gli elementi di combustibile e i *canister*, posti al di sopra della piastra stessa. All'atto del fallimento, le SS modellate come COLUMN vengono convertite a *particulate debris* assieme a tutto ciò che supportano, inclusa ogni sezione superiore della stessa colonna e qualunque componente che trasferisce ad essa il proprio peso attraverso una piastra PLATEB. A partire da MELCOR 1.8.6, se l'elemento inferiore di un elemento COLUMN giace su una piastra PLATE o PLATEG, lo si considera supportato da tale piastra.
- ENDCOL, che è equivalente a COLUMN ma si autosostiene.

L'utilizzatore può specificare che le SS falliscano quando si eccede una temperatura critica o quando una funzione logica specifica risulti vera, ma anche, quando sottoposte a carico, a causa del cedimento come conseguenza del *creep* o a causa del *buckling*.

La caratterizzazione delle SS e delle NS da parte dell'utilizzatore è molto flessibile e si realizza attraverso i record COR_SS e COR_NS in cui possono essere modificati tutti i parametri di default.

Quando una SS in una cella del nocciolo fallisce, essa può essere convertita a *debris* o meno, a seconda delle opzioni settate.

4.6.3 Fenomeni di degradazione del nocciolo e rilocalizzazione dei materiali

Per quanto concerne il processo di ossidazione, si realizza una competizione tra le varie superfici per gli ossidanti disponibili (vapore e/o ossigeno). Questa competizione si instaura, sia tra le superfici presenti in una singola cella, e in tal caso viene trattata da modelli interni, sia tra diverse celle, qualora siano interfacciate con lo stesso volume di controllo

(modellato dal *package* CVH) per suddividersi tra loro l'inventario totale di ossidante contenuto in esso.

Se un unico volume di controllo è condiviso da più anelli del core, gli ossidanti disponibili si suddividono in proporzione alla minima area di flusso aperta in ognuno degli anelli. Se ogni anello contiene più livelli, ad ognuno viene dato accesso, a turno, all'inventario totale di ossidanti, dopo che è stata valutata l'ossidazione per le celle che vengono prima di quella in esame. Le celle vengono processate nella direzione del flusso ipotizzato attraverso l'anello radiale.

I materiali che compongono il nocciolo vengono rilocati attraverso la fusione e il *candling*. Possono anche fallire meccanicamente ed essere convertiti a *particulate debris* che potrebbe poi crollare verso le regioni inferiori del nocciolo qualora vi sia spazio disponibile. Questi processi coinvolgono spesso interazioni tra i vari materiali (reazioni eutettiche) per le quali MELCOR dispone di modelli.

Quando i materiali che formano i componenti del nocciolo fondono, di norma si assume che inizino immediatamente il processo di *candling*. Fanno però eccezione quei metalli fusi (Zr e acciaio) che vengono sostenuti da gusci di ossido. Si noti che un metallo fuso può comunque essere considerato come facente parte di un componente intatto, o perché sostenuto da un guscio di ossido, o come conglomerato che non può subire il processo di *candling* per assenza di volume libero in una cella più bassa.

I componenti intatti, nelle varie celle, vengono ridotti a *particulate debris*, qualora lo spessore residuo di metallo non ossidato si riduca al di sotto di una soglia definita dall'utilizzatore o quando perdono il proprio supporto. Vengono fatte due eccezioni per le barre di combustibile. Innanzi tutto si ipotizza che le barre di combustibile non falliscano finché la temperatura non raggiunge un valore, che è settato di default come la temperatura eutettica per il sistema UO_2/ZrO_2 , al quale i materiali cominciano a fondere. Inoltre si assume che le barre di combustibile falliscano in maniera incondizionata, una volta raggiunta una temperatura di soglia che, di default, approssima la temperatura di fusione del UO_2 .

Il *particulate debris* crolla compatibilmente con i vincoli imposti dal volume disponibile nelle celle inferiori e dalle SS.

4.7 Cavity (CAV) package

Il *package* CAV modella le interazioni di tipo MCCI. Tale modellazione include gli effetti dello scambio termico, dell'ablazione del calcestruzzo, del cambiamento di forma della *cavity* e della generazione di gas che si ha da tali interazioni. Questi fenomeni possono essere calcolati in *cavity* composte da più di una regione.

La modellazione operata da MELCOR si basa su quella del codice CORCON-Mod3.

Il sistema fisico considerato dal *package* CAV consiste in una *cavity* asimmetrica di calcestruzzo contenente *debris* stratificato. Il *package* calcola i tassi di scambio termico che si instaurano tra il *debris* e il calcestruzzo e tra il *debris* e il loro strato superiore, ma anche quelli tra i vari strati. Successivamente il codice determina il tasso di ablazione del calcestruzzo e i prodotti del processo di ablazione vengono aggiunti al contenuto della *cavity*. Sono quindi calcolate le reazioni chimiche tra i prodotti gassosi derivanti dalla decomposizione del calcestruzzo (H_2O e CO_2) e i materiali contenuti nella *cavity*. I prodotti di tali reazioni vengono poi aggiunti allo strato appropriato.

Le condizioni al contorno per la superficie superiore del *debris* sono ottenute dal volume di controllo associato (modellato dal *package* CVH) che funge da recettore per il calore e i gas rilasciati durante le interazioni. Se nel volume di controllo associato è presente una *pool*, si assume che essa stia al di sopra del *debris* e il calore scambiato con essa viene calcolato usando le stesse metodologie adottate da CORCON.

Il *package* CAV considera di default tutto il *debris*, sia metallico che composto da ossido, come miscelato in un unico strato, ma l'utente può decidere di operare una modellizzazione multistrato. A tale scopo si hanno due opzioni. La prima non consente la miscelazione di metalli ed ossidi (come accade modellando con CORCON-Mod2), permettendo

quindi un massimo di tre strati: metalli, ossidi pesanti al di sotto dei metalli e ossidi leggeri al di sopra dei metalli. La seconda prevede calcoli deterministici che consentono la miscelazione tra ossidi pesanti e metalli e/o tra metalli e ossidi leggeri, attraverso flussi gassosi all'interfaccia che competono con la separazione tra gli strati per effetto della gravità.

L'utilizzatore può specificare il contenuto iniziale degli strati che vengono poi disposti in base alla densità (i più leggeri al di sopra dei più pesanti). Tuttavia spesso tale contenuto iniziale non viene specificato e in tal caso il *debris* si deposita nella *cavity* provenendo dal *package* COR, o dal *package Fuel Dispersal Interactions* (FDI), attraverso il *package Transfer Process* (TP). L'utilizzatore può anche specificare i tassi di deposizione attraverso il *package* EDF e il *package* TP. In ogni caso, le densità relative e le impostazioni selezionate per la miscelazione determinano la stratificazione del *debris* depositato. In Fig. 4-9 è rappresentata una tipica configurazione della *cavity* e del suo contenuto.

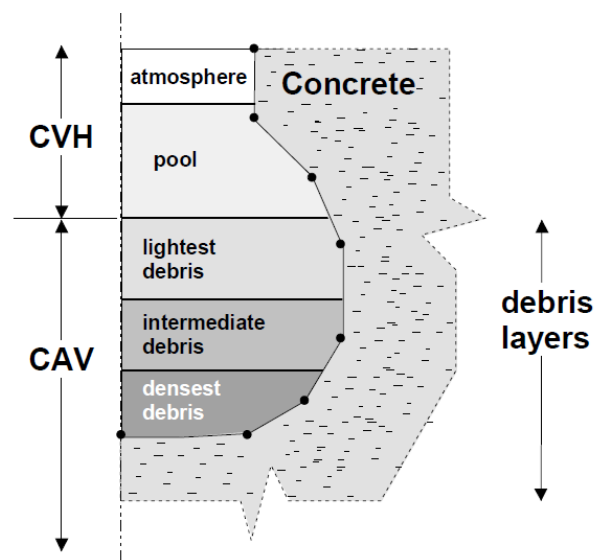


Fig. 4-9 Configurazione della cavity [12].

Il calore di decadimento nella *cavity* può essere introdotto direttamente dall'utilizzatore, attraverso una funzione di controllo, oppure viene calcolato attraverso i *package DeCay Heat* DCH e *RadioNuclide* RN. Se il *package* RN è attivo, esso traccia gli inventari di radionuclidi associati al *debris*. Ogni inventario iniziale deve essere specificato nel record

RN1_FPN del *package* RN. Quando il materiale viene trasferito alla *cavity* dal *package* TP, si realizza un trasferimento parallelo dei radionuclidi sempre ad opera del *package* TP.

Qualora la simulazione coinvolga più di una *cavity*, i materiali e i radionuclidi possono migrare tra le *cavity* senza alcuna interazione col *package* TP. Tale trasferimento di materiale si realizza qualora si verifichi una delle seguenti tre condizioni: rottura assiale, rottura radiale, intervento di una funzione di controllo. Per rottura assiale si intende lo sfondamento del basamento, mentre per rottura radiale lo sfondamento della parete esterna. Il materiale che subisce il trasferimento è tutto quello che sta al di sopra della quota a cui avviene la rottura. Se si verificano più tipi di rottura, si considera quella che si verifica alla quota inferiore.

4.8 RadioNuclide (RN) package

Il *package* RN modella il comportamento dei prodotti di fissione sotto forma di aerosol e vapore (comprendenti quelli rilasciati dal combustibile e dal *debris*), la dinamica degli aerosol con condensazione e rivaporizzazione del vapore, la deposizione sulle superfici delle strutture, il trasporto attraverso le *flow path* e la rimozione attraverso i sistemi di sicurezza.

Le condizioni al contorno per i vari modelli derivano da altri *package* di MELCOR:

- Le condizioni legate al fluido e informazioni riguardanti l'avvezione di radionuclidi tra i volumi di controllo derivano da CVH;
- Le temperature del combustibile e del *debris* e le informazioni sulla rilocalizzazione di questi ultimi derivano da COR e CAV;
- Le temperature delle superfici delle strutture e il lavaggio dei radionuclidi dalle superfici, tramite drenaggio con un film d'acqua, derivano da HS.

RN è anche in grado di calcolare, se richiesto, il calore di decadimento dovuto all'inventario corrente di radionuclidi, accedendo al *package* DCH.

Il *package* RN ragiona sulla base di classi di materiali, ovvero di gruppi di elementi dalle proprietà chimiche simili. Di default sono impostate 17 classi che sono riportate in Tab. 4-3.

Il codice permette che la combinazione tra masse appartenenti a queste classi possa risultare in un composto appartenente ad un'altra classe.

È necessario specificare gli inventari e le distribuzioni iniziali dei radionuclidi all'interno del nocciolo, della *cavity* e nelle *pool* e *atmosphere* del volume di controllo. Le masse di radionuclidi possono essere distribuite sulla base del profilo assiale e di quello radiale del calore di decadimento all'interno del nocciolo.

Generalmente il *package* RN definisce solamente la distribuzione iniziale delle masse di radionuclidi (attraverso valori di riferimento e coefficienti contenuti nel record RN1_FPN), ma le masse delle varie classi sono definite solitamente nel *package* DCH, sulla base della potenza operativa del reattore e della massa per unità di potenza di ogni elemento di una classe. È comunque possibile specificare il valore delle masse delle varie classi direttamente nel *package* RN.

4.8.1 Rilascio di radionuclidi

Il rilascio di radionuclidi può verificarsi dal combustibile, dal gap tra combustibile e guaina e dal materiale contenuto nella *cavity*. I radionuclidi contenuti nel combustibile modellato dal *package* COR sono ipotizzati in forma elementare (non molecolare), ma dopo il rilascio vengono convertiti in composti, con aumento di massa dovuto all'aggiunta di materiale non radioattivo. La massa di tutti gli altri materiali al di fuori del combustibile è considerata non radioattiva.

Tab. 4-3 Classi del *Package RN* [11].

Classe	Nome Classe	Gruppo Chimico	Elemento Identificativo	Elementi Classe
1	XE	Gas nobili	Xe	He, Ne, Ar, Kr, Xe, Rn, H, N
2	CS	Metalli alcalini	Cs	Li, Na, K, Rb, Cs, Fr, Cu
3	BA	Metalli alcalino terrosi	Ba	Be, Mg, Ca, Sr, Ba, Ra, Es, Fm
4	I2	Alogeni	I ₂	F, Cl, Br, I, At
5	TE	Calcogeni	Te	O, S, Se, Te, Po
6	RU	Platinoidi	Ru	Ru, Rh, Pd, Re, Os, Ir, Pt, Au, Ni
7	MO	Metalli dei primi gruppi di transizione	Mo	V, Cr, Fe, Co, Mn, Nb, Mo, Tc, Ta, W
8	CE	Tetravalenti	Ce	Ti, Zr, Hf, Ce, Th, Pa, Np, Pu, C
9	LA	Trivalenti	La	Al, Sc, Y, La, Ac, Pr, Nd, Pm, Sm, Eu, Gd, Tb, Dy, Ho, Er, Tm, Yb, Lu, Am, Cm, Bk, Cf
10	UO2	Uranio	UO ₂	U
11	CD	Gruppo principale degli elementi più volatili	Cd	Cd, Hg, Zn, As, Sb, Pb, Tl, Bi
12	AG	Gruppo principale degli elementi meno volatili	Ag	Ga, Ge, In, Sn, Ag
13	BO2	Boro	BO ₂	B, Si, P
14	H2O	Acqua	H ₂ O	H ₂ O
15	CON	Calcestruzzo	CON	-
16	CSI	Ioduro di cesio	CsI	CsI
17	CSM	Molibdato di cesio	CsM ⁽¹⁾	CsM ⁽¹⁾

⁽¹⁾ Il molibdato di cesio (CS₂MoO₄) viene rappresentato in MELCOR come CSM, per soddisfare il limite di tre caratteri imposto da MELCOR per le nomenclature.

In particolare il codice dispone di quattro modelli per il rilascio di radionuclidi dal nocciolo che vengono utilizzati di default solo per calcolare il rilascio di materiale radioattivo dal combustibile (UO_2) che è presente nei componenti intatti, nel materiale risolidificato su altri componenti, nel *particulate debris* e nelle *molten pool*. Tuttavia possono essere utilizzate le stesse correlazioni per modellare il rilascio di materiale strutturale non radioattivo da parte dei componenti del nocciolo, ognuno alla propria temperatura.

I gap tra combustibile e guaina di ogni anello radiale possono comunicare assialmente con le altre celle del nocciolo di modo che, quando si verifica un rilascio in una qualunque cella, esso coinvolge tutto l'inventario di quell'anello.

Per quanto riguarda il rilascio di radionuclidi dalla *cavity*, a fronte delle interazioni tra il materiale fuso e il calcestruzzo, è stato implementato in MELCOR il modello VANESA che è accoppiato a CORCON durante ogni *timestep*.

4.8.2 Dinamica degli aerosol

La modellazione dei processi di agglomerazione e deposizione degli aerosol è basata su quella operata dal codice MAEROS che valuta la distribuzione della dimensione di ogni tipo di aerosol o componente come funzione del tempo. In particolare ciò viene fatto definendo “sezioni” (raggruppamenti di aerosol sulla base delle dimensioni) e “componenti” (raggruppamenti di aerosol sulla base del materiale di cui sono composti).

Dal momento che MELCOR utilizza un sistema a classi per i radionuclidi, deve essere specificata dall'utilizzatore una corrispondenza tra le classi di RN e i componenti di MAEROS. Risulta tuttavia sconveniente dal punto di vista computazionale utilizzare 17 componenti (corrispondenti al numero di classi di RN), pertanto le 17 classi di RN vengono combinate di default in un unico componente di MAEROS, a cui si aggiungono il componente acqua e il componente gocce d'acqua (corrispondente alla classe H_2O), per migliorare la modellazione dei processi di condensazione e di evaporazione.

Gli aerosol possono depositarsi sulle superfici delle strutture termiche o delle *pool* attraverso diversi processi che includono la deposizione per gravità, la diffusione, la termoforesi e la diffusioforesi. Gli aerosol possono anche migrare da un volume di controllo ad un altro attraverso le aree di passaggio che normalmente corrispondono a *flow path* aperte tra i vari volumi, attraverso le quali gli aerosol e i vapori di radionuclidi vengono trasportati per avvezione. Gli aerosol non possono essere trasportati attraverso tali sezioni qualora esse siano bloccate da una *pool* d'acqua.

Infine gli aerosol possono agglomerarsi raggiungendo un diametro maggiore di quello massimo settato dall'utilizzatore. In tal caso si ipotizza che gli aerosol si depositino sulle *pool* o su superfici orizzontali delle strutture termiche o che migrino da un volume di controllo ad un altro attraverso il processo appena descritto. Pertanto ogni volume di controllo deve avere almeno una superficie di deposizione rivolta verso l'alto (*floor*) o un'area di passaggio attraverso cui far fluire gli aerosol. In MELCOR il termine "*fallout*" viene utilizzato esclusivamente per identificare questo tipo di deposizione.

L'utilizzatore può inoltre definire sorgenti di aerosol dipendenti dal tempo all'interno di un volume di controllo. Tali sorgenti possono essere poste sia nelle *pool* che nelle *atmosphere* e la loro dipendenza temporale deve essere specificata attraverso una funzione di controllo.

Il vapore contenente prodotti di fissione e l'acqua possono condensare o evaporare, modificando la massa di nebbia contenuta nei volumi di controllo. Per quanto riguarda gli aerosol solubili in acqua, è modellato l'effetto di tale solubilità che comporta un accrescimento delle particelle, attraverso l'assorbimento di acqua. La condensazione e l'evaporazione dei vapori contenenti prodotti di fissione, per interazione con le strutture termiche, le *pool* dei volumi di controllo e gli aerosol, sono modellate, come nel codice TRAP-MELT2, attraverso equazioni per il calcolo dei tassi di reazione basate sulle aree superficiali, i coefficienti di scambio di massa, la concentrazione dell'*atmosphere* e la concentrazione di saturazione, corrispondente alle temperature delle superfici.

Il calore di decadimento rilasciato dai radionuclidi nell'*atmosphere* di un volume di controllo o da quelli depositati sulle varie superfici può essere ripartito tra di esse sulla base di specifiche dell'utilizzatore. Si può anche imporre che alcune frazioni vadano nell'*atmosphere* e sulle superfici di altri volumi di controllo per simulare la radiazione di decadimento che viene trasmessa attraverso le *flow path*. Tutto il calore di decadimento rilasciato dai radionuclidi contenuti in una *pool* è ipotizzato come assorbito da quest'ultima.

4.8.3 Modelli Engineered Safety Feature (ESF)

Il package RN contiene inoltre modelli per la rimozione di radionuclidi per *pool scrubbing*, *filter trapping* e *spray scrubbing*.

Per quanto riguarda il fenomeno del *pool scrubbing*, la modellazione è basata su quella del codice SPARC90 che include gli effetti della condensazione del vapore all'entrata nella *pool*, la deposizione degli aerosol per diffusione Browniana nonché la deposizione per gravità e per impatto inerziale. La decontaminazione viene calcolata solo per le *flow path* attivate nel record FL_JSW.

Per quanto riguarda il *filter trapping*, MELCOR contiene un modello per un filtro semplice. Quando gli aerosol e i vapori vengono trasportati attraverso le *flow path*, trascinati dai flussi calcolati dal package CVH, una frazione del materiale inerente al package RN può venire rimossa dall'azione di un filtro posto nella *flow path*. Un singolo filtro può rimuovere il vapore o l'aerosol, non entrambi, ma possono essere disposti più filtri in un'unica *flow path*. L'efficienza di ogni filtro è definita dal suo coefficiente di decontaminazione che deve essere specificato dall'utilizzatore. Quest'ultimo può anche specificare il carico massimo, in termini di massa, accumulabile da ogni filtro per modellare gli effetti della resistenza al moto del fluido. Una volta raggiunta tale soglia il filtro non rimuove più materiale. Sono anche presenti varie funzioni per modellare la degradazione e il fallimento dei filtri.

Il package containment SPRays SPR, che analizza il comportamento termoidraulico dei sistemi di spray, è accoppiato al package RN per

modellare la rimozione degli aerosol e la decontaminazione dell'*atmosphere* da parte degli spray. Tale modellazione dello spray include l'adsorbimento del vapore e la rimozione degli aerosol per diffusioforesi, intercettazione e/o impatto inerziale e diffusione Browniana. Il materiale così rimosso viene depositato nella *pool* del volume di controllo associato.

Si ricorda infine che MELCOR dispone di modelli per la simulazione della chimica attraverso reazioni e trasferimenti tra le varie classi di radionuclidi e un modello per la previsione della quantità di iodio nell'atmosfera del contenimento, durante le fasi a lungo termine degli incidenti.

4.9 Validazione del codice MELCOR

Si ritiene ora opportuno dare una panoramica generale delle attività di validazione del codice MELCOR [13] [14], fondamentali per lo sviluppo e il perfezionamento di quest'ultimo.

La verifica e la validazione (*Verification & Validation – V&V*) del codice sono processi fondamentali del programma di SQA di MELCOR. Tale programma rappresenta un adattamento da due standard riconosciuti internazionalmente (*Capability Maturity Model Integration - CMMI* e *ISO 9001*) e mira a ridurre gli errori nel codice, migliorando la documentazione di tutti i processi e integrando nuove procedure. Il processo di verifica ha il fine di assicurare che il programma SQA di MELCOR sia codificato per riprodurre correttamente il modello inteso dallo sviluppatore. Il processo di validazione mira invece ad assicurare che il modello concepito dallo sviluppatore sia appropriato per simulare i processi fisici coinvolti in un incidente severo. Una appropriata validazione dei modelli fisici codificati in strumenti analitici è essenziale per indirizzare gli sviluppatori nei processi di sviluppo e miglioramento degli algoritmi e dei metodi numerici che descrivono i processi fisici. Inoltre i risultati del processo di validazione sono fondamentali per far acquisire confidenza agli sviluppatori, per quanto concerne l'applicazione del codice a situazioni reali. Risulta pertanto importante che il processo di validazione sia eseguito in maniera oggettiva, sia da parte degli sviluppatori, che

potrebbero capire meglio le sfumature dei vari modelli, sia da parte degli utilizzatori, che potrebbero avere una migliore conoscenza delle applicazioni reali, pur avendo una conoscenza meno profonda dei modelli interni.

Uno degli obiettivi degli sviluppatori è quindi quello di validare tutti i nuovi modelli del codice sui dati sperimentali disponibili. Tuttavia questo obiettivo è spesso limitato dalla disponibilità di dati utili, ovvero caratterizzati da condizioni sufficientemente specificate da poter creare un modello a riguardo. Il processo di validazione del codice può essere realizzato comparando i risultati di MELCOR con risultati o dati ottenuti in diversi modi:

- Confronto con risultati analitici;
- Confronto *code-to-code* con altri codici validati;
- Validazione su dati sperimentali;
- Confronto con dati pubblicati su incidenti o eventi realmente accaduti.

Ogni metodo ha vantaggi e svantaggi associati alla qualità dei dati disponibili per confronto. I risultati analitici forniscono dati ideali anche se possono essere fortemente limitati a fenomeni e condizioni molto specifici. Il confronto *code-to-code* fornisce dati altamente ripetibili, tuttavia tale confronto dipende dall'accuratezza stimata del codice usato per la validazione. Gli esperimenti forniscono dati reali ottenuti con condizioni al contorno controllate, ma con limiti dovuti all'accuratezza delle capacità di misura e alla disponibilità di strumentazione. Inoltre gli esperimenti spesso sono concepiti per studiare un particolare fenomeno e possono mancare di importanti accoppiamenti con altri fenomeni. Infine i dati pubblicati su incidenti o eventi realmente accaduti forniscono dati integrati di sistema che coinvolgono tutte le fenomenologie più importanti, anche se la qualità dei dati può essere bassa.

4.9.1 Test selezionati per la validazione

Per la validazione del codice sono utilizzati i dati provenienti sia da esperimenti di tipo integrale che di tipo separato. I primi sono focalizzati sull'analisi di un singolo processo fisico, eliminando volontariamente gli effetti combinati con altri modelli fisici che potrebbero oscurare la validazione di quello in esame. Tuttavia è pressoché impossibile realizzare un esperimento che isoli completamente un singolo processo, quindi spesso i test di tipo separato ignorano importanti accoppiamenti tra processi. I test di tipo integrale sono invece fondamentali proprio per esaminare le relazioni che intercorrono tra tali processi accoppiati. La scelta dei test da adottare per la validazione richiede pertanto una grande esperienza analitica per capire il dominio di calcolo del codice.

MELCOR è stato validato su numerosi esperimenti riguardanti incidenti severi svolti dalla USNRC, dal *Electric Power Research Institute* (EPRI), dal *Department Of Energy* (DOE) e da molti altri programmi di ricerca internazionali. Spesso vengono usati come riferimento anche gli *International Standard Problems* (ISP), usati anche per validare altri codici con diverse capacità di modellazione.

Idealmente è auspicabile svolgere uno o più test di validazione, riguardo ad ogni modello disponibile nel codice, in modo da evidenziarne le capacità di simulazione. A questo riguardo, uno sforzo molto significativo è indirizzato allo sviluppo di un modello di input e alla comprensione dei risultati, a fronte delle incertezze inerenti alla progettazione degli esperimenti. In tale ottica è opportuno cercare di evidenziare il più possibile i pregi e i difetti di ogni modello, evitando di manipolare le variabili di input in maniera da ottenere artificialmente un risultato il più possibile vicino ai dati sperimentali. È tuttavia fondamentale constatare che, data la limitatezza delle risorse a disposizione, è necessario determinare i processi affetti da maggiore incertezza e che contribuiscono maggiormente alla sensibilità dei risultati.

Per quanto riguarda MELCOR 2.1 [11] [12] [13] sono stati selezionati più di 50 test di validazione. In Tab. 4-4 è riportato un sommario degli

esperimenti utilizzati per la validazione degli incidenti severi, categorizzati in base all'ambito fisico esaminato dal test: fisica e trasporto di radionuclidi (*RN Physics / Transport*), rilascio di radionuclidi (*RN Release*), riscaldamento e degradazione del core (*Core*), termoidraulica del RPV e del PCS (*RPV & Primary TH*), contenimento del reattore (*Containment*), comportamento del *corium ex-vessel* (*Ex-Vessel*) e esperimenti di tipo integrale.

Tra i numerosi processi fisici validati vi sono: il riscaldamento e gli scambi termici in generale, l'ossidazione dei materiali, la refrigerazione per *reflooding*, la degradazione del *core*, la modellazione delle *pool* di materiale fuso, il rilascio dei prodotti di fissione, il fallimento del RPV, il flusso critico, i fenomeni di MCCI, il fenomeno del *direct containment heating*, i processi di condensazione, la stratificazione nel contenimento, la combustione dell'idrogeno, l'effetto igroscopico, la deposizione di aerosol, il trasporto di radionuclidi, la chimica delle *pool* di iodio, i fenomeni di *pool scrubbing*, *vent cleaning* e quelli inerenti alle ESF. I test di validazione citati in Tab. 4-4 mettono alla prova le capacità di modellazione fisica di quasi tutti i *package* di MELCOR, con alcune eccezioni per quanto riguarda i *package* CND, FCL e PAR. Sono tuttavia presenti in MELCOR anche modelli specifici che non sono stati validati con il set di esperimenti presentato precedentemente. Tra questi vi sono il modello per la cinetica puntiforme, i modelli per i reattori a gas ad alta temperatura (*High Temperature Gas Reactor* - HTGR), i modelli per la *pool* del combustibile esausto, i modelli delle penetrazioni della *lower head*, il modello meccanico, i modelli di *flashing* e il modello per il flusso in controcorrente stratificato.

Tab. 4-4 Esperimenti e incidenti utilizzati per la validazione di MELCOR [13].

Integral Tests / Accidents	Core	RPV & Primary TH	RN Release	RN Physics / Transport	Containment	Ex-Vessel
FPT1	CORA-13	Betsby	VERCORS	ABCOVE	CSE-A9	IET-DCH
FPT3	DF-4	Flecht-Seaset	VI (ORNL)	ACE AA1, AA2, AA3	CSTF Ice Condenser Tests	OECD-MCCI
TMI-2	FPT1	GE Level Swell		AHMED	CVTR	SURC
Fukushima	FPT3	LOFT-FP		CSE-A9	DEHBI	
	LHF/OLHF	Marviken		DEMONA	GE Mark II Suppression Pool	
	LOFT-FP2	Blowdown Tests		FALCON 1 & 2	HDR E-11	
	MP1 & MP2 (SNL)	NEPTUN		LACE LA1 & LA2	HDR V44	
	PBF-SFD	RAS MEI		LACE-LA4	IET1 - IET7 and IET9	
	Quench 11			Marviken ATT-4	JAERI Spray Tests	
	VERCORS			Poseidon	NST Hydrogen Burn	
	VI (ORNL)			RTF ISP-41	Nupec M-7-1, M-8-1, M-8-2	
				STORM	PNL Ice Condencer Tests	
				VANAM-M3	Wisconsin flat plate	
				VERCORS		
				VI (ORNL)		

In Tab. 4-5 si riportano gli studi di validazione che sono stati fatti per le diverse versioni di MELCOR nel corso degli anni e i piani per gli studi da fare in futuro. L'obiettivo è quello di eseguire studi di validazione per ogni nuovo modello aggiunto al codice. Ad esempio la meccanica degli aerosol non igroscopici è modellata usando il codice MAEROS. Nelle precedenti versioni di MELCOR è stata dimostrata, per il codice MAEROS, una buona stima della fisica dell'agglomerazione degli aerosol e della *gravitational depletion*, basandosi sui test MARVIKEN, ABCOVE e LACE. In MELCOR 1.8.5 è stata introdotta l'estensione atta a trattare i fenomeni riguardanti gli aerosol igroscopici, validati sui test VANAM M3 (simile a DEMONA) e sui test AHMED. Il test CSE A9 è stato utilizzato, nel CONTAIN-MELCOR *parity assessment study*, per validare la modellazione dello *scrubbing*, da parte degli spray del contenimento in MELCOR 1.8.5. Il CONTAIN-MELCOR *parity assessment study* ha permesso anche la validazione di altri fenomeni che riguardano il comportamento del contenimento. Sempre in MELCOR 1.8.5 sono stati validati il rilascio di prodotti di fissione dal combustibile, incluso quello MOX e ad alto bruciamento, sui test ORNL HI/VI e i più recenti esperimenti VERCORS. Nella Versione 1.8.5 di MELCOR sono anche stati aggiustati i modelli per il rilascio dei prodotti di fissione mediante coefficienti di sensitività. Tali valori sono stati formalizzati come opzioni del codice e valori di default in MELCOR 1.8.6, nel quale è stata anche ampliata enormemente e in maniera dettagliata la capacità di modellazione dei fenomeni di degradazione del nocciolo. Tali estensioni, che comprendono anche la modellazione della convezione nella *pool* di materiale fuso, hanno permesso una previsione migliorata della sequenza incidentale di TMI-2 e alcune di esse sono tuttora in fase di validazione. Il test Phebus FPT-1 costituisce il più vasto e comprensivo esperimento di tipo integrale, per quanto riguarda la progressione del danneggiamento, la generazione di idrogeno, il rilascio dei prodotti di fissione, la deposizione nel PCS. Altri studi di validazione per la Versione 2.1 di MELCOR sono stati eseguiti da IBRAE. Si ricorda infine che MELCOR 2.1 è molto simile alla versione 1.8.6, per quanto riguarda i modelli. La differenza più grande

è consistita nella conversione del codice sorgente a FORTRAN 95. SNL sta attualmente aggiornando il rapporto di validazione di MELCOR 2.1.

Tab. 4-5 Esperimenti e incidenti utilizzati per la validazione di MELCOR [14].

Test / Versione Codice	1.8.1	1.8.2	1.8.3	1.8.4	1.8.5	1.8.6	2.1	M 1.8.5 Volume 3	CONTAIN Parity	Phebus Synthesis	IBRAE Assessments	Separate ⁽¹⁾ Assessment	M 2.1 Volume 3
ABCOVE Tests		x					x					x	x
ACRR DF-4		x										x	
ACRR MP-1/MP-2		x										x	
Ahmed Hydroscopic Tests					x	x	x		x				x
BETHSY (ISP-38)							x				x		x
BWR Mk-III Vent Clearing Tests				x	x		x		x				x
CORA 13	x				x			x					x
CSE Spray Experiments			x		x				x			x	x
CVTR						x	x		x			x	x
DEMONA		x										x	x
FALCON Tests							x				x		x
FLECHT-SEASET	x						x				x	x	x
GE Level Swell Tests			x				x		x			x	x
HDR E-11							x					x	x
HDR V44					x		x		x				x
HI/VI FP Tests					x		x			x			x
IET DCH Experiments					x		x		x				
JAERI						x	x						x

LACE-LA1, LA3						x							x
LACE-LA4							x	x	x				x
LOFT-FP2	x					x	x				x	x	x
Marviken	x										x	x	
NEPTUN Experiment							x				x		x
NTS H2 Burn Tests					x		x		x				x
NUPEC Mixing Tests					x		x	x	x				x
OECD MCCI													x
PBF-SFD1-4							x				x		x
Phebus B9+					x			x					x
Phebus FPT-1					x	x	x	x		x		x	x
PNL Ice Condenser Test	x				x				x			x	
Quench 6							x						x
RAS MEI Tests							x				x		x
RASPLAV Salt Tests							x				x		
RTF Iodine Tests (ISP41)					x				x				x
STORM				x			x					x	x
SURC MCCI							x				x		x
TMI-2					x	x	x	x				x	x
VANAM-M3 (ISP37)					x		x	x	x				x
VERCORS 1-6 & HT/RT FP Tests					x		x			x			x

(1) "Separate Assessments" significa che esiste un rapporto autonomo (rapporto SAND o rapporto NUREG) che documenta il lavoro.

Capitolo 5

DESCRIZIONE DELLA NODALIZZAZIONE MELCOR DEL REATTORE PWR DA 900 MWe E CALCOLO STAZIONARIO

In questo capitolo si intende descrivere in dettaglio la nodalizzazione, effettuata mediante il codice MELCOR 2.1, per modellare il reattore di riferimento descritto nel Capitolo 2 del presente lavoro.

Successivamente sono presentati i risultati ottenuti inerenti alle condizioni di funzionamento dell'impianto in regime stazionario.

5.1 Nodalizzazione MELCOR del reattore PWR da 900 MWe

Il reattore di riferimento per le simulazioni è un generico reattore di tipo PWR da 900 MWe. Tale reattore è stato nodalizzato con l'ausilio dell'interfaccia grafica SNAP, sfruttando i vari *package* che costituiscono il codice MELCOR 2.1, al fine di simulare le principali fenomenologie che caratterizzano i transitori di interesse, oggetto delle successive analisi presentate nel Capitolo 6 del presente lavoro.

La nodalizzazione termoidraulica dell'impianto consiste in 55 volumi di controllo, modellati dal *package* CVH, interconnessi attraverso 70 *flow path*, modellate invece dal *package* FL. Le strutture che caratterizzano i vari componenti dell'impianto e i relativi fenomeni di scambio termico sono invece rappresentati attraverso 62 strutture termiche, modellate dal *package* HS. Il numero di volumi di controllo utilizzato al fine di caratterizzare tale nodalizzazione è stato scelto al fine di minimizzarne i componenti e il conseguente tempo di calcolo, pur cercando di mantenere

la maggiore affidabilità possibile per quanto concerne i risultati. In Fig. 5-1 è mostrata la nodalizzazione appena descritta.

I tre *loop*, che caratterizzano il PCS di questo tipo di reattore, sono stati modellati separatamente. In particolare ogni *loop* è modellato attraverso una HL, i tubi a “U” dello SG (*U Tube*), un *loop seal*, la MCP e una CL. In particolare le MCPs sono simulate attraverso i modelli di pompa attivati nelle *flow path* FP 312, FP 322 e FP 332 che collegano i *loop seal* dei tre *loop* alle rispettive CLs. Sono inoltre modellate le perdite di refrigerante associate allo spegnimento delle MCPs e quindi alla conseguente perdita di tenuta. Il lato primario dello SG di ogni *loop* è nodalizzato a sua volta da quattro volumi di controllo che rappresentano separatamente la *hotbox* (camera di ingresso del fluido), il tratto ascendente e il tratto discendente dei tubi a “U” e la *coldbox* (camera di uscita del fluido). Il tratto ascendente e quello discendente dei tubi a “U” sono accoppiati termicamente, attraverso due strutture termiche, ad un'unica regione idraulica che rappresenta il *riser* dello SG. Il lato secondario di ogni SG è modellato attraverso due volumi di controllo che rappresentano separatamente il *downcomer* e il *riser*. Sempre per quanto riguarda il SCS, sono modellate le tre linee vapore (*Steam Line*), tre “*steam header*” separati e tre volumi di alimento separati: pertanto il circuito di refrigerazione secondario non è modellato come circuito chiuso. Si sottolinea infatti che le condizioni termoidrauliche dei volumi rappresentativi degli *steam header* (CV 416, CV 426, CV 436) sono indipendenti dal tempo e di conseguenza costituiscono delle condizioni al contorno per il SCS. Le pompe secondarie (*Main Feedwater Pump - MFW*) sono modellate attraverso opportune sorgenti di massa ed entalpia, poste nei volumi di alimento (CV 414, CV 424, CV 434). In questo caso i volumi idraulici sono invece dipendenti dal tempo, ma non le sorgenti. Pertanto i parametri imposti da queste ultime costituiscono anch'essi condizioni al contorno per il SCS.

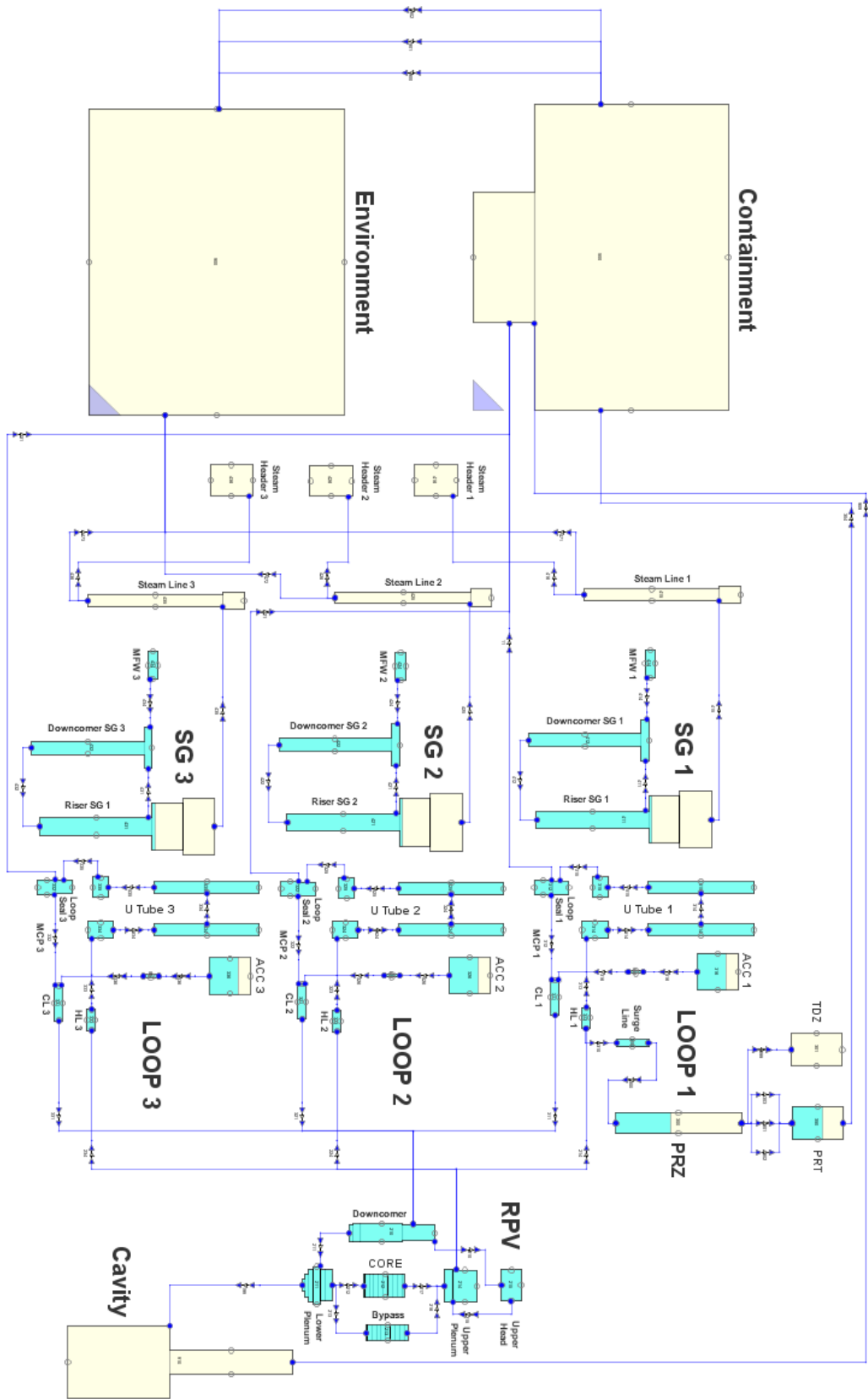


Fig. 5-1 Nodalizzazione MELCOR del reattore di riferimento.

Al LOOP 1 è collegato il PRZ, modellato attraverso due volumi di controllo che rappresentano il PRZ stesso, e la *surge line* di collegamento con la HL 1. Il *Pressurized Relief Tank* (PRT) è modellato attraverso un volume idraulico di circa 40 m³, di cui circa 25 m³ sono occupati da acqua liquida. Inoltre, nei primi secondi di transitorio, un volume fittizio, le cui condizioni idrauliche sono indipendenti dal tempo (TDZ), viene usato per stabilizzare la pressione nel PRZ.

Sono inoltre modellate le valvole di sicurezza (*Safety Relief Valve* - SRV) del circuito primario, poste in testa al PRZ, le valvole di sicurezza del circuito secondario, che scaricano direttamente in ambiente dalle linee vapore, e i relativi parametri di intervento.

Ad ogni *loop* è collegato un accumulatore (CV 316, CV 326, CV 336), modellato attraverso un volume idraulico e da un secondo volume di controllo che ne modella la linea di collegamento al PCS. Ogni accumulatore è caratterizzato da una *atmosphere* di azoto, da una pressione interna di circa 40 bar ed è collegato al rispettivo punto di iniezione (CL del *loop* corrispondente) attraverso una *flow path* in cui è modellata la valvola di non ritorno, assieme ai relativi parametri di intervento.

In Fig. 5-2 si riporta un dettaglio del LOOP 1 e della parte di SCS ad esso accoppiata.

La nodalizzazione termoidraulica del RPV è realizzata in modo da associare un unico volume di controllo ad ogni regione del RPV stesso. Sono quindi modellati indipendentemente il *downcomer* (CV 210), il *lower plenum* (CV 211), il *core* (CV 212), il *bypass* (CV 213), l'*upper plenum* (CV 214) e l'*upper head* (CV 215). In Fig. 5-3 è riportato un dettaglio della nodalizzazione termoidraulica del RPV.

Il contenimento del reattore è modellato attraverso due volumi di controllo, corrispondenti rispettivamente alla *cavity* (CV 910) e ad un volume equivalente a quello di tutti gli altri compartimenti (CV 500). È inoltre presente un terzo volume idraulico (CV 900) avente lo scopo di modellare

l'ambiente esterno. Sono modellate inoltre le logiche di fallimento del contenimento. In particolare il volume della *cavity* è collegato a quello del *lower plenum* attraverso una *flow path* predisposta in modo da aprirsi, all'atto del fallimento della *lower head*.

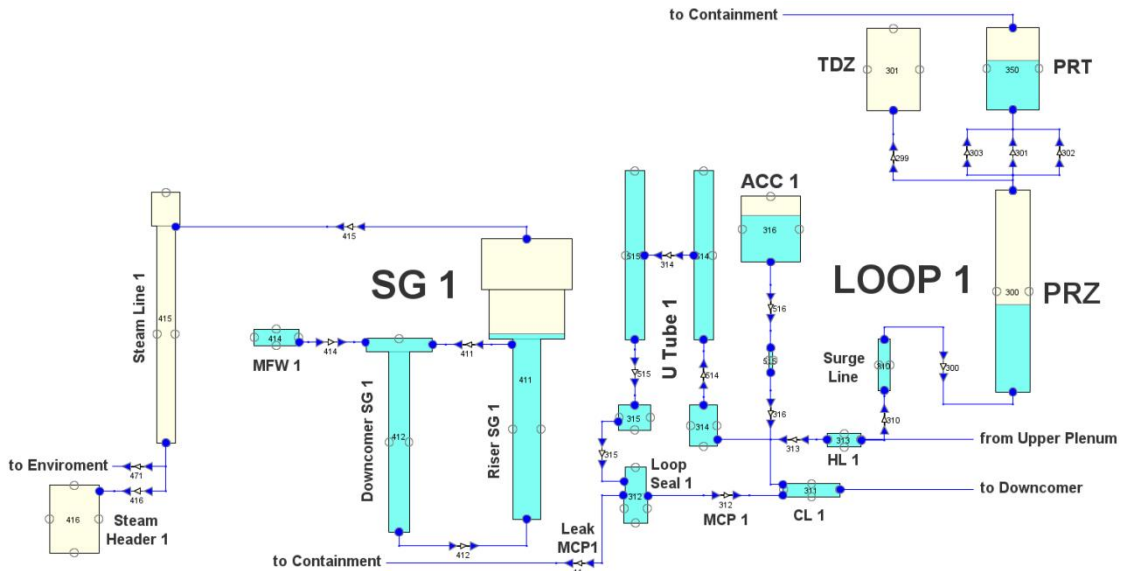


Fig. 5-2 Nodalizzazione MELCOR del LOOP 1 del reattore di riferimento.

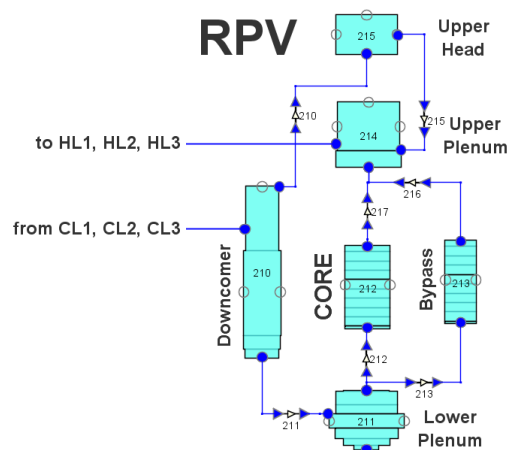


Fig. 5-3 Nodalizzazione MELCOR del RPV del reattore di riferimento.

Si sottolinea infine che, nel modello adottato per condurre le simulazioni, sono state implementate molteplici logiche atte a regolare il funzionamento dell'impianto nonché dei suoi componenti.

La nodalizzazione termoidraulica descritta finora costituisce la base dell'input e fornisce le condizioni al contorno a tutti gli altri *package* di MELCOR.

5.2 Modellazione del core e del lower plenum

Per poter simulare i fenomeni fisici che avvengono durante una sequenza incidentale severa nel RPV, e in particolare nelle regioni del *core* e del *lower plenum*, viene utilizzato il *package* COR. La nodalizzazione del *package* COR è caratterizzata da una discretizzazione assiale e radiale che definisce delle celle atte a caratterizzare la distribuzione delle masse (combustibile, guaine, SS, NS, ecc.) all'interno del *core* e del *lower plenum*. Tale nodalizzazione è accoppiata a quella delle corrispondenti regioni termoidrauliche descritte in precedenza. In Fig. 5-4 (a) è riportata la visualizzazione 3-D della nodalizzazione del *core* nel *package* COR, realizzata tramite SNAP, mentre in Fig. 5-4 (b) viene mostrata più in dettaglio la strategia di nodalizzazione.

In particolare la regione del *core* è suddivisa in 5 anelli radiali concentrici e 10 livelli assiali (livelli 8-17) di cui 8 livelli (livelli 9-16) rappresentano la parte attiva del nocciolo. Per modellare la regione del *lower plenum* si è aggiunto un sesto anello radiale, rappresentativo della regione periferica del *lower plenum* che si estende oltre il perimetro del *core*. Pertanto risultano definite 50 celle di calcolo per la regione del *core* e 35 celle di calcolo per la regione del *lower plenum*. Sono inoltre attivati i livelli inferiori del *downcomer*.

5.2.1 Masse e strutture nel package COR

Le masse presenti nelle regioni del *core* e del *lower plenum* sono state ripartite tra le varie celle che compongono la nodalizzazione operata nel *package* COR, descritta precedentemente.

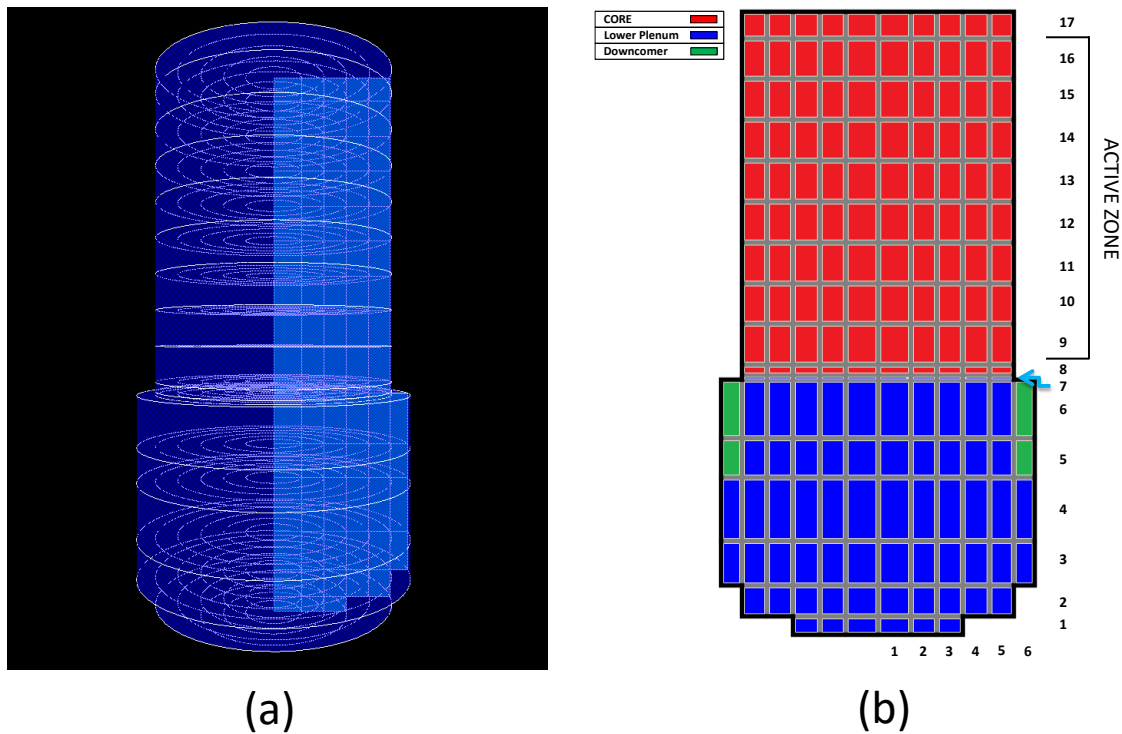


Fig. 5-4 Visualizzazione 3D della nodalizzazione realizzata mediante il *Package COR* (a), strategia di nodalizzazione (b).

Sulla base di quanto riportato nel rapporto NUREG/CR-7008 [14], per quanto riguarda le barre di combustibile e il loro criterio di fallimento si ricorda che, a fronte del riscaldamento del nocciolo durante una sequenza incidentale severa, le guaine delle barre si rompono a temperature relativamente basse, comportando così il rilascio dell'attività contenuta nel gap tra le barre stesse e il combustibile. Successivamente, all'aumentare della temperatura, le guaine sono sottoposte a ossidazione e ciò comporta la formazione di un guscio esterno di ossido, caratterizzato da una temperatura di fusione molto più alta (2990 K) di quella dello Zircaloy (2098 K). I test condotti nell'impianto sperimentale Phebus hanno evidenziato come tale guscio preservi pertanto la geometria delle barre di combustibile, nonostante il fatto che lo Zircaloy interno ad esso fonda e venga rilocato. Tale situazione è mostrata in Fig. 5-5. La portata massima per unità di ampiezza di Zircaloy fuso in uscita dalla rottura della guaina è stata imposta a 0.20 kg/m*s, come raccomandato dal rapporto NUREG/CR-7008 [14].

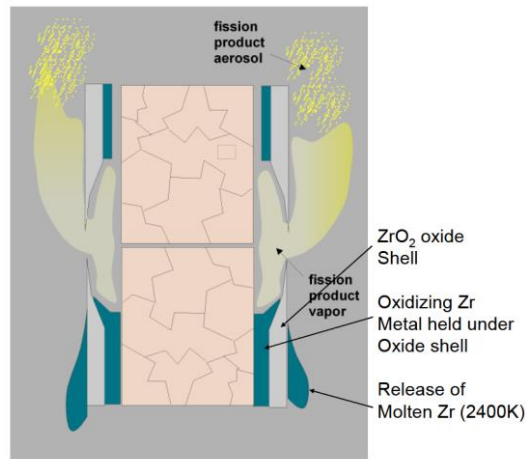


Fig. 5-5 Rappresentazione della degradazione delle barre di combustibile in MELCOR [14].

In tali circostanze il guscio di ossido è sottoposto ad un progressivo indebolimento termomeccanico. MELCOR dispone di un modello che tiene conto di tale indebolimento come funzione del tempo e della temperatura. Tale modello prevede che, una volta che l'ossido delle guaine supera la temperatura di fusione dello Zircaloy (2098 K di default [12]), una “*thermal lifetime function*” accumuli una frazione di danneggiamento fino alla conseguente rottura. La frazione di danneggiamento cumulativa viene incrementata ad ogni *timestep*, secondo la seguente relazione:

$$D_{i+1} = D_i + \left[\frac{dt}{TtF(T)} \right]$$

dove:

- D_{i+1} è la frazione di danneggiamento accumulata nel *timestep* in esame;
- D_i è la frazione di danneggiamento accumulata fino al *timestep* in esame;
- dt è la durata del *timestep* in esame;

- $TtF(T)$ è il tempo residuo, alla temperatura in esame T , prima del fallimento della guaina ossidata.

In particolare il modello prevede che l'accumulo inizi nel momento in cui lo spessore delle guaine scende al di sotto del 10% del proprio valore nominale. Il modello è implementabile in MELCOR mediante una TF che specifica il tempo residuo prima del fallimento delle barre di combustibile, in funzione della temperatura delle guaine. Nel modello adottato per le simulazioni si è scelto di utilizzare i valori raccomandati dal rapporto NUREG/CR-7008 [14], riportati in Tab. 5-1.

Tab. 5-1 Migliore stima della vita residua della barre di combustibile in funzione della temperatura della guaina [14].

Temperatura Guaina	Vita Residua
2090 K	infinita
2100 K	10 ore
2500 K	1 ora
2600K	5 minuti

I valori intermedi del tempo residuo prima del fallimento della guaina sono interpolati linearmente.

Per tenere conto delle interazioni tra ZrO_2 e UO_2 che causano la formazione di un eutettico, caratterizzato da un punto di fusione più basso di quello dei due ossidi puri, si è fissata una temperatura di fusione comune ai due ossidi di 2800 K, come raccomandato dal rapporto NUREG/CR-7008 [14]. Tale temperatura è certamente più bassa di quella di fusione dell'ossido di uranio e di quella dell'ossido di zirconio (rispettivamente uguali a 3113 K e 2990 K) ed è anche stata imposta come temperatura massima alla quale una barra di combustibile ossidata può conservare complessivamente la propria integrità strutturale, in assenza di Zircaloy non ossidato nelle guaine.

Sempre per quanto riguarda la degradazione del *core*, sono stati implementati altri importanti parametri, su raccomandazione del rapporto NUREG/CR-7008 [14]. In particolare il valore 0.1 è stato assunto per i parametri di scambio termico per irraggiamento all'interno del *core* verso l'esterno e verso l'alto. Sono stati inoltre implementati valori ragionevoli per i coefficienti di scambio termico dei materiali in fase di *candling*. Questi ultimi in particolare sono: 7500 W/m²K per l'ossido di uranio, 7500 W/m²K per l'ossido di zirconio, 2500 W/m²K per l'acciaio, 7500 W/m²K per lo Zircaloy, 2500 W/m²K per l'ossido di acciaio e 2500 W/m²K per i veleni.

Per quanto riguarda le strutture all'interno della regione *core*, si evidenzia che sono stati modellati il combustibile, le guaine e i materiali non strutturali, in particolare costituiti da acciaio (ad esempio la parte superiore non attiva degli elementi di combustibile), veleni e Zircaloy. Nel livello 8 del *core* sono inoltre simulate le basi non attive degli elementi di combustibile come SS in acciaio attraverso il modello COLUMN.

Le strutture contenute nel *lower plenum*, di cui fanno parte la piastra inferiore del *core*, la piastra di supporto del *core*, le colonne di supporto e i supporti secondari, sono invece stati modellati come SS di acciaio. In particolare la piastra inferiore del *core* è alloggiata nel livello assiale 7, la piastra di supporto del *core* è alloggiata nel livello assiale 5, le colonne di supporto e i supporti secondari sono invece alloggiati nei livelli 2, 3, 4 e 6. Per quanto riguarda i modelli adottati per simulare tali strutture si è fatto riferimento a quanto raccomandato dallo studio NUREG/CR-7008 [14].

In Fig. 5-6, realizzata mediante l'interfaccia grafica SNAP, è mostrata una rappresentazione schematica della disposizione delle strutture appena descritte. In particolare le parti in giallo rappresentano le strutture in acciaio. Si sottolinea inoltre che la rappresentazione grafica mostra parti strutturali verticali come apparenti strutture orizzontali, ma nel calcolo vi è un'adeguata corrispondenza alla realistica configurazione geometrica delle parti strutturali interne al RPV.

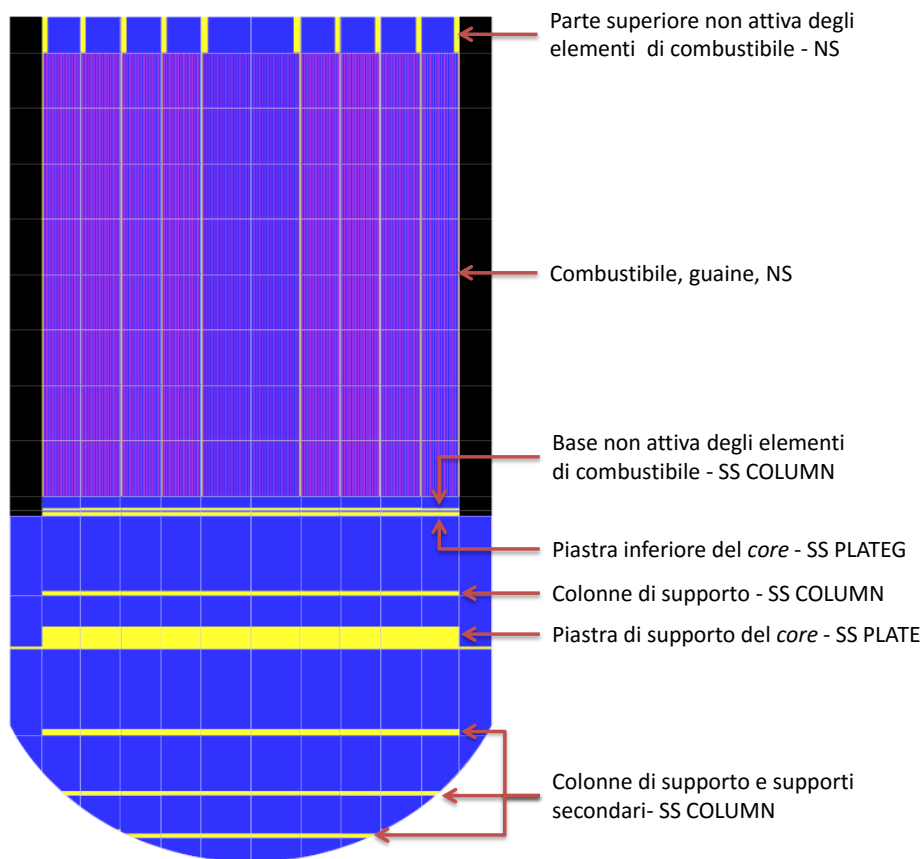


Fig. 5-6 Rappresentazione delle SS e delle NS modellate con MELCOR

La piastra inferiore del *core* è pertanto stata modellata mediante il modello PLATEG, mentre la piastra di supporto del *core* mediante il modello PLATE. Per le colonne di supporto alloggiato nel livello 6 si è adottato il modello COLUMN. In questo modo il peso della regione del *core* viene scaricato mediante la piastra inferiore del *core* e le colonne di supporto sulla piastra di supporto del nocciolo. I supporti secondari e le colonne di supporto poste al di sotto della piastra di supporto del *core* sono anch'essi simulati attraverso il modello COLUMN.

Il fallimento locale termomeccanico della piastra inferiore del *core* e della piastra di supporto del *core* è calcolato internamente, da parte di MELCOR, mediante le relazioni dello sforzo di Roark [12]. Il fallimento delle piastre è pertanto basato sul superamento della tensione di snervamento nelle condizioni locali di temperatura del materiale. Dopo il fallimento della piastra inferiore del *core*, il *debris* crolla sulla piastra di supporto del *core*, passando attraverso le colonne di supporto. Quando

anche quest'ultima piastra fallisce, inizia lo *slumping*, ovvero la rilocazione massiva del *corium* soprastante nel *lower plenum*. Tale evento attiva il modello di MELCOR atto a simulare il fenomeno di *quenching* dei detriti in fase di rilocazione. A tale riguardo sono stati imposti una velocità di caduta del *debris* di 0.01 m/s e un coefficiente di scambio termico tra *debris* e *pool* circostante di 2000 W/m²K, sulla base di quanto raccomandato nel rapporto NUREG/CR-7008 [14]. Sempre sulla base di tale studio sono stati imposti un diametro equivalente del *debris* di 0.01 m, nella regione del *core*, e di 0.002 m, nel *lower plenum*. Il fallimento delle piastre dipende dal livello d'acqua nel RPV. Tale livello è esposto anche al *debris* caldo, durante la sua rilocazione, che ne causa un progressivo abbassamento, fino al completo svuotamento della *lower head*.

5.2.2 Modellazione della lower head e del suo fallimento

In MELCOR la *lower head* è modellata attraverso una nodalizzazione indipendente, come già spiegato nel capitolo precedente. Quest'ultima consiste nella suddivisione della *lower head* stessa in più segmenti, partendo dalla base fino ad arrivare alla parte cilindrica del RPV. Inoltre lo spessore della *lower head* può essere suddiviso ulteriormente in un determinato numero di nodi di temperatura alle differenze finite, per analizzare i fenomeni di conduzione. Nel modello in esame si è scelto di nodalizzare la parete della *lower head* attraverso 15 segmenti, di cui 12 modellano la calotta emisferica. Ogni segmento è stato poi suddiviso in 20 nodi radiali di temperatura a cui corrispondono 19 strati di materiale (acciaio al carbonio). In Fig. 5-7 è mostrata una rappresentazione grafica della nodalizzazione adottata, realizzata mediante l'interfaccia grafica SNAP.

MELCOR è in grado di modellare (vedi referenza [14]) gli scambi termici che avvengono all'interno del *lower plenum* tra le pool di materiale fuso, il *debris*, la *lower head* e le sue penetrazioni. In Fig. 5-8 è mostrata una rappresentazione schematica degli scambi termici con la parete della *lower head*.

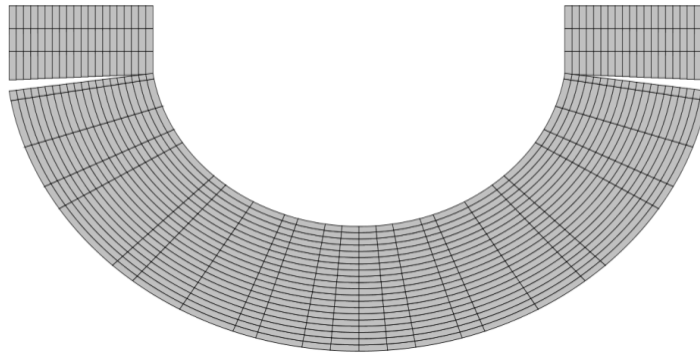


Fig. 5-7 Nodalizzazione MELCOR della *lower head* del reattore di riferimento.

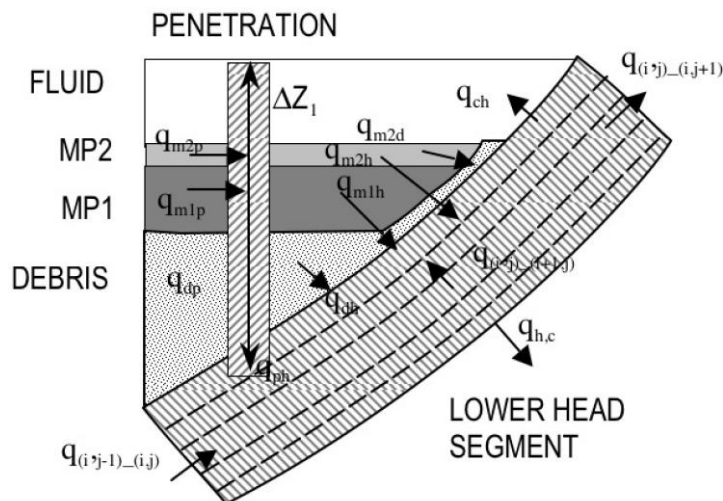


Fig. 5-8 Rappresentazione degli scambi termici alla parete della *lower head* in MELCOR [14].

Il modello prevede lo scambio termico tra il *debris* solido e la *lower head*. Il *debris* solido è inoltre considerato come bagnabile dall'acqua presente nel *lower plenum*, qualora sia presente. Qualora si formi del *debris* fuso, esso può scambiare per convezione con la *lower head*, utilizzando le correlazioni per lo scambio termico con un *debris bed* fuso. All'interno del *lower plenum* possono anche formarsi eventuali *pool* di materiale metallico fuso (MP2) e di ossido fuso (MP1), caratterizzate da uno scambio termico bidimensionale radiale e azimutale attraverso la parete della *lower head*.

La parete esterna di quest'ultima può invece scambiare calore con la *cavity*, qualora sia allagata.

Per quanto riguarda la modellazione del fallimento della *lower head*, e quindi del RPV, con conseguente espulsione da esso di materiale fuso, si è scelto di non simulare l'eventuale fallimento delle penetrazioni. Per evitare tale eventualità, si è imposta una soglia di temperatura di fallimento delle penetrazioni molto elevata, ovvero di 9999 K, come raccomandato dallo studio NUREG/CR-7008 [14]. Si è pertanto deciso di simulare il fallimento della *lower head*, mediante i parametri di default predisposti in MELCOR, con un modello di fallimento per rottura da *creep*. In particolare il codice calcola il parametro di Larson-Miller, utilizzando un profilo monodimensionale di temperatura lungo la *lower head*. Viene quindi calcolata la deformazione cumulativa e il fallimento si verifica con una deformazione del 18%. È inoltre attivo il modello di fallimento della *lower head* per eccessiva differenza di pressione tra il RPV e il contenimento, ma tale meccanismo di fallimento è da considerarsi pressoché irrealizzabile nel transitorio in esame, dal momento che il LBLOCA è caratterizzato da una forte depressurizzazione del PCS. All'atto del fallimento del RPV, si è assunto che i detriti solidi e fusi, contenuti all'interno della *lower head*, siano scaricati simultaneamente nella *cavity* sottostante.

In Tab. 5-2 sono riassunti tutti i parametri, o variazioni dai valori di default implementati in MELCOR, che sono stati imposti su raccomandazione dello studio NUREG/CR-7008 [14].

Tab. 5-2 Principali parametri di degradazione del core implementati in MELCOR [14].

Record	Campo	Valore	Descrizione
FLnnnFF	KFLSH	1	<i>Forward Flow Flashing Model</i> attivato nelle giunzioni che modellano la rottura che caratterizza il LOCA.
COR00009	HDBPN HDBLH MDHMPO MDHMPPM TPFAIL CDISPN	100 W/m ² *K 100 W/m ² *K 'MODEL' 'MODEL' 9999 K 1.0	Imposizione di un coefficiente ragionevole di scambio termico tra <i>debris</i> solido e <i>lower head</i> . Attivazione dei modelli interni di scambio termico tra <i>pool</i> di materiale fuso e <i>lower head</i> . Prevenzione del fallimento delle penetrazioni mediante l'imposizione di una temperatura di soglia elevata.
COR00012	HDBH2O VFALL	2000 W/m ² *K 0.01 m/s	Imposizione di un valore ragionevole del coefficiente di scambio termico tra il <i>debris</i> in caduta durante lo <i>slumping</i> e la <i>pool</i> circostante. Imposizione di un valore ragionevole di velocità di caduta del <i>debris</i> .
CORijj04	DHYPD	Core - 0.01 m LP - 0.002 m	Imposizione di un valore ragionevole di diametro equivalente del <i>debris</i> . Il valore di 2 mm nel <i>lower plenum</i> è basato sui test FARO.
SC-1132(1)	TRDFAI	2800 K	Imposizione di un valore ragionevole per la temperatura di soglia fino alla quale le barre di combustibile ossidate possono mantenere la propria integrità strutturale in assenza di Zr non ossidato nelle guaine [11].
SC-1141(2)	GAMBRK	0.20 kg/m*s	Imposizione di un valore ragionevole del parametro di portata massima per unità di ampiezza di Zr fuso in uscita dalla rottura della guaina [11]. Il valore scelto è 2 mm/s sulla base dei risultati dei test CORA.

MPMATxxxx	MLT	2800 K 2800 K	UO ₂ ZrO ₂ A fronte delle interazioni tra materiali, si può verificare la fusione di questi ultimi a temperature molto più basse del loro punto di fusione. L'interazione tra ZrO ₂ e UO ₂ può risultare in un composto il cui punto di fusione è 2800 K (rispetto a 2990 K e 3113 K che sono i punti di fusione rispettivamente per ZrO ₂ e UO ₂ puri).
COR00005	HFRZUO HFRZZR HFRZSS HFRZZX HFRZSX HFRZCP	7500 W/m ² *K 7500 W/m ² *K 2500 W/m ² *K 7500 W/m ² *K 2500 W/m ² *K 2500 W/m ² *K	Imposizione di valori ragionevoli per i coefficienti di scambio termico, relativi ai materiali durante il processo di <i>candling</i> .
COR00003	FCELR FCELA	0.1 0.1	Imposizione di valori ragionevoli per i parametri di scambio termico per irraggiamento all'interno del <i>core</i> verso l'esterno e verso l'alto.

5.3 Analisi dello stato stazionario mediante MELCOR

Il calcolo MELCOR per l'analisi dello stato stazionario del generico reattore PWR da 900 MWe è stato inizializzato mediante l'interfaccia SNAP. In Fig. 5-9 è riportata la rappresentazione schematica della logica del calcolo MELCOR.

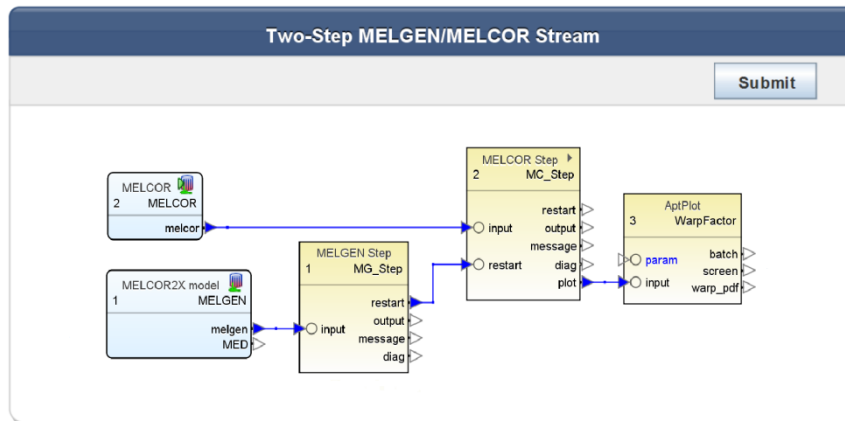


Fig. 5-9 Rappresentazione schematica tramite SNAP della logica del presente calcolo MELCOR.

Sono stati simulati 1000 s di stato stazionario.

In Tab. 5-3 è riportato il paragone tra i valori dei parametri di stazionario conseguiti mediante il calcolo effettuato con il codice MELCOR 2.1 e quelli di riferimento [1].

Tab. 5-3 Principali parametri dello stato stazionario calcolati con il codice MELCOR 2.1.

Parametro	MELCOR 2.1	Dati di Riferimento	Errore Relativo
Potenza termica del reattore	2775 MWth	2775 MWth	0 %
Pressione nel PCS	15.51 MPa	15.51 MPa	0 %
Portata in massa nel totale	13968.9 kg/s	13734 kg/s	~1.7 %
Temperatura di ingresso nel <i>core</i>	564.49 K	564.85 K	~0.06 %
Temperatura di uscita dal <i>core</i>	598.53 K	601.75 K	~0.53 %

L'analisi delle condizioni di regime stazionario dell'impianto è stata effettuata attraverso un ampio utilizzo dell'interfaccia SNAP e delle sue capacità di post-processamento dei dati. Attraverso tale strumento sono state create maschere utili per lo studio delle condizioni del fluido e dei parametri di interesse.

La Fig. 5-10 mostra la rappresentazione delle condizioni del fluido realizzata mediante l'interfaccia SNAP.

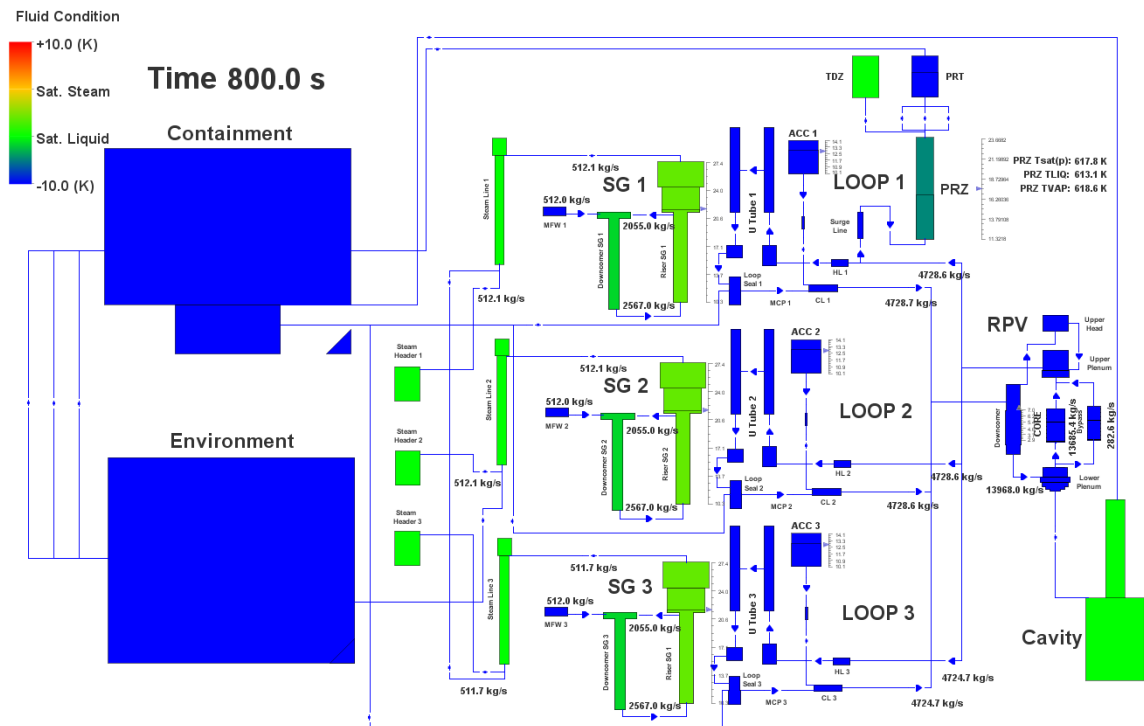


Fig. 5-10 Visualizzazione delle condizioni termoidrauliche del refrigerante primario e secondario in regime stazionario calcolato con il codice MELCOR 2.1.

La Fig. 5-11 mostra invece la maschera realizzata al fine di studiare le condizioni di pressione all'interno dell'impianto. In particolare il grafico sottostante mostra l'andamento della curva di pressione all'interno di uno dei *loop* del reattore, ottenuto attraverso la modellazione delle perdite di carico dei vari componenti nelle *flow path* che caratterizzano il *loop*. Tale curva parte dalla CL e arriva fino al *loop seal*, subito prima della MCP. Come ultimo punto del grafico, si è deciso di riportare una seconda volta il valore della pressione in CL, in modo da mettere in evidenza la differenza di pressione massima che si realizza all'interno del *loop* e che costituisce la prevalenza imposta dalla MCP.

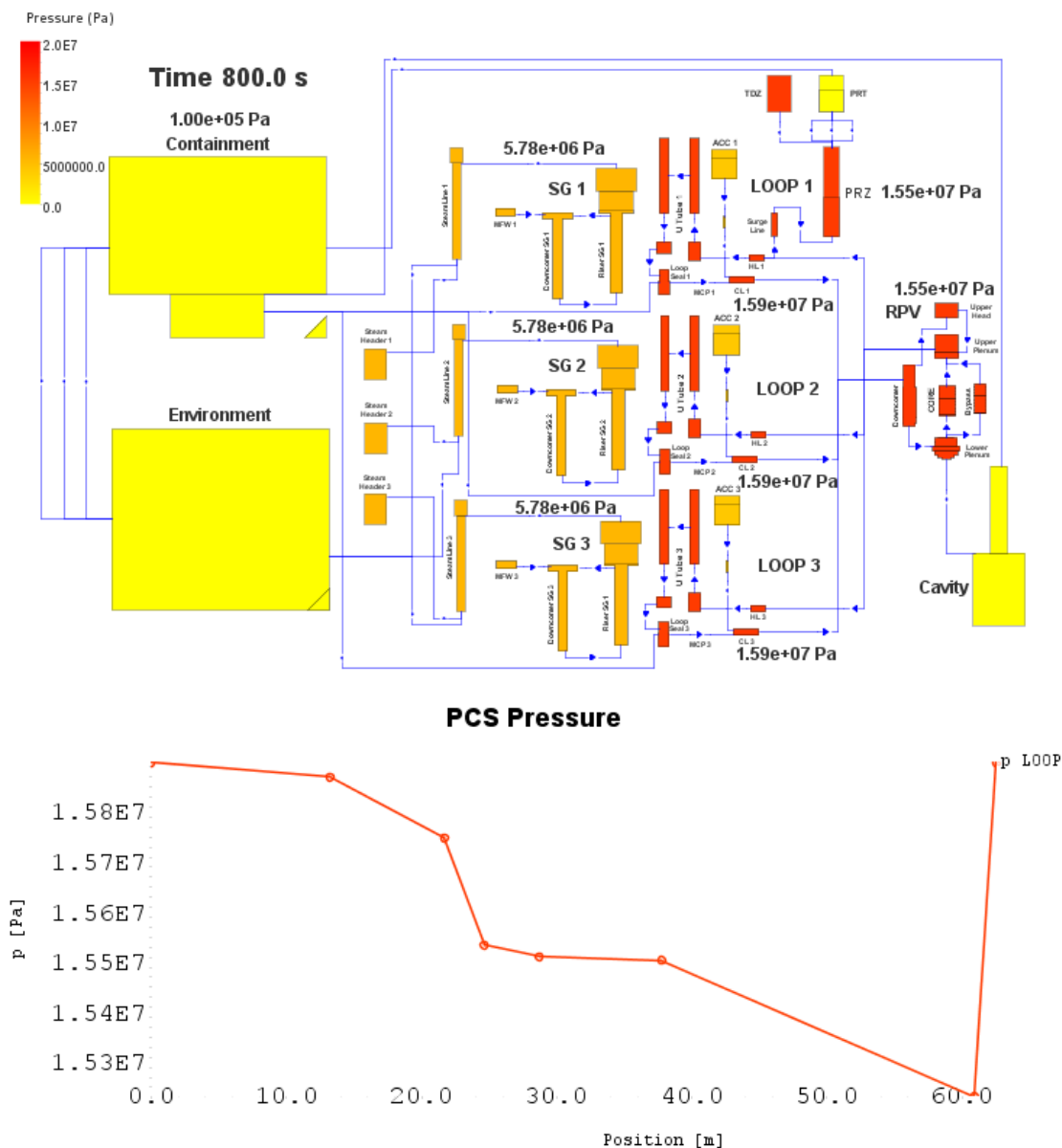


Fig. 5-11 Visualizzazione delle condizioni di pressione nel PCS e nel SCS in regime stazionario, calcolato con il codice MELCOR 2.1.

Infine si riportano alcuni grafici, sempre ottenuti attraverso l'interfaccia SNAP, utilizzati per verificare le condizioni in regime stazionario dei parametri principali dell'impianto. In particolare la Fig. 5-12 mostra i parametri principali che riguardano il PCS e il contenimento, la Fig. 5-13 i parametri principali che riguardano il SCS e in Fig. 5-14 sono mostrati la potenza termica prodotta dal reattore e quella asportata, sulla sinistra, nonché le temperature all'interno del *core*, sulla destra.

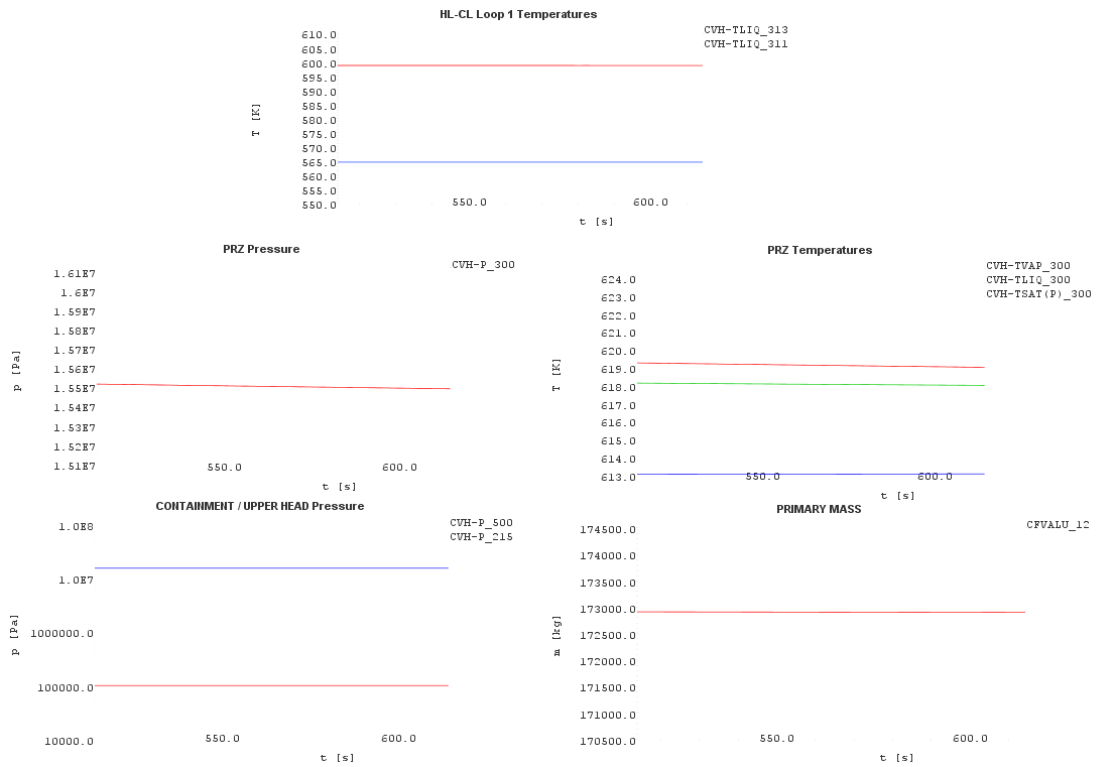


Fig. 5-12 Visualizzazione dei principali parametri del PCS in regime stazionario, realizzata mediante SNAP.

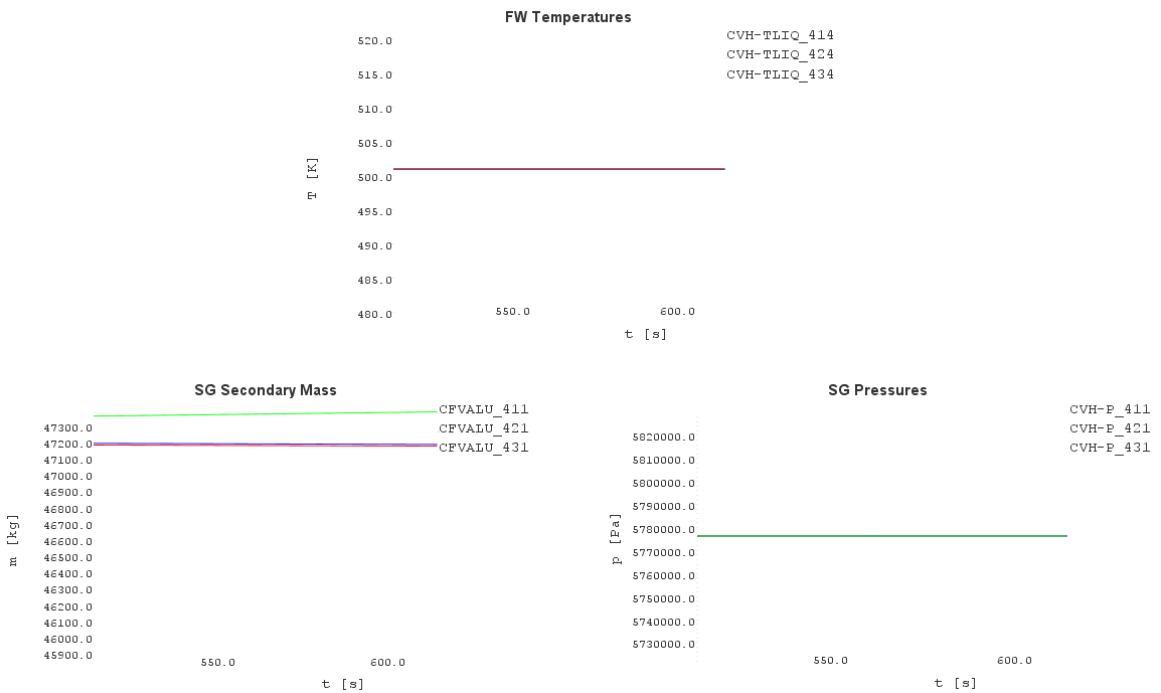


Fig. 5-13 Visualizzazione dei principali parametri del SCS in regime stazionario, realizzata mediante SNAP.

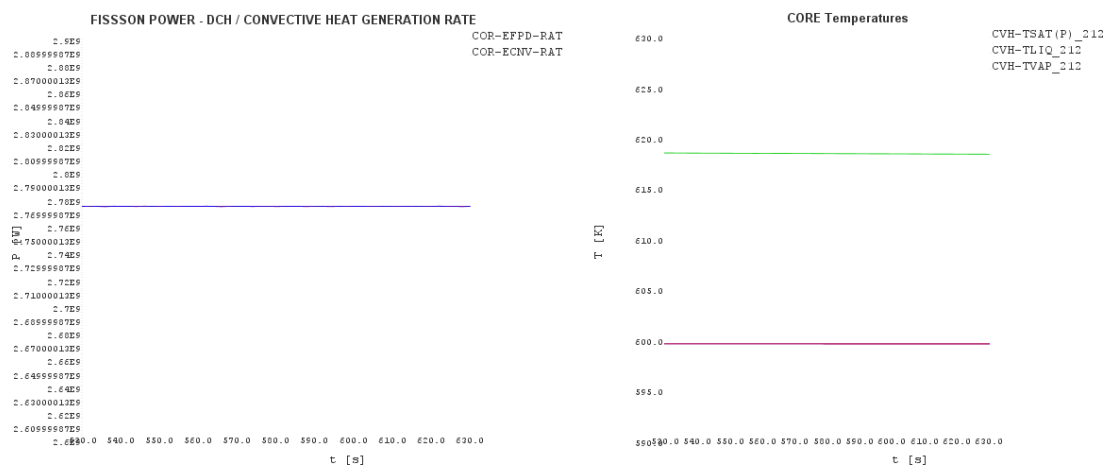


Fig. 5-14 Visualizzazione della potenza generata, della potenza asportata e delle temperature nel *core* in regime stazionario, realizzata mediante SNAP.

Capitolo 6

ANALISI DI TRE TRANSITORI LBLOCA IN UN GENERICO REATTORE PWR DA 900 MWe MEDIANTE IL CODICE MELCOR 2.1

Nel presente capitolo si intende fornire i risultati dei calcoli ottenuti con il codice MELCOR 2.1, corrispondenti al regime transitorio dovuto a postulati scenari incidentali, relativamente ad un generico reattore PWR a tre *loop* da 900 MWe. In particolare si è deciso di analizzare e confrontare tre scenari di LBLOCA non mitigato, caratterizzati da una rottura in tre punti diversi del PCS. Gli eventi iniziatori dei transitori selezionati sono:

- Rottura a ghigliottina della CL 1 del LOOP 1;
- Rottura a ghigliottina della HL 1 del LOOP 1;
- Rottura a ghigliottina della *surge line*.

Tali eventi iniziatori sono stati scelti data la loro particolare rilevanza in termini di conseguenze incidentali, il cui studio è altamente raccomandato dalle autorità di sicurezza nucleare. Infatti, durante le sequenze incidentali indotte da tali rotture, la capacità di refrigerare efficacemente il *core* del reattore è fortemente o addirittura totalmente compromessa, specialmente qualora non siano disponibili i sistemi di refrigerazione di emergenza. Si sottolinea infatti che la rottura a ghigliottina della HL e della CL di uno dei *loop* del reattore sono considerati come gli eventi iniziatori di un LBLOCA, capaci di indurre le conseguenze incidentali più gravi. In particolare un LBLOCA causato dalla rottura a ghigliottina della CL di uno dei *loop* del reattore, a valle della relativa MCP, è considerato lo scenario più gravoso in assoluto ed è pertanto stato selezionato come DBA nella

progettazione dei reattori di tipo PWR, come sottolineato nella referenza [16]. Lo scenario causato dalla rottura a ghigliottina della *surge line* è stato invece selezionato, in quanto rappresentativo della rottura in un altro punto critico dell'impianto. Infatti tale evento interrompe la connessione idraulica tra il PCS e il PRZ.

La non mitigazione degli scenari selezionati conduce inevitabilmente alla degradazione del *core* e di conseguenza ad una sequenza incidentale severa. Le analisi dei risultati dei calcoli suddetti hanno il fine di mettere in evidenza e investigare le principali fenomenologie termoidrauliche e di degradazione del *core* che caratterizzano gli scenari selezionati, analizzando le capacità del codice MELCOR 2.1 di predire i fenomeni attesi. In particolare si è deciso di concentrarsi sulla progressione incidentale *in-vessel*, fino all'eventuale fallimento della *lower head*.

I tre tipi di rottura sono stati modellati attraverso apposite *flow path* che collegano direttamente il PCS al contenimento. In particolare, nel caso di rottura della HL 1, il volume idraulico che la rappresenta è stato diviso in due parti uguali (HL 1_1 e HL 1_2), per poter meglio rappresentare la rottura a ghigliottina. Analogamente, nel caso della rottura della CL 1 e della *surge line*, il volume idraulico rappresentativo di queste ultime è stato rispettivamente suddiviso in due parti uguali (CL 1_1 e CL 1_2 per la CL 1 e SL_1 e SL_2 per la *surge line*) per lo stesso motivo. Si sottolinea che, a seguito della rottura della *surge line*, il PRZ viene isolato dal sistema primario e pertanto, dal punto di vista del PCS, vi è un'unica via di fuga per il refrigerante di diametro pari a quello della *surge line*. In Fig. 6-1, Fig. 6-2 e Fig. 6-3 è possibile vedere un dettaglio della modellazione delle tre rotture, effettuata con il codice MELCOR. Nelle *flow path* che simulano la rottura, in tutti e tre i casi, si è deciso di attivare il *Forward Flow Flashing Model* per tenere conto del fenomeno di *flashing* che caratterizza le *pool* surriscaldate che entrano in contatto con le regioni del contenimento, come raccomandato dal rapporto NUREG/CR-7008 [14]. Inoltre si sottolinea che a fronte della nodalizzazione adottata nello scenario causato dalla rottura a ghigliottina della CL 1, l'accumulatore 1 inietta nello stesso volume in cui è collocata una estremità della rottura. Pertanto il fluido iniettato da tale

accumulatore fuoriesce direttamente dalla rottura senza fornire alcun contributo alla refrigerazione del *core*.

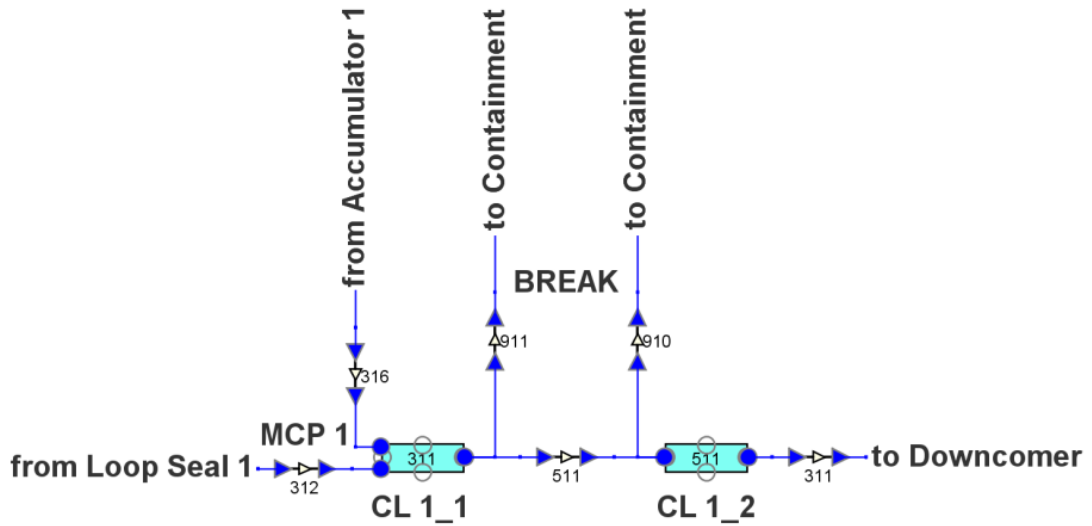


Fig. 6-1 Nodalizzazione MELCOR della rottura a ghigliottina della CL 1.

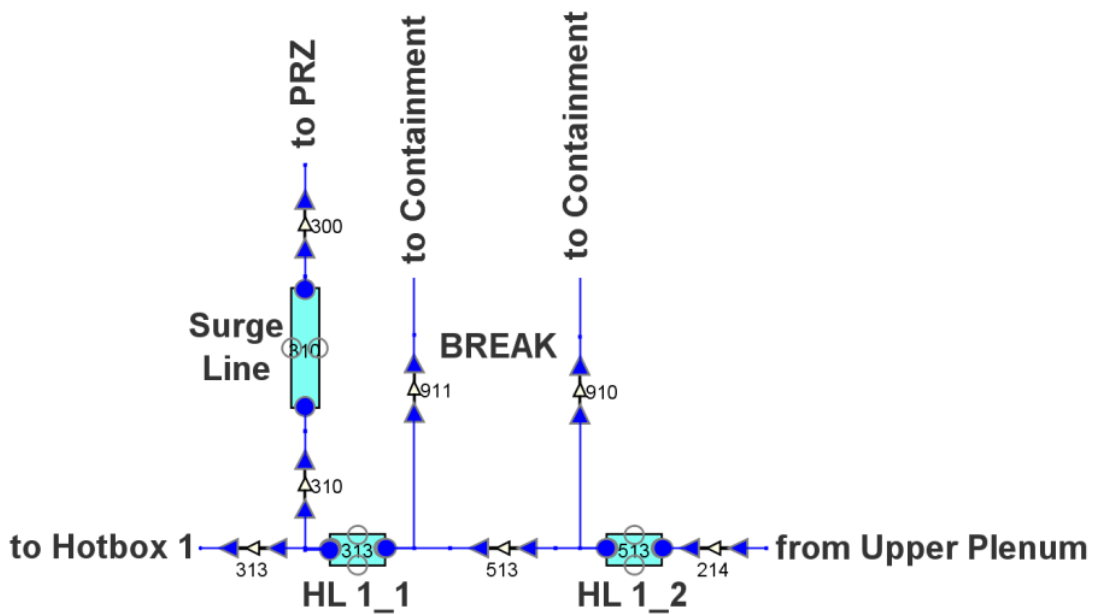


Fig. 6-2 Nodalizzazione MELCOR della rottura a ghigliottina della HL 1.

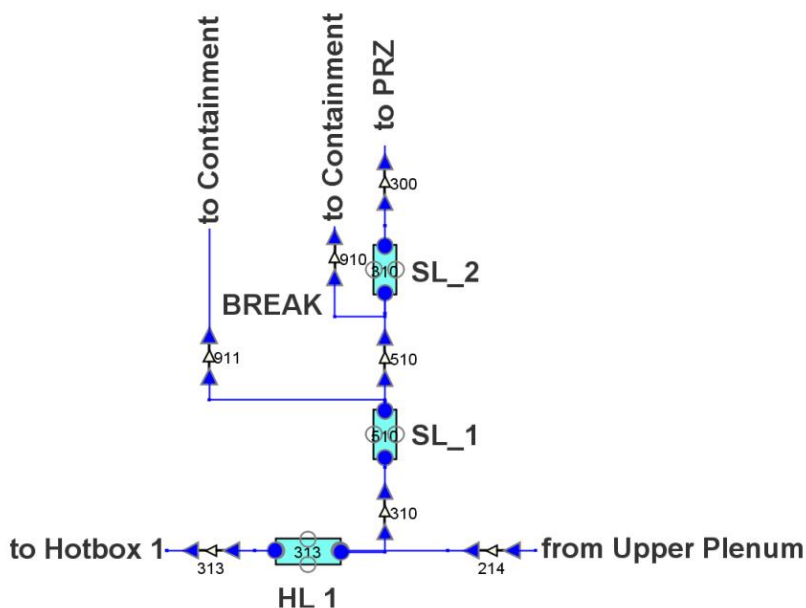


Fig. 6-3 Nodalizzaione MELCOR della rottura a ghigliottina della *surge line*.

Si sottolinea che, nei calcoli effettuati per lo studio del comportamento dell'impianto durante i transitori, il tempo di calcolo è stato impostato in modo da far avvenire la rottura al tempo $t = 0$. Pertanto il funzionamento dell'impianto in condizioni di regime stazionario si realizza nei 1000 s antecedenti a tale istante.

Le condizioni al contorno riguardanti gli eventi iniziatori e le condizioni dell'impianto implementate in MELCOR sono le stesse per tutti e tre gli scenari in esame ed in particolare sono:

- Il reattore è in condizioni di normale funzionamento prima della rottura ($t < 0$);
- Accadimento della rottura all'istante $t = 0$;
- Indisponibilità del sistema ECCS, fatta eccezione per gli accumulatori;
- Disponibilità del sistema di iniezione di emergenza degli SGs (Auxiliary Feedwater System – AFS).

Come già accennato, poste le condizioni al contorno, l'indisponibilità del sistema ECCS determina un incidente di tipo severo.

Si intende ora fornire l'analisi dei risultati dei calcoli effettuati mediante il codice MELCOR 2.1. Innanzi tutto è presentata l'analisi delle principali fenomenologie termoidrauliche che, come già accennato nel Capitolo 3 del presente lavoro, governano la prima fase di un transitorio incidentale di tipo severo. Successivamente è presentata l'analisi delle fenomenologie che riguardano il processo di degradazione del *core*.

6.1 Progressione incidentale e fenomenologia termoidraulica

Le tre sequenze incidentali selezionate hanno inizio con l'apertura delle rispettive rotture all'istante $t = 0$. I principali eventi che caratterizzano l'impianto e i transitori in esame sono riportati in Tab. 6-1 assieme ai loro istanti di accadimento.

Come atteso, rispetto alla descrizione del transitorio presentata nel Capitolo 2 del presente lavoro, l'elevata differenza di pressione tra il PCS e il contenimento causa una violenta espulsione di refrigerante attraverso la rottura e una conseguente forte depressurizzazione del PCS, dando così inizio alla fase di *blowdown*. Le rapide variazioni delle condizioni di funzionamento dell'impianto provocano lo SCRAM del reattore in tutti e tre i transitori. Il segnale di SCRAM si attiva dopo circa 100 ms, sia nel caso di rottura della CL 1, che nel caso di rottura della HL 1. Nel caso di rottura della *surge line*, tale segnale è invece lievemente ritardato, come è possibile notare in Tab. 6-1, dato il cambiamento meno brusco delle condizioni che caratterizzano il sistema in tale scenario. Quest'ultimo aspetto verrà chiarito meglio qui di seguito. In tutti e tre i transitori in esame, a fronte del segnale di SCRAM e delle logiche implementate, MELCOR predice il *trip* della turbina, lo spegnimento delle MCPs, lo spegnimento delle MFWs e l'avvio del sistema AFS.

Tab. 6-1 Sequenza cronologica degli eventi principali che caratterizzano i transitori selezionati.

Evento	Rottura CL 1	Rottura HL 1	Rottura Surge Line
Funzionamento in condizioni stazionarie del reattore	< 0 s	< 0 s	< 0 s
ROTTURA	0 s	0 s	0 s
SCRAM	~100 ms	~100 ms	~1 s
Scoprimiento TAF	~200 ms	~300 ms	~2 s
Spegnimento MFWs	~1 s	~1 s	~2 s
TRIP Turbina	~1 s	~1 s	~2 s
Spegnimento MCPs	~2 s	~3 s	~3 s
Inizio iniezione ACC1	~2 s	~7.5 s	~64 s
Inizio iniezione ACC2	~5 s	~7.5 s	~64 s
Inizio iniezione ACC3	~5 s	~7.5 s	~64 s
Scoprimiento BAF	~8 s	~2784 s	~2672 s
Primo rilascio di attività dal gap tra pastiglia e guaina	~10 s	~1322 s	~1440 s
Fine iniezione ACC1	~34 s	~40 s	~120 s
Fine iniezione ACC2	~36 s	~40 s	~120 s
Fine iniezione ACC3	~36 s	~40 s	~120 s
Inizio ossidazione	~875 s ⁽¹⁾	~1270 s	~1385 s
Inizio fusione dei materiali nel <i>core</i>	~1160 s	~1542 s	~1660 s
Raggiungimento temperatura di picco del tasso di ossidazione	~1260 s	~1650 s	~1776 s
Primo cedimento delle barre di combustibile	~2003 s	~2452 s	~2582 s
Primo fallimento della piastra inferiore del <i>core</i>	~4426 s	~5110 s	~5050 s
Primo fallimento della piastra di supporto del <i>core</i> (<i>Slumping</i>)	~5339 s	~5862 s	~5898 s
Fallimento <i>lower head</i>	~6223 s	~9756 s	~10709 s
⁽¹⁾ Nello scenario di rottura della CL 1 si realizza un primo processo di ossidazione, a circa 2 s dall'inizio del transitorio.			

La Fig. 6-4 mostra la variazione della portata in massa di refrigerante in uscita dalla rottura in funzione del tempo. Si nota come, nel caso di rottura della CL 1, la portata in massa in uscita dalla rottura sia nettamente superiore a quella che caratterizza gli altri due scenari. Ciò è dovuto al fatto che la CL 1 è la tubatura caratterizzata dal maggiore livello di pressione, essendo posta subito dopo la MCP 1. Tale portata in massa risulta invece inferiore nel caso di rottura della HL 1 e della *surge line*, dato il minor livello di pressione che caratterizza tali punti di rottura. In particolare la portata in massa in uscita dalla rottura, a seguito della rottura della *surge line*, risulta significativamente inferiore e più prolungata nel tempo, data la minore sezione che caratterizza tale tubatura rispetto a quelle della CL 1 e della HL 1.

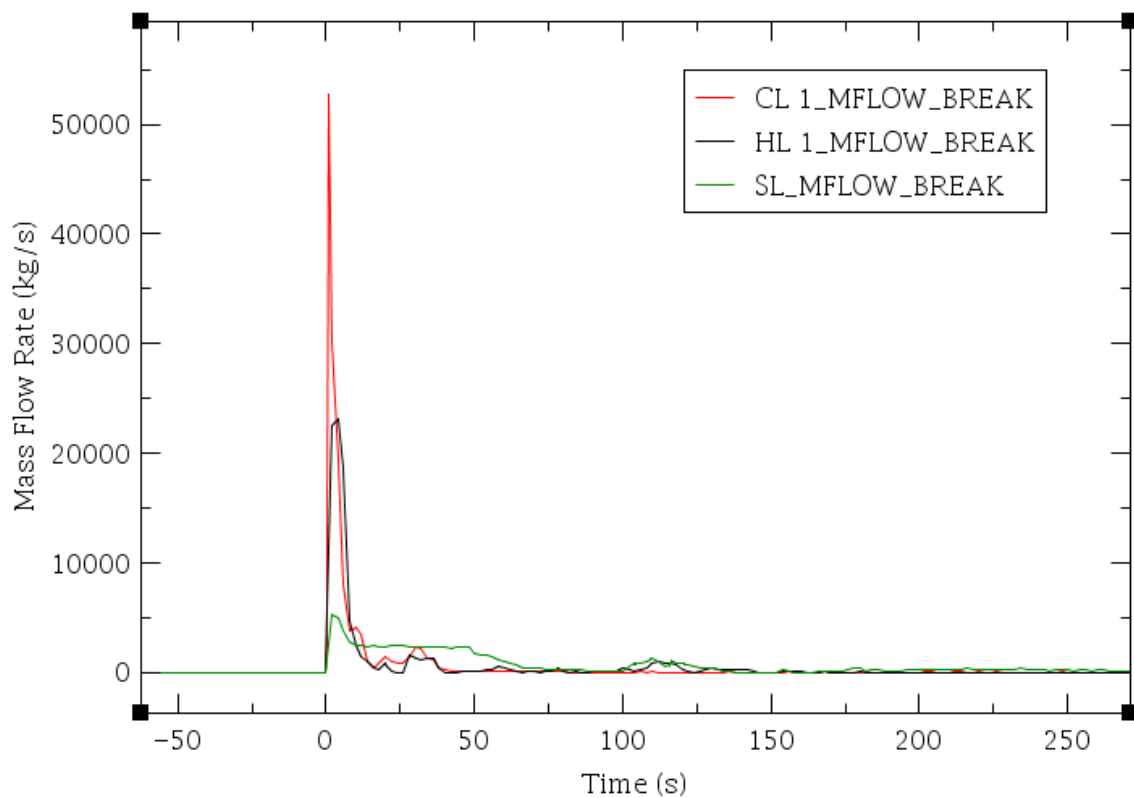


Fig. 6-4 Andamenti nel tempo della portata in massa in uscita dalla rottura a ghigliottina durante i tre transitori incidentali.

La Fig. 6-5 mostra invece l'andamento della pressione nel PCS in funzione del tempo. Come atteso, il primo periodo di depressurizzazione sottoraffreddata è caratterizzato da una riduzione di pressione del PCS ad un tasso particolarmente elevato. In accordo con quanto riportato nel Capitolo 2, la fase di depressurizzazione sottoraffreddata è inoltre caratterizzata da una inversione del flusso di refrigerante che attraversa il *core* nel caso di rottura della CL 1. Tale fenomeno è messo in evidenza dall'andamento della portata in massa di refrigerante nel *core*, mostrata in Fig. 6-6. Per quanto riguarda gli scenari conseguenti alla rottura della HL 1 e della *surge line*, tale fenomeno risulta invece assente in quanto il fluido, nel suo percorso verso la rottura, fluisce attraverso il *core*. Successivamente il fluido refrigerante raggiunge le condizioni di saturazione locale, dando così inizio al periodo di depressurizzazione bifase, caratterizzato da una riduzione del tasso di depressurizzazione.

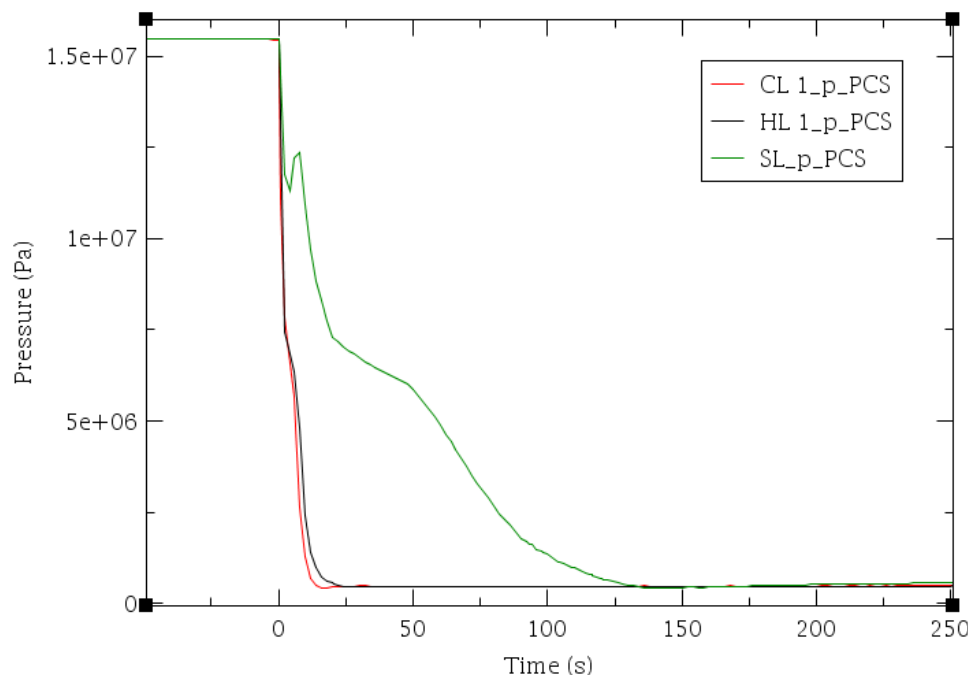


Fig. 6-5 Andamenti nel tempo della pressione nel PCS durante i tre transitori incidentali.

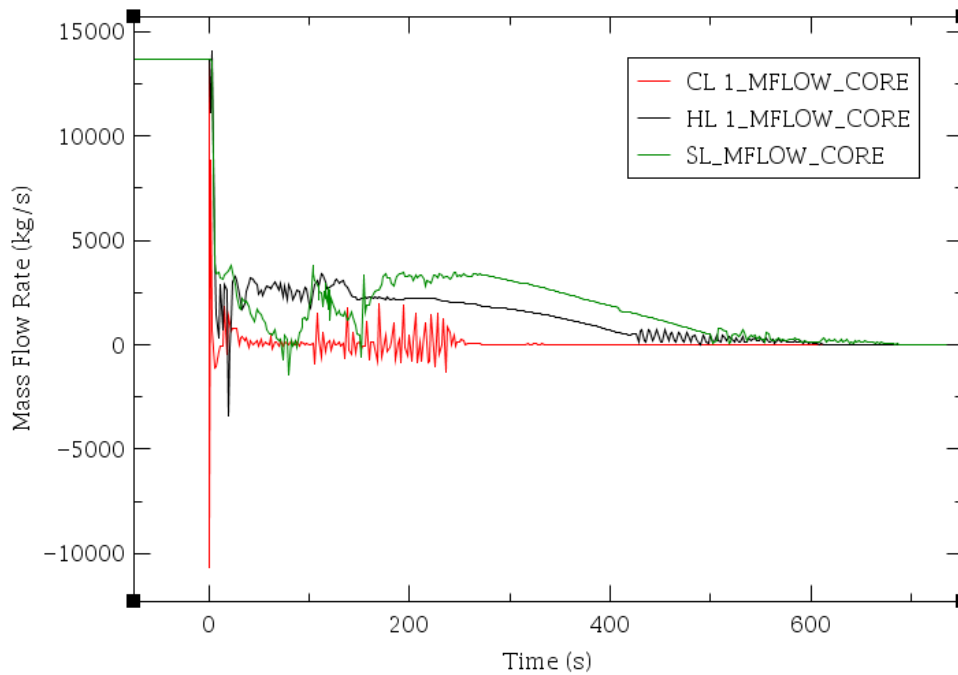


Fig. 6-6 Andamenti nel tempo della portata in massa che attraversa il *core* durante i tre transitori incidentali.

Come atteso rispetto a quanto riportato nel Capitolo 2, il periodo di depressurizzazione bifase è caratterizzato dalla propagazione di un fronte di *flashing* all'interno dell'impianto, a partire dalle regioni più calde di quest'ultimo, ovvero il *core* e la *upper head*. Tale fenomeno è evidenziato in Fig. 6-7, realizzata mediante l'interfaccia grafica SNAP, nel caso di rottura della CL 1, scelto a titolo esemplificativo. In Fig. 6-7 sono riportate le condizioni del fluido primario (sottoraffreddato, saturo, surriscaldato) nelle varie zone dell'impianto. Tale fenomeno ha luogo, come atteso, pochi decimi di secondo dopo la rottura.

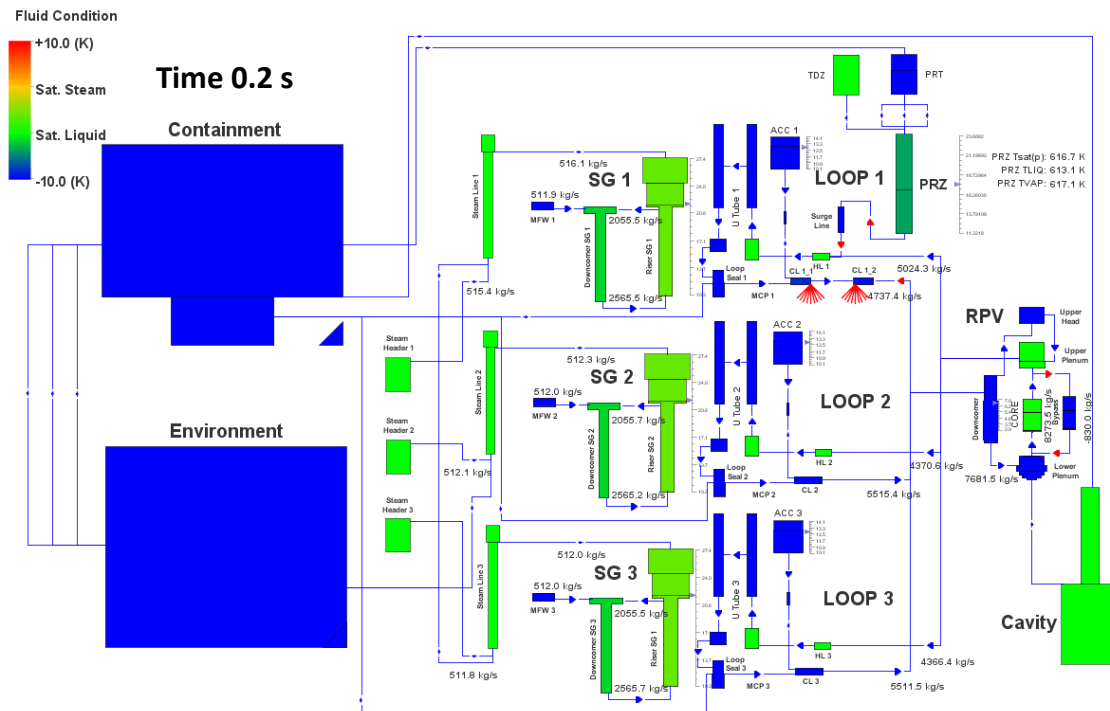


Fig. 6-7 Visualizzazione realizzata mediante SNAP delle condizioni termoidrauliche dell'impianto all'istante in cui si ha la transizione del fluido refrigerante da sottoraffreddato a bifase, nel caso della rottura della CL 1.

Il periodo di *blowdown* si conclude con l'equalizzazione tra la pressione nel PCS e quella nel contenimento, nel quale viene scaricato il fluido che fuoriesce dalla rottura. Come atteso, tale equalizzazione avviene ad una pressione di circa 4 bar. MELCOR predice il realizzarsi di tale condizione a circa 20 s dall'inizio del transitorio (*Start Of the Transient - SOT*), nel caso di rottura della CL 1, e a circa 25 s dal SOT, nel caso di rottura della HL 1, in accordo con quanto descritto nel Capitolo 2. In Fig. 6-8 è mostrata, a titolo esemplificativo, l'equalizzazione tra la pressione nel PCS e quella nel contenimento, nel caso di rottura della CL1. Nel caso di rottura della *surge line*, il codice predice invece la fine della fase di *blowdown* a circa 135 s dal SOT. È pertanto evidente come il periodo di *blowdown* sia significativamente più lungo in quest'ultimo scenario, sempre a fronte della minor dimensione della rottura e del fatto che, dal punto di vista del PCS, risulta come unica via di fuga per il refrigerante. Si sottolinea inoltre che, in quest'ultimo scenario, il codice predice un temporaneo aumento di pressione in corrispondenza della transizione tra depressurizzazione

sottoraffreddata e bifase. Tale fenomeno si ritiene dovuto al fenomeno di *flashing* che si propaga nel PCS.

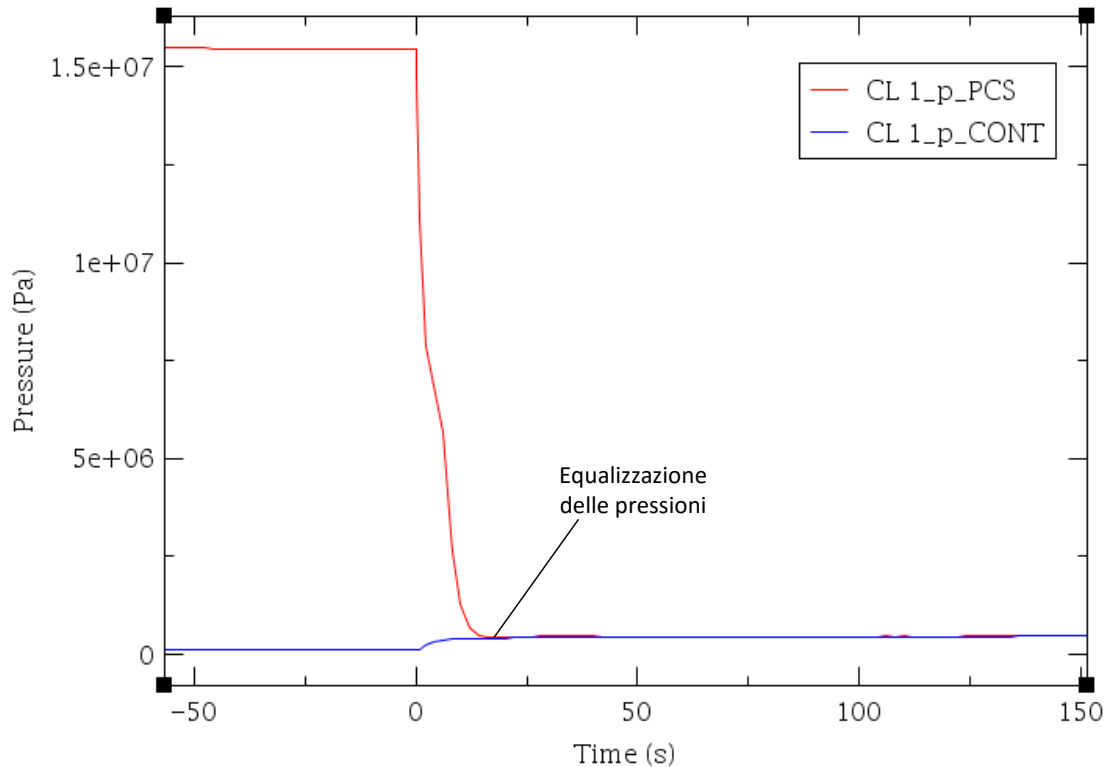


Fig. 6-8 Andamenti nel tempo della pressione nel PCS e nel contenimento a seguito della rottura della CL 1.

Il periodo di *blowdown* è chiaramente caratterizzato da una diminuzione drastica della massa di refrigerante contenuta nel PCS che causa una brusca diminuzione del livello del refrigerante all'interno del nocciolo. L'andamento di tale massa in funzione del tempo, per i tre scenari ipotizzati, è mostrato in Fig. 6-9, mentre l'andamento del livello collassato del refrigerante all'interno del *core* e del *lower plenum*, nel caso di rottura della CL 1, è mostrato in Fig. 6-10. In Fig. 6-11 e in Fig. 6-12 è riportato il confronto tra gli andamenti del livello collassato del refrigerante primario, rispettivamente nel *core* e nel *lower plenum*, per i tre transitori di interesse.

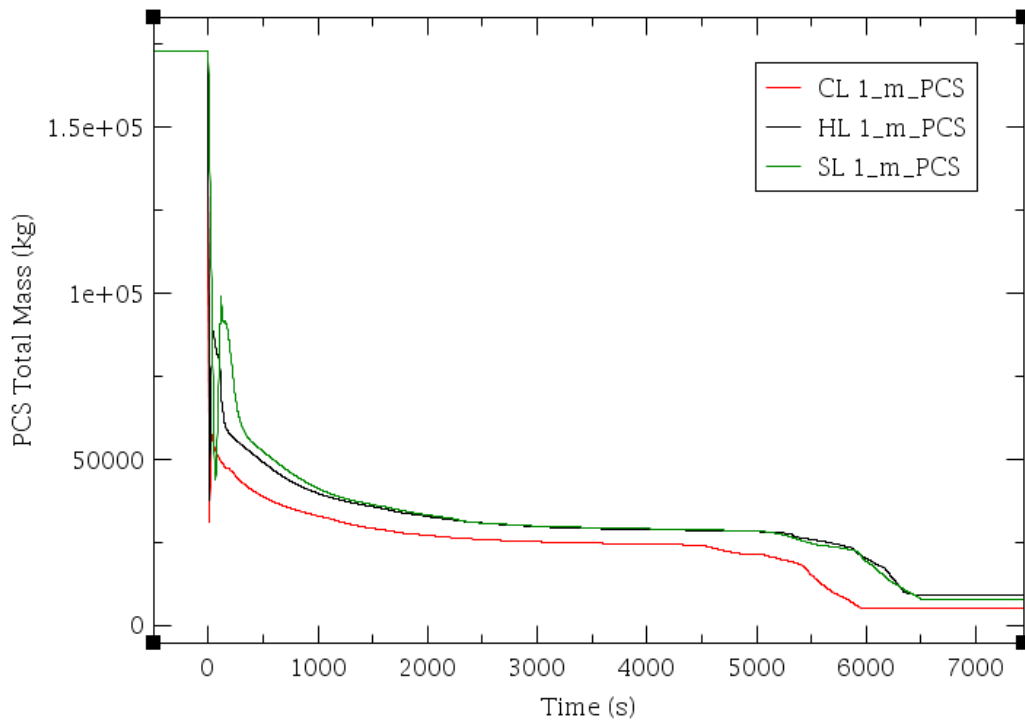


Fig. 6-9 Andamenti nel tempo della massa di refrigerante nel PCS durante i tre transitori incidentali.

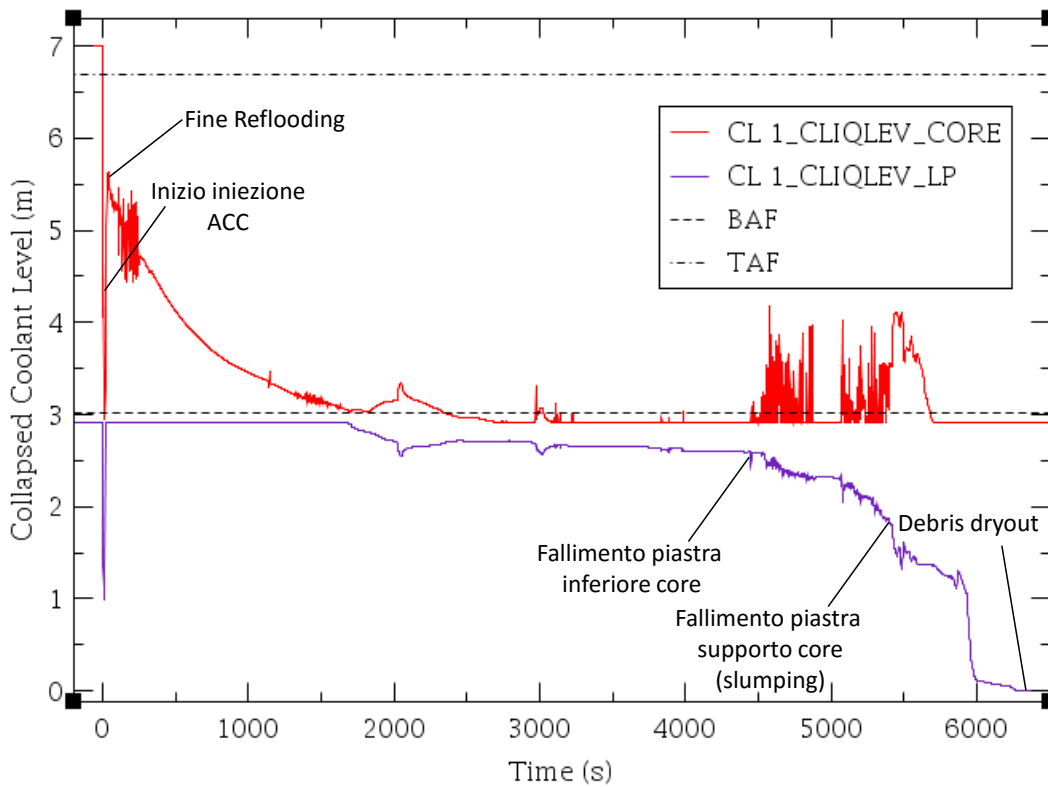


Fig. 6-10 Andamento nel tempo del livello collassato del refrigerante all'interno del RPV a seguito della rottura della CL 1.

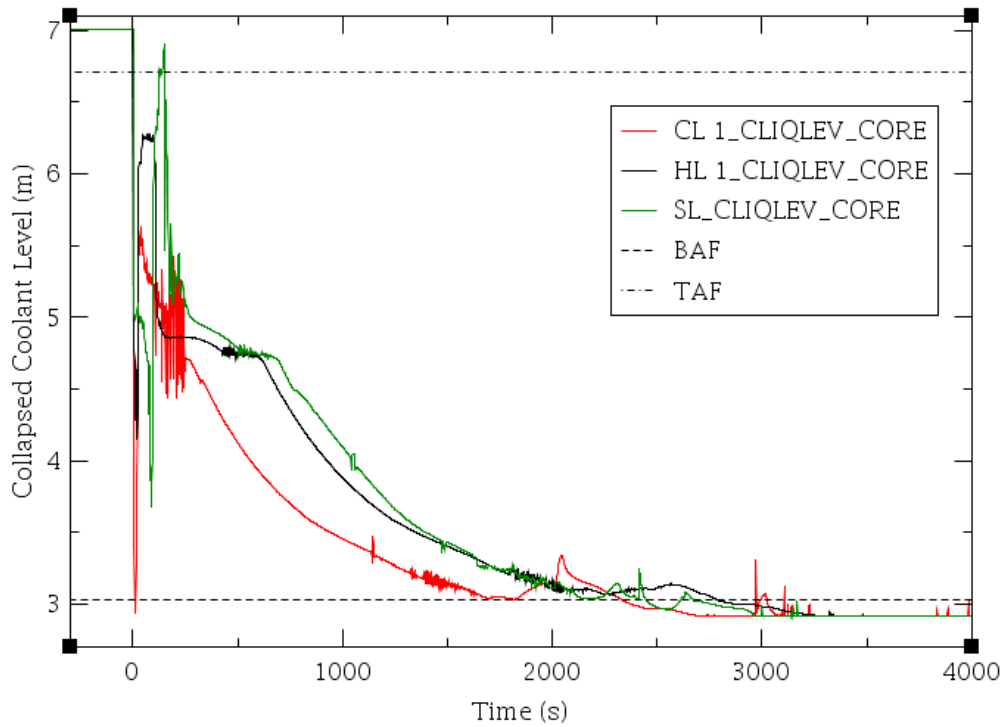


Fig. 6-11 Andamenti nel tempo del livello collassato del refrigerante nella regione del *core* durante i tre transitori incidentali.

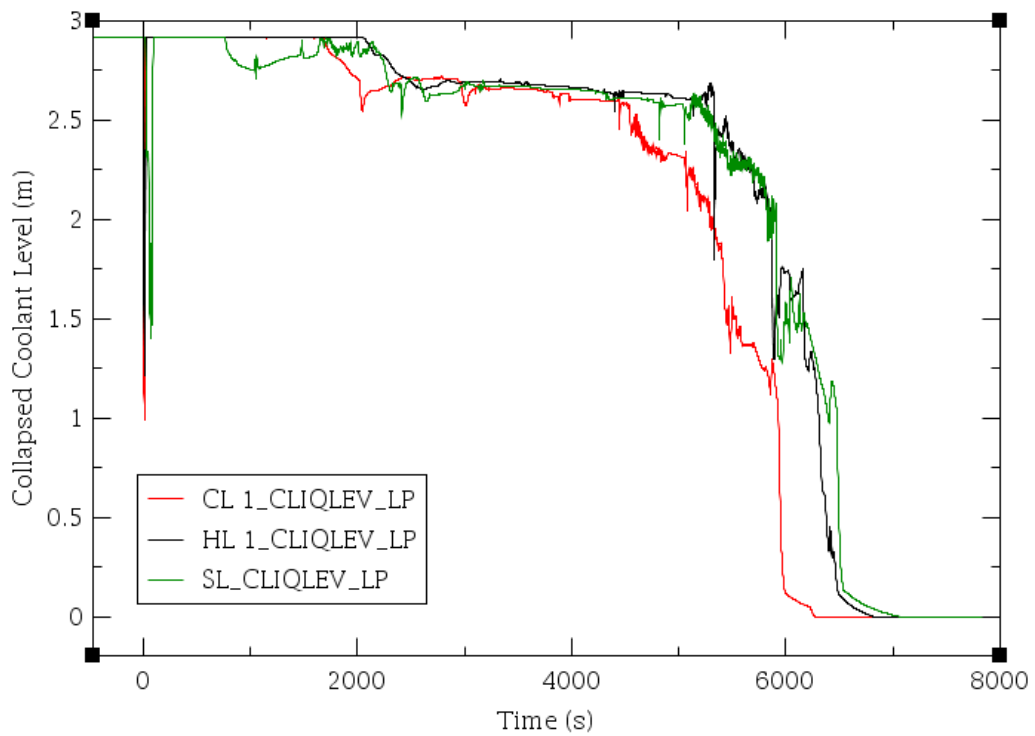


Fig. 6-12 Andamenti nel tempo del livello collassato del refrigerante nella regione del *lower plenum* durante i tre transitori incidentali.

Il calo del livello collassato di refrigerante all'interno del RPV, in questa prima fase del transitorio, è tale da causare un parziale scoprimo della regione attiva del *core* e ciò comporta la degradazione della refrigerazione del nocciolo da parte del fluido primario nella zona scoperta, avviando così il processo di riscaldamento del nocciolo. Nel caso di rottura della CL 1, il codice MELCOR predice uno scoprimo totale della regione attiva del nocciolo, inducendo un aumento di temperatura delle guaine delle barre di combustibile, tale da causarne un principio di ossidazione. Come è possibile notare in Tab. 6-1, nonostante l'entità modesta di questo primo processo di ossidazione, il calore generato in questa fase è tale da causare un primo danneggiamento delle guaine con conseguente rilascio, seppur anch'esso di scarsa entità, dell'attività contenuta nel gap delle barre di combustibile. Come spiegato nel Capitolo 2, tale eventualità è ritenuta possibile per temperature delle guaine che superino 1023 K. In Fig. 6-13 è riportato il confronto fra gli andamenti nel tempo delle temperatura delle guaine nella regione centrale alta del *core* per i tre scenari ipotizzati. In Fig. 6-14, Fig. 6-15 e Fig. 6-16 è riportato invece l'andamento nel tempo della temperatura delle guaine di combustibile, a tre differenti livelli assiali del *core*, rispettivamente nei casi rottura della CL 1, della HL 1 e della *surge line*. In Fig. 6-13 è possibile notare come, nel caso di rottura della CL 1, durante i primi istanti di transitorio, la temperatura delle guaine raggiunga un valore di picco superiore a 1100 K, che è la temperatura impostata da MELCOR [12] come soglia minima per il processo di ossidazione. Tale fenomeno giustifica il processo di ossidazione delle guaine e di rottura delle stesse appena descritti. Le temperature di picco delle guaine, raggiunte nei casi di rottura della HL 1 e nel caso di rottura della *surge line*, sono invece molto più basse, come è possibile notare sempre in Fig. 6-13, a fronte della maggior portata in massa di refrigerante che attraversa il *core* del reattore, durante i primi istanti di tali transitori (vedi Fig. 6-6).

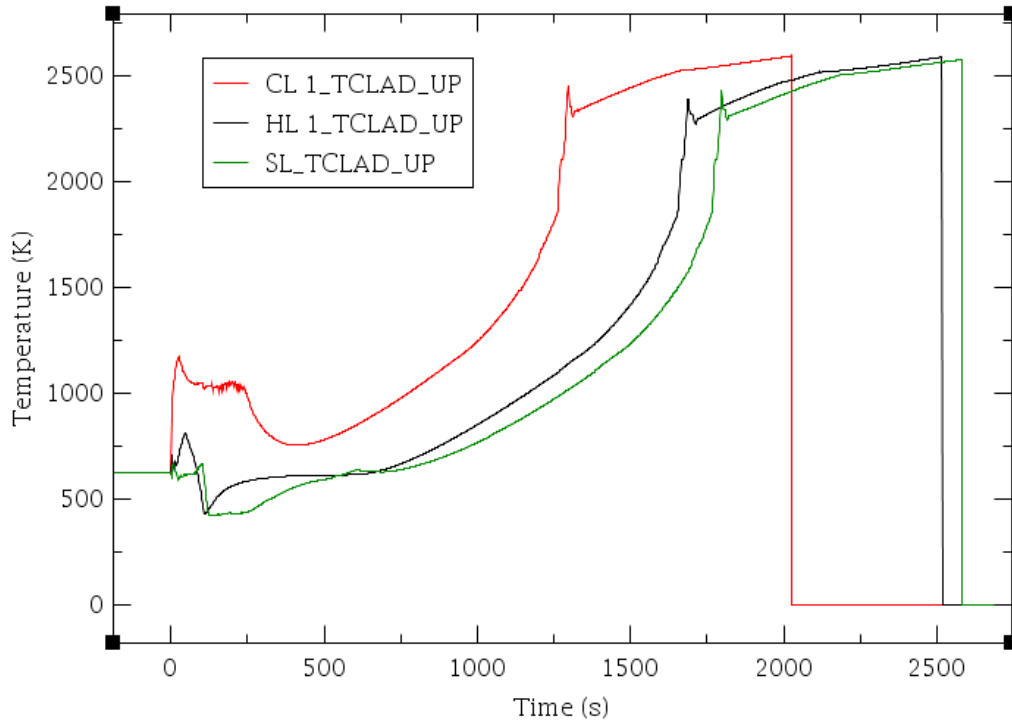


Fig. 6-13 Andamenti nel tempo della temperatura delle guaine delle barre di combustibile nella regione centrale alta del *core* durante i tre transitori incidentali.

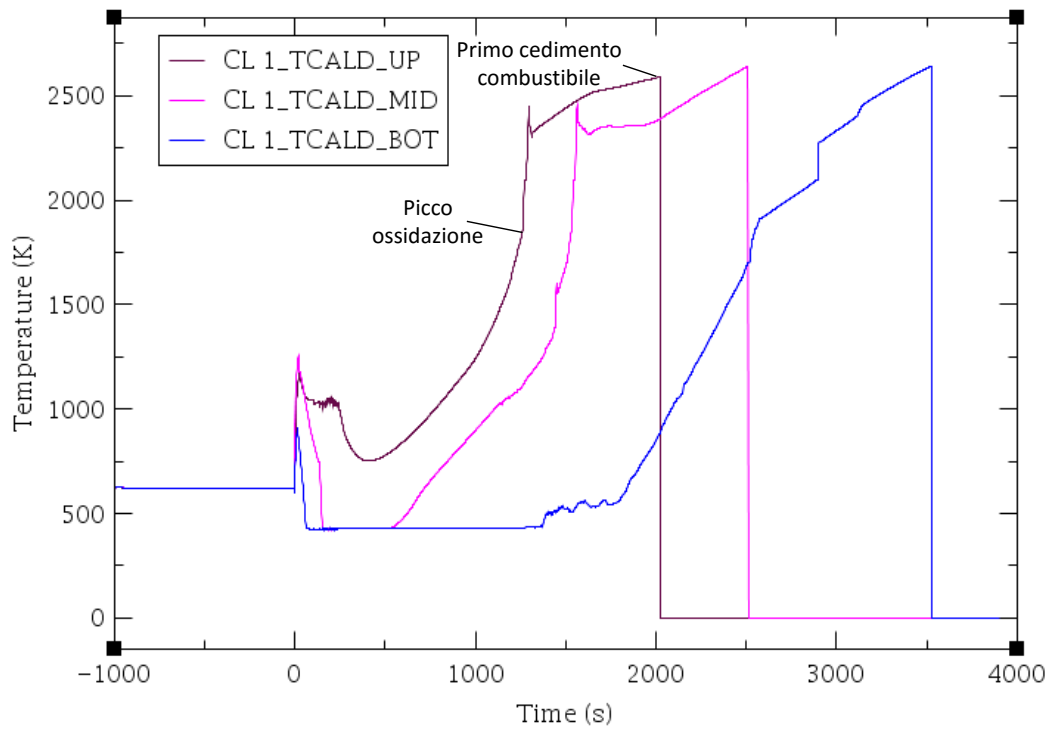


Fig. 6-14 Andamenti nel tempo della temperatura delle guaine delle barre di combustibile nella regione centrale (alta, media e bassa) del *core*, a seguito della rottura della CL 1.

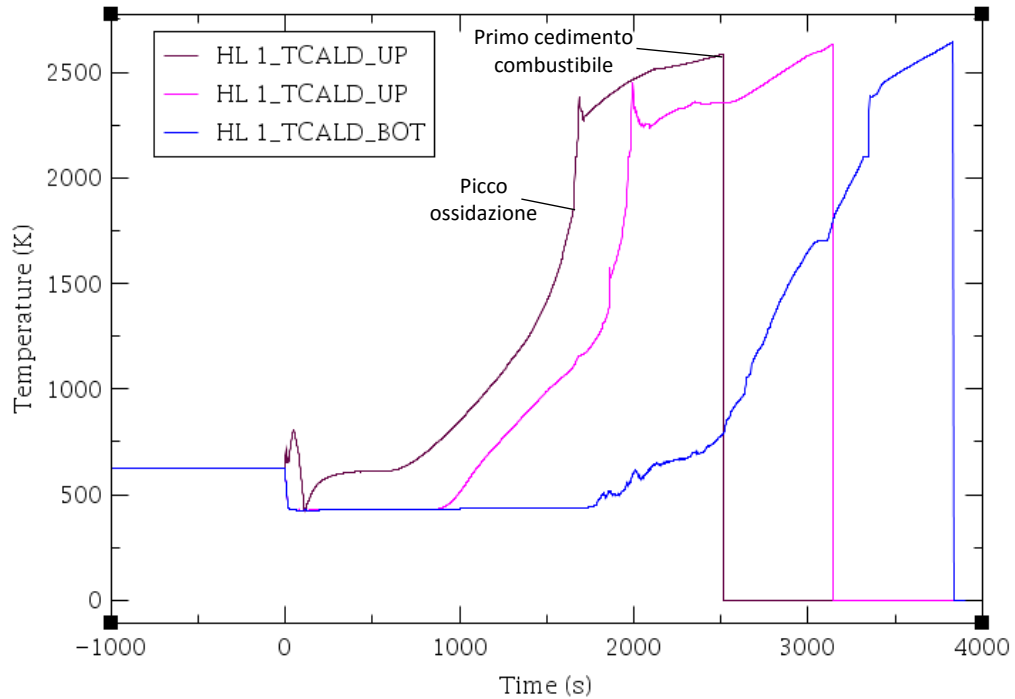


Fig. 6-15 Andamenti nel tempo della temperatura delle guaine delle barre di combustibile nella regione centrale (alta, media e bassa) del *core*, a seguito della rottura della HL 1.

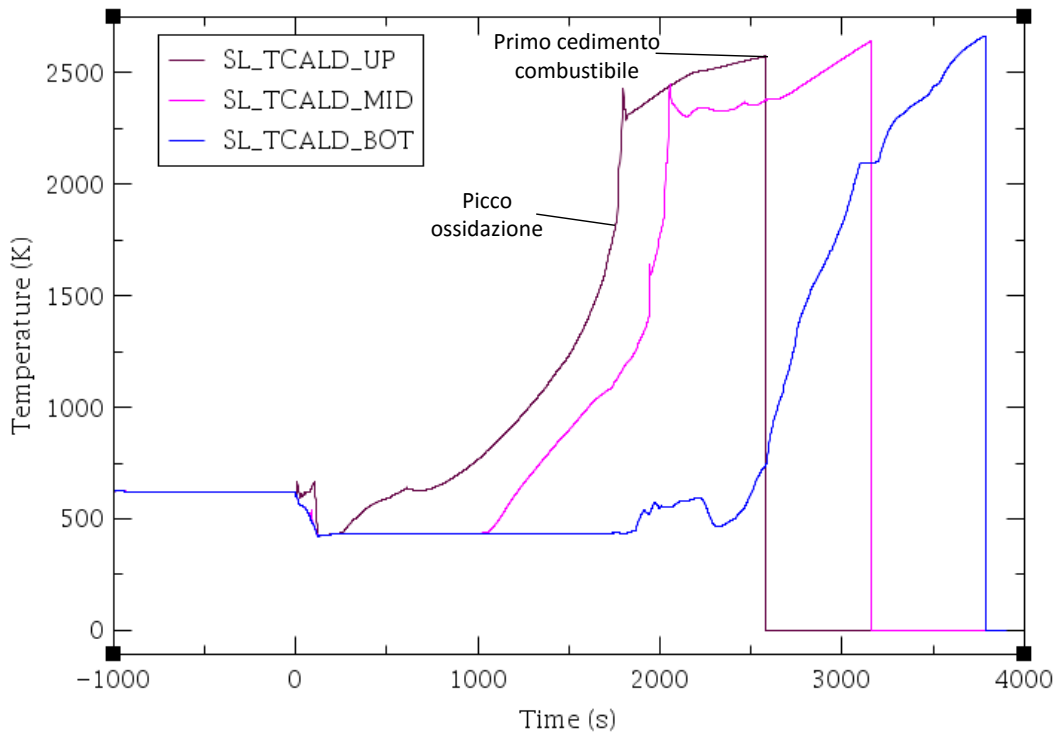


Fig. 6-16 Andamenti nel tempo della temperatura delle guaine delle barre di combustibile nella regione centrale (alta, media e bassa) del *core*, a seguito della rottura della *surge line*.

Negli scenari ipotizzati di rottura della HL 1 e della *surge line*, il primo calo del livello collassato del refrigerante all'interno del *core* è risultato essere meno gravoso a fronte del fatto che, in tali scenari, il fluido viene trascinato verso la rottura attraversando il *core*. Inoltre, nel caso di rottura della *surge line*, tale calo del livello collassato del refrigerante è risultato ulteriormente ridotto, a fronte della minore dimensione della rottura. Pertanto tale calo di livello si conferma essere il minore tra quelli predetti per i tre scenari ipotizzati. Si sottolinea che, durante questo primo svuotamento, il codice prevede, in tutti e tre i transitori, anche un ipotetico calo del livello collassato del refrigerante nella regione del *lower plenum*. Ciò è dovuto al fatto che il volume idraulico, che rappresenta il *lower plenum*, raggiunge le condizioni di saturazione. Tale fenomeno risulta particolarmente accentuato, probabilmente a causa dell'aver modellato la regione del *lower plenum* attraverso un unico volume idraulico, e ciò presuppone di conseguenza una idealizzazione significativa della fisica che caratterizza tale regione nella fase appena descritta.

Il livello collassato del refrigerante nel nocciolo e la massa di refrigerante contenuta nel PCS vengono successivamente ripristinati parzialmente, per un certo lasso di tempo, durante la fase di *reflooding*, a fronte dell'iniezione degli accumulatori (vedi Fig. 6-9 e Fig. 6-11). Questi ultimi iniziano ad iniettare refrigerante nel PCS, quando la pressione nel relativo punto di iniezione scende al di sotto della pressione dell'azoto contenuto negli accumulatori stessi, aprendo pertanto le valvole di non ritorno. Proprio per questo motivo è possibile notare in Tab. 6-1 come la fase di iniezione, predetta da MELCOR sulla base delle logiche implementate, inizi a pochi secondi dal SOT, nel caso di rottura della CL 1 (dopo circa 2 s dal SOT) e della HL 1 (dopo circa 7.5 s dal SOT), mentre risulta ritardata (dopo circa 64 s dal SOT), nel caso di rottura della *surge line*. Come già accennato, nello scenario causato da quest'ultimo evento iniziatore, la fase di *blowdown* è più lunga e pertanto il raggiungimento della pressione di soglia di iniezione da parte del PCS è significativamente ritardato, rispetto agli altri due scenari in esame. Si sottolinea inoltre come il periodo di

iniezione degli accumulatori, nel caso di rottura della *surge line*, sia significativamente più lungo rispetto ai tempi corrispondenti negli altri due transitori in esame. Tale fenomeno è probabilmente dovuto alla diminuzione più graduale della pressione che caratterizza tale transitorio durante la fase di *blowdown* e che comporta pertanto anche una più graduale iniezione di refrigerante. La Fig. 6-17 mostra le condizioni del fluido primario, poco prima della fine della fase di iniezione da parte degli accumulatori, nello scenario causato dalla rottura della CL 1, scelto a titolo esemplificativo. Si può notare come le CLs, il *downcomer*, il *bypass* e il *core* tornino in condizioni sottoraffreddate, a fronte del refrigerante liquido iniettato. Inoltre è possibile constatare che il livello collassato del fluido all'interno del *core* non viene totalmente ripristinato. Allo stesso tempo le portate positive in entrata al volume CL 1_1, confermano che l'accumulatore 1 non contribuisce alla refrigerazione del nocciolo poiché il fluido iniettato da esso fuoriesce direttamente dalla rottura. Si può notare infine che, a questo punto del transitorio, la *cavity* è in condizioni di sottoraffreddamento, a fronte del refrigerante proveniente dalla rottura che si è accumulato al suo interno.

Come precedentemente descritto nel Capitolo 2, nel caso di rottura di una delle CLs, la risalita del livello collassato del refrigerante all'interno del *core*, durante la fase di *reflooding*, dovrebbe essere sensibilmente ritardata, a fronte del fenomeno di *bypass* del *downcomer* da parte del fluido iniettato dagli accumulatori. Tuttavia, data la natura tridimensionale di tale fenomeno e la semplice nodalizzazione adottata per simulare il *downcomer* (un unico volume), questo fenomeno è solo parzialmente simulato e pertanto il ritardo suddetto non è risultato significativo. Sebbene il codice MELCOR sia un codice a parametri concentrati di tipo monodimensionale, una nodalizzazione più complessa potrebbe fittiziamente riprodurre in maniera più dettagliata il fenomeno.

Durante il periodo in cui gli accumulatori iniettano nelle rispettive CLs, la pressione nel punto di iniezione è elevata rispetto a quella nel contenimento e pertanto una buona parte del refrigerante di emergenza iniettato nel PCS viene espulso anch'esso attraverso la rottura, come è

possibile notare dalla Fig. 6-17, nel caso di rottura della CL 1. Il fluido refrigerante iniettato e perso attraverso la rottura non è pertanto più disponibile per la refrigerazione del *core*.

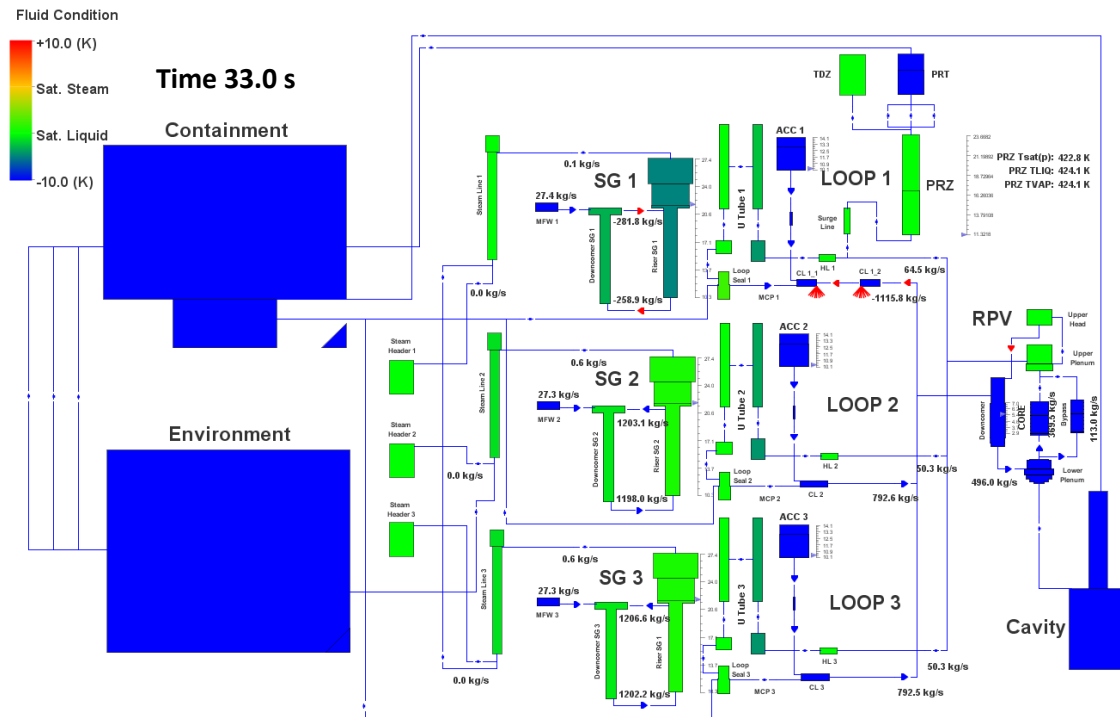


Fig. 6-17 Visualizzazione realizzata mediante SNAP delle condizioni termoidrauliche dell'impianto alla fine della fase di *reflooding*, nel caso della rottura CL 1.

A fronte dei fenomeni descritti, il livello collassato del refrigerante all'interno del *core*, nel caso di rottura della CL 1, non viene ripristinato totalmente. Nel caso di rottura della HL 1, il refrigerante iniettato da parte di tutti e tre gli accumulatori attraversa il *core*. Tuttavia, a fronte della perdita significativa di refrigerante causata dal *blowdown*, anche in questo caso il reintegro del livello collassato nel *core* è solo parziale. Nel caso di rottura della *surge line*, il livello collassato del refrigerante riesce a ricoprire interamente il nocciolo per un breve periodo, a fronte del minor rateo di depressurizzazione che caratterizza tale scenario.

Il *reflooding*, seppur parziale, contribuisce ad una temporanea refrigerazione del *core* e quindi delle guaine delle barre di combustibile,

come è possibile notare dalla stabilizzazione della temperatura mostrata in Fig. 6-13, Fig. 6-14, Fig. 6-15 e Fig. 6-16. Tale fenomeno risulta particolarmente evidente nel caso di rottura della CL 1. Successivamente all'aumento iniziale di temperatura delle guaine, descritto precedentemente, si ha infatti una brusca riduzione di tale parametro a seguito dell'iniezione di refrigerante operata dagli accumulatori. Tale fenomeno è dovuto all'interazione tra le barre di combustibile e il refrigerante iniettato in fase liquida, che ne provoca il *quenching*, e al flusso di vapore che viene successivamente generato. In particolare in Fig. 6-14, Fig. 6-15 e Fig. 6-16 si può osservare come MELCOR predica in tutti e tre i transitori in esame un progressivo raffreddamento delle guaine verso l'alto, a partire dalla base del *core*. Dal paragone presentato in Fig. 6-13, si vede come il *quenching* si realizzi prima nel caso di rottura della HL 1 e della *surge line*, rispetto al caso di rottura della CL 1, a fronte delle migliori condizioni di refrigerazione del *core* che caratterizzano i primi istanti di tali transitori.

Nonostante il parziale reintegro di massa di refrigerante nella regione del *core*, operato dall'iniezione degli accumulatori, l'indisponibilità del sistema ECCS comporta un inevitabile secondo svuotamento del *core* stesso in tutti e tre gli scenari ipotizzati. In particolare, quando la fase di iniezione degli accumulatori si conclude, la pressione del PCS è ormai relativamente bassa, essendosi già conclusa la fase di *blowdown*. Pertanto il secondo svuotamento è più lento, come è possibile notare dall'andamento del livello collassato del refrigerante nella regione del *core* presentato in Fig. 6-11. In particolare lo scoprimo totale del *core* si realizza a circa 1330 s dal SOT, nel caso di rottura della CL 1, a circa 2784 s dal SOT, nel caso di rottura della HL 1, e a circa 2672 s dal SOT, nel caso della rottura della *surge line*, come riportato in Tab. 6-1. Contemporaneamente allo scoprimo del nocciolo, si realizza il riscaldamento di quest'ultimo che porta inevitabilmente alla sua degradazione. Le fenomenologie che riguardano tale processo sono presentate nel paragrafo seguente.

6.2 Degradazione del nocciolo

Per lo studio della degradazione del nocciolo è stato fatto un ampio utilizzo dell'interfaccia grafica SNAP, attraverso la realizzazione di maschere apposite per lo studio di fenomeni di degradazione. In Fig. 6-18 è riportata la visualizzazione iniziale del reattore integro, comune a tutti e tre gli scenari ipotizzati.

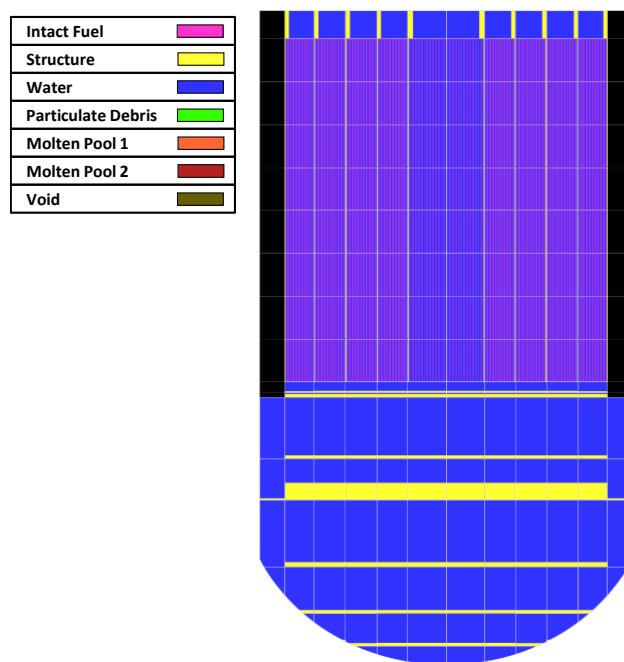


Fig. 6-18 Maschera realizzata mediante SNAP per lo studio dei fenomeni di degradazione del nocciolo durante i tre transitori incidentali.

Come già accennato precedentemente, l'indisponibilità del sistema ECCS comporta il progressivo svuotamento della regione del RPV.

Lo svuotamento e la conseguente diminuzione di massa di refrigerante primario, nel caso di rottura della HL 1 e della *surge line*, portano ad una relativa stabilizzazione dei rispettivi valori della massa di refrigerante in tempi relativamente simili. Tali transitori risultano infatti fenomenologicamente analoghi poiché entrambi sono caratterizzati da una rottura nel PCS, in uscita dal RPV. Pertanto le differenze più vistose, in termini cronologici, tra i due transitori risultano predette da MELCOR

durante i primi minuti dello svuotamento, in cui la differenza di sezione tra le due rotture ha un'influenza maggiore sulla portata in uscita da esse.

In generale lo scoprimento del *core* è dovuto allo squilibrio tra la potenza generata dal decadimento dei prodotti di fissione e la potenza asportata dal refrigerante. La potenza asportata dal refrigerante risulta però molto bassa, a fronte della grossa perdita di quest'ultimo, causata dal LBLOCA. Come noto, lo scoprimento delle barre di combustibile innesca il processo di riscaldamento del *core*, come si può notare in Fig. 6-13, Fig. 6-14, Fig. 6-15 e Fig. 6-16. In particolare in tali figure si può notare come MELCOR predica in tutti e tre i transitori un progressivo riscaldamento verso il basso a partire dalla regione superiore del *core*, coerentemente con la progressione spaziale dello svuotamento, mostrata in Fig. 6-11. In tutti e tre i transitori in esame, si può notare come il riscaldamento della regione inferiore del *core* sia significativamente ritardato, a fronte della relativa stabilizzazione del livello collassato del refrigerante nella regione inferiore del nocciolo che caratterizza questa fase del transitorio, prima del completo svuotamento del *core*. La citata stabilizzazione relativa del livello collassato del refrigerante, caratterizzata dall'oscillazione di tale livello nell'intorno della regione inferiore del nocciolo è mostrata in Fig. 6-11 ed è in accordo con quanto riportato nel Capitolo 3. Dal paragone mostrato in Fig. 6-13, è possibile notare che l'inizio del processo di riscaldamento del *core* avviene per primo nel caso di rottura della CL 1, e si verifica per ultimo nel caso di rottura della *surge line*, coerentemente con le tempistiche di svuotamento già descritte.

Il riscaldamento del *core*, in questa prima fase, è governato dal calore generato dal decadimento dei prodotti di fissione ed è pertanto caratterizzato da un tasso di crescita della temperatura delle guaine mediamente inferiore a 1 K/s (vedi Capitolo 3). Una volta che le guaine del combustibile raggiungono temperature al di sopra del valore di soglia di 1100 K previsto da MELCOR, ha inizio la reazione di ossidazione dello Zircaloy con il vapore, fornendo un ulteriore apporto di potenza termica al *core* e dando inizio alla produzione significativa di idrogeno in tutti e tre i transitori. Il tasso di riscaldamento all'interno del *core*, in questa fase,

rimane limitato, in quanto governato dal calore di decadimento. Come si può infatti notare in Fig. 6-14, Fig. 6-15 e Fig. 6-16, si rileva un lieve aumento del tasso di riscaldamento, una volta che le guaine superano la temperatura di 1100 K. In particolare, il progressivo riscaldamento delle guaine oltre 1023 K ne provoca il *ballooning* e il successivo danneggiamento fino alla loro rottura, con conseguente rilascio dell'attività contenuta nel gap delle barre di combustibile. Durante tale processo di riscaldamento del nocciolo, MELCOR predice (vedi Tab. 6-1) l'inizio della fusione dei materiali metallici (il codice assume una temperatura di fusione dell'acciaio di 1700 K [12]) contenuti all'interno del nocciolo a circa 1160 s dal SOT, nel caso di rottura della CL 1, a circa 1542 s dal SOT, nel caso di rottura della HL 1, e a 1660 s dal SOT, nel caso di rottura della *surge line*.

Una volta che le guaine raggiungono la temperatura di soglia di 1850 K impostata dal codice MELCOR [12], il tasso della reazione di ossidazione dello Zircaloy con il vapore aumenta significativamente (di circa un ordine di grandezza), causando l'atteso aumento rapido di temperatura delle guaine del combustibile (vedi Fig. 6-13, Fig. 6-14, Fig. 6-15 e Fig. 6-16) e della produzione di idrogeno. MELCOR predice (vedi Tab. 6-1) il verificarsi di tale condizione a circa 1260 s dal SOT, nel caso di rottura della CL 1, a circa 1650 s dal SOT, nel caso di rottura della HL 1, e a 1776 s dal SOT, nel caso di rottura della *surge line*. Tale brusco aumento di temperatura previsto da MELCOR in tutti e tre gli scenari in esame, seppur limitato superiormente dal crescente strato di ossido e dal progressivo consumo di vapore (ossidante) [17], comporta inoltre il raggiungimento di temperature di picco delle guaine superiori alla loro temperatura di fusione che, in particolare per lo Zircaloy, il codice stesso imposta a 2098 K. In Fig. 6-14, Fig. 6-15 e Fig. 6-16 è possibile notare come, in tutti e tre i transitori, la regione superiore del *core* sia quella che raggiunge prima la temperatura di soglia di 1850 K. Si può inoltre osservare come i processi di riscaldamento brusco ed eventuale fusione dei materiali appena descritti provochino un altrettanto brusco riscaldamento delle regioni inferiori del nocciolo. In Fig. 6-19 è mostrata la massa cumulativa di idrogeno prodotta

negli scenari in esame, mentre in Fig. 6-20 è mostrato l'andamento nel tempo della potenza generata, a fronte delle reazioni di ossidazione.

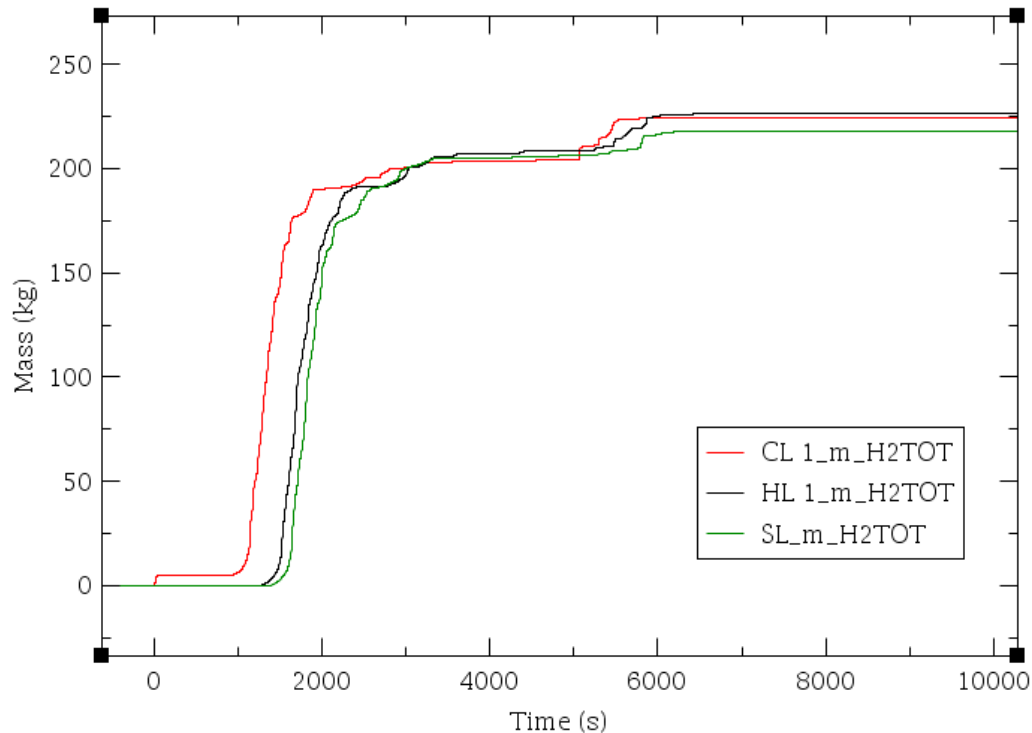


Fig. 6-19 Andamenti nel tempo della produzione cumulativa di idrogeno durante i tre transitori incidentali.

Si sottolinea inoltre che, nel caso di rottura della CL 1, risulta particolarmente evidente in Fig. 6-20 il modesto picco di potenza legato alla produzione di idrogeno che caratterizza tale scenario nei primissimi istanti del transitorio, come spiegato nel paragrafo precedente.

La fusione dei materiali contenuti all'interno del nocciolo dà quindi inizio al processo di *candling* e di rilocazione di questi ultimi verso le regioni inferiori del *core*, dove incontrano temperature inferiori e risolidificano creando ostruzioni al flusso di refrigerante. In questa prima fase della rilocazione, le barre di combustibile mantengono complessivamente la loro geometria grazie allo strato di ossido creatosi durante il processo di ossidazione, caratterizzato da una temperatura di fusione più alta rispetto a quella dello Zircaloy. Come già accennato precedentemente, si è deciso di

imporre al valore di 2800 K sia la temperatura di fusione dell'ossido di uranio che quella dell'ossido di zirconio, al fine di tenere conto delle reazioni eutettiche che avvengono tra questi due materiali.

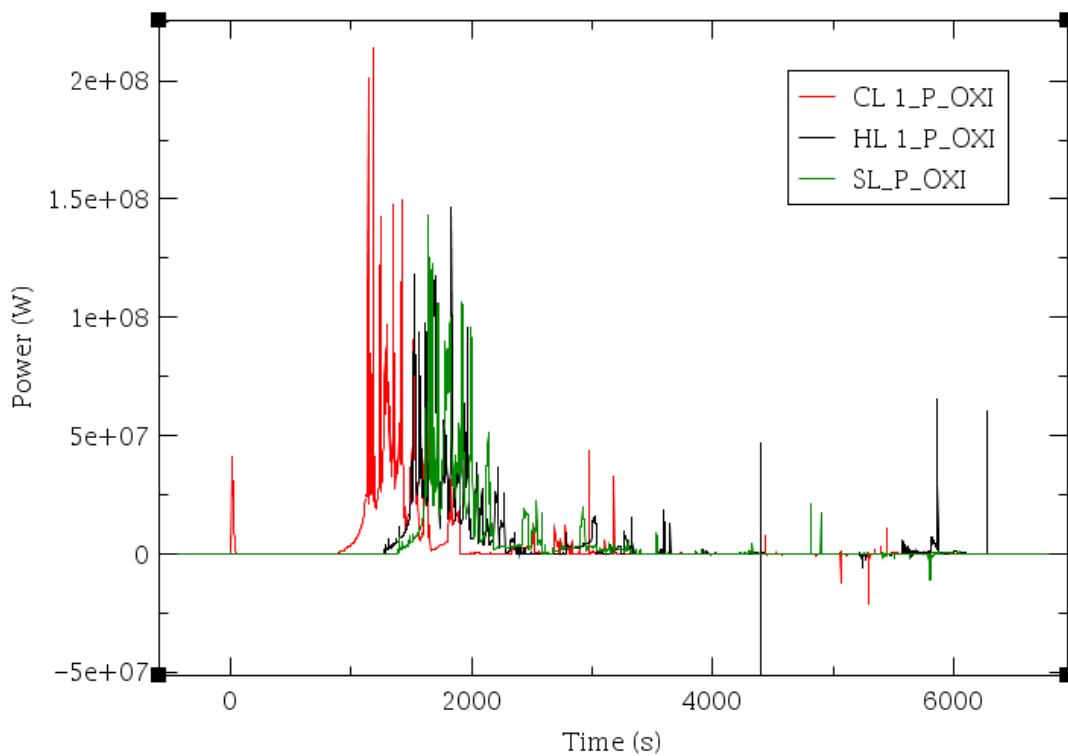


Fig. 6-20 Andamenti nel tempo della potenza generata dalle reazioni di ossidazione durante i tre transitori incidentali.

A fronte del processo di riscaldamento del *core* e del criterio di fallimento delle barre di combustibile imposto e descritto in precedenza, MELCOR predice un primo fallimento di queste ultime nella regione centrale alta del *core* in tutti e tre i transitori. Tale regione è infatti quella dove si raggiungono prima le temperature maggiori, coerentemente con la geometria, la distribuzione di potenza all'interno del nocciolo e il progressivo scoprimento di quest'ultimo a partire dall'alto. MELCOR predice (vedi Tab. 6-1) il primo cedimento delle barre a circa 2003 s dal SOT, nel caso di rottura della CL 1, a circa 2452 s dal SOT, nel caso di rottura della HL 1, e a 2582 s dal SOT, nel caso di rottura della *surge line*. In Fig. 6-21 è mostrata la visualizzazione, realizzata mediante SNAP, della

prima fase del cedimento delle barre di combustibile nei tre transitori in esame.

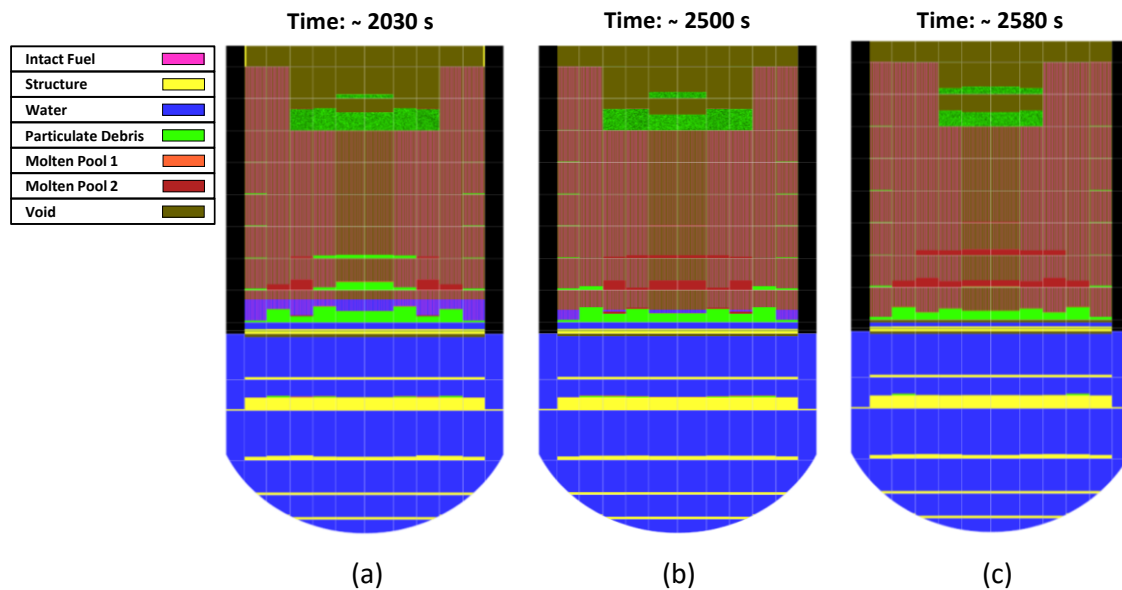


Fig. 6-21 Visualizzazione realizzata mediante SNAP della prima fase del cedimento delle barre di combustibile nel caso di rottura della CL 1 (a), di rottura della HL 1 (b) e di rottura della surge line (c).

È possibile notare in tutti e tre i casi il materiale metallico fuso e il *debris* in fase di *candling* nelle regioni inferiori del *core* nonché il *debris bed* in formazione alla base del *core*, costituito da *debris* risolidificato in corrispondenza del livello collassato del refrigerante residuo.

Successivamente MELCOR predice il progredire del processo di degradazione del *core* in tutti e tre gli scenari ipotizzati fino a determinare il cedimento e la rilocazione di gran parte del combustibile sulla piastra inferiore del *core*. In questa fase di tutti e tre i transitori il potere di decadimento dei materiali rilocati è ancora relativamente elevato (circa 30 MW) e comporta la fusione parziale degli ossidi contenuti nel *debris*. Tale processo porta quindi alla formazione di una *pool* di materiale fuso, costituita da uno strato di materiale metallico fuso al di sopra di uno strato di ossido fuso sottostante. La situazione predetta da MELCOR per i tre transitori in esame, pochi istanti prima del fallimento della piastra inferiore del *core*, è mostrata in Fig. 6-22.

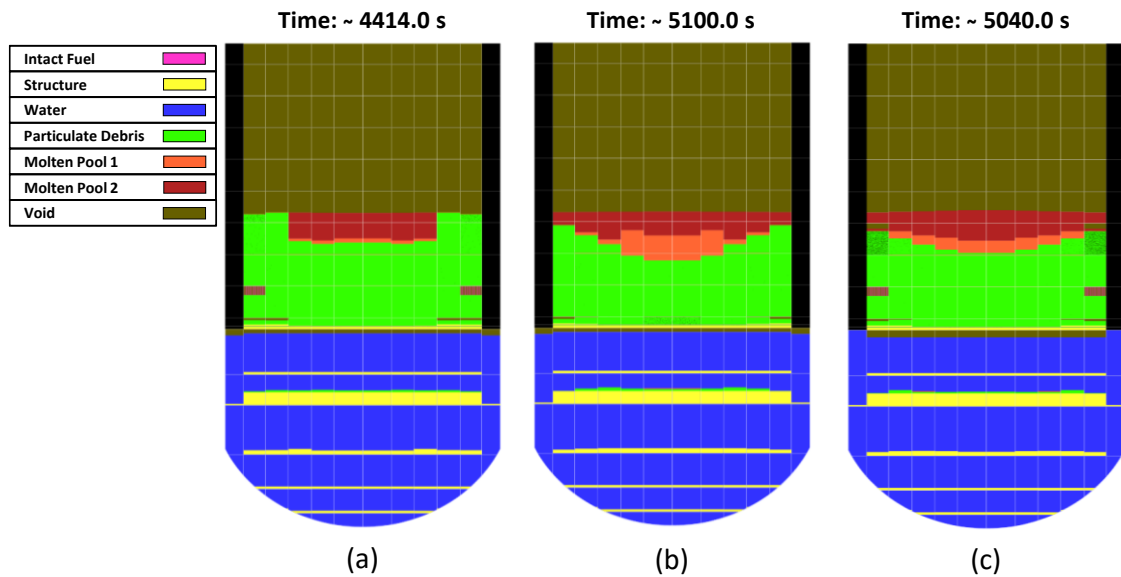


Fig. 6-22 Visualizzazione realizzata mediante SNAP del RPV qualche istante prima del cedimento della piastra di supporto del *core* nel caso di rottura della CL 1 (a), di rottura della HL 1 (b) e di rottura della *surge line* (c).

La Fig. 6-22 mostra come MELCOR predica una fusione limitata dei materiali rilocati, soprattutto per quanto concerne la formazione della *pool* di ossido fuso. Si ricorda, come già precedentemente specificato, che sia la temperatura di fusione dell'ossido di uranio che quella di fusione dell'ossido di zirconio sono state imposte nell'input entrambe a 2800 K per tenere conto della formazione di eutettici, a fronte delle interazioni tra i due materiali. Nonostante l'imposizione di tale parametro, a fronte del calore di decadimento nel periodo precedente allo sfondamento della piastra inferiore del *core* e del periodo di permanenza delle masse prima dello sfondamento, la maggior parte del materiale rilocato rimane in forma di *debris* solido. Tale distribuzione delle masse appena descritta è mostrata in Fig. 6-23 nel caso di rottura della CL 1. In particolare la Fig. 6-23 rappresenta la frazione in volume nelle varie celle del core in funzione del materiale considerato.

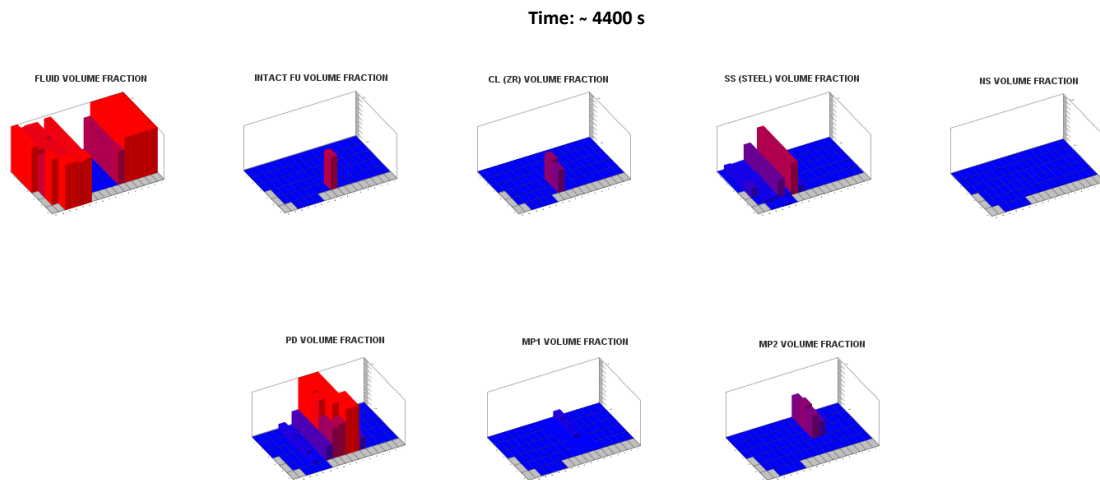


Fig. 6-23 Visualizzazione realizzata mediante SNAP delle frazioni in volume dei componenti all'interno del *core* e del *lower plenum* prima del fallimento della *lower head* nel caso di rottura della CL 1.

Dalla Fig. 6-22 si nota inoltre come, nel caso di rottura della CL 1, la *pool* di ossido fuso che si forma prima del fallimento della piastra è minore rispetto agli altri due transitori analizzati.

A fronte dei criteri di fallimento imposti e discussi nel Capitolo 5, MELCOR predice (vedi Tab. 6-1) il fallimento della piastra inferiore del *core* a circa 4426 s dal SOT, nel caso di rottura della CL 1, a circa 5110 s dal SOT, nel caso di rottura della HL 1, e a 5050 s dal SOT, nel caso di rottura della *surge line*. Il fallimento della piastra inferiore del *core* causa una prima rilocazione significativa del *corium* soprastante al di sopra della piastra di supporto del *core*. Tale fenomeno causa una significativa evaporazione dell'acqua contenuta tra le due piastre e una conseguente riduzione marcata del livello collassato del refrigerante nella regione del *lower plenum*, come evidenziato in Fig. 6-12.

Successivamente tutti e tre i transitori sono caratterizzati dallo sfondamento della piastra di supporto del *core* e dal conseguente inizio del processo di *slumping* nel *lower plenum*, dopo circa 700 - 1000 s dal fallimento della piastra inferiore del *core*, come evidenziato in Tab. 6-1. Tale evento innesca il modello di MELCOR dedicato al *quenching* dei

materiali in caduta all'interno del *lower plenum*, i cui parametri sono stati discussi nel Capitolo 5. Il *quenching* del *corium* comporta in tutti e tre gli scenari una parziale risolidificazione dei materiali facenti parte della pool fusa di materiale metallico e di quella di ossido. In particolare è osservabile in tutti e tre gli scenari una risolidificazione quasi totale della pool di ossido.

MELCOR predice, in tutti e tre gli scenari ipotizzati, la rilocalizzazione massiva nel *lower plenum* (*slumping*) dei materiali degradati. Tale situazione è mostrata in Fig. 6-24 per i tre transitori in esame.

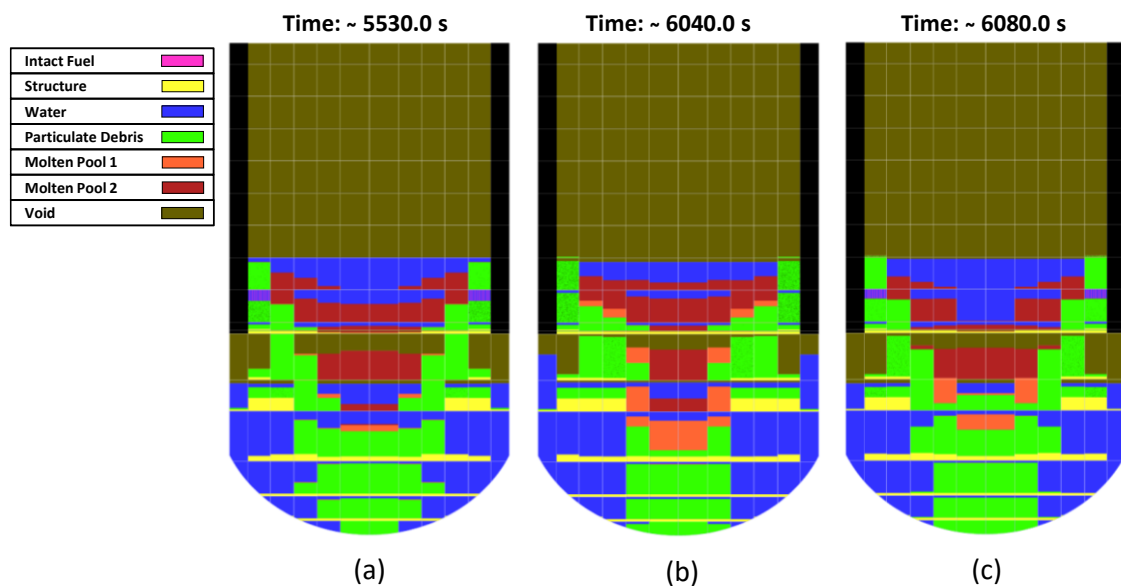


Fig. 6-24 Visualizzazione realizzata mediante SNAP della fase di *slumping* nel caso di rottura della CL 1 (a), di rottura della HL 1 (b) e di rottura della *surge line* (c).

A seguito di tale fenomeno il *corium* interagisce col refrigerante residuo, come accennato precedentemente, con le strutture presenti nel *lower plenum* e con la parete della *lower head*. Il processo di *slumping* causa un secondo calo significativo del livello collassato del refrigerante contenuto nel *lower plenum*, come mostrato in Fig. 6-12. Tale processo procede fino al completo svuotamento del *lower plenum*, causando quindi il *dryout* del *debris*, come analogamente riportato in altri studi [18]. I fenomeni appena

descritti sono visibili anche in Fig. 6-9. Da tale figura risulta inoltre evidente un significativo accumulo di massa di refrigerante residuo all'interno del PCS nel caso di rottura della HL 1 e della *surge line* rispetto al caso di rottura della CL 1. Dai risultati delle analisi si vede che il codice predice tale accumulo all'interno dei *loop seal*. Tale fenomeno è riscontrabile in Fig. 6-25, realizzata mediante SNAP nel caso di rottura della HL1, in cui si mostra la frazione di vuoto all'interno dell'impianto successivamente allo *slumping*.

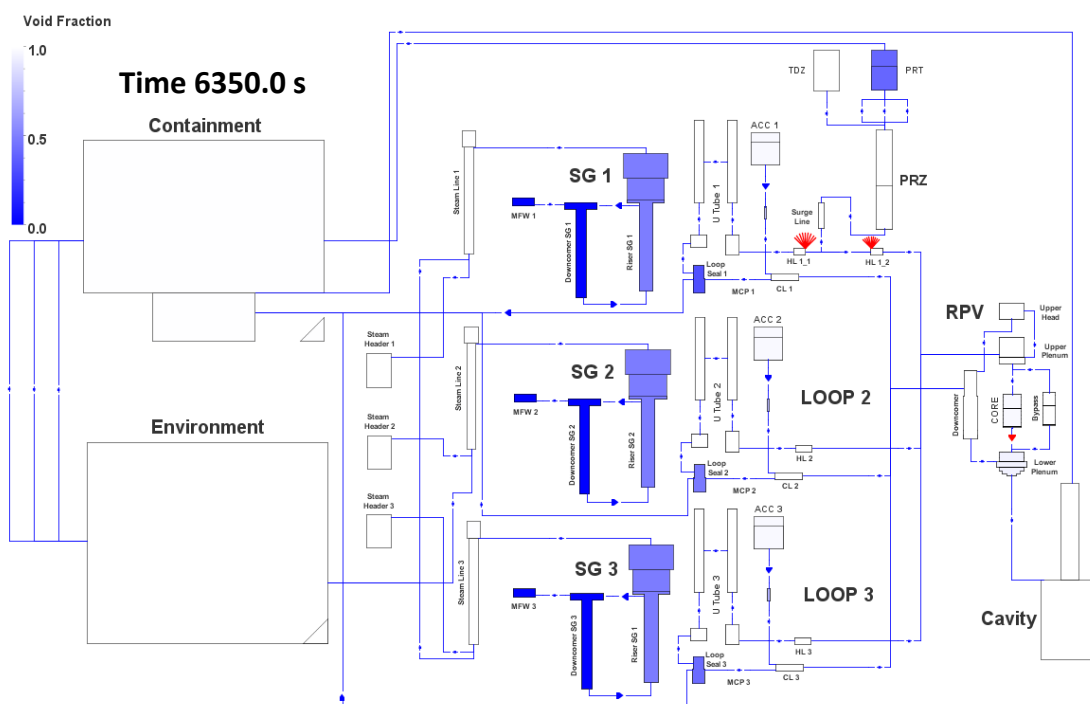


Fig. 6-25 Visualizzazione realizzata mediante SNAP della frazione di vuoto all'interno dell'impianto successivamente allo *slumping*, nel caso di rottura della HL 1.

Si sottolinea che il vapore addizionale prodotto a seguito della rilocalizzazione del *corium*, successiva al fallimento delle piastre presenti nel *core*, costituisce nuovo ossidante che va a reagire con una parte dei materiali non ancora ossidati presenti nel *corium*, favorendo così una ulteriore produzione di idrogeno oltre a quella massiva prodotta in fase di riscaldamento del *core*. Tale fenomeno risulta in accordo qualitativo con quanto esposto nel Capitolo 3 ed è riscontrabile nell'andamento “a gradini”

mostrato in Fig. 6-19 per tutti e tre i transitori in esame, dopo circa 5000 s dal SOT. In particolare, a fronte dei processi di ossidazione, i tre transitori in esame producono 224 kg di idrogeno nel caso di rottura della CL 1, 227 kg nel caso di rottura della HL 1 e 218 kg nel caso di rottura della *surge line*. Si precisa inoltre che in tutti e tre gli scenari, circa 205 kg di idrogeno sono prodotti dall'ossidazione dello Zircaloy mentre il resto è prodotto dall'ossidazione dell'acciaio. È interessante sottolineare che, dall'ossidazione totale dello Zircaloy contenuto all'interno del *core*, si potrebbero formare fino a circa 850 kg di idrogeno. Pertanto, in tutti e tre gli scenari ipotizzati, MELCOR predice l'ossidazione di solo il 24% circa dello Zircaloy. La ragione di tale fenomeno probabilmente risiede, come detto precedentemente, nel fatto che, durante la fase di brusca ossidazione che caratterizza il *core* in fase di riscaldamento, la quantità di vapore (ossidante) disponibile a reagire con lo Zircaloy è limitata, come pure l'esposizione di Zircaloy non ossidato al vapore stesso. Inoltre il materiale rilocato nella regione inferiore del *core* fino a quel momento potrebbe aver generato ostruzioni che ostacolano il flusso di vapore all'interno del nocciolo, limitandone ulteriormente l'apporto nelle regioni superiori di quest'ultimo.

In tutti e tre gli scenari ipotizzati MELCOR predice una rilocazione nel *lower plenum* di quasi tutto l'inventario contenuto nel nocciolo, in accordo con quanto detto nel Capitolo 3 per reattori di tipo PWR. In particolare si sottolinea che nel caso di rottura della HL 1 è predetta una rilocazione totale del combustibile, mentre nei casi di rottura della CL 1 e della *surge line* una piccola parte del combustibile presente nella regione periferica inferiore del *core* riesce a mantenere una parziale integrità strutturale, probabilmente grazie alle più basse temperature che caratterizzano tale regione. In tutti e tre gli scenari è anche predetto un fallimento progressivo, dalla cella più interna verso la cella più esterna, della piastra di supporto del *core* fino alla sua totale conversione a *debris*, a fronte delle interazioni col *corium* in fase di rilocazione. Inoltre, a fronte delle interazioni tra il *corium* e le strutture presenti nel *lower plenum*, MELCOR prevede una

totale conversione a *debris* di queste ultime in tutti e tre i transitori in esame.

Infine le interazioni del materiale rilocato con la parete della *lower head* conducono inevitabilmente al fallimento di quest'ultima e quindi all'espulsione del *corium* nella *cavity*. A fronte dei criteri di fallimento della *lower head* imposti e discussi nel Capitolo 5, MELCOR predice (vedi Tab. 6-1) il fallimento di quest'ultima per rottura da *creep* a circa 6223 s dal SOT, nel caso di rottura della CL 1, a circa 9756 s dal SOT, nel caso di rottura della HL 1, e a circa 10709 s dal SOT, nel caso di rottura della *surge line*. Il transitorio causato dalla rottura della CL 1 si conferma pertanto come il più gravoso, essendo in grado di causare il fallimento della *lower head* prima che negli altri due scenari analizzati. In Fig. 6-26 è riportato, a titolo di esempio, l'andamento radiale della temperatura del *segment* della *lower head* in cui si verifica il cedimento nel caso di rottura della CL1.

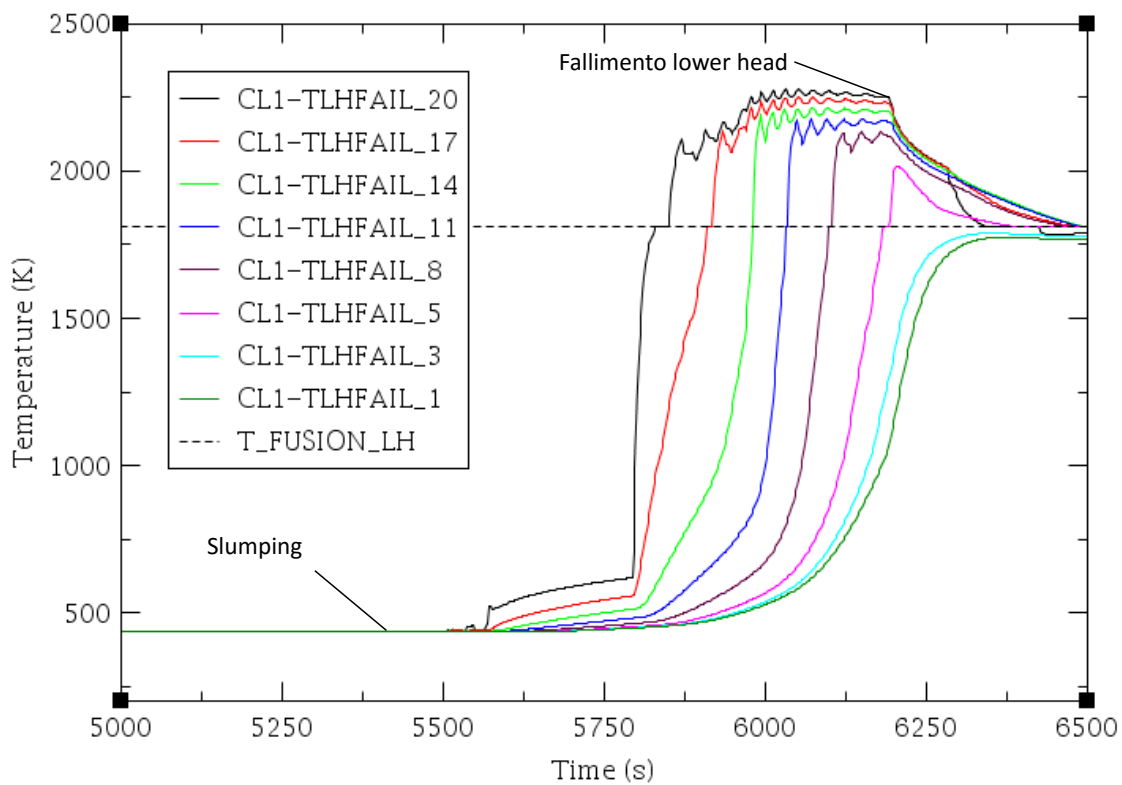


Fig. 6-26 Andamento radiale della temperatura nel *segment* in cui si realizza il fallimento della *lower head*, nel caso di rottura della CL 1.

In Fig. 6-26 è possibile notare come, a fronte dello *slumping*, la *lower head* subisca un brusco aumento di temperatura per contatto con il *debris* caldo in caduta. Risulta evidente come tale aumento di temperatura inizi prima nel nodo più interno per poi verificarsi anche nei nodi più esterni. Si noti come, al momento del fallimento per rottura da *creep* della *lower head*, molti dei nodi più interni siano ad una temperatura di oltre 2000 K, segno che in essi è già avvenuta l'ablazione dell'acciaio al carbonio che compone la *lower head* (MELCOR assume una temperatura di fusione di 1810.9 K per l'acciaio al carbonio [12]).

In Fig. 6-27 è mostrata la condizione del RPV qualche istante prima dello sfondamento della *lower head* in tutti e tre i transitori in esame.

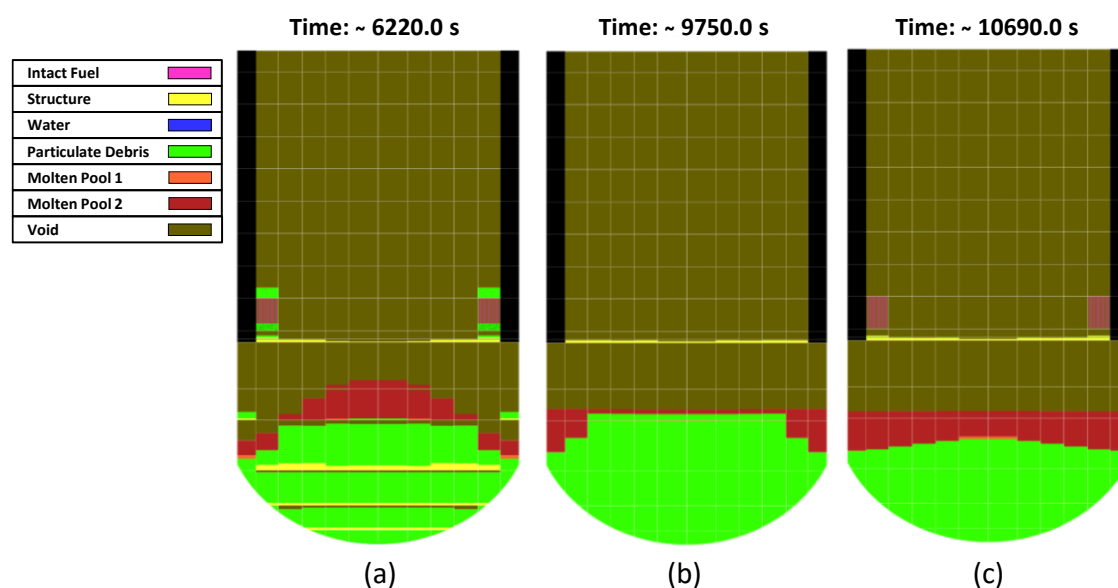


Fig. 6-27 Visualizzazione realizzata mediante SNAP delle condizioni del RPV prima del fallimento della *lower head* nel caso di rottura della CL 1 (a), di rottura della HL 1 (b) e di rottura della *surge line* (c).

Dalla figura si nota come, nel caso di rottura della CL 1, il fallimento della *lower head* si verifichi mentre ancora sono presenti strutture parzialmente integre all'interno del *lower plenum* e una piccola parte del *debris* sia

ancora contenuto nel *core*. Tuttavia i tempi di fuoriuscita del materiale dal RPV permettono al *corium* di convertire a *debris* anche tali strutture, come accennato precedentemente.

MELCOR predice in tutti e tre i transitori la formazione di uno strato di metallo fuso al di sopra del *debris*, prima del fallimento della *lower head*. Tuttavia, a fronte dei criteri di fusione degli ossidi imposti nel modello in esame, l'aumento di temperatura dovuto al calore di decadimento non è sufficiente, in nessuno dei tre transitori analizzati, a generare nuovamente una *pool* significativa di ossido prima dello sfondamento della *lower head*, come mostrato anche in Fig. 6-28. La Fig. 6-28, realizzata mediante l'interfaccia SNAP, mostra la frazione in volume dei componenti (si ricorda che MP1 corrisponde alla *pool* di ossido fuso) contenuti all'interno del RPV qualche istante prima del fallimento della *lower head*, nel caso di rottura della CL 1, transitorio scelto a titolo esemplificativo.

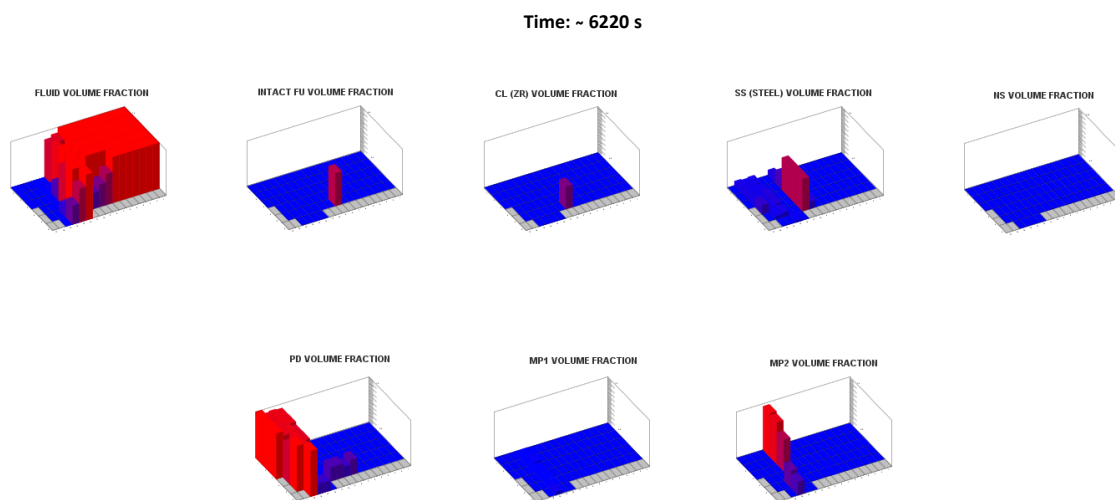


Fig. 6-28 Visualizzazione realizzata mediante SNAP delle frazioni in volume dei componenti all'interno del *core* e del *lower plenum* prima del fallimento della *lower head* nel caso di rottura della CL 1.

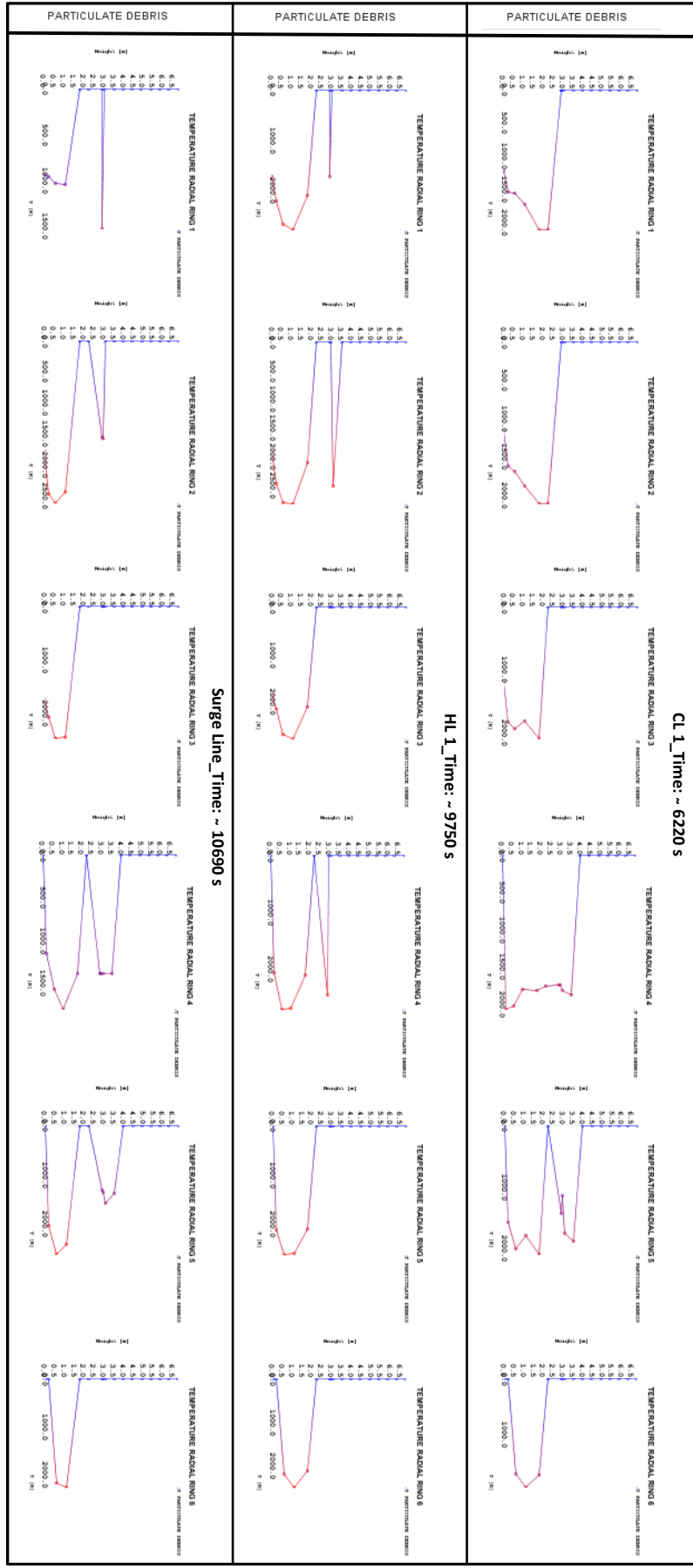
A conferma di tale fenomeno si riporta ora la Fig. 6-29, realizzata mediante l'interfaccia SNAP. In tale figura è mostrato il profilo assiale di temperatura del *debris* nei 6 anelli radiali che compongono il *lower plenum*

qualche istante prima dello sfondamento della *lower head*, per i tre transitori in esame. È possibile notare come la temperatura massima raggiunta dal *debris*, prima del fallimento della *lower head*, non raggiunga 2800 K, che costituisce la temperatura di fusione implementata sia per l'ossido di zirconio che per l'ossido di uranio, come accennato precedentemente. Sarebbe pertanto auspicabile uno studio di sensibilità su tale temperatura di fusione dell'eutettico, al fine di analizzare altre potenziali configurazioni della *pool* di materiale fuso in questa fase del transitorio. In Fig. 6-29 si può tuttavia notare che la temperatura del *debris* appena commentata risulta comunque superiore a quella di fusione delle strutture metalliche (1700 K), giustificando così lo strato di metallo fuso soprastante, citato in precedenza.

Si sottolinea infine come in tutti e tre i casi si verifichi uno sfondamento laterale della *lower head*, come atteso in letteratura. Tuttavia, nel caso di rottura della HL 1, MELCOR prevede un secondo sfondamento a breve distanza di tempo anche alla base della *lower head*. Pertanto in questo caso si verifica una espulsione totale del materiale contenuto nel *lower plenum*, mentre negli altri due transitori analizzati si realizza una ritenzione all'interno del RPV del materiale al di sotto della quota di rottura della *lower head*. Complessivamente la massa espulsa dal RPV nei tre transitori selezionati risulta essere circa 103500 kg, nel caso di rottura della CL 1, circa 102300 kg, nel caso di rottura della *surge line*, e circa 124230 kg nel caso di rottura della HL 1. Le condizioni del RPV, a seguito dell'espulsione di materiale nei tre transitori analizzati, sono mostrate in Fig. 6-30.

Da tale figura è possibile notare come la piastra di supporto del *core* riesca a mantenere complessivamente la propria integrità strutturale in tutti e tre i transitori in esame. In particolare, nel caso di rottura della CL1 e della *surge line*, la Fig. 6-30 mostra come il codice predica anche una preservazione strutturale del combustibile presente nella regione periferica inferiore del nocciolo (circa il 4% del combustibile totale in entrambi gli scenari) anche dopo il fallimento della *lower head*.

Fig. 6-29 Visualizzazione realizzata mediante SNAP dei profili assiali di temperatura del debris pochi istanti prima del fallimento della lower head, rispettivamente nel caso di rottura della CL 1, della HLI 1 e della surge line.



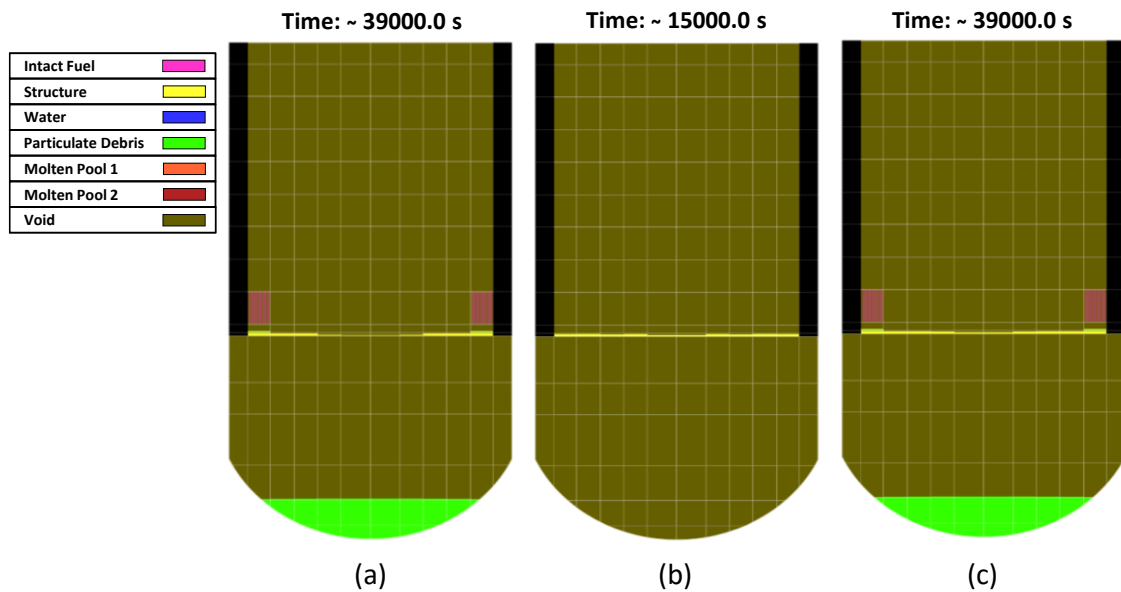


Fig. 6-30 Visualizzazione realizzata mediante SNAP delle condizioni del RPV a seguito dell'espulsione di materiale dalla *lower head* nel caso di rottura della CL 1 (a), di rottura della HL 1 (b) e di rottura della *surge line* (c).

In conclusione si riportano in Fig. 6-31, Fig. 6-32 e Fig. 6-33 i momenti principali che caratterizzano la degradazione del *core* nei transitori causati dalla rottura a ghigliottina rispettivamente della CL 1, della HL 1 e della *surge line*. Tali visualizzazioni sono state realizzate mediante l'interfaccia grafica SNAP.

Da tali figure risulta evidente che, come detto, il transitorio causato dalla rottura della CL 1 è caratterizzato dalle tempistiche più veloci, mentre i transitori caratterizzati dalle rotture della HL 1 e della *surge line* sono caratterizzati da tempistiche simili.

Le differenze riscontrate più significative, già commentate precedentemente, risultano essere la minore formazione di ossido fuso prima dello *slumping* nel transitorio causato dalla rottura della CL 1, l'espulsione totale del *corium* nel transitorio causato dalla rottura della HL 1 e la permanenza di parte del combustibile all'interno del RPV nei transitori causati dalla rottura della CL 1 e della *surge line*.

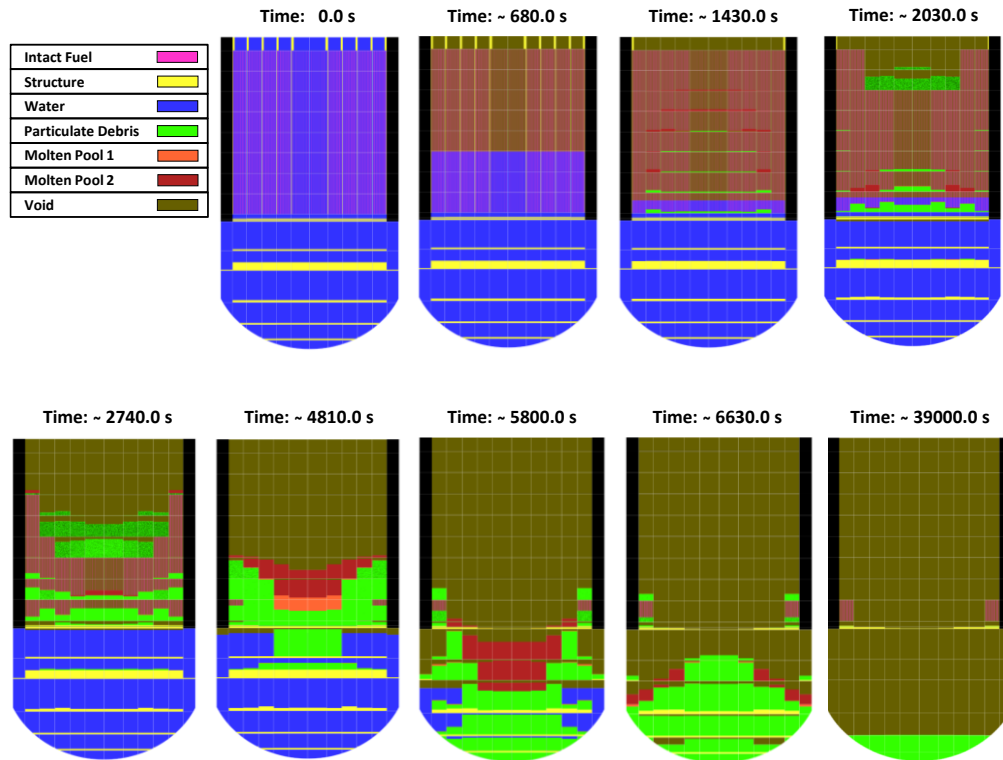


Fig. 6-31 Principali momenti della degradazione del *core* a seguito della rottura della CL 1.

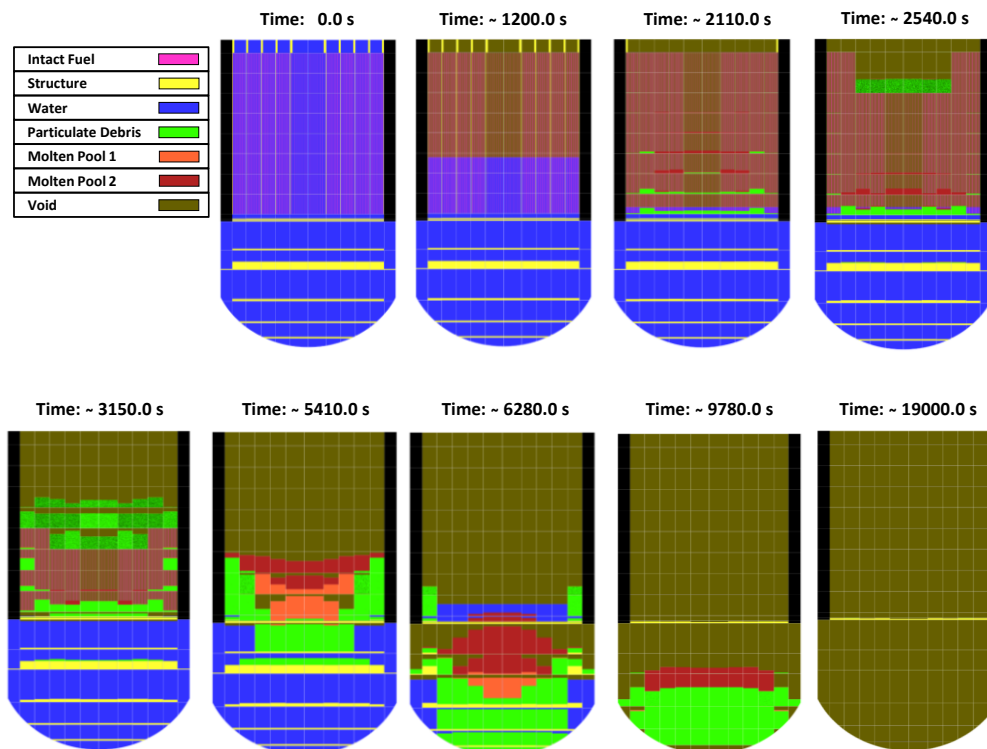


Fig. 6-32 Principali momenti della degradazione del *core* a seguito della rottura della HL 1.

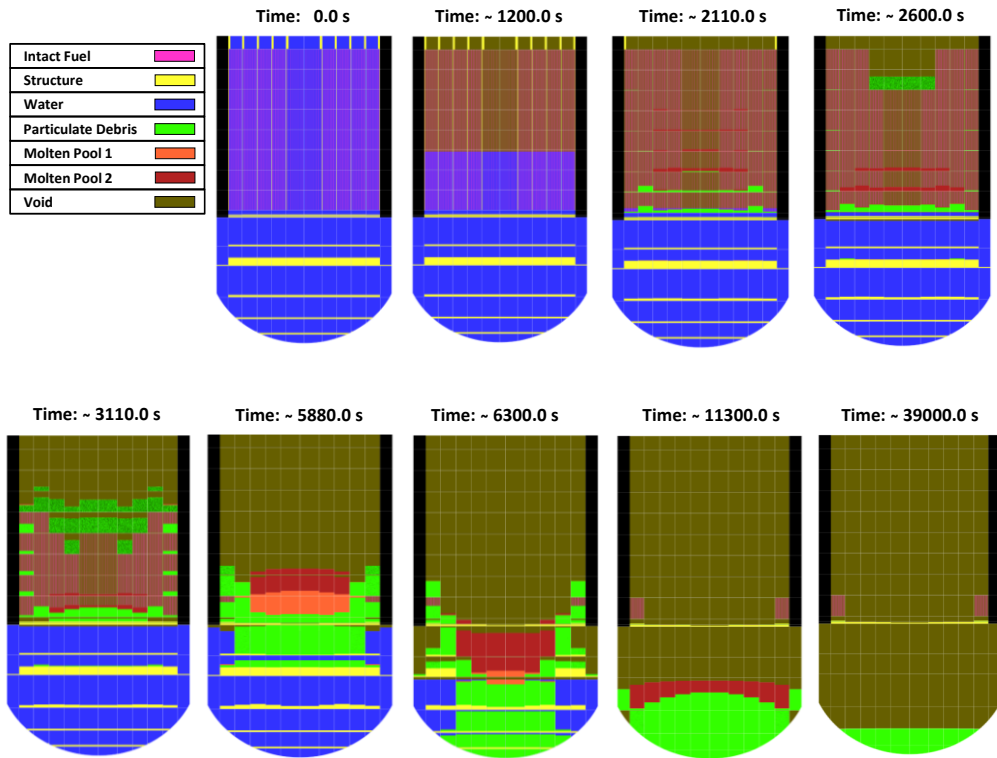


Fig. 6-33 Principali momenti della degradazione del *core* a seguito della rottura della *surge line*.

Capitolo 7

CONCLUSIONI

L'attività di tesi, presentata in questo lavoro, è stata finalizzata ad analizzare le conseguenze di un evento incidentale di tipo LBLOCA non mitigato in un generico reattore di tipo PWR da 900 MWe, mediante l'utilizzo del codice integrato MELCOR 2.1.

In particolare si è deciso di analizzare e confrontare gli scenari non mitigati conseguenti a tre distinti eventi iniziatori:

- Rottura a ghigliottina della CL di uno dei *loop* del PCS;
- Rottura a ghigliottina della HL di uno dei *loop* del PCS;
- Rottura a ghigliottina della *surge line*.

Le analisi dei calcoli effettuati hanno avuto il fine di indagare la progressione incidentale *in-vessel*, conseguente agli eventi iniziatori appena citati, con particolare riferimento alle fenomenologie termoidrauliche e di degradazione del *core*.

In questo contesto, si è deciso di adottare il codice integrato MELCOR, sviluppato da SNL per conto della USNRC. Tale codice, caratterizzato da una struttura modulare basata su *package*, è capace di simulare i fenomeni termoidraulici, in condizioni stazionarie e transitorie, e le principali fenomenologie riguardanti sequenze incidentali di tipo severo per reattori ad acqua leggera.

Una volta avvenuta la rottura, il sistema è caratterizzato dallo svuotamento del PCS. Tale processo è caratterizzato da una brusca depressurizzazione del sistema (*blowdown*), dapprima in condizioni di sottoraffreddamento, poi in condizioni bifase. MELCOR predice i fenomeni appena menzionati

in tutti e tre i transitori. In particolare, come atteso, lo scenario causato dalla rottura della CL 1 risulta essere caratterizzato dalla fenomenologia più rapida (la fase di *blowdown* termina dopo circa 20 s dal SOT) a fronte del fatto che tale rottura risulta posizionata nel punto dove la differenza di pressione tra il PCS e il contenimento è più alta. Lo scenario causato dalla rottura della *surge line* risulta invece essere il più lento (la fase di *blowdown* termina dopo circa 135 s dal SOT). Ciò è dovuto alla posizione della specifica rottura ed al suo minor diametro che comportano una minor portata in uscita durante la prima fase del transitorio, rispetto agli altri due scenari. In tutti e tre i transitori incidentali è predetta la transizione alle condizioni bifase a partire dalle regioni più calde del PCS, quali il *core* e l'*upper plenum*.

Durante i primi istanti della fase di *blowdown*, MELCOR predice, come atteso, una portata in massa negativa nel *core* nel caso di rottura della CL 1, cui corrisponde anche un maggior abbassamento del livello collassato del refrigerante nel *core*, in questa prima fase del transitorio. Lo scoprimento del *core* che ne consegue risulta tale da causare una prima ossidazione delle guaine ed un primo rilascio dell'attività contenuta nel gap delle barre di combustibile. Gli altri due scenari analizzati sono invece caratterizzati da un minor scoprimento del *core* e da un minore picco di temperatura delle guaine, dovuti a posizioni delle rotture (rispettivamente nella HL 1 e nella *surge line*) che nella prima fase dei rispettivi transitori garantiscono un maggiore flusso di refrigerante all'interno del *core*.

MELCOR predice successivamente un reintegro della massa di refrigerante nel PCS e del livello collassato di refrigerante nel *core* (*reflooding*) per tutti e tre i transitori, a fronte dell'iniezione di refrigerante operata degli accumulatori. Il *core* tuttavia torna ad essere coperto interamente dal refrigerante, seppure per un breve periodo, solo nello scenario causato dalla rottura della *surge line*. Tale transitorio è caratterizzato da una fase di iniezione ritardata (a più di 60 s dal SOT) e più prolungata (più di 50 s), rispetto agli altri due scenari (con iniezione a meno di 10 s dal SOT per poco più di 30 s), a fronte del più lungo periodo di *blowdown*. Lo scenario dovuto alla rottura della CL 1 è invece quello in

cui il livello collassato del refrigerante nel *core* viene ripristinato di meno. Il reintegro di refrigerante che caratterizza tale scenario risulta essere minore data la posizione della rottura. Infatti dal momento che uno degli accumulatori inietta a monte della rottura stessa, il refrigerante iniettato viene perso attraverso la rottura senza avere la possibilità di refrigerare il *core*.

Il *reflooding* del *core* causa il *quenching* delle barre di combustibile in tutti e tre i transitori analizzati e un temporaneo abbassamento della loro temperatura.

Successivamente, data l'indisponibilità del sistema ECCS, MELCOR predice in tutti e tre i transitori un progressivo svuotamento del *core*, cui corrisponde l'inizio del processo di riscaldamento di quest'ultimo a causa del calore prodotto dal decadimento dei prodotti di fissione. Ancora una volta tali fenomeni risultano essere anticipati nello scenario incidentale causato dalla rottura della CL 1, rispetto agli altri due transitori analizzati.

Lo svuotamento e la conseguente diminuzione di massa di refrigerante primario, nel caso di rottura della HL 1 e della *surge line*, portano ad una relativa stabilizzazione dei rispettivi valori della massa di refrigerante in tempi relativamente simili. Tali transitori risultano infatti fenomenologicamente analoghi poiché entrambi sono caratterizzati da una rottura nel PCS in uscita dal RPV. Pertanto, le differenze più vistose in termini cronologici tra i due transitori risultano predette da MELCOR durante i primi minuti dello svuotamento, in cui la differenza di sezione tra le due rotture ha un'influenza maggiore sulla portata in uscita da esse.

In tutti e tre i transitori, il riscaldamento del *core* causa l'inizio dell'ossidazione dello Zircaloy con il vapore, quando le guaine delle barre di combustibile raggiungono la temperatura di 1100 K, e la rottura delle guaine stesse con conseguente rilascio dei prodotti di fissione contenuti nel gap delle barre di combustibile. Una volta che la temperatura delle guaine supera 1850 K, i tre transitori sono caratterizzati, come atteso, da un brusco aumento del tasso di reazione dell'ossidazione, il cui apporto termico supera quello generato dal decadimento dei prodotti di fissione. Ciò causa

in tutti e tre i transitori analizzati un altrettanto brusco aumento di temperatura delle guaine del combustibile fino al superamento del punto di fusione dello Zircaloy (2098 K). Nonostante il fatto che i materiali all'interno del *core* inizino il processo di fusione, le barre mantengono ancora in questa fase la loro integrità strutturale, grazie allo strato di ossido formatosi sulla loro superficie che è caratterizzato da un punto di fusione più alto. Finita la fase di ossidazione massiva, il progressivo riscaldamento delle barre, dovuto al calore di decadimento, comporta il cedimento di queste ultime nella regione centrale alta del *core* in tutti e tre i transitori. Questo primo cedimento si verifica a circa 2000 s dal SOT, nel caso di rottura della CL 1, a circa 2450 s dal SOT, nel caso di rottura della HL 1, e a circa 2580 s dal SOT, nel caso di rottura della *surge line*.

In tutti e tre i transitori, il progredire del processo di degradazione del *core* porta al *candling* e alla rilocazione, al di sopra della piastra inferiore del *core*, di quasi tutto l'inventario contenuto in esso. A questo punto MELCOR predice la formazione di una *pool* stratificata composta da uno strato di materiale fuso metallico che giace sopra uno strato di ossido fuso. Prima del fallimento della piastra inferiore del *core*, lo scenario causato dalla rottura della CL 1 è caratterizzato da una minor generazione di ossido fuso. In tutti e tre gli scenari è predetto il fallimento di tale piastra con conseguente rilocazione del *corium* al di sopra della piastra di supporto del *core*.

Successivamente MELCOR prevede il fallimento della piastra di supporto del *core* e lo *slumping* del *corium* nel *lower plenum*, in tutti e tre i transitori analizzati. Tale fallimento è predetto a circa 5339 s dal SOT, nel caso di rottura della CL 1, a circa 5862 s dal SOT, nel caso di rottura della HL 1, e a circa 5898 s dal SOT, nel caso di rottura della *surge line*. Lo *slumping* comporta l'interazione del *corium* con il refrigerante residuo presente nel *lower plenum* nonché l'interazione con le strutture presenti in esso, causandone progressivamente la conversione a *debris*. L'interazione del *corium* col refrigerante residuo causa il *quenching* dello stesso, comportando la risolidificazione della maggior parte dell'ossido fuso, e il *dryout* del *debris*.

MELCOR predice infine, in tutti e tre i transitori analizzati, il cedimento della *lower head* per rottura da *creep* e l'espulsione del materiale fuso dal RPV verso la *cavity* del reattore. Tale cedimento è predetto a circa 6223 s dal SOT, nel caso di rottura della CL 1, a circa 9756 s dal SOT, nel caso di rottura della HL 1, e a circa 10709 s dal SOT, nel caso di rottura della *surge line*. Lo scenario incidentale causato dalla rottura della CL 1 si conferma pertanto il transitorio più gravoso tra quelli analizzati.

Per quanto concerne il fallimento della *lower head*, MELCOR ne predice il fallimento laterale nel caso di rottura della CL 1 e della *surge line* e ciò comporta la ritenzione nel RPV del *corium* che sta al di sotto della quota della rottura nella *lower head*. Nel caso di rottura della HL 1, si rileva anche un secondo cedimento della *lower head*, a breve distanza temporale, alla base del *core* e ciò causa l'espulsione totale del *corium* contenuto all'interno del *lower plenum*.

Si sottolinea infine che, a fronte delle temperatura di fusione imposta per gli ossidi, MELCOR non prevede la formazione di una *pool* significativa di ossido fuso, prima del fallimento della *lower head*, in nessuno dei tre transitori analizzati.

I risultati delle simulazioni mostrano che il codice MELCOR predice i fenomeni attesi che caratterizzano il transitorio e i risultati sono in generale accordo con altre analisi disponibili in letteratura. Si sottolinea la capacità dell'interfaccia grafica SNAP di sviluppare l'*input-deck* e di permettere un'analisi dettagliata dei risultati ottenuti, attraverso maschere grafiche che consentono la visualizzazione di parametri d'interesse in tutti i punti dell'impianto in funzione del tempo.

La nodalizzazione dell'impianto è stata scelta al fine di minimizzarne i componenti e il conseguente tempo di calcolo, pur cercando di mantenere la maggiore affidabilità possibile per quanto concerne i risultati. Dall'analisi dei risultati si vede che lo studio termoidraulico del *core* e del *lower plenum* può necessitare di una nodalizzazione più dettagliata al fine di caratterizzare la propagazione del fronte di *flashing* e l'evoluzione del livello collassato del refrigerante nel *core* e nel *lower plenum* nonché la

conseguente caratterizzazione dei fenomeni di *refill* e *reflood* che si destano nel *core*. Sarebbe pertanto opportuno, per future attività di ricerca, studiare l'effetto di una nodalizzazione più fine del *core* e del *lower plenum* per una caratterizzazione più dettagliata del loro comportamento termoidraulico, da cui dipendono i fenomeni di degradazione del *core*.

Di particolare interesse è anche il fenomeno tridimensionale di *bypass* del *downcomer* legato all'iniezione degli accumulatori. Una nodalizzazione più dettagliata del *downcomer* può permettere di caratterizzare fittiziamente tali fenomeni tridimensionali. Ciò può determinare una più dettagliata caratterizzazione dei tempi di *reflooding* nei transitori, in particolare di rottura a ghigliottina in CL.

Sarebbe particolarmente interessante infine uno studio di sensibilità al fine di caratterizzare i fenomeni che coinvolgono la *lower head*, le sue modalità di fallimento e gli effetti di una sua eventuale refrigerazione esterna. Nell'ambito delle strategie di mitigazione degli incidenti severi, tale sistema potrebbe infatti garantire la ritenzione del *corium* all'interno del RPV, preservando l'integrità strutturale complessiva della *lower head*.

Sarebbe inoltre auspicabile un futuro studio di sensibilità sulla temperatura di fusione degli ossidi, indirizzata a tenere in conto le reazioni eutettiche che avvengono tra di essi.

ACRONIMI

AFS: Auxiliary Feedwater System

ANS: American Nuclear Society

BAF: Bottom of Active Fuel

BDBA: Beyond Design Basis Accident

BE: Best Estimate

BWR: Boiling Water Reactor

CF: Control Function

CL: Cold Leg

CMMI: Capability Maturity Model Integration

CVH: Control Volume Hydrodynamics

DBA: Design Basis Accident

DCH: DeCay Heat

DOE: Department Of Energy

ECCS: Emergency Core Cooling System

EDF: External Data File

EPRI: Electric Power Research Institute

ESF: Engineered Safety Feature

FDI: Fuel Dispersal Interactions

FL: Flow Path

HL: Hot Leg

HPIS: High-Pressure Injection System

HPME: High Pressure Melt Ejection

HS: Heat Structure

HTGR: High Temperature Gas Reactor

ISP: International Standard Problem

ITF: Integral Test Facility

LBLOCA: Large Break Loss Of Coolant Accident

LOCA: Loss Of Coolant Accident

LPIS: Low-Pressure Injection System

LWR: Light Water Reactor

MCCI: Molten Core Concrete Interaction

MCP: Main Coolant circulation Pump

MELCOR: Methods for Estimation of Leakages and Consequences of Releases

MFW: Main FeedWater Pump

MP: Material Properties

NCG: NonCondensable Gas

NS: NonSupporting Structure

PCS: Primary Cooling System

PRA: Probability Risk Assessment

PRT: Pressurized Relief Tank

PRZ: Pressurizer

PWR: Pressurized Water Reactor

RN: RadioNuclide

RPV: Reactor Pressure Vessel

SCS: Secondary Cooling System

SG: Steam Generator

SNAP: Symbolic Nuclear Analysis Package

SOT: Start Of the Transient

SPR: Containment SPRays

SQA: Software Quality Assurance

SRV: Safety Relief Valve

SS: Supporting Structure

TAF: Top of Active Fuel

TF: Tabular Function

TMI-2: Three Mile Island Unit-2

TP: Transfer Process

USAEC: United States Atomic Energy Commission

USNRC: United States Nuclear Regulatory Commission

V&V: Verification & Validation

VVER: Vodo – Vodyanoi Energetichesky Reaktor

RINGRAZIAMENTI

Desidero esprimere un sentito ringraziamento a coloro che mi hanno assistito durante il lungo percorso che ha portato alla realizzazione del presente lavoro.

Sono molto grato innanzitutto al Prof. Ing. D. Mostacci (Università di Bologna), all'Ing. F. De Rosa (ENEA FSN-SICNUC-SIN - Responsabile del Laboratorio Sicurezza degli Impianti Nucleari) e all'Ing. P. Meloni (ENEA FSN-SICNUC - Responsabile della Divisione Sicurezza e Sostenibilità del Nucleare) per avermi dato la possibilità di svolgere il presente lavoro presso l'ENEA di Bologna.

Un sentito ringraziamento particolare va all'Ing. F. Mascari (ENEA) per avermi addestrato prima all'uso degli strumenti di calcolo necessari alla presente attività computazionale e per avermi poi validamente assistito nella analisi termoidraulica dei reattori PWR. La sua indispensabile guida scientifica, nel corso di quasi un anno, mi ha specificamente introdotto all'attuale stato dell'arte per quanto riguarda gli incidenti severi.

Vorrei esprimere inoltre un vivo ringraziamento all'Ing. G. Bandini (ENEA) per avermi fornito innumerevoli suggerimenti ed indicazioni per quanto riguarda in particolare la fenomenologia di degradazione del nocciolo, durante gli incidenti severi dei PWR.

Desidero ringraziare anche l'Ing. F. Giannetti (Università di Roma) per le utili discussioni tecniche.

Un ultimo ringraziamento va certamente al Prof. P. Muratori, per il fondamentale supporto fornito durante questi ultimi anni.

REFERENZE

- [1] LOMBARDO, C., MASCARI, F., BUFFA, P., CASTIGLIA, F., GIARDINA, M., PALERMO, G., “Nodalizzazione MELCOR per lo Studio Integrale di Sequenze Incidentali su Reattori PWR da 900 MWe e valutazioni preliminari d'impatto a breve e medio raggio”, ENEA, ADPFISS-LP1-026, 09/09/2014.

- [2] MASCARI, F., GIANNETTI, F., BALESTRA, P., ZOINO, A., CARUSO, G., “Integral study of accident sequences with reference to NPPs next to the Italian borders”, ENEA, ADPFISS-LP1-059, 25/09/2015.

- [3] GIANNETTI, F., MASCARI, F., GRAMICCIA, L., NAVIGLIO, A., DE ROSA, F., “Station Blackout transient analysis for PWR like design by using the MELCOR code”, 32nd UIT Heat Transfer Conference, Pisa, Italy, 06/2014.

- [4] COLLETTI, A. M., “Analisi del comportamento termoidraulico del contenimento in reattori avanzati di tipo modulare”, Tesi di Laurea, Università degli Studi di Palermo, AA 2012-2013.

- [5] JONES, O. C., Nuclear Reactor Safety Heat Transfer, Hemisphere Publishing Corporation, 1981.

- [6] USAEC-WASH-1400, NUREG 75/014, “Reactor safety study. An assessment of accident risks in US commercial nuclear power plants”, Appendix IX: Safety design rationale for nuclear power plants.

- [7] SOFFER, L., BURSON, S. B., FERREL, C. M., LEE, R. Y., RIDGELY, J. N., “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants”, NUREG-1465, February 1995.
- [8] In-Vessel Core Degradation Code Validation Matrix Update 1996-1999, NEA/CSNI/R(2000)21, February 2001.
- [9] PETRUZZI, A., D’AURIA, F., “Thermal-Hydraulic System Codes in Nuclear Reactor Safety and Qualification Procedures”, *Science and Technology of Nuclear Installations*, Hindawi Publishing Corporation, Volume 2008, Article ID 460795, 16 pages, doi: 10.1155/2008/460795.
- [10] MASCARI, F., NAKAMURA, H., UMMINGER, K., DE ROSA, F., D’AURIA, F., “Scaling Issues for the Experimental Characterization of Reactor Coolant System in Integral Test Facilities an Role of System Code as Extrapolation Tool”, Conference Paper, NURETH-16, August 2015.
- [11] MELCOR Computer Code Manuals, Vol. 1: Primer and Users’ Guide, Version 2.1.6840 2015, SAND2015-6691 R, August 2015.
- [12] MELCOR Computer Code Manuals, Vol. 2: Reference Manual, Version 2.1.6840 2015, SAND2015-6692 R, August 2015.
- [13] MELCOR Computer Code Manuals, Vol. 3: MELCOR Assessment Problems, Version 2.1.7347 2015, SAND2015-6693 R, August 2015.

- [14] ROSS, K., PHILLIPS, J., GAUNTT, R. O., WAGNER, K. C., “MELCOR Best Practices as Applied in the State-of-the-Art Reactor Consequence Analyses”, NUREG/CR-7008, August 2014.
- [15] Symbolic Nuclear Analysis Package (SNAP), 2007. User Manual. Applied Programming Technology, Inc., Bloomsburg, PA.
- [16] CUMO, M., Impianti Nucleari, UTET, 1976.
- [17] Nuclear Safety in Light Water Reactors, Severe Accident Phenomenology, edited by Bal Raj Sehgal, Elsevier, 2012.
- [18] JIN, Y., XU, W., LIU, X., CHENG, X., “In- and ex-vessel coupled analysis of IVR-ERVC phenomenon for large scale PWR”, *Annals of Nuclear Energy*, Elsevier, 26 February 2015.