



SAPIENZA
UNIVERSITÀ DI ROMA

DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA AERONAUTICA ELETTRICA E ENERGETICA

Dottorato di Ricerca in ENERGETICA

ciclo XXIII

A.A. 2009/2010

TESI DI DOTTORATO

**TEST E IMPLEMENTAZIONE DI CODICI DI
CALCOLO PER STUDI DI SICUREZZA IN
CAMPO NUCLEARE**

Docente Guida:

Chiar.mo Prof. Maurizio Cumo

Dottorando:

Francesco Belloni

Sommario

test e implementazione di codici di calcolo per studi di sicurezza in campo nucleare	1
Sommario.....	2
1. Codici di calcolo a supporto dell'analisi di sicurezza.....	5
1.1 L'analisi di sicurezza e i codici Best Estimate.....	5
1.2 Altri campi di applicazione dei codici BE.....	7
1.2.1 Applicazione per il "licensing" di impianti nucleari	7
1.2.2 Applicazioni legate a modifiche d'impianto	8
1.2.3 Applicazioni per eventi operazionali	8
1.2.4 Applicazione alle analisi di sicurezza dell'edificio di contenimento.....	8
1.3 Natura dei codici di calcolo in uso per l'analisi di sicurezza.....	9
1.4 Scopo del presente lavoro.....	9
2. Applicazione del codice RELAP5 per l'analisi termoidraulica dell'impianto MINI-MARS.....	11
2.1 Codici di calcolo per analisi termoidrauliche.....	11
2.2 Il codice RELAP5.....	12
2.3 Finalità dell'applicazione del codice RELAP5	16
2.4 I Reattori SMR (SMall size Reactor).....	17
2.5 Componenti e sistemi dell'impianto MINI-MARS.....	19
2.5.1 Circuito primario.....	20
2.5.2 Nocciolo.....	21
2.5.3 Generatori di vapore.....	21
2.5.4 Pressurizzatore.....	22
2.5.5 Sistemi di salvaguardia.....	22
2.6 Nodalizzazione RELAP5 dell'impianto MINI-MARS.....	25
2.7 Analisi termoidraulica con RELAP5 del transitorio incidentale di Station Black Out nell'impianto MINI-MARS.....	34
2.7.1 Sequenza degli eventi.....	34
2.7.2 Analisi a breve termine.....	35
2.8 Conclusioni sull'analisi in transitorio.....	47
2.9 Deflusso nei generatori di vapore once-through a tubi verticali.....	48
2.9.1 Ebollizione sottoraffreddata.....	48
2.9.2 Ebollizione satura	49
2.9.3 Dryout.....	49

2.10	Problematiche nel codice RELAP5 legate alla transizione dal regime di scambio termico in bifase a quello in monofase	51
2.11	Soluzioni per l'incremento dell'efficienza del generatore di vapore del reattore MINI MARS.....	52
3.	Valutazione delle performance del Generatore di Vapore del reattore dimostrativo ALFRED: implementazione del codice RELAP5 per simulare correttamente lo scambio termico nel generatore	55
3.1	Il Forum internazionale GIF.....	55
3.2	La GEN IV IN Europa.....	57
3.2.1	La SNETP.....	57
3.2.2	L'ESNII.....	58
3.3	Rispondenza della tecnologia LFR ai criteri della GEN IV.....	60
3.4.1	Il dimostratore LFR: ALFRED.....	62
3.5	Il Generatore di Vapore del reattore dimostrativo ALFRED.....	64
3.6	Caratteristiche del deflusso elicoidale.....	66
3.6.1	Vortici di Dean.....	66
3.6.2	Perdite di carico in monofase e bifase.....	68
3.6.3	Scambio termico in monofase.....	69
3.7	Valutazione delle prestazioni del Generatore di Vapore di ALFRED.....	70
3.7.1	Modellazione del reattore ALFRED con RELAP5.....	71
3.7.2	Analisi di sensibilita' sul passo dell'elica.....	74
3.7.3	Analisi di sensibilita' sulla lunghezza dello scambiatore.....	79
3.7.4	Analisi di sensibilita' sulla conducibilita' del gap.....	79
3.8	Modifica e implementazione del codice RELAP5.....	80
3.8.1	Struttura operativa del codice RELAP5.....	81
3.8.2	Descrizione e localizzazione delle modifiche da apportare al codice	82
3.8.3	Implementazione della correlazione di scambio termico.....	84
3.8.4	Modifica sul controllo della crisi termica.....	88
3.9	Conclusioni.....	95
4.	Modellazione della dispersione di un rilascio esplosivo di sostanze radioattive con il software PC-COSYMA.....	96
4.1	codici per la valutazione delle conseguenze di rilasci accidentali in ambiente (ACA).....	96
4.2	Architettura del codice PC-COSYMA.....	98
4.2.1	Modulo di sorgente.....	99
4.2.2	Modulo di dispersione.....	100
4.2.4	Modulo di dose e di rischio sanitario.....	108
4.5	Descrizione dello scenario di rilascio accidentale e modellazione della sorgente dispersa.....	109
4.5.1	Modellazione della sorgente dispersa.....	111

4.5.2 Riproduzione dello scenario esplosivo in PC-COSYMA.....	113
4.5.3 Dominio di calcolo.....	116
4.6 Risultati della simulazione.....	117
4.6.1 Confronto tra i modelli omogeneo e disomogeneo.....	118
4.6.2 Confronto globale tra le diverse rappresentazioni.....	123
4.7 Valutazione dei modelli di rappresentazione della sorgente	128
4.7.1 Factor of 2 (FA2).....	129
4.7.2 Mean Relative Bias (MRB)	129
4.7.3 Mean Relative Square Error (MRSE)	129
4.7.4 Geometric Mean bias (MG).....	130
4.7.5 Geometric Mean Variance (VG).....	130
4.7.6 Criteri di accettabilita' di un modello.....	130
4.8 Risultati della comparazione.....	131
4.9 Conclusioni.....	136
Bibliografia.....	138
Ringraziamenti.....	140

1. Codici di calcolo a supporto dell'analisi di sicurezza

1.1 L'analisi di sicurezza e i codici Best Estimate

La sicurezza è una priorità assoluta da garantire nel progetto di un impianto nucleare, data la gravità degli effetti radiologici che potrebbe provocare un rilascio incontrollato di radioattività all'esterno del reattore. In fase di progetto di un impianto nucleare possono essere svolte analisi deterministiche, di tipo conservativo o *Best Estimate* per valutare la consistenza del progetto dal punto di vista della sicurezza. Le analisi valutano il corretto intervento e funzionamento dei sistemi di salvaguardia, la bontà dei criteri di progetto e delle disposizioni impiantistiche nel far fronte a possibili incidenti, garantendo come fine ultimo che non ci sia un rilascio di radioattività in ambiente.

Alcuni incidenti, particolarmente gravosi, sono assunti come incidenti base di progetto (DBA - Design Basis Accidents) e, nell'eventualità che si verificano, l'azione dei sistemi di salvaguardia predisposti nell'impianto deve garantire lo spegnimento sicuro del reattore e la sua refrigerabilità fino al nuovo intervento degli operatori.

Altri incidenti hanno invece probabilità remote di verificarsi (al di sotto di 10^{-6} eventi/reattore·anno) ma, a causa di gravi danni al combustibile (come la fusione del nocciolo) portano a conseguenze estremamente rilevanti, con il possibile fallimento di tutte le barriere di sicurezza. Questa classe di incidenti severi (Sever Accidents) non sono di progetto, ma si devono comunque prevedere soluzioni per mitigare l'impatto radiologico al di sotto dei valori imposti dalla normativa prevista nel campo di radioprotezione.

L'analisi complessiva e organica dei sistemi permette di dare importanti feedback per migliorare le logiche di disposizione ed intervento dei sistemi di protezione e salvaguardia ed eventualmente ritornare su alcune scelte progettuali.

Le analisi di sicurezza sono soggette a revisioni periodiche, intraprese normalmente ogni dieci anni, con lo scopo di verificare che le valutazioni e le conclusioni delle precedenti analisi siano ancora valide, nonostante la riduzione dei margini di sicurezza dovuta all'invecchiamento dell'impianto. Tali analisi

dovrebbero tenere conto della riduzione dei margini di sicurezza verificatasi in seguito all'invecchiamento dell'impianto nel periodo preso in considerazione.

Gli scenari incidentali analizzati sono eventi di cui non si ha un'esperienza tale da poter preventivamente sapere che le precauzioni progettuali prese possano garantire la sicurezza dell'impianto. Per poter acquisire una visione pienamente critica dell'impianto è importante disporre di strumenti di simulazione efficaci, che analizzino il comportamento dell'impianto nel normale funzionamento e la risposta che esso fornisce durante transitori incidentali.

In passato, non essendoci informazioni sulla fisica dei fenomeni che potevano verificarsi durante un incidente, il grado di incertezza sui parametri fisici dell'impianto era eccessivamente elevato.

Gli strumenti di calcolo, utilizzati per valutazioni di sicurezza, facevano uso di modelli fisici semplificati e di ipotesi di natura conservativa che si traducevano in margini di sicurezza eccessivamente ampi, sia nel progetto sia nell'esercizio dell'impianto.

Da queste considerazioni è nata la necessità di approfondire i processi fisici che possono verificarsi in un impianto nucleare e, sfruttando l'enorme risorsa computazionale fornita dai calcolatori, sono nati dei codici di calcolo realistici, chiamati best-estimate (BE). I codici cominciarono ad essere utilizzati a partire dagli anni 80 fino ad essere ufficialmente accettati tra i Requirements del 10CFR50.46 ed utilizzati dalla USNRC (Autorità di Controllo americana) nel 1989.

L'utilizzo dei codici BE ha permesso di quantificare realisticamente quanto il comportamento di un impianto si discostasse dai criteri di accettabilità fissati dalle autorità di controllo.

I codici BE tuttavia, per la finalità per cui sono usati, devono comunque avvalersi di modelli sperimentali e introdurre delle ipotesi semplificative, per poter determinare completamente il problema e fornire dei risultati in tempi ragionevoli. Al fine di garantire una sufficiente confidenza nei risultati è necessario quindi intraprendere delle attività di validazione basate sul confronto con dati sperimentali che permetta di determinare il grado e la natura delle incertezze nei risultati dei calcoli. Tali attività di validazione sono pianificate e realizzate in contesti sia di tipo nazionale che internazionale tramite l'uso di dati provenienti sia da test effettuati su "facilities" appositamente progettate e scalate nelle dimensioni sia dalla storia di impianti precedentemente in esercizio.

Già a partire dagli anni settanta, sono stati condotti molti studi, esperimenti e test termoidraulici su impianti sperimentali, sia ad effetti separati (SET: Separated Effect Tests) che di tipo integrale (ITF: Integral Test Facilities), che hanno arricchito la conoscenza del comportamento degli impianti nucleari.

Poiché i codici BE descrivono realisticamente il comportamento dell'impianto, ai risultati dell'analisi deve essere associata un'incertezza che tenga conto del grado di confidenza dell'analisi. Questo tipo di analisi prende il nome di *Best Estimate Plus Uncertainty* (BEPU).

L'incertezza finale è determinata anche dalle singole incertezze dei dati di input. Nel caso queste non siano disponibili occorre utilizzare valori conservativi, o effettuare studi di sensibilità su un campione di valori del parametro di input per ricavare i dati statistici.

La natura delle incertezze può essere:

- dovuta agli strumenti di misura
- intrinseca al modello, che generalmente riproduce i dati sperimentali con un certo grado di confidenza
- numerica, poiché i metodi di risoluzione numerica utilizzati comportano errori di accuratezza e di troncamento

1.2 Altri campi di applicazione dei codici BE

Oltre che in fase di progetto i codici BE possono essere utilizzate per molteplici applicazioni. Tra queste ricordiamo:

- Applicazione per il licensing di un impianto nucleare
- Applicazione legate a modifiche di impianto
- Applicazione per eventi operazionali
- Applicazione alle analisi di sicurezza del sistema di contenimento

1.2.1 Applicazione per il "licensing" di impianti nucleari

Il licensing di impianti nucleari, condotto dalle autorità di controllo nazionali, è richiesto al fine di verificare il rispetto di criteri di accettabilità nella gestione e nell'esercizio dell'impianto, definiti in termini di limiti e di condizioni. Tali criteri vengono fissati con lo scopo di assicurare l'integrità delle barriere di sicurezza e il rispetto del principio di difesa in profondità negli impianti all'esame.

Il licensing è quindi un processo di regolamentazione che contribuisce al funzionamento in sicurezza degli impianti nucleari. Le analisi di sicurezza vengono condotte considerando il funzionamento dell'impianto: in condizioni nominali, negli istanti immediatamente precedenti il transitorio, negli eventi incidentali presi in considerazione nella progettazione dell'impianto (DBA) e negli incidenti severi. Sulla base dei risultati forniti da queste analisi, il processo di licensing dovrebbe verificare

che a livello progettuale venga assicurato l'intervento e l'affidabilità dei sistemi di sicurezza in seguito al verificarsi di un ipotetico evento iniziatore e incidentale.

Le funzioni di sicurezza primarie che devono essere garantite sono: il controllo di reattività, il raffreddamento del nocciolo e il mantenimento della massa di refrigerante primario, l'integrità dell'edificio di contenimento e la disponibilità della potenza elettrica fornita dall'impianto. Al fine di mettere in luce l'influenza delle variazioni dei parametri di input sui risultati finali delle analisi viene valutata la probabilità di accadimento di un ampio spettro di scenari incidentali.

1.2.2 Applicazioni legate a modifiche d'impianto

In generale le modifiche d'impianto comportano dei cambiamenti fisici della struttura, del sistema e dei componenti, che potrebbero influire sui parametri iniziali di progetto dell'impianto. Generalmente le modifiche vengono apportate per contrastare l'invecchiamento dell'impianto, usufruendo di nuove tecnologie, per il prolungamento della vita dell'impianto, per economizzare la gestione dell'impianto e per conformarsi a requisiti normativi previsti dalle autorità di controllo locali. Poiché, in genere, in seguito alle modifiche apportate all'impianto i margini di sicurezza rispetto alle condizioni operative nominali tendono a diminuire, è necessario accertarsi, con analisi di sicurezza deterministiche, che tali limiti siano comunque rispettati.

1.2.3 Applicazioni per eventi operazionali

Le analisi di sicurezza dovrebbero essere usate per comprendere al meglio eventi che si verificano durante normali transitori operazionali di un impianto nucleare. Queste analisi sono parte del feedback dell'esperienza di funzionamento di un impianto e possono dare informazioni sulla qualità delle procedure degli operatori e su possibili eventi iniziatori di transitori incidentali.

1.2.4 Applicazione alle analisi di sicurezza dell'edificio di contenimento

L'edificio di contenimento rappresenta l'ultima barriera interposta tra i prodotti di fissione eventualmente rilasciati in seguito ad un evento incidentale e l'ambiente esterno. La sua integrità ed il suo spessore sono, quindi, aspetti molto importanti ai fini della sicurezza dell'impianto.

I complessi fenomeni da simulare che entrano in gioco durante un transitorio incidentale che riguarda l'edificio di contenimento rientrano in tre categorie:

- aspetto termoidraulico (legge di variazione della pressione e della temperatura, concentrazione dell'idrogeno, fenomeni di trasporto e di isolamento dei materiali in seguito alla rottura di un tubo, etc...)
- termine di sorgente (prodotti di fissione, granulometria degli aerosol ,etc..)

- interazione del nocciolo fuso, eventualmente fuoriuscito dal vessel, con il materiale strutturale

1.3 Natura dei codici di calcolo in uso per l'analisi di sicurezza

I codici di calcolo di interesse per la comunità nucleare sono stati sviluppati con lo scopo di essere utilizzati come validi strumenti per gli studi di sicurezza degli impianti nucleari. Tali codici vengono attualmente usati per le seguenti applicazioni:

- comportamento termoidraulico
- analisi di rischio
- comportamento del combustibile
- incidenti severi e rilasci accidentali
- cinetica del reattore

L'accuratezza dei risultati di un codice è un aspetto delicato e di enorme importanza, per questo motivo si procede ad effettuare continue valutazioni sui singoli modelli (Separated Test Effect) e sull'interazione di questi nel sistema visto nella sua globalità (Integral Test Facility).

Il confronto tra i dati sperimentali e i risultati della simulazione permette di conoscere i punti di forza e di debolezza del codice di quantificare le incertezze che affliggono le stime.

E'altrettanto importante che il modellatore conosca i limiti del codice e non lo utilizzi alla stregua di una scatola nera.

1.4 Scopo del presente lavoro

Alla luce dell'importanza che rivestono i codici di calcolo nell'analisi di sicurezza è necessario impiegarli strettamente all'interno del loro campo di validità.

Il presente lavoro è consistito nell'utilizzo di due codici di calcolo, largamente in uso per analisi di sicurezza, in applicazioni ai limiti del loro campo di validità, con lo scopo di valutare l'entità degli errori che si possono commettere in assenza di una corretta modellazione dei fenomeni fisici.

I codici testati sono:

- RELAP5, codice di termoidraulica, finalizzato allo studio di transitori incidentali e ad analisi di sistema negli impianti nucleari
- PC-COSYMA (versione europea del codice americano MACCS), codice per la valutazione delle conseguenze di rilasci accidentali (*Accident Consequence Assessment* code) a seguito di incidenti severi

Il codice RELAP5 è stato applicato allo studio di un impianto nucleare, innovativo, di piccola taglia, ad acqua pressurizzata. E' stato effettuato uno studio di un transitorio incidentale di perdita di alimentazione elettrica in centrale (*Station Black Out*) ed è stato indagato il modo in cui il codice simula il funzionamento di un generatore *once-through*, componente non presente negli impianti tradizionali (PWR, BWR, CANDU) per i quali RELAP5 è stato sviluppato e su cui è stato testato.

Si è poi proceduto, grazie ad una collaborazione con il Centro Ricerche ENEA di Bologna, all'implementazione e alla modifica della sorgente del codice, per trattare lo scambio termico in un generatore di vapore *once-through* in presenza di soluzioni che incrementino artificialmente il moto turbolento del vapore surriscaldato.

Il codice PC-COSYMA è stato utilizzato per simulare lo studio di un rilascio esplosivo di sostanze radioattive da un impianto PWR tradizionale, a seguito di un incidente severo. In particolare sono stati indagati la sensibilità dei risultati al variare della modellazione della sorgente e gli errori commessi nell'utilizzare una modellazione standard per questo tipo di scenario.

2. Applicazione del codice RELAP5 per l'analisi termoidraulica dell'impianto MINI-MARS

2.1 Codici di calcolo per analisi termoidrauliche

La valutazione del comportamento degli impianti nucleari durante eventuali situazioni incidentali ha rappresentato il principale scopo delle ricerche condotte in ambito nucleare negli ultimi 40 anni. Nel corso degli ultimi decenni, sono stati sviluppati diversi codici di calcolo avanzati per le analisi di sistema in regime transitorio per i reattori ad acqua leggera (Light Water Reactors LWRs), sia in Europa che negli Stati Uniti (CATHARE, ATHLET, TRAC, RELAP5, TRACE). La caratteristica comune a questi codici è la capacità di simulare la termoidraulica dell'impianto in regime transitorio, su un ampio range di condizioni di flusso mono e bifase. I risultati forniti da tali codici di calcolo sono di solito ottenuti dalla risoluzione di equazioni, in coordinate euleriane, per flussi bifase. Il comportamento della miscela bifase è descritto mediante la soluzione di equazioni di conservazione della massa, del momento e dell'energia, sia per la fase liquida che vapore separatamente, e delle equazioni di conservazione della massa per i gas non condensabili presenti nella soluzione o miscela. I modelli sono adatti per la simulazione di un sistema monodimensionale anche se per alcuni componenti dell'impianto come il vessel, alcuni codici hanno la capacità di risolvere un sistema di equazioni 3-D. La discretizzazione nel tempo delle equazioni può essere completamente o quasi implicita. In funzione del numero delle equazioni di bilancio, per garantire la chiusura del sistema è richiesto un differente insieme di equazioni costitutive. Ad esempio, nel modello più diffuso, a 2 fluidi e 6 equazioni di bilancio, per descrivere il trasferimento di massa, quantità di moto ed energia all'interfaccia, e di quantità di moto ed energia dalla miscela alle pareti, sono richieste almeno 7 equazioni costitutive. Queste ultime devono descrivere i fenomeni fisici in un ampio range di dimensioni, comprese tra sistemi in scala e sistemi in dimensioni reali rispetto alla geometria dei reattori: questo è uno dei principali scopi da raggiungere nello sviluppo e nella validazione di codici. Per sviluppare e qualificare le "leggi di scala" per ogni singola fenomenologia di interesse nel reale funzionamento di un impianto nucleare, sono necessari test ad effetti separati condotti su impianti a differenti scale. I codici spiccatamente termoidraulici sono stati utilizzati, in particolare, per analizzare sia il tipico incidente di perdita di refrigerante (Loss Of Coolant Accident LOCA) che altri transitori tipici dei reattori ad acqua leggera, classificati come Non-LOCA (ad esempio incidenti di Station Black Out, Steam Generator Tube Rupture, Anticipated Transient Without Scram).

2.2 Il codice RELAP5

Per lo studio dei transitori incidentali rilevanti per la sicurezza del reattore è stato utilizzato il codice di calcolo RELAP5 MOD 3.3, sviluppato in collaborazione fra la *U.S. Nuclear Regulatory Commission* (NRC) ed un consorzio di organizzatori internazionali, facenti parte dell'ICAP (*International Code and Application Program*) e del suo successore CAMP (*Code Application and Maintenance Program*).

RELAP5, scritto in linguaggio Fortran 77, è un codice di termofluidodinamica alle differenze finite, in grado di risolvere problemi di fluidodinamica monodimensionale accoppiati a problemi di scambio termico monodimensionale. Il codice non tiene conto di effetti multi-dimensionali, ad eccezione di fenomeni di cross flow e della modellazione del fenomeno di ribagnamento (reflood) delle superfici delle barrette del nocciolo, a seguito della crisi termica (conduzione bidimensionale).

Nell'architettura RELAP l'impianto è rappresentato da volumi di controllo contenenti la massa fluida, collegati tra loro per tener conto delle portate scambiate e che possono essere accoppiati termicamente attraverso strutture solide, definite strutture termiche.

Modelli speciali sono applicati ai volumi che definiscono componenti del sistema quali pompe, turbine, valvole, separatori di vapore, etc..

Il fluido utilizzato può essere monocomponente, monofase o bifase, o a più componenti (fluido più incondensabili e/o boro disciolto). RELAP5 utilizza di default un modello a fasi separate (liquido-vapore), con disequilibrio termico e meccanico tra le fasi, per trattare i problemi di termoidraulica bifase.

In aggiunta sono inclusi anche modelli speciali riguardanti i coefficienti di perdita di carico, l'efflusso critico, il flusso stratificato, il trasporto degli incondensabili.

E' prevista anche una modellazione dei sistemi di controllo del reattore attraverso l'utilizzo di trip e variabili di controllo: queste ultime riproducono le funzioni di trasferimento dei sistemi di controllo. Ad esempio, possono essere rappresentati sistemi di controllo proporzionale-integrale, lag e lead-lag. I trip rappresentano delle soglie di intervento, che scandiscono le fasi temporali del transitorio.

La schematizzazione dell'impianto in RELAP5 prevede la definizione di volumi e giunzioni. L'impianto è suddiviso in tanti volumi, interconnessi da giunzioni che definiscono i percorsi del fluido. Il volume di controllo di una giunzione, "*momentum control volume*", è costituito dalle rispettive metà dei volumi che essa collega ed è centrato sul bordo di confine degli stessi. I volumi possono essere orientati rispetto ad un piano, definendo un angolo di inclinazione.

Le equazioni alle differenze finite si basano sul concetto di volume di controllo, nel quale si conservano sia la massa che l'energia (l'accumulo di tali grandezze nel volume deve eguagliare, in senso algebrico, le quantità che attraversano i confini della cella). Il modello determina le proprietà scalari medie del fluido nel volume (pressione, energia, densità e frazione di vuoto) mentre calcola le grandezze vettoriali (velocità, portata) nelle giunzioni.

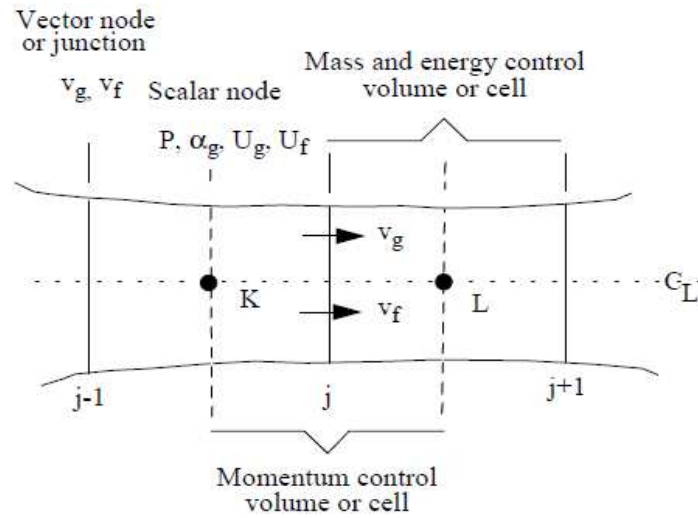


Fig. 2.1 : volumi di controllo in RELAP5

Nei volumi infatti vengono risolte le equazioni di conservazione della massa e dell'energia per le singole fasi, mentre nelle giunzioni vengono risolte le equazioni di conservazione della quantità di moto.

Le equazioni di bilancio per il volume di controllo possono essere ricavate sostituendo dalla equazione (2.1) i valori sotto elencati.

$$\underbrace{\frac{\partial}{\partial t}(\rho_k \psi_k)}_{\text{variation in time}} = - \underbrace{\nabla \cdot (\rho_k \psi_k \vec{w}_k)}_{\text{convection (advection) due to fluid motion}} - \underbrace{\nabla \cdot \vec{J}_{\psi,k}}_{\text{diffusion}} + \underbrace{\rho_k S_{\psi,k}}_{\text{volumetric source}} \quad (2.1)$$

<i>Mass Balance:</i>	$\psi_k = 1$	$\vec{J}_{\psi,k} = 0$	$S_{\psi,k} = 0$
<i>Momentum Balance:</i>	$\psi_k = \vec{w}_k$	$\vec{J}_{\psi,k} = p_k \vec{I} - \vec{\tau}_k$	$S_{\psi,k} = \vec{g}$
<i>Energy Balance:</i>	$\psi_k = u_k + w_k^2/2$	$\vec{J}_{\psi,k} = \vec{q}'' + (p_k \vec{I} - \vec{\tau}_k) \cdot \vec{w}_k$	$S_{\psi,k} = \frac{q'''}{\rho_k} + \vec{g} \cdot \vec{w}_k$

Le grandezze vengono mediate sul volume e sul passo temporale di risoluzione: le informazioni su fenomeni tridimensionali (come i processi turbolenti), perse nelle operazioni di media, vengono reinserite nel set di equazioni attraverso l'utilizzo di modelli empirici.

Modelli speciali, come i modelli di efflusso critico o di flooding, possono essere attivati per forzare la soluzione delle equazioni di conservazione: il codice valuta ad ogni passo temporale se sussistono le condizioni di esistenza del fenomeno rappresentato dal modello.

E' possibile scegliere tra due metodi di risoluzione numerica:

- modello semi-implicito, adatto per lo studio di transitori;
- modello quasi-implicito, adatto per l'analisi in stazionario e per transitori lenti.

Il metodo semi-implicito utilizza uno schema di tipo upwind: in un volume di controllo le grandezze termodinamiche che figurano nei termini avvevati delle equazioni di conservazione, vengono "donati" dal volume che lo precede nel verso del moto.

Il passo temporale di risoluzione viene definito dall'utente ed, eventualmente, dimezzato dal codice nel processo iterativo di soluzione se non vengono soddisfatti i criteri di convergenza (basati sull'errore sulla massa stimata in ciascun volume). La riduzione del passo temporale ha termine quando si raggiunge un valore minimo definito da input. Il codice, in questo caso, esce dall'esecuzione con un errore sul *time step* minimo.

A ciascun componente devono essere assegnate condizioni iniziali: le grandezze richieste in input variano a seconda dello stato del fluido.

Per fluido monofase (liquido sottoraffreddato, vapore surriscaldato):

- pressione, temperatura.

Per fluido bifase:

- pressione e titolo, temperatura e titolo o energia interna di ciascuna fase e frazione di vuoto per una miscela bifase.

Per fluido in presenza di incondensabili o di boro (a due componenti), in aggiunta ai set precedenti:

- frazione di incondensabili nella fase aeriforme;
- concentrazione di boro nella fase liquida.

Nelle giunzioni si possono imporre condizioni di velocità o di portata, per la fase liquida e per quella aeriforme.

Con particolari componenti, quali volumi e giunzioni tempo-dipendenti, si assegnano condizioni al contorno al sistema oggetto di studio. In questo modo è possibile focalizzare l'analisi solo su alcune parti di interesse dell'impianto e snellire la nodalizzazione, con un conseguente beneficio sui tempi di calcolo.

Nel volume tempo-dipendente vengono assegnate condizioni di pressione, mentre accoppiando un volume tempo-dipendente ad una giunzione tempo-dipendente si impongono velocità o portate. Un volume tempo-dipendente è assimilabile ad un volume di dimensioni infinite e fluido in quiete, mentre l'accoppiamento di un volume e una giunzione tempo-dipendenti è paragonabile al funzionamento di una pompa volumetrica.

Il codice legge le proprietà del fluido dalle tabelle termodinamiche, che vengono fornite dall’NRC insieme al codice, in un file database separato dall’eseguibile.

Lo scambio termico del fluido con le pareti solide è simulato attraverso la connessione dei volumi a strutture termiche e avviene normalmente alla direzione del moto. La distribuzione di temperatura attraverso la parete solida è valutata applicando un metodo di soluzione alle differenze finite, lungo la “meshatura” della struttura.

Le strutture termiche possono rappresentare pareti dei tubi, riscaldatori elettrici, barrette di combustibile. Le sorgenti di potenza termica possono essere simulate assegnando un flusso termico imposto o una potenza volumetrica.

Le proprietà termofisiche dei materiali (conducibilità termica e calore specifico volumetrico), che costituiscono le pareti solide, vengono inserite in schede apposite all’interno dell’input.

RELAP5 dispone di un modello di cinetica puntuale per il calcolo della potenza generata nelle barrette di combustibile nucleare. Il modello viene risolto in modo sequenziale ed implicito, dopo l’avanzamento del problema fluidodinamico e termico ma prima dell’azione del sistema di controllo. Il codice tiene conto degli effetti di reattività dovuti alla temperatura del moderatore e del combustibile, alla densità del moderatore e alla concentrazione di boro. Questi effetti vengono valutati utilizzando grandezze mediate sui volumi di controllo e sulle strutture termiche associate. Il modello non permette di valutare effetti non lineari o multidimensionali causati dalla dipendenza spaziale dei coefficienti di reattività.

Il sistema di controllo permette di simulare qualsiasi processo di misura, controllo, regolazione, in cui variabili di sistema vengono processate tramite operatori logici, algebrici, di integrazione e differenziazione.

Tutte le informazioni necessarie a descrivere il sistema vengono fornite in input al codice tramite un file di testo (*.i) organizzato in gruppi di schede o card, identificate da un codice specifico.

I numeri delle schede sono riportati nella prima colonna del file di input.

Il codice prevede diverse modalità di esecuzione: è possibile eseguire solo delle compilazioni del file di input o lanciare anche l’esecuzione del problema in regime stazionario o in regime transitorio. L’unica differenza nelle due esecuzioni sta nel fatto che nello stazionario i termini capacitivi delle strutture termiche vengono azzerati, in modo che non trattengano energia e il sistema si porti più velocemente all’equilibrio.

Durante la fase di esecuzione il codice genera due file:

- il file di output (*.o): è un file di testo in cui sono riportate, in sezioni distinte, la maggioranza delle grandezze calcolate nei volumi, nelle giunzioni e nelle strutture termiche.
- Il file di restart (*.r): è un file binario, in cui sono riportate informazioni dettagliate sul sistema e registrate, in record numerati, le grandezze ad ogni passo di stampa.

E' possibile scegliere da input la frequenza di stampa su questi file, differenziandola a seconda degli intervalli temporali.

Il file di restart è indispensabile per far ripartire esecuzioni interrotte o per iniziare un transitorio da un regime stazionario ottenuto in un lancio precedente del codice. Viene scritto un file di input apposito su cui si indica il record del file da cui riprendere l'esecuzione ed in cui si può eventualmente modificare il sistema, aggiungendo, cancellando o sovrapponendo componenti, strutture termiche, trip e variabili di controllo.

I componenti RELAP5 utilizzati per la schematizzazione dell'impianto sono:

- *single volume*: rappresenta un singolo volume di controllo;
- *single junction*: è una singola connessione idraulica tra due volumi;
- *pipe*: rappresenta una serie di single volume interconnessi da giunzioni interne;
- *branch*: rappresenta un single volume con giunzioni multiple in ingresso e uscita;
- *pump*: è un componente speciale costituito da un single volume con due giunzioni connesse all'ingresso e all'uscita del volume. Nelle equazioni di conservazione della quantità di moto è aggiunto il termine dovuto alla prevalenza della pompa;
- *valve*: è una giunzione con area di efflusso variabile che simula il funzionamento di una valvola;
- *time dependent volume e junction* per assegnare condizioni al contorno.

2.3 Finalità dell'applicazione del codice RELAP5

Il codice RELAP5 viene utilizzato principalmente per l'analisi termoidraulica di impianti tradizionali ad acqua leggera di grande taglia (PWR, BWR). Per le applicazioni a tali impianti il codice RELAP5 è stato ampiamente testato su "Integral Test Facilities" (Loft, Bethsy) e gran parte dei banchi e delle debolezze di alcuni modelli sono state corrette, grazie alla grande quantità di dati sperimentali prodotti e alle applicazioni del codice a problemi standard.

Poiché oggi il settore nucleare sta investendo anche su soluzioni alternative agli impianti tradizionali ad acqua leggera, come impianti di piccola taglia modulari, SMR (small size reactors) e impianti di IV generazione refrigerati a metalli liquidi, è necessario migliorare le capacità di modellazione del codice, insieme ad un grande lavoro di assessment e di nuovi test sul codice, a fronte di un cambiamento delle proprietà termofisiche dei fluidi e dei fenomeni predominanti nella termoidraulica e nella neutronica.

Si è voluto effettuare l'assessment del codice RELAP5 su un impianto di piccola taglia, SMR, evoluzione del reattore MARS, progettato presso l'ex Dipartimento DINCE (Dipartimento di Ingegneria Nucleare e Conversioni di Energia), dell'Università di Roma "La Sapienza".

Vagliando in letteratura le diverse soluzioni impiantistiche dei reattori SMR ad acqua, proposti dai progetti di ricerca internazionali, la configurazione di massima presenta elementi di novità, che influenzano la termoidraulica del sistema:

- soluzione integrata: i generatori di vapore e le pompe di circolazione sono interni al vessel;
- aumento della differenza di quota tra il nocciolo e il generatore di vapore cui consegue un contributo rilevante della circolazione naturale sul moto complessivo;
- utilizzo di generatori di vapore *once-through*, in cui si verifica la completa vaporizzazione del liquido e il surriscaldamento del vapore: questi generatori differiscono da quelli a ricircolo proposti per i reattori ad acqua pressurizzata di grande taglia.

2.4 I Reattori SMR (SMall size Reactor)

Gli impianti nucleari per la produzione elettrica sono caratterizzati da un forte "effetto scala" sui costi capitali, che incide negativamente sulla convenienza di costruire reattori di piccola taglia (SMR). Ci sono però diversi aspetti che li rendono molto interessanti rispetto ai tradizionali impianti di grande taglia. Quelli più importanti sono:

- Modularità e produzione in serie;
- Riduzione del costo capitale e quindi del rischio finanziario;
- Riduzione dei tempi di costruzione;
- Possibilità di incrementare la potenza grazie alle caratteristiche di modularità;
- Riduzione del numero dei sistemi ausiliari;
- Aumento della capacità di antiproliferazione.

Nello specifico si farà riferimento ad impianti nucleari ad acqua leggera pressurizzati, di piccola taglia, che sono generalmente previsti con struttura integrata.

I reattori nucleari di piccola taglia, più piccoli dei tradizionali reattori nucleari, possono essere costruiti in industrie di medie dimensioni; questa caratteristica permette di avere a disposizione industrie vicine al

sito di costruzione con una riduzione di tempi e costi dovuti al trasporto. Il recipiente in pressione (RPV) dei reattori integrati di piccola taglia, caratterizzato dal circuito primario completamente incluso nello stesso, può essere assemblato negli impianti industriali al fine di ridurre i tempi di messa in opera; il RPV e tutti gli altri componenti sono modulari e facili da trasportare. Inoltre se il RPV, tutti gli internals e il circuito primario vengono assemblati dal medesimo costruttore, gli standard di sicurezza risulteranno più elevati ed i costi più prevedibili e limitabili.

È necessario evidenziare che SMR è una definizione riferita alla taglia del singolo reattore nucleare: nello stesso impianto industriale è possibile avere più di un SMR ottenendo una potenza installata analoga a quella di un'unità di grande taglia.

Grazie all'architettura modulare è possibile costruire diverse unità scaglionate nel tempo ottenendo un flusso di cassa meno negativo con un conseguente ridotto impegno finanziario.

L'economia di scala, persa in questi piccoli reattori, è quindi recuperata attraverso la produzione in serie. La produzione in serie consente di ottenere un grande guadagno di tempo.

Per limitare i costi di costruzione gli SMR presentano delle soluzioni impiantistiche innovative rispetto agli impianti di grande taglia. La migliore soluzione che può garantire questi benefici è la struttura integrata del primario in cui è incluso tutto il circuito primario e i componenti per il trasferimento del calore. Grazie alla struttura di tipo integrata è possibile ottenere una riduzione dei costi grazie ai più semplici processi costruttivi e alla possibilità di impiego di sistemi di sicurezza passivi o intrinseci che richiedono un ridotto numero di componenti.

Lo sviluppo di impianti nucleari di piccola taglia, che sono adatti per zone remote, deve prevedere salvaguardie che possano prevenire la proliferazione nucleare, poiché esse sono spesso distribuite in Stati caratterizzati da instabilità politica e gruppi terroristici radicati nel territorio.

La comunità internazionale vuole evitare che questi paesi possano gestire autonomamente l'intero ciclo del combustibile e per tale ragione una o più delle caratteristiche elencate di seguito sono previste negli impianti di piccola taglia: nocciolo "once-through", processi di ricarica del combustibile in appositi siti diversi dall'impianto di produzione e comunque di proprietà del fornitore, tempo di vita del nocciolo elevato o addirittura uguale a quello del reattore.

Nella soluzione "once-through", una volta raggiunto il burn up voluto, il nocciolo viene completamente sostituito in un'unica fase; questo consente di ridurre i tempi di fermo impianto e di monitorare più agevolmente il quantitativo di combustibile presente nell'impianto stesso.

La possibilità di prevedere il refueling in appositi siti, lontano dall'impianto di produzione, è possibile nella soluzione prevista dai russi in cui si prevede di installare gli impianti nucleari su piattaforme galleggianti. Al raggiungimento della resa energetica prevista una nuova piattaforma galleggiante con combustibile fresco viene portata sul sito per essere messa in esercizio. La piattaforma galleggiante con il combustibile esaurito è invece trasportata in appositi impianti di proprietà del fornitore in cui vengono effettuate le

operazioni di refueling ed i controlli periodici. Con questa soluzione, il tempo di fermo della produzione si riduce enormemente e nella zona in prossimità dell'impianto nucleare non è mai necessario avere del combustibile oltre a quello necessario all'interno del nocciolo.

La seconda soluzione, che prevede un nocciolo con tempi di vita analoghi a quelli dell'impianto (ipotesi di 30 anni) consente di avere vantaggi analoghi alla soluzione precedente poiché non è necessario avere combustibile aggiuntivo, oltre a quello del nocciolo, nella zona dell'impianto. Tutte le operazioni relative alla rimozione del combustibile esaurito vengono fatte in concomitanza con il decommissioning dell'impianto. Questa soluzione è però sconveniente da un punto di vista neutronico, in quanto la durata di 30 anni di un nocciolo comporta un burn-up elevatissimo e di conseguenza un arricchimento del combustibile elevato, superiore al 10%.

2.5 Componenti e sistemi dell'impianto MINI-MARS

L'impianto MINI MARS è un reattore PWR avanzato con circuito primario integrato in grado di produrre all'incirca $100 \text{ MW}_{\text{th}}$ basato sugli stessi criteri di sicurezza utilizzati per la progettazione del MARS. Oltre alla potenza, notevolmente ridotta, l'altra differente scelta progettuale è la configurazione integrata del circuito primario, possibile grazie alla taglia ridotta.

Per il resto i criteri progettuali sono molto simili, compresi gli stringenti requisiti di sicurezza.

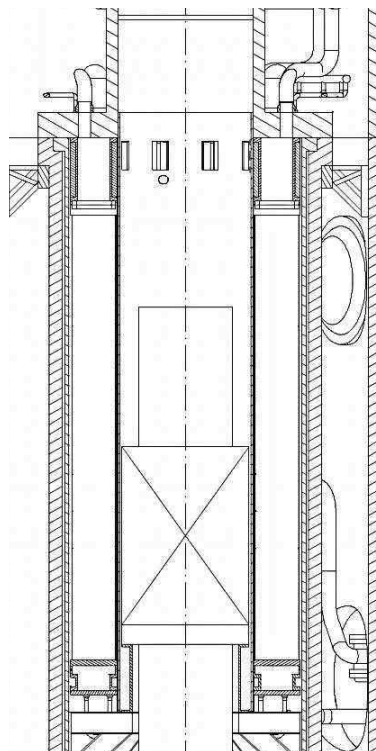


Fig. 2.2: reattore MINI MARS

2.5.1 Circuito primario

La soluzione scelta per il circuito primario del MINI MARS è quella integrata: sia il reattore (nocciolo), sia otto generatori di vapore a tubi dritti e le relative pompe primarie sono collocati all'interno del recipiente in pressione del reattore.

Questo permette di eliminare le tubazioni primarie, che sono responsabili dei LOCA di grandi dimensioni.

2.5.2 Nocciolo

Il "nocciolo" comprende 76 elementi di combustibile, costituiti ciascuno da quattro tiranti in Zircalloy e 77 barrette contenenti combustibile, secondo un reticolo complessivo 9 x 9.

Il combustibile nucleare utilizzato è biossido di Uranio (UO_2) arricchito in ^{235}U per garantire il raggiungimento e il mantenimento delle condizioni di criticità e la produzione di energia termica per un periodo di circa 4 anni. Il combustibile nucleare è UO_2 sinterizzato in forma di pastiglie ("pellets"), impilate l'una sull'altra all'interno di un tubo in lega di Zirconio (Zircaloy-4), a comporre la barretta di combustibile. Due tappi terminali saldati alla tubazione ("guaina" o "incamiciatura" o "cladding") in Zircaloy-4 garantiscono la tenuta della barretta. Nella parte superiore di ciascuna barretta è disposta una camera di raccolta dei gas di fissione per limitare la pressione interna dovuta all'accumulo dei prodotti di fissione gassosi. Nel progetto di MINI MARS sono previsti due tipi di barrette di combustibile, il primo composto da solo UO_2 arricchito al 6%, il secondo da un miscuglio di UO_2 arricchito al 2,5% e ossido di gadolinio (Gd_2O_3) nella misura del 7% in peso.

L'ottima economia neutronica raggiunta permette di eliminare la presenza del boro disciolto nel refrigerante primario durante il normale funzionamento; questo comporta un notevole risparmio economico, poiché si risparmiano i circuiti di trattamento del boro, oltre che a migliorare la sicurezza intrinseca del reattore, rendendo il coefficiente di variazione della reattività con la temperatura del moderatore fortemente negativo per tutta la durata del ciclo di irraggiamento.

Queste eccellenti caratteristiche permettono l'esercizio in continuo del reattore per 5 anni, senza la necessità di alcun intervento sul combustibile (mantenendo dunque la caratteristica essenziale ai fini della non proliferazione nucleare di ciclo "once-through").

2.5.3 Generatori di vapore

Per garantire la produzione di vapore surriscaldato è stata scelta la tipologia di generatori di vapore "once-through", prevista per altri reattori di piccola taglia (ad es. IRIS). La particolarità della scelta risiede invece nella configurazione a tubi dritti che comporta una notevole semplificazione costruttiva.

La geometria adottata per i GV è caratterizzata da tubi dritti ½” BWG 18, all’interno del recipiente in pressione. Ciascuno degli 8 GV, costituiti da 674 tubi disposti secondo una matrice triangolare equilatera, è inserito nel vano anulare tra il barrel interno e quello strutturale, più esterno, per ottimizzare i volumi occupati.

Nella configurazione integrata, prevista per l’impianto, i generatori di vapore, all’interno del vessel, sono stati studiati in modo tale da minimizzare la possibilità di rottura delle tubazioni degli stessi, con la conseguente comunicazione tra primario e secondario (situazione che per gli impianti PWR rappresenta una situazione tipica di incidente base di progetto). A differenza degli impianti PWR di tipo tradizionale, i generatori di vapore di questo impianto sono caratterizzati dal primario che defluisce all’esterno dei tubi, in cross-flow, e dal secondario che defluisce lato interno tubi. Questa scelta, che consente di avere la pressione all’esterno dei tubi maggiore di quella all’interno, rende remota la probabilità di una rottura delle tubazioni dei generatori di vapore.

2.5.4 Pressurizzatore

Nel quadro della configurazione integrata, è stato anche scelto di prevedere il pressurizzatore all’interno del “vessel”, ovviamente disponendolo nella parte superiore dello stesso, sfruttando la grande inerzia termica del circuito rapportata alla limitata potenza di impianto, che permette di evitare il ricorso a sistemi di spruzzo per limitare i transitori di pressurizzazione. Esso è separato dal restante volume del refrigerante primario tramite un’apposita griglia forata, che lo isola termicamente dal resto del primario, ed è dotato di un sistema per la variazione della pressione nel primario in caso di necessità (tramite soli riscaldatori elettrici, non è previsto un sistema di spruzzamento). Date le notevoli dimensioni del pressurizzatore rispetto al resto dell’impianto, si è scelto di non prevedere il sistema di spruzzamento per la riduzione della pressione. Per la limitazione dei transitori di pressione estremamente gravi e prolungati nel tempo (a seguito di incidenti severi) è stato studiato un sistema di abbattimento della pressione, che permette di evacuare parte del refrigerante primario, scaricandola in un apposito serbatoio (Safety Relief Tank).

2.5.5 Sistemi di salvaguardia

2.5.5.1 CPP

Il recipiente in pressione del reattore, come per il reattore MARS, è alloggiato all’interno di un sistema di contenimento pressurizzato per la Protezione del Circuito Primario (CPP), in cui si trova acqua a bassa temperatura (circa 70°C), ad una pressione molto simile rispetto a quella del refrigerante primario (circa 100 bar). Detto componente rende realisticamente “impossibili” eventi che portino alla perdita di

refrigerante primario del reattore in conseguenza di rotture di tubazioni collegate al recipiente in pressione del reattore. Per ridurre la dispersione del calore uno strato di isolante avvolge l'intero sistema in pressione del reattore e le tubazioni del vapore e dell'acqua di alimento.

Questo componente (CPP), la cui funzione esalta le caratteristiche di sicurezza dell'impianto, è realizzato in acciaio al carbonio ed è progettato secondo standard meno stringenti rispetto al recipiente in pressione del reattore. La forma è cilindrica con fondi emisferici.

Il sistema di contenimento pressurizzato CPP sostiene il peso e vincola il recipiente in pressione del reattore in condizioni di carico sismico ed è, a sua volta, vincolato alle strutture dell'edificio reattore.

Il suo mantello viene attraversato (oltre alle tubazioni del vapore e dell'acqua di alimento) da due uniche linee che mettono in comunicazione il refrigerante interno al recipiente in pressione con l'esterno. Le linee sono opportunamente intercettabili e funzionali alle operazioni di:

- riempimento
- controllo volumetrico e della chimica del refrigerante primario
- rimozione del calore residuo in condizioni di normale raffreddamento dell'impianto;
- per far fronte a situazioni incidentali estremamente improbabili, con iniezione di acqua borata in caso di incidente di totale fallimento del sistema di controllo della reattività (ATWS)
- in caso di necessità di reintegro di portata in seguito ad un improbabile incidente di perdita di refrigerante primario (concepibile soltanto nell'ambito di sequenze complesse, che vanno oltre le condizioni base di progetto previste dalla normativa)

Questo componente permette dunque di escludere i LOCA di grandi dimensioni dagli incidenti di progetto.

2.5.5.2 ECCS

Il sistema di refrigerazione di sicurezza (Emergency Core Cooling System) è costituito da due sottosistemi indipendenti, ciascuno in grado di asportare il 100% del calore di decadimento del nocciolo.

Ciascuno dei due sottosistemi ECCS, entrambi completamente passivi, ha la funzione di asportare il calore di decadimento residuo prodotto nel nocciolo, qualora il sistema RHR, usato nelle normali operazioni, non funzionasse. Il sistema ECCS, a differenza del sistema RHR che è dotato di pompe per la circolazione del fluido refrigerante, non è dotato di alcun componente energizzato (fatta eccezione per la valvola motorizzata fail-safe prevista come ridondanza della valvola passiva su ognuno dei due sottosistemi indipendenti del sistema). Inoltre, l'unico componente caratterizzato da parti in movimento è la valvola passiva. Tale valvola è chiusa durante il normale funzionamento dell'impianto e si apre automaticamente in seguito alla disalimentazione della pompa di circolazione primaria cui essa è collegata.

I due sottosistemi del sistema ECCS, in grado di asportare il calore di decadimento prodotto dal nocciolo e di rilasciarlo in atmosfera, possono funzionare per un tempo illimitato senza necessità di interventi esterni poiché, a lungo termine, il pozzo termico, è rappresentato dall'aria atmosferica all'esterno dell'edificio reattore.

Ognuno dei due treni dello ECCS è costituito da tre circuiti in cascata:

- Il primo circuito (PSCL), attraverso il quale fluisce il refrigerante primario, è connesso, attraverso una tubazione da 6 pollici, al RPV al di sopra dell'aspirazione delle pompe di circolazione primaria, ed è connesso, attraverso un'altra tubazione di uguale diametro, al vessel, al di sotto dei generatori di vapore. Esternamente al vessel, il circuito si completa con:
 - due tratti di tubazione (gamba calda e fredda del circuito PSCL), interni all'intercapedine tra il vessel e il CPP;
 - due valvole di non ritorno in parallelo, di cui una motorizzata fail-safe e l'altra passiva, normalmente chiuse durante il funzionamento del reattore, ma in grado di aprirsi per mancanza di alimentazione ad una delle pompe di circolazione del refrigerante primario (le due valvole passive dei due sottosistemi ECCS sono azionate dalla gravità, alla perdita di prevalenza motrice di due pompe distinte di circolazione primaria);
 - il "lato tubi" di uno scambiatore (PSHE) a fascio tubiero con tubi ad U, ad asse orizzontale, flangiato direttamente sulla parete del CPP;
- Il secondo circuito (ISCL), totalmente statico, asporta calore dallo scambiatore con tubi ad U del circuito primario, defluendo "lato mantello", e lo trasferisce, per circolazione naturale assicurata dalla differenza di densità di due colonne di acqua demineralizzata, al lato tubi di un secondo scambiatore di calore con tubi ad U (ISHE). Il circuito è provvisto di un semplice sistema di pressurizzazione per evitare eccessivi stress dovuti alle variazioni di temperatura.
- Il terzo circuito (SSCL), attraverso il quale fluisce acqua demineralizzata, trasferisce il calore dal lato mantello del secondo scambiatore di calore del secondo circuito (SSHE), ad uno scambiatore innovativo che rilascia il calore all'atmosfera esterna. Anche questo circuito è provvisto di un semplice sistema di pressurizzazione.

Nel sistema ECCS, il circuito PSCL è l'unico ad essere dotato di componenti in movimento. Questo circuito è dotato di due valvole di intercettazione in parallelo, una motorizzata fail-safe e l'altra passiva, chiuse durante il normale funzionamento.

La valvola passiva è caratterizzata da un otturatore, normalmente chiuso, che separa in due zone distinte il ramo freddo del circuito PSCL. L'otturatore, per come è concepita la valvola, si trova a contatto con tre zone differenti: zona a monte e zona a valle dell'otturatore, e zona al di sotto dell'otturatore stesso (volume a disposizione per gli spostamenti dello stesso). Queste tre zone sono caratterizzate da tre pressioni differenti, le cui reciproche differenze definiscono, insieme alla forza peso, la forza globalmente

agente sull'otturatore e quindi la posizione dello stesso, che ne garantiscono l'apertura in caso di fermata delle pompe primarie.

2.5.5.3 EBIS

Il sistema di iniezione di emergenza dell'acqua borata (Emergency Boron Injection System) è progettato per l'iniezione rapida, all'interno del circuito primario, di acido borico ad altissima concentrazione, che si mescolerà con il refrigerante primario. Il suo intervento è previsto nel caso in cui si verifichi la indisponibilità del sistema di SCRAM con le barre di controllo, ovvero una situazione assolutamente ipotetica di blocco, in condizioni di estrazione, di più barre di controllo. Esso sostituisce il sistema ATTS (passivo) che era presente sul MARS.

Il sistema è classificato come non rilevante per la sicurezza, in quanto il suo malfunzionamento non è fonte di transitori o di malfunzionamenti dell'impianto. Il suo intervento è richiesto solo per gestire scenari incidentali BDBA.

A livello di Prescrizioni Tecniche di Esercizio sarà previsto, comunque, che l'impianto non possa essere esercito a potenza ove sia riscontrata la indisponibilità del sistema; pertanto, detto sistema sarà soggetto a verifiche periodiche di funzionamento ed, in caso di anomalie, sarà richiesto l'arresto dell'impianto seguendo ordinarie procedure di spegnimento.

Il sistema è costituito da un serbatoio contenente 2 m³ di soluzione acquosa di acido borico concentrata a 42 000 ppm, con boro arricchito al 40% in B¹⁰ (valore calcolato sulla base delle ipotesi molto conservative, vedi il paragrafo successivo).

Iniettata nel circuito primario, la soluzione causa un incremento graduale di concentrazione di boro nel nocciolo, consentendo l'arresto della reazione a catena.

Per evitare la precipitazione dell'acido borico, il serbatoio è mantenuto ad una temperatura non inferiore a 100 °C e miscelato; inoltre, il serbatoio è mantenuto a una pressione di 2 bar dal sistema azoto per garantire la permanenza allo stato liquido della soluzione.

L'iniezione della soluzione nel circuito primario avviene tramite l'apertura, in sequenza, delle valvole motorizzate poste all'uscita del serbatoio e delle valvole di collegamento al contenitore primario e l'azionamento delle pompe del sistema. Entrambe le pompe sono idonee per l'iniezione ad alta pressione.

2.6 Nodalizzazione RELAP5 dell'impianto MINI-MARS

Il criterio principale su cui si basa la schematizzazione è quello di simulare correttamente l'evoluzione temporale dei parametri che governano il transitorio incidentale senza appesantire eccessivamente i tempi di calcolo e poter disporre di una quantità di dati da gestire e processare facilmente.

Per lo studio dei transitori selezionati è stata presa come punto di partenza la schematizzazione dei seguenti sistemi del reattore MINI MARS:

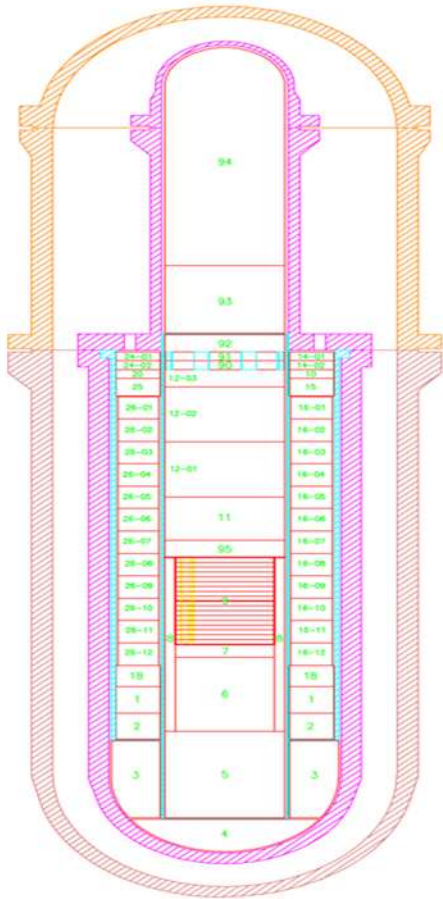
1. circuito primario;
2. circuito secondario: dal collettore di acqua di alimento al collettore di vapore;
3. ECCS;

La suddivisione in volumi di controllo è stata condotta nel rispetto dei seguenti criteri:

1. conservazione del volume di ogni componente dell'impianto;
2. posizionamento delle giunzioni in corrispondenza di perdite di carico concentrate;
3. rispetto delle quote nei circuiti dell'impianto;
4. distinzione di zone con caratteristiche idrauliche diverse;
5. suddivisione più fitta nelle zone in cui si ha scambio termico o si prevedono gradienti rilevanti delle grandezze fisiche;
6. unione di strutture termiche e componenti idrodinamici disposti in parallelo lungo il circuito idraulico, qualora si evidenzino una simmetria nel comportamento fisico del fluido.

Come evidenziato nella Figura 2.3, è stata utilizzata una schematizzazione collassata: 7 loop nel circuito primario, non direttamente comunicanti con il sottosistema ECCS che si prevede debba intervenire, sono stati uniti in un loop equivalente di opportune dimensioni (loop 1), mentre il restante loop 2 è stato rappresentato distintamente.

Schematizzazione circuito primario



Schematizzazione circuito secondario

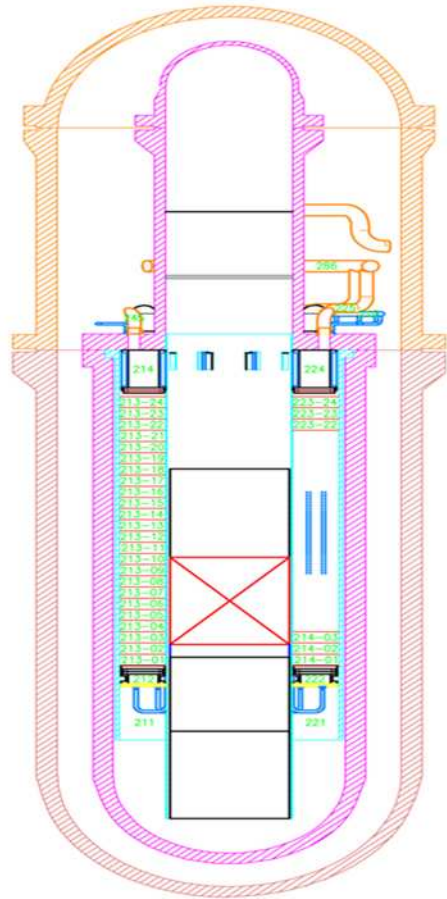


Fig. 2.3: suddivisione in volumi di controllo dei circuiti primario e secondario

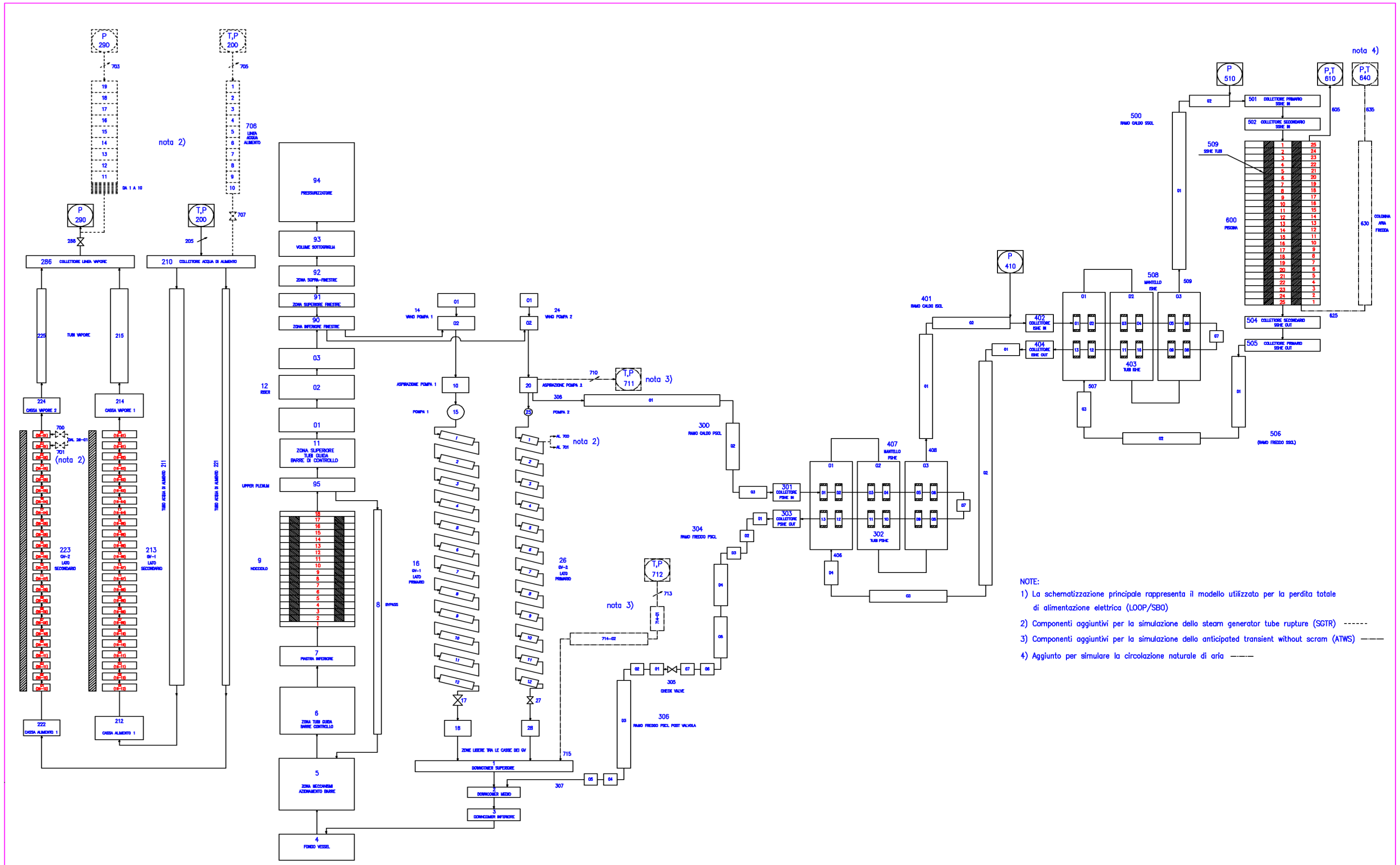


Fig. 2.4: nodalizzazione RELAP5 dei circuiti primario secondario e ECCS

Nelle simulazioni è sempre rispettato il criterio del “single failure”, ad esempio è supposto l'intervento di uno soltanto dei due treni dello ECCS.

La schematizzazione collassata è stata proposta per diminuire i tempi di calcolo, dopo aver verificato che il comportamento del sistema nelle fasi iniziali del transitorio fosse congruente con quello della soluzione originale con tutti i loop separati.

La numerazione dei componenti inizia dal downcomer, che viene suddiviso in 3 volumi: un componente *single volume* e due componenti *branch*. I componenti 1 e 2 sono divisi in corrispondenza della quota di attacco del ramo freddo dell'ECCS, collegato al circuito primario attraverso la giunzione 307.

Il componente 3 rappresenta la porzione di downcomer non più circondata dal barrel esterno. La suddivisione tra i componenti 2 e 3 si trova in corrispondenza della quota terminale del barrel esterno, mentre il componente 4, tipo *branch*, rappresenta il fondo vessel. Il componente 5, sempre di tipo *branch*, definisce la zona in cui sono presenti i meccanismi di azionamento delle barre di controllo. All'uscita del componente 5 sono connesse 2 giunzioni: la prima si connette al componente 6, definendo il percorso della portata attraverso il nocciolo, la seconda si connette al componente 8, che simula il canale di bypass del nocciolo. Il componente 6 rappresenta la zona dei tubi guida delle barre di controllo ed è collegato al componente 7, equivalente rappresentativo del volume di fluido nella piastra di sostegno del nocciolo. Il componente 9, *pipe*, rappresenta il volume di fluido nei sottocanali del nocciolo, ed è stato suddiviso in 18 volumi. I volumi dal 2 al 17 rappresentano i volumi di controllo che ricoprono la lunghezza attiva delle barrette di combustibile e sono interfacciati termicamente con le strutture termiche 1100 e 1110.

La struttura termica 1100 simula le 4824 barrette di combustibile del nocciolo, mentre la 1110 rappresenta la barretta termica calda, dove si registra il picco di potenza prodotta nel nocciolo. La barretta termica calda viene simulata a parte, per verificare che il valore del DNBR sia al di sotto dei limiti previsti dalla normativa. Le strutture sono suddivise in 16 mesh assiali, coerentemente con il numero di volumi del componente 9 con cui sono interfacciate: questa suddivisione è fatta per riprodurre in modo dettagliato la distribuzione cosinusoidale del flusso termico.

Il componente 95, tipo *branch*, rappresenta la parte iniziale dell'upper plenum del nocciolo. In questo volume si riuniscono le portate di acqua provenienti dal nocciolo e dal volume di bypass.

Il componente 11, tipo *branch*, corrisponde alla zona superiore dei tubi guida delle barre di controllo ed ha le stesse caratteristiche idrodinamiche del componente 95.

Il refrigerante passa poi nella zona libera del riser, componente 12 di tipo *pipe*. Il componente è suddiviso in 3 sottovolumi, per avere un maggiore dettaglio sulla posizione del livello di acqua e sulla distribuzione della frazione di vuoto, poiché siamo in prossimità della presa del circuito ECCS.

Attraverso la *single junction* 13 il componente 12 è connesso ai componenti 90 e 91, rispettivamente tipo *branch* e *single volume*, che rappresentano la zona finestre. La portata di refrigerante cambia di direzione e

attraverso le finestre praticate sul barrel interno viene aspirata dalle pompe ed immessa nella regione anulare, dove sono posizionati i generatori di vapore.

Il loop 2, cui è connesso direttamente il sottosistema ECCS di cui si vuole studiare l'intervento, rimane inalterato.

I componenti 15 e 25 rappresentano le pompe assiali di circolazione e sono schematizzate con il componente speciale *pump*.

Curva caratteristica pompa assiale a due stadi

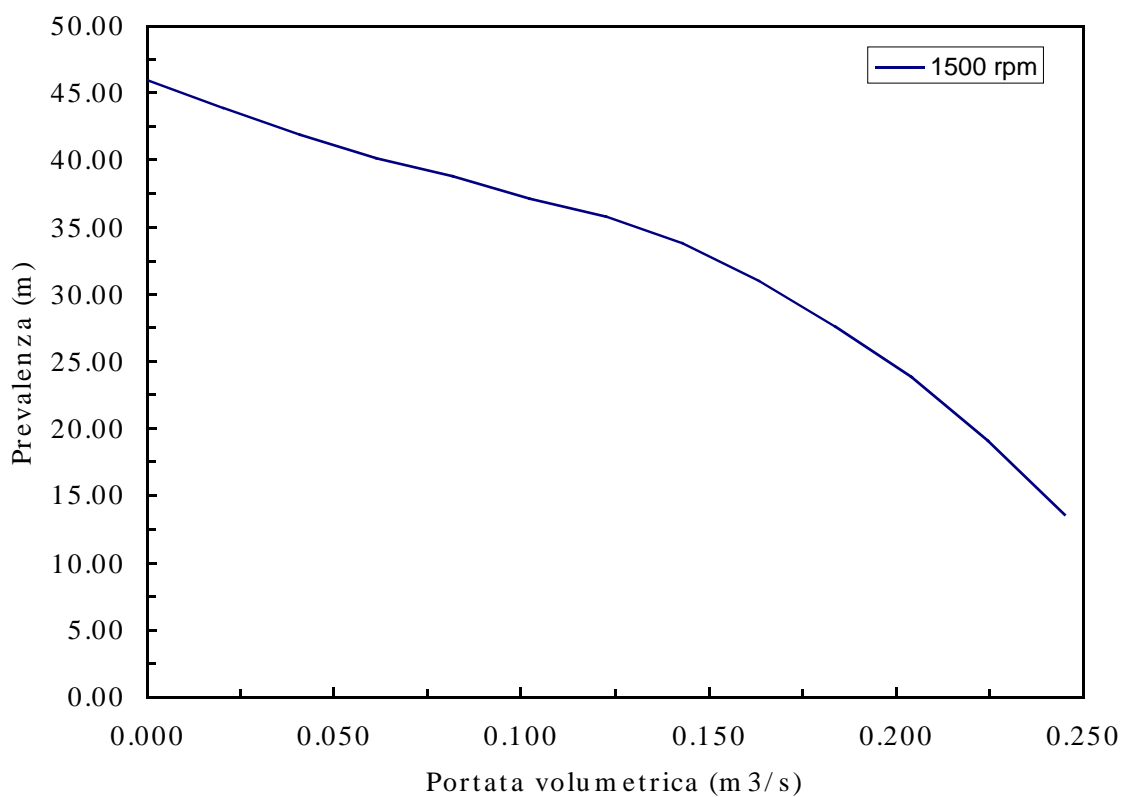


Fig. 2.5: curva caratteristica pompa assiale a due stadi

Il codice RELAP5 applica lo *scaling* della prevalenza e della coppia al variare del numero di giri secondo la teoria della similitudine. Per questo è necessario inserire come input le curve omologhe (che sono in funzione di parametri adimensionali), anziché la curva caratteristica. I valori calcolati per ogni pompa assiale proposta per il circuito primario del MINI MARS sono riportati nelle seguenti tabelle.

Tab. 2.1: Curve HAN e BAN

FLOW	HEAD 1	TORQUE 1
v/α	$h/(\alpha^2)$	$\beta/(\alpha^2)$
0,000	1,930	1,540
0,100	1,840	1,480
0,200	1,760	1,430
0,300	1,680	1,380
0,400	1,630	1,340
0,500	1,560	1,310
0,600	1,500	1,270
0,700	1,420	1,220
0,800	1,300	1,160
0,900	1,160	1,090
1,000	1,000	1,000

Tab. 2.2: Curve HVN e BVN

FLOW	HEAD 2	TORQUE 2
α/V	$h/(V^2)$	$\beta/(V^2)$
0,000	0,0	0,0
0,100	0,0	0,0
0,200	0,0	0,0
0,300	0,0	0,0
0,400	0,0	0,0
0,500	0,0	0,0
0,600	0,0	0,0
0,700	0,0	0,0
0,800	0,0	0,0
0,900	0,0	0,0
1,000	0,0	0,0

Per valutare la durata del transitorio è necessario conoscere il momento d'inerzia delle masse rotanti. Facendo riferimento alla formula di Scienze delle Costruzioni per il calcolo del momento d'inerzia di cilindri rispetto al proprio asse di rotazione:

$$I = \frac{1}{2} \rho l \pi r^4 \tag{2.2}$$

Con $\rho=7800\text{kg/m}^3$

Per l'albero: $I_a = \frac{1}{2} \cdot 7800 \cdot 0,849 \cdot \pi \cdot 0,02^4 = 0,002 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$

Per il bulbo: $I_b = \frac{1}{2} \cdot 7800 \cdot 0,318 \cdot \pi \cdot 0,055^4 = 0,036 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$

L'inerzia delle palette della pompa è stata trascurata.

Per il motore invece è stato utilizzato come dato il valore trovato su un catalogo di un motore trifase della potenza di 60 kW: $I_m = 1,65 \text{ kg} \cdot \text{m}^2$

L'inerzia totale di ogni gruppo pompa primario è quindi:

$$I_{tot} = 1,69 \text{ kg} \cdot \text{m}^2 \tag{2.3}$$

Le pompe immettono il refrigerante direttamente nel lato primario del generatore di vapore.

I flussi di acqua fuoriescono dai generatori di vapore nella regione che ne circonda le casse di acqua di alimento, rappresentata dai componenti 18 e 28, indipendenti idraulicamente tra loro. Il collegamento tra i componenti 16÷26 e 18÷28 viene realizzato attraverso le valvole 17 e 27: queste valvole non sono fisicamente presenti nel circuito ma vengono modellate nel codice per intercettare la portata attraverso i generatori di vapore quando le pompe si arrestano, a seguito di assenza di alimentazione elettrica. Questa scelta è stata necessaria per eliminare dai grafici le oscillazioni numeriche presenti, legate alla circolazione che si instaura tra i fasci tubieri dei generatori di vapore (messi in comunicazione dai collettori dell'acqua di alimento e del vapore).

I flussi si ricongiungono nel componente 1, dove si collega anche il ramo freddo del circuito ECCS, attraverso la giunzione 307.

Il circuito secondario è simulato parzialmente:

- Tutto il sistema a monte del collettore dell'acqua di alimento è sostituito da una condizione al contorno sulla portata di alimentazione: il volume tempo dipendente 200 è accoppiato alla giunzione tempo dipendente 205.
- I collettori anulari dell'acqua di alimento sono rappresentati dal *branch* 210, che ha un volume pari al doppio di un singolo collettore. Dal 210 si diramano 8 rami paralleli che alimentano i generatori di vapore lato tubi.

Nella rappresentazione collassata di sette degli otto generatori di vapore c'è una differenza, rispetto alla soluzione reale, nell'accoppiamento termico tra il lato primario e i tubi del generatore di vapore: la portata del loop 2 scambia calore unicamente con i tubi del generatore di vapore 2; non si tiene conto, quindi, del percorso elicoidale che segue il fluido primario. Questa differenza influenza modestamente solo la primissima parte del transitorio incidentale, quando la pompa disalimentata non si è ancora arrestata e c'è quindi una portata d'acqua residua in grado di scambiare potenza termica attraverso il generatore di vapore.

L'ECCS si compone di 3 sistemi indipendenti e interfacciati termicamente tra loro: PSCL, ISCL, SSCL. Come già anticipato, a vantaggio della sicurezza si è deciso di simulare solo uno dei due treni indipendenti, che devono essere in grado di smaltire ciascuno il 100% della potenza di decadimento.

Il PSCL è modellato con i componenti 300, 301, 302, 303, 304, 305, 306, 307, 308.

Il componente 300, di tipo *pipe*, rappresenta il ramo caldo del PSCL ed è costituito da 3 volumi: la suddivisione è stata fatta in modo da rispettare i cambi di direzione nel circuito. Il pipe è connesso al circuito primario tramite la *single junction* 308. La tubazione calda sbocca nel collettore dello scambiatore PSHE, corrispondente al componente RELAP 301, tipo *branch*. Dal collettore il refrigerante passa nei tubi del PSHE rappresentati idraulicamente come un unico componente *pipe*, 302, con un volume equivalente a 350 tubi. Il *pipe* è suddiviso in 13 volumi. Il volume 7 del componente 302 è inserito esclusivamente per tenere conto del cambio di elevazione tra ingresso e uscita dello scambiatore: non è interconnesso

termicamente con il mantello del PSHE, e sono stati annullati tutti i modelli per il calcolo delle perdite di carico visto che queste sono state valutate ed inserite nei volumi adiacenti.

Il collettore di uscita è rappresentato dal componente 303, che ha le stesse caratteristiche del componente 301.

In uscita dal collettore il fluido passa nella gamba fredda, rappresentata dai componenti tipo *pipe*, 304 e 306. I due pipe sono intervallati dalla check valve dell'ECCS, componente 305, di tipo *valve*. Il componente 304 è costituito da 7 volumi e il componente 306 da 5 volumi. La suddivisione ha tenuto conto dei cambi di direzione della tubazione fredda.

Il circuito ISCL è schematizzato con i componenti 401, 402, 403, 404, 405, 406, 407, 408.

Il ramo caldo del circuito ISCL è modellato con il componente 401, tipo *pipe*, costituito da 2 sottovolumi. Per pressurizzare il circuito viene imposta una condizione di pressione in uscita al componente 401, utilizzando il *time dependent volume* 410 connesso al circuito attraverso la giunzione 411.

Lo scambiatore ISHE è modellato esattamente come il PSHE e si compone dei 2 collettori 402 e 404, tipo *branch* e del componente 403, tipo *pipe*, che collassa i 774 tubi dello scambiatore. La gamba fredda corrisponde al componente 405, tipo *pipe*, costituito da 4 volumi.

Il mantello dello scambiatore PSHE è collegato, attraverso le due giunzioni 406 e 408, rispettivamente alla gamba fredda e alla gamba calda del circuito ISCL; viene rappresentato dal componente 407, costituito da 3 volumi. La suddivisione è fatta in modo da rispettare la distanza tra i diaframmi del fascio tubiero.

La connessione termica tra il lato tubi e il lato mantello dello scambiatore avviene accoppiando un volume del componente 407 con 4 volumi del componente 302 (questo è fatto ipotizzando un completo miscelamento nei volumi del mantello).

La geometria della struttura termica rappresenta lo spessore anulare del singolo tubo dello scambiatore, di conseguenza l'area di scambio viene moltiplicata per il numero totale di tubi dello scambiatore.

Lo stesso tipo di accoppiamento termico viene utilizzato per connettere i tubi dello ISHE (componente 403), al mantello dello ISHE (componente 508).

Il circuito SSCL è schematizzato con i componenti 500, 501, 502, 503, 504, 505, 506, 507, 508, 509.

La gamba calda del circuito SSCL è rappresentata dal componente 500, tipo *pipe*, costituito da 2 volumi. Per pressurizzare il circuito viene imposta una condizione di pressione in uscita al componente 500, utilizzando il *time dependent volume* 510, connesso al circuito attraverso la giunzione 511.

Il *branch* 501, prolungamento del ramo caldo, rappresenta il collettore primario che alimenta lo SSHE. Dal collettore primario si diramano le linee di alimento ai collettori secondari asserviti alle file di tubi dello SSHE. I collettori secondari sono modellati con un unico componente equivalente, il branch 502.

I 1800 tubi dello SSHE vengono collassati in un unico componente di volume equivalente, il pipe 503, formato da 25 volumi, suddivisione coerente con la "meshatura" del componente 600, che rappresenta la piscina dello SSHE.

I componenti 504 e 505 simulano rispettivamente i collettori secondari e il collettore primario in uscita dallo SSHE.

La gamba fredda è schematizzata con il componente 506, tipo *pipe*, suddiviso in 3 volumi.

Il mantello dello scambiatore ISHE, rappresentato dal pipe 508, è collegato attraverso le due giunzioni 507 e 508, rispettivamente alla gamba fredda e alla gamba calda del circuito ISCL.

La piscina di smaltimento del calore verso l'atmosfera è simulata tramite il componente 600 di tipo *pipe*, formato da 25 volumi. La pressione atmosferica viene imposta collegando l'ultimo volume della piscina al *time dependent volume* 610, tramite la giunzione 605. Il volume 610 contiene aria satura. La suddivisione in 25 volumi si è resa necessaria per risolvere problemi di natura numerica, e simulare correttamente la stratificazione termica e di pressione in piscina, che condizionano l'inizio dell'ebollizione in piscina.

In caso di azionamento dell'ECCS, la piscina è configurata in modo da prevedere l'ingresso di aria quando il livello dell'acqua, che evapora per l'asportazione del calore di decadimento, scende sotto i 2,5 m di altezza. Per simulare l'ingresso dell'aria e la circolazione naturale nella simulazione RELAP, viene agganciato alla piscina un ramo costituito dai componenti 625, 630, 635, 640. Il componente 630 rappresenta la colonna di aria fredda satura esterna alla piscina, ed è simulato come un *single volume*; il volume di aria è connesso alla piscina per mezzo della *single junction* 625. Nel volume 630 è imposta la pressione atmosferica e la temperatura, attraverso il *time dependent volume* 640 connesso al sistema attraverso la *single junction* 635.

2.7 Analisi termoidraulica con RELAP5 del transitorio incidentale di Station Black Out nell'impianto MINI-MARS

Questo incidente si verifica quando viene a mancare l'alimentazione elettrica in centrale che comporta il mancato intervento di tutti i sistemi di sicurezza attivi. L'analisi del transitorio incidentale LOOP/SBO è dunque determinante per verificare il corretto avviamento dell'ECCS e la sua capacità di asportazione del calore residuo di decadimento: questo sistema, completamente passivo, è l'unico in grado di garantire la refrigerazione in sicurezza del nocciolo in questo scenario incidentale.

2.7.1 Sequenza degli eventi

In Tabella 2.3 sono riportati i tempi di intervento dei meccanismi di salvaguardia del reattore a seguito dell'innesco dell'incidente.

Tab. 2.3: Sequenza degli eventi dell'incidente di LOOP/SBO

tempo di intervento	Azione
10 s	- disalimentazione elettrica delle pompe;

	- inizio chiusura valvole di intercettazione linea di acqua di alimento e linea vapore circuito secondario
11 s	- SCRAM; - termine chiusura valvole di intercettazione linea di acqua di alimento e linea vapore circuito secondario
11.85 s	apertura check valve ECCS
46705 s	ingresso aria in piscina SSHE

L'analisi è stata suddivisa in due fasi temporali: una a breve termine, di 50 secondi, una a lungo termine, fino a 72 ore. A favore della sicurezza, la potenza di decadimento è stata maggiorata del 20% (come indicato dall'appendice K del 10 CFR 50)

2.7.2 Analisi a breve termine

La fase iniziale del transitorio viene analizzata in dettaglio, per seguire il comportamento delle principali grandezze nel periodo critico che intercorre tra lo scram e l'avviamento dell'ECCS. Le grandezze monitorate sono: pressione e livello nel pressurizzatore, temperatura di ingresso e di uscita dal nocciolo, portata nel circuito primario, potenza generata dal nocciolo, reattività del nocciolo; portate e temperature nei 3 circuiti dell'ECCS.

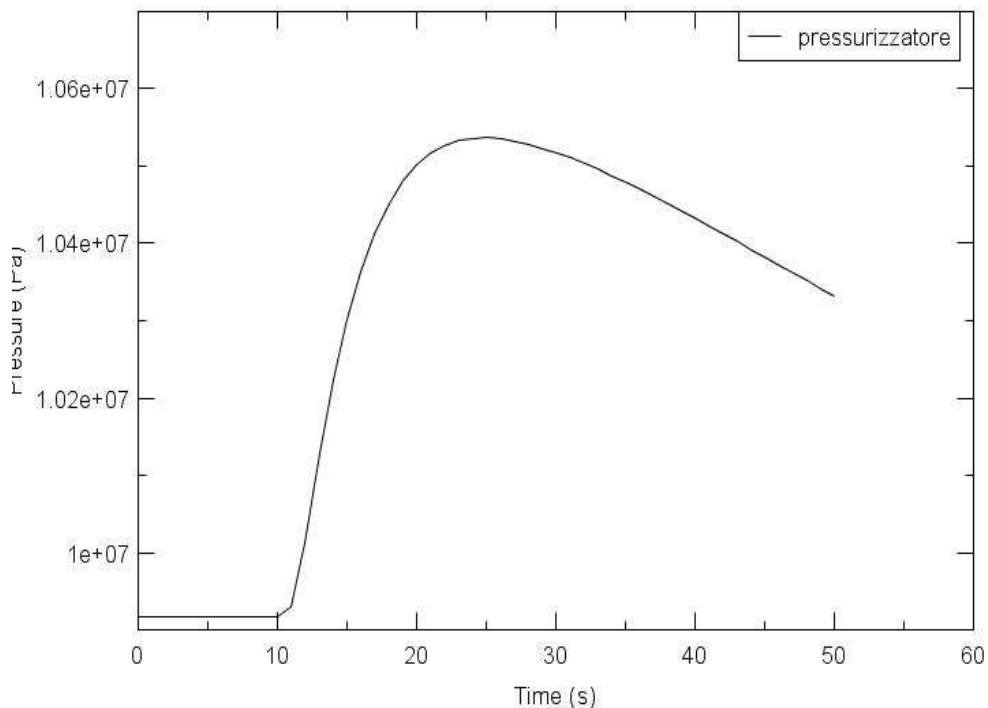


Fig. 2.6: pressione nel circuito primario

A seguito della intercettazione del circuito secondario e del ritardo dell'apertura del PSCL, la potenza generata dal reattore provoca il riscaldamento complessivo dell'acqua nel circuito primario. Il volume specifico aumenta, provocando un aumento di 8 cm del livello nel pressurizzatore (Figura 2.6) e un conseguente aumento della pressione nel circuito (Figura 2.7), che subisce un'escursione di circa 0.6 MPa. Poiché il RPV è stato dimensionato per sostenere una pressione di 16.5 MPa, di conseguenza non ci sono rischi per l'integrità del recipiente.

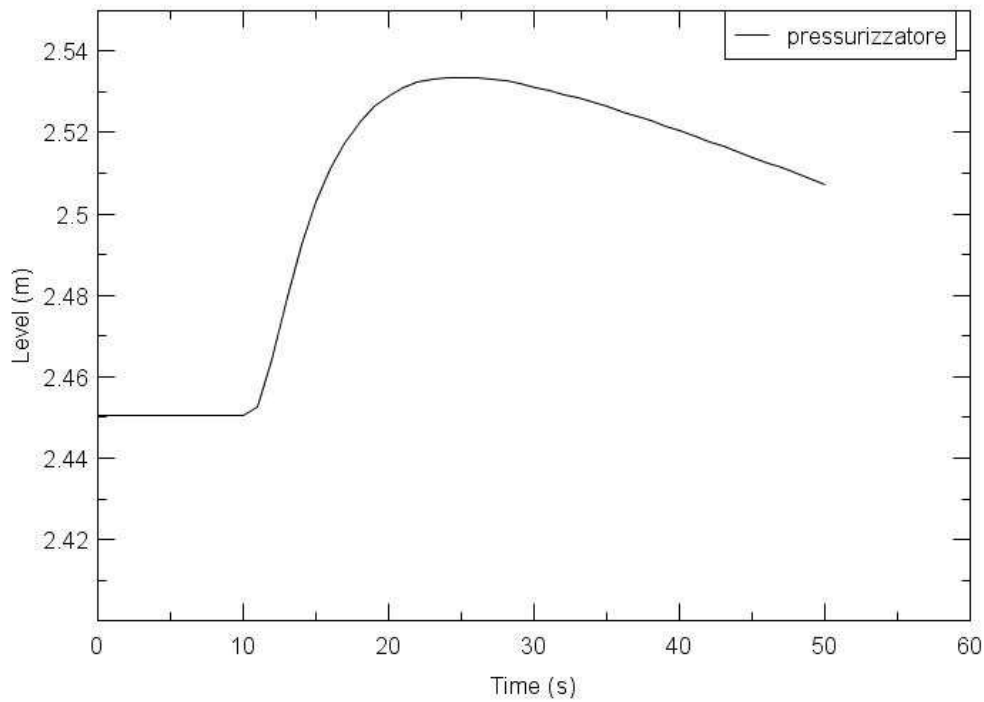


Fig. 2.7: livello nel pressurizzatore

Per effetto della reattività negativa introdotta dallo scram, il nocciolo produce esclusivamente la potenza residua di decadimento (vedi Figura 2.8) che, all'atto dello SCRAM, rappresenta il 7,25 % della potenza nominale (escludendo dal conteggio il maggioramento del 20%). La reattività, prima che intervenga il sistema di SCRAM è negativa per effetto del riscaldamento del refrigerante. A 10 secondi si verifica un'inserzione massiccia di antireattività dovuta allo SCRAM; la reattività tende poi a risalire per la diminuzione dell'effetto Doppler, dovuta al raffreddamento del combustibile.

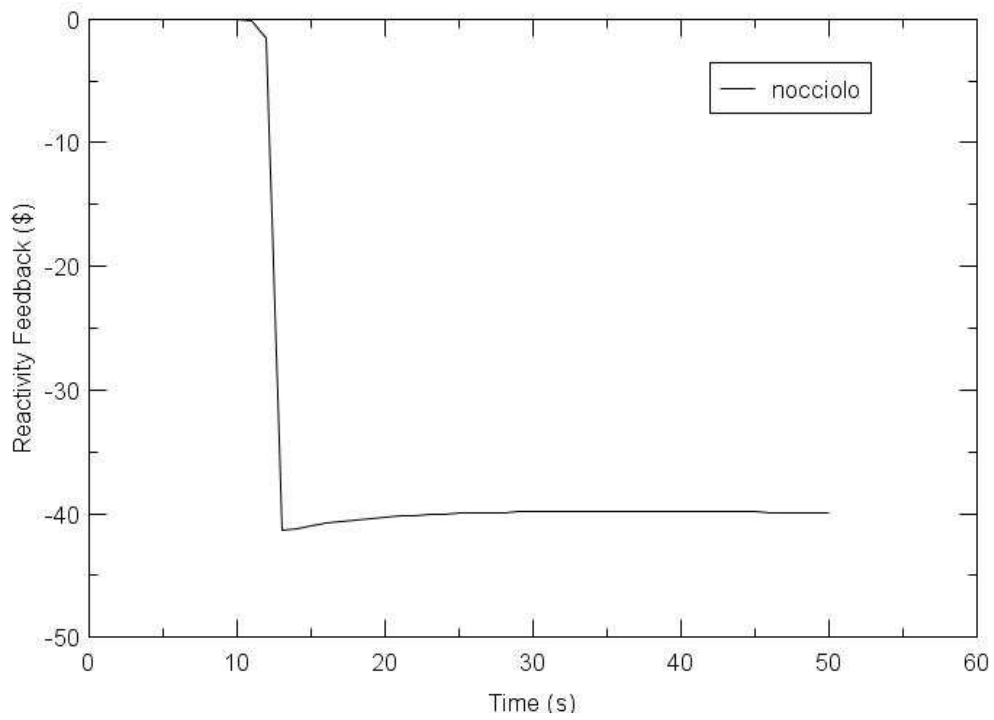


Fig. 2.8: reattività globale nel nocciolo

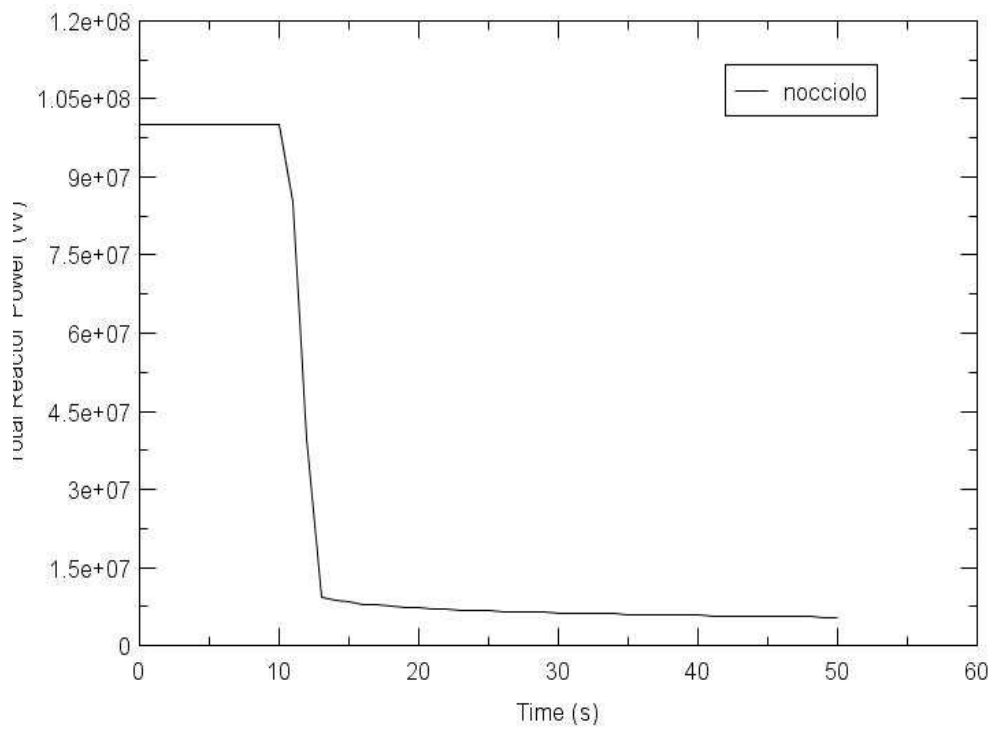


Fig. 2.9: potenza generata dal reattore

La temperatura in uscita dal nocciolo (Figura 2.10), ha inizialmente un andamento oscillatorio, dovuto all'azione combinata di quattro processi:

- SCRAM del reattore;
- diminuzione della portata primaria;
- innesco della circolazione nel PSCL;
- circolazione naturale nel loop nocciolo – generatori di vapore, finché la pompa non si arresta.

La disalimentazione elettrica della pompa comporta un crollo della portata di refrigerazione (Figura 2.11) e un picco della temperatura di uscita dal nocciolo (Figura 2.10). Il salto di temperatura è molto rapido perché l'inerzia della pompa è molto piccola e non riesce a sostenere la velocità angolare della.

La temperatura del refrigerante in uscita dal nocciolo decresce non appena si attua lo SCRAM e si innesca la circolazione naturale nel PSCL, che è inizialmente molto consistente per la grande differenza di densità tra la gamba fredda e la gamba calda ed il notevole dislivello disponibile. Quando la temperatura nella gamba fredda risale, la portata nel PSCL decresce causando una nuova risalita della temperatura in uscita dal nocciolo. La corrispondente diminuzione della densità media nel nocciolo sostiene la circolazione naturale nel loop nocciolo - generatori di vapore (componente non più trascurabile rispetto a quella sostenuta dalle pompe primarie). Il nocciolo viene così maggiormente refrigerato e la temperatura di uscita decresce. L'effetto è temporaneo perché la portata primaria attraverso i generatori va esaurendosi.

La temperatura in ingresso al nocciolo, aumenta lievemente prima dell'apertura della check valve, poi decresce grazie alla grande capacità di asportazione termica dell'ECCS e alla contemporanea diminuzione della portata di ricircolo tra il nocciolo e i generatori di vapore.

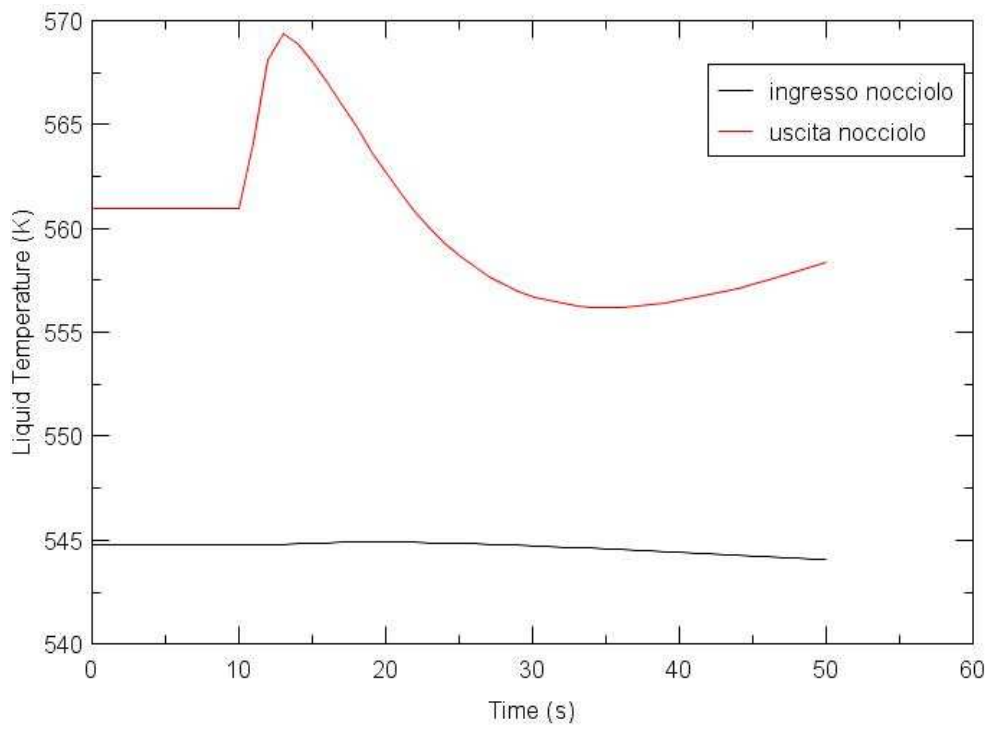


Fig. 2.10: temperature di ingresso e uscita nocciolo

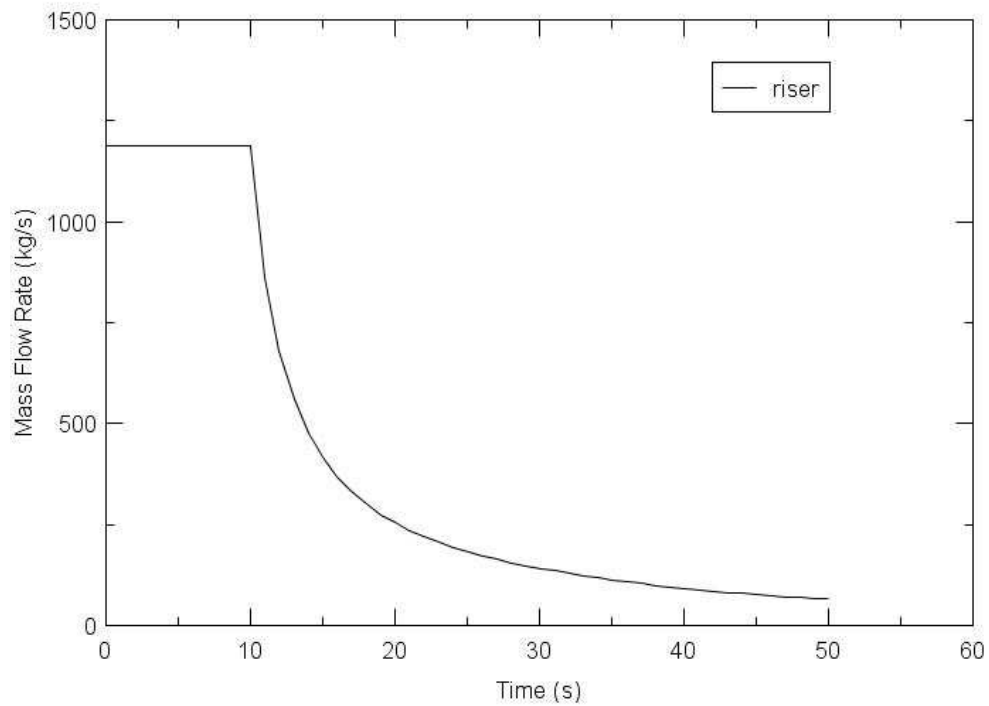


Fig. 2.11: portata di refrigerante attraverso il nocciolo

Fig. 2.12: temperature di ingresso e uscita degli scambiatori del circuito ECCS

Il minimo DNBR (Figura 2.13) si mantiene sopra il valore di 1.3, limite imposto dalla normativa USNRC (Appendix K, 10 CFR 50)

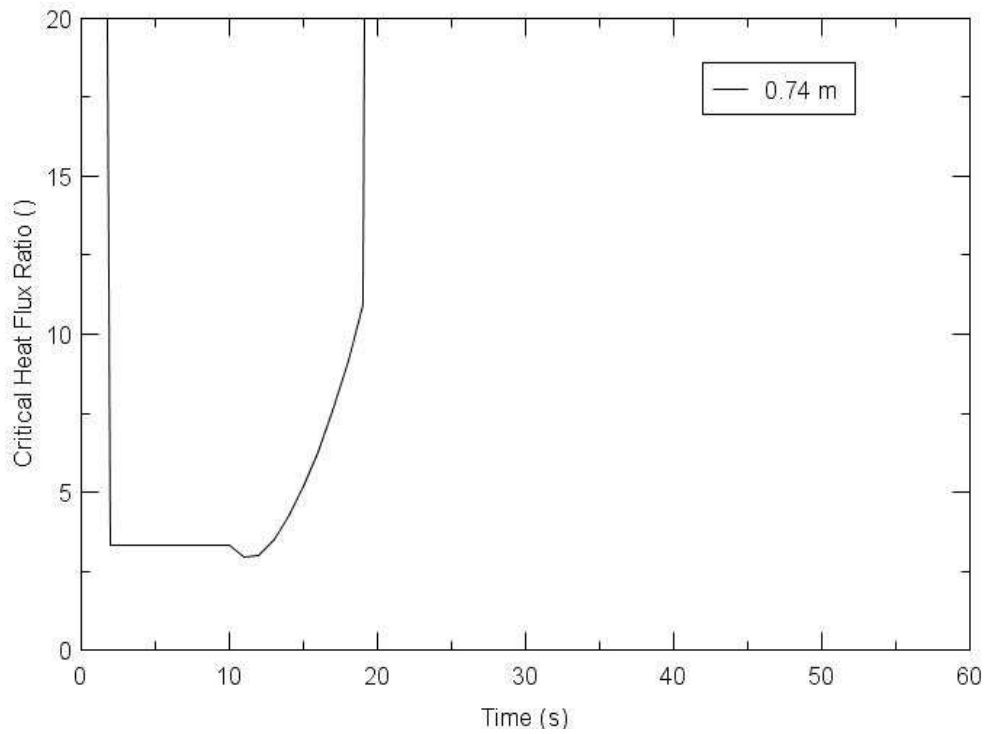


Fig. 2.13: minimo DNBR nel nocciolo

Nei 50 secondi iniziali del transitorio si avvia la circolazione naturale nei primi 2 circuiti dell'ECCS (PSCL e ISCL). La portata di circolazione è maggiore nell'ISCL per la maggiore altezza del circuito (Fig. 2.14).

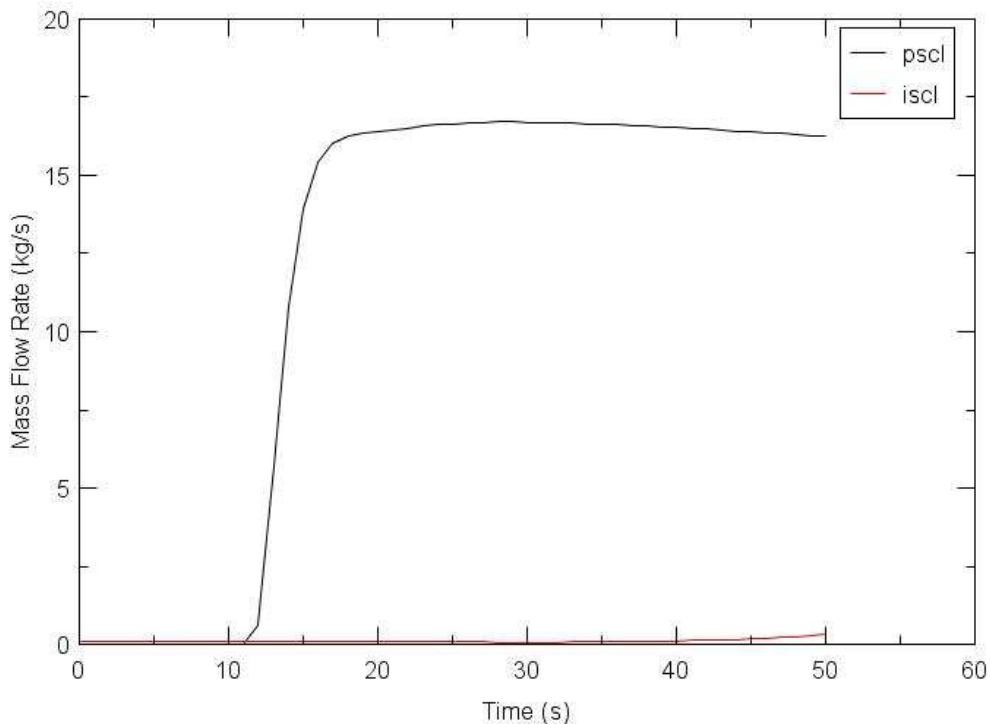


Fig. 2.14: avviamento della portata nei circuiti ECCS

Lo scambio termico nel PSCL inizia con l'apertura della check valve (15 s), e si assiste ad un riscaldamento progressivo del PSCL e ad una stabilizzazione del salto termico nel PSHE. L'avviamento dell'ISCL e dell'SSCL è ritardato nel tempo a causa della grande inerzia termica dell'acqua.

Analisi a lungo termine

E' stata condotta anche un'analisi a lungo termine, per verificare che venga garantita la refrigerabilità del nocciolo nelle 72 ore successive all'incidente, oltre le quali l'operatore può nuovamente intervenire sull'impianto attuando un reintegro di acqua primaria, se necessario. Si è voluta, inoltre, valutare l'incidenza della riduzione dello scambio termico nello scambiatore SSHE, quando all'acqua evaporata in piscina subentra l'aria in circolazione naturale/debolmente forzata.

Dal grafico riportato in Figura 2.15 si può osservare che il livello liquido/vapore nel RCV si mantiene per tutto il periodo di simulazione all'interno del pressurizzatore. In corrispondenza all'ingresso d'aria nella piscina dello SSHE, la riduzione della capacità di refrigerazione del ECCS e, quindi, di conseguenza, del nocciolo, causa un aumento del volume specifico dell'acqua che si traduce in nuovo aumento del livello. Il livello tende poi a decrescere e a stabilizzarsi quando la circolazione naturale dell'aria si porta a regime (capacità del sistema ECCS di asportare la potenza di decadimento anche con aria quale pozzo termico).

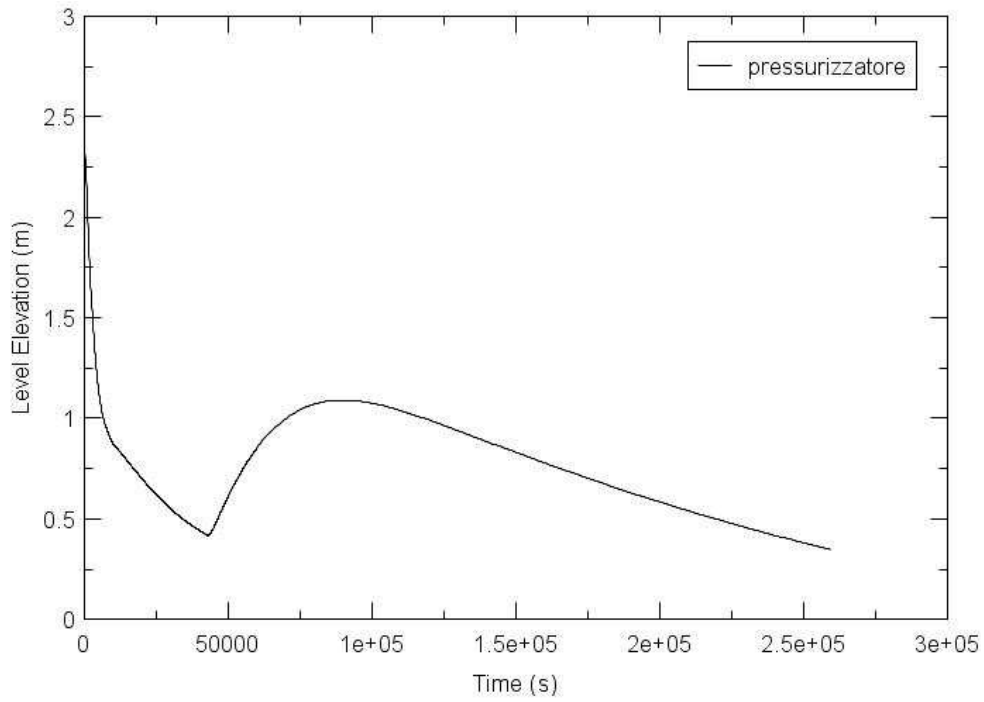


Fig. 2.15: livello nel pressurizzatore nelle 72 ore

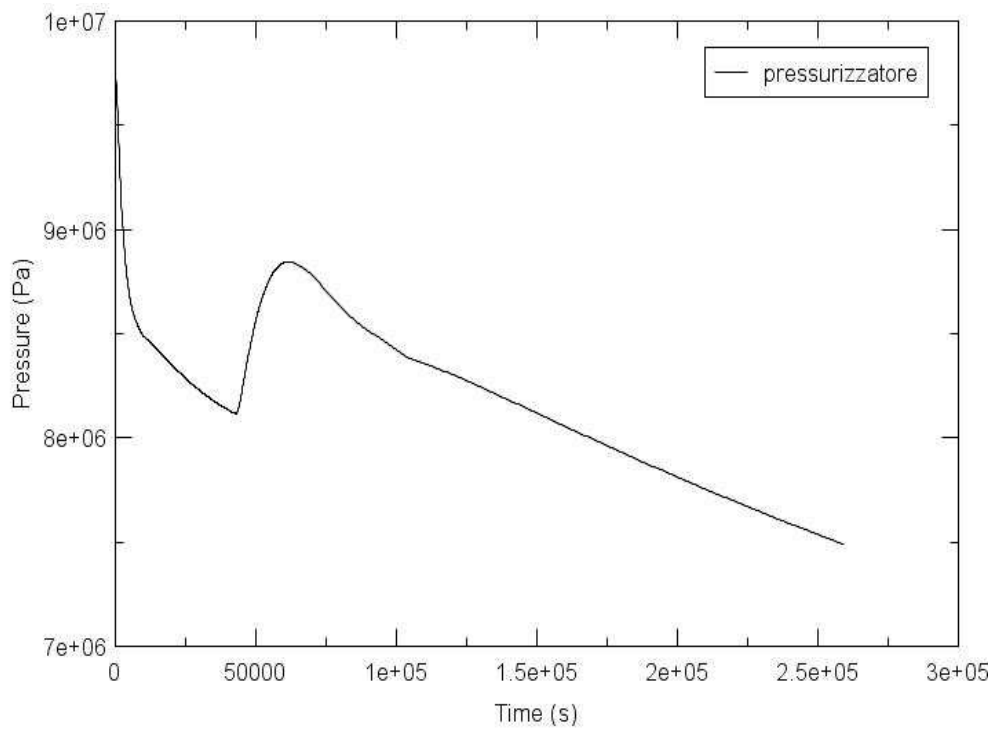


Fig. 2.16: pressione nel circuito primario nelle 72 ore

L'aumento del livello nel pressurizzatore ha un effetto di pressurizzazione del circuito primario, con un' escursione della pressione di circa 0.8 MPa (Figura 2.16).

Le temperature di ingresso e uscita dal nocciolo hanno andamenti corrispondenti a quello della pressione (Figura 2.17).

Temperature ingresso e uscita nocciolo

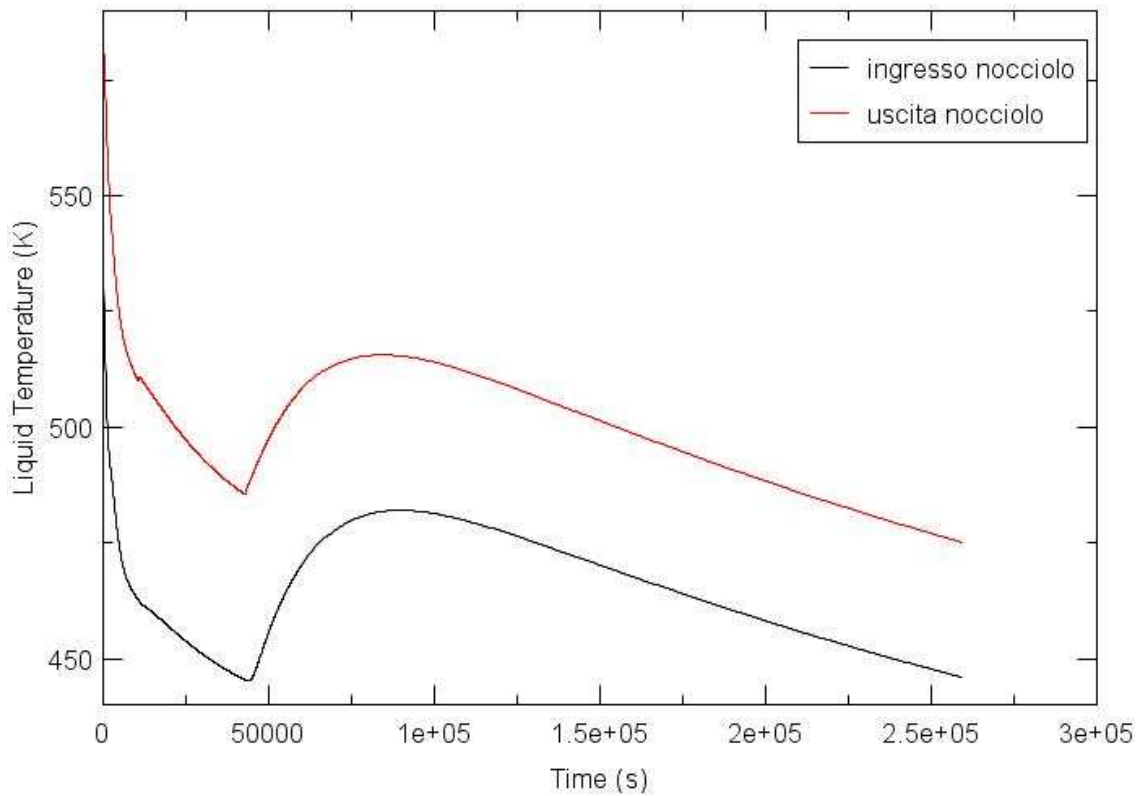


Fig. 2.17: temperature di ingresso e uscita nocciolo nelle 72 ore

Le portate nel nocciolo e nello ECCS sono coincidenti a causa dell'arresto della circolazione di acqua tra il nocciolo e i generatori di vapore (Figura 2.18).

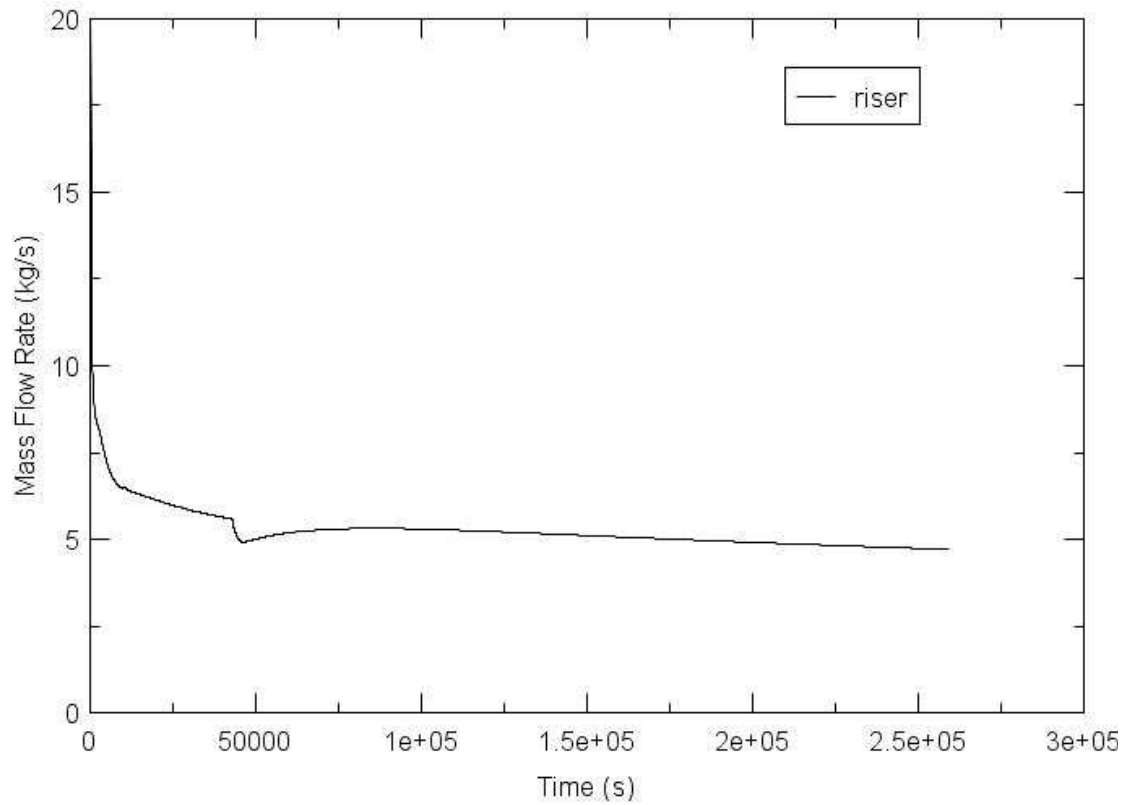


Fig. 2.18: portata nel circuito primario

Le temperature in ingresso e in uscita al PSHE (Figura 2.19) si allineano rispettivamente con quelle di uscita e di ingresso del nocciolo. Le differenze di temperatura lato tubi e mantello degli scambiatori PSHE e ISHE si mantengono limitate, grazie alla grande area di scambio, oltre che alla elevata portata ottenuta per circolazione naturale.

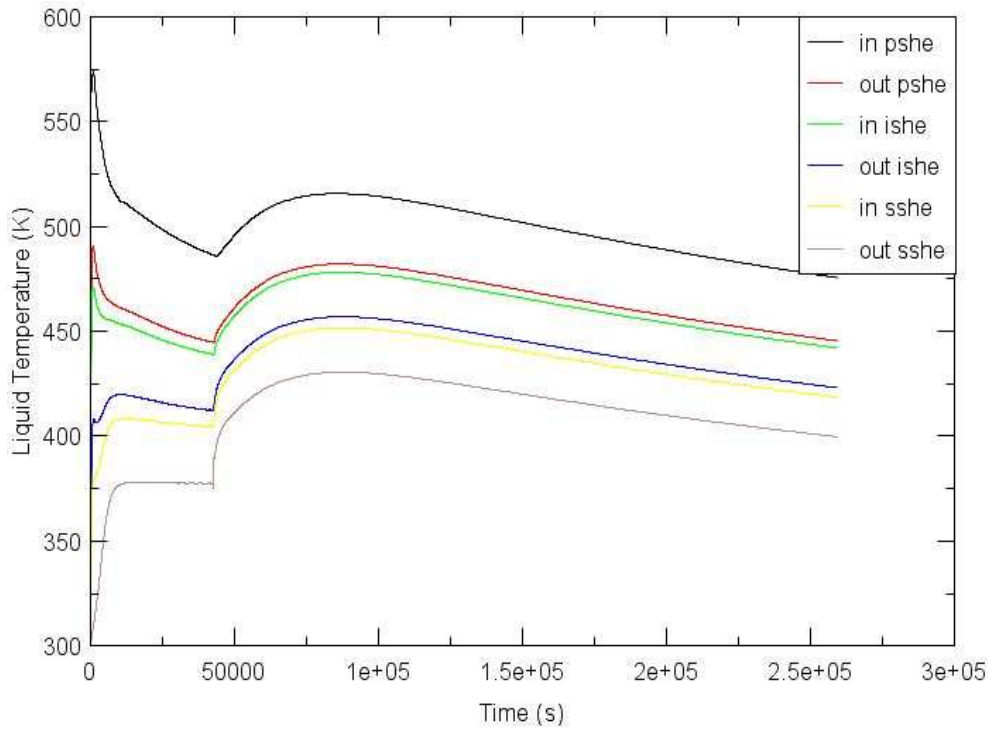


Fig. 2.19: temperature di ingresso e uscita degli scambiatori PSHE, ISHE, SSHE

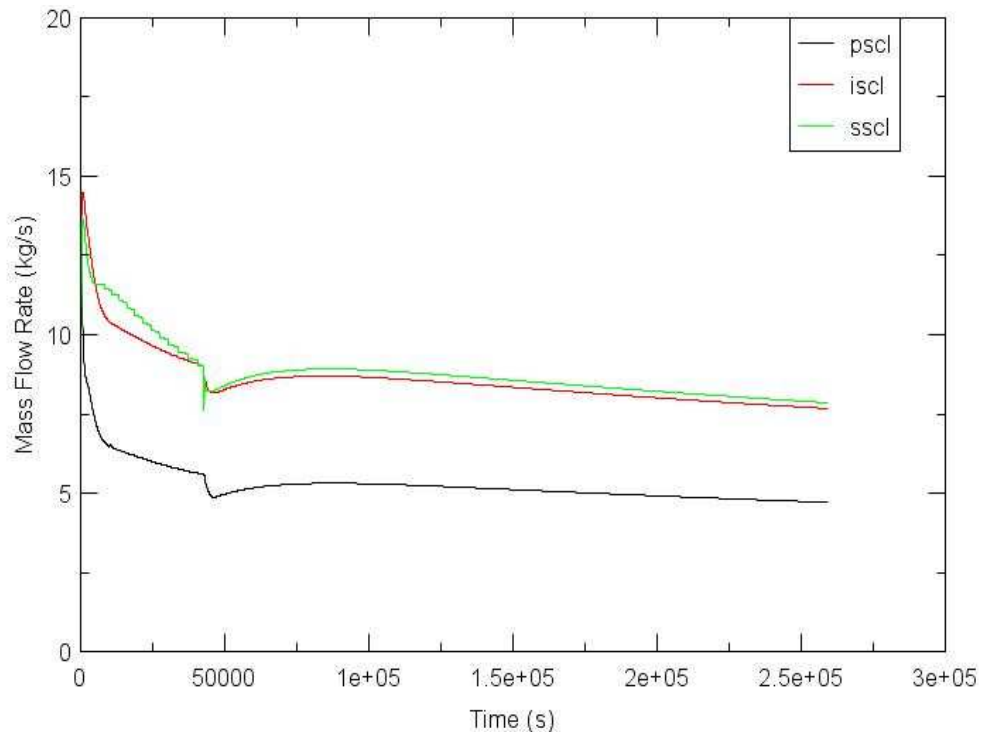


Fig. 2.20: portate nei circuiti PSCL, ISCL, SSCL

La portata nell'SSCL (Figura 2.20) ha un andamento "a gradini" in tutto l'arco di tempo in cui la piscina è in ebollizione. L'ebollizione incrementa la refrigerazione e la differenza di temperatura tra il ramo caldo e il ramo freddo dell'SSCL, riducendo la velocità con cui la portata decresce nel tempo.

In Figura 2.21 è riportato l'andamento nel tempo della temperatura dell'acqua in piscina: possiamo distinguere la fase di riscaldamento iniziale, che porta la temperatura in piscina a raggiungere la saturazione, e la fase di ebollizione, con una stabilizzazione della temperatura. Il grafico si interrompe quando il livello della piscina raggiunge i 2.5 m. A metà dell'altezza della piscina, la temperatura di saturazione risente della perdita di battente dovuta alla evaporazione degli strati di acqua superiori.

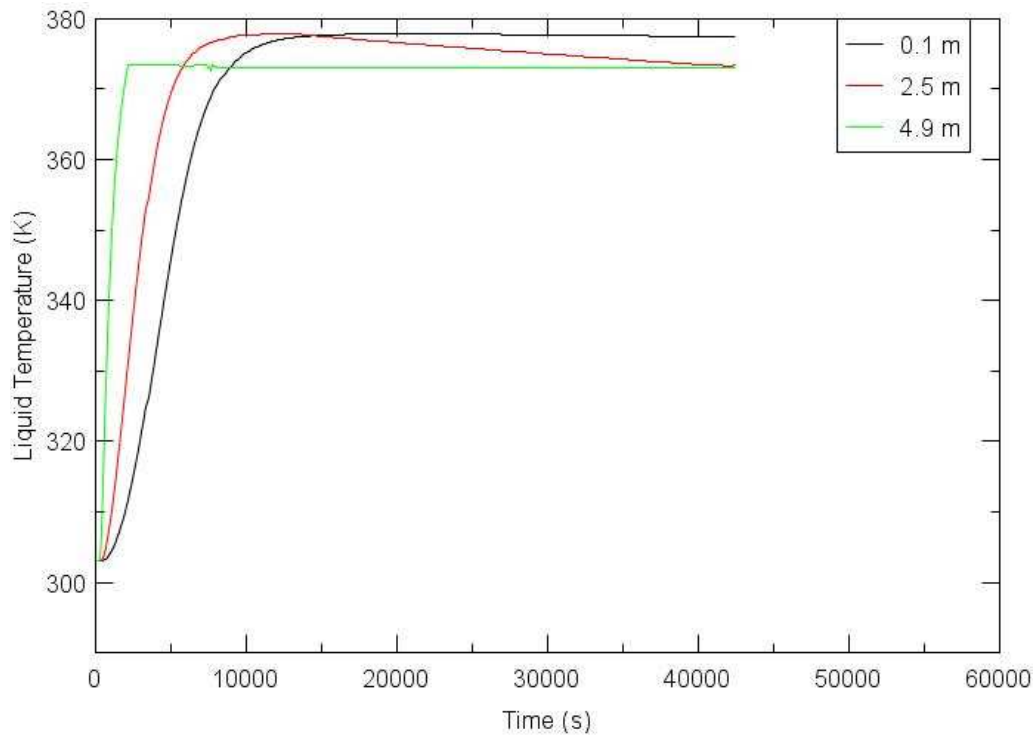


Fig. 2.21: temperatura dell'acqua nella piscina connessa all'SSHE

Il livello in piscina (Figura 2.22) decresce regolarmente fino ai 2.5 m di quota.

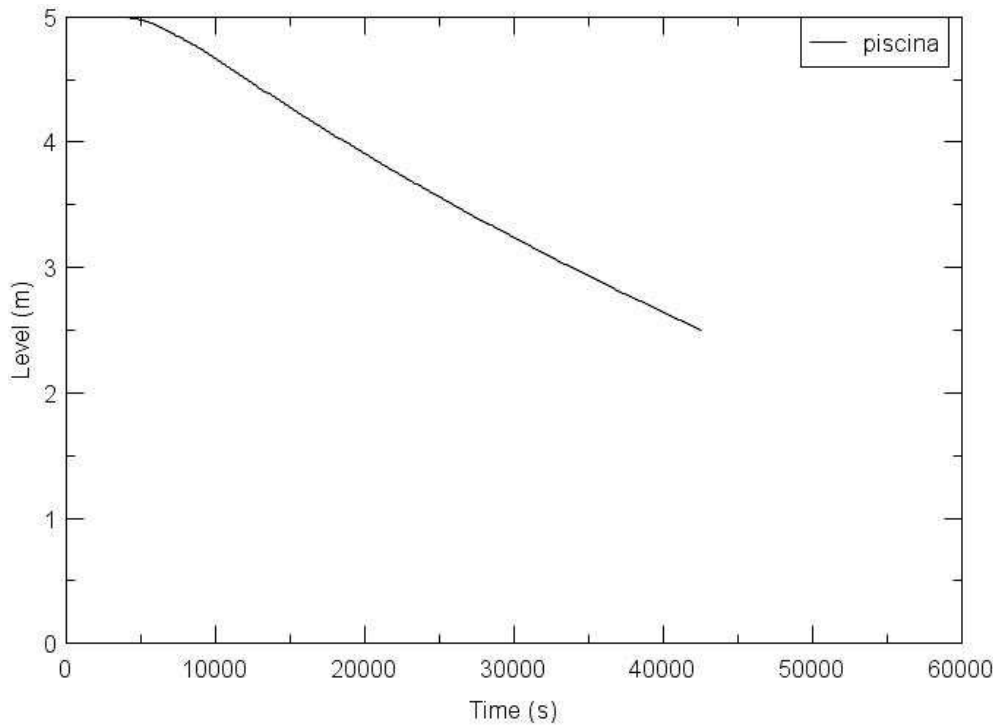


Fig. 2.22: livello nella piscina connessa all'SSHE

2.8 Conclusioni sull'analisi in transitorio

I risultati dell'analisi mettono in luce una serie di aspetti importanti per la sicurezza del reattore:

- il tempo di ritardo nell'apertura della check valve a seguito dello SCRAM è molto breve (circa 1 s) e ne consegue che l'escursione di pressione nel circuito primario è contenuta;
- il DNBR non scende mai sotto la soglia di 1.3
- l'innescò della circolazione naturale nel PSCL è immediato, grazie alla grande differenza iniziale tra la temperatura del PSCL e del ramo caldo del circuito primario;
- il livello di acqua nel RCV si mantiene sempre al di sopra del bocchello di presa dell'ECCS;
- l'aumento di pressione nel circuito primario dovuto al passaggio dello scambio termico in piscina da ebollizione ad aria è contenuto;
- la circolazione naturale è sostenuta nei circuiti ISCL e SSCL

L'ECCS ha quindi una capacità di asportazione del calore di decadimento ampiamente sufficiente a garantire la refrigerabilità del reattore.

I risultati ottenuti dalle simulazioni sono stati verificati con calcoli manuali di massima, svolti con l'ausilio del software Microsoft Excel e hanno quindi dimostrato che il codice può essere utilizzato per simulare l'evoluzione di questo transitorio.

Nell'analisi in stazionario è stato identificato però un baco del codice nella simulazione dei generatori di vapore "once-through": il titolo di vapore in uscita dal generatore di vapore non raggiunge mai l'unità, ma si ferma a 0.998, anche incrementando la lunghezza dello scambiatore.

Per risalire all'errore è stato necessario approfondire il deflusso e i fenomeni termici che avvengono in un generatore di vapore once-through.

2.9 Deflusso nei generatori di vapore once-through a tubi verticali

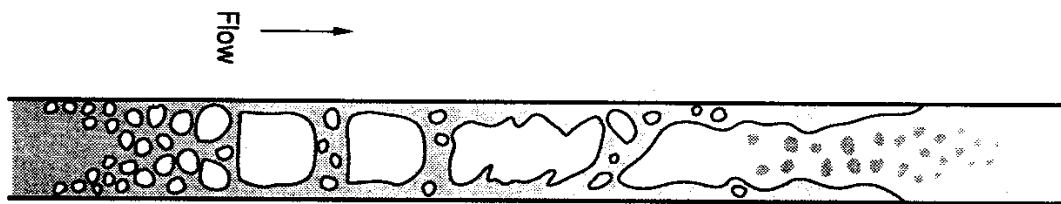


Fig. 2.24: regimi di deflusso bifase in un tubo dritto verticale uniformemente riscaldato

Il liquido in ingresso ad un generatore once-through entra con un piccolo grado di sottoraffreddamento in modo da sfruttare tutta la lunghezza dello scambiatore per l'ebollizione e il surriscaldamento del vapore.

L'ebollizione in tubi dritti, verticali, in cui si instaura un regime di moto forzato, si compone di diversi stadi, come si può osservare in Figura 2.24.

2.9.1 Ebollizione sottoraffreddata

Quando la differenza di temperatura tra la parete (a temperatura superiore di quella di saturazione del liquido) e l'acqua raggiunge un valore critico tale da causare il distacco delle bolle dai centri di nucleazione inizia l'ebollizione sottoraffreddata. L'ebollizione in questa fase interessa solo lo strato di acqua confinante con la parete: piccole bollicine si distaccano dalla parete per poi implodere a contatto con il bulk di acqua sottoraffreddata (a temperatura inferiore a quella di saturazione). L'incremento del coefficiente di scambio termico rispetto alla convezione forzata monofase è modesto.

2.9.2 Ebollizione satura

Quando il bulk raggiunge la saturazione l'ebollizione si estende dalle vicinanze della parete a tutta la massa liquida, in modo omogeneo. Il coefficiente di scambio termico aumenta notevolmente e ad esso contribuiscono in parte la convezione ed in parte l'ebollizione nucleata.

2.9.2.1 Deflusso a bolle

All'inizio l'ebollizione è nucleata: le bolle di vapore prodotte sono miscelate con il liquido e la loro forma è assimilabile a sferica. Il deflusso è omogeneo e le bolle viaggiano alla stessa velocità del liquido.

2.9.2.2 Deflusso a slug

All'aumentare della frazione di vuoto, per effetto del processo di vaporizzazione, le bolle possono coalescere a gruppi, formando dei tappi di vapore intermittenti.

2.9.2.3 Deflusso anulare

Per portate specifiche elevate il vapore può coalescere in modo uniforme e disporsi al centro del condotto per effetto delle forze di attrito all'interfaccia con la fase liquida. Il liquido va ad occupare l'anulo che si forma tra vapore e parete. L'interfaccia è ben definita, ma c'è uno scorrimento tra le fasi, perché il vapore, più leggero e meno viscoso tende a muoversi più velocemente del liquido, che è frenato anche dall'attrito con la parete. Il vapore ha comunque un effetto di trascinamento sul liquido e di questo ne beneficia il coefficiente di scambio termico, poiché aumenta la sua componente convettiva. Il trascinamento determina anche l'ingresso di alcune goccioline nel bulk di vapore (processo di *entrainment*).

2.9.3 Dryout

Con riferimento alla Figura 2.25 [1] si osserva che il film di liquido che circonda la parete, a mano che prosegue la vaporizzazione, si assottiglia fino a prosciugarsi del tutto. L'asciugamento della parete o *dryout* non avviene a titolo unitario per la presenza delle goccioline di liquido disperse nel bulk di vapore (moto misto).

2.9.3.1 Transizione

Il fronte di prosciugamento non è ben definito, perché, il contatto del vapore con la parete fa calare il coefficiente di scambio termico e diminuire lo scambio, traslando così il fronte di asciugamento. C'è una zona, chiamata zona di transizione, in cui il fronte oscilla e la parete viene a contatto periodicamente con liquido e con vapore.

2.9.3.2 Ebollizione a film

Superata la zona di transizione il vapore viene stabilmente a contatto con la parete, mentre le goccioline disperse nel bulk scambiano con la parete non per contatto diretto ma attraverso il film di vapore dello strato limite: si ha un'ebollizione a film in cui il vapore in parte si surriscalda per il contatto diretto con la parete. Il titolo in massa raggiunge in questa fase il valore unitario.

2.9.3.3 Surriscaldamento monofase

In questa fase c'è solo vapore che si surriscalda.

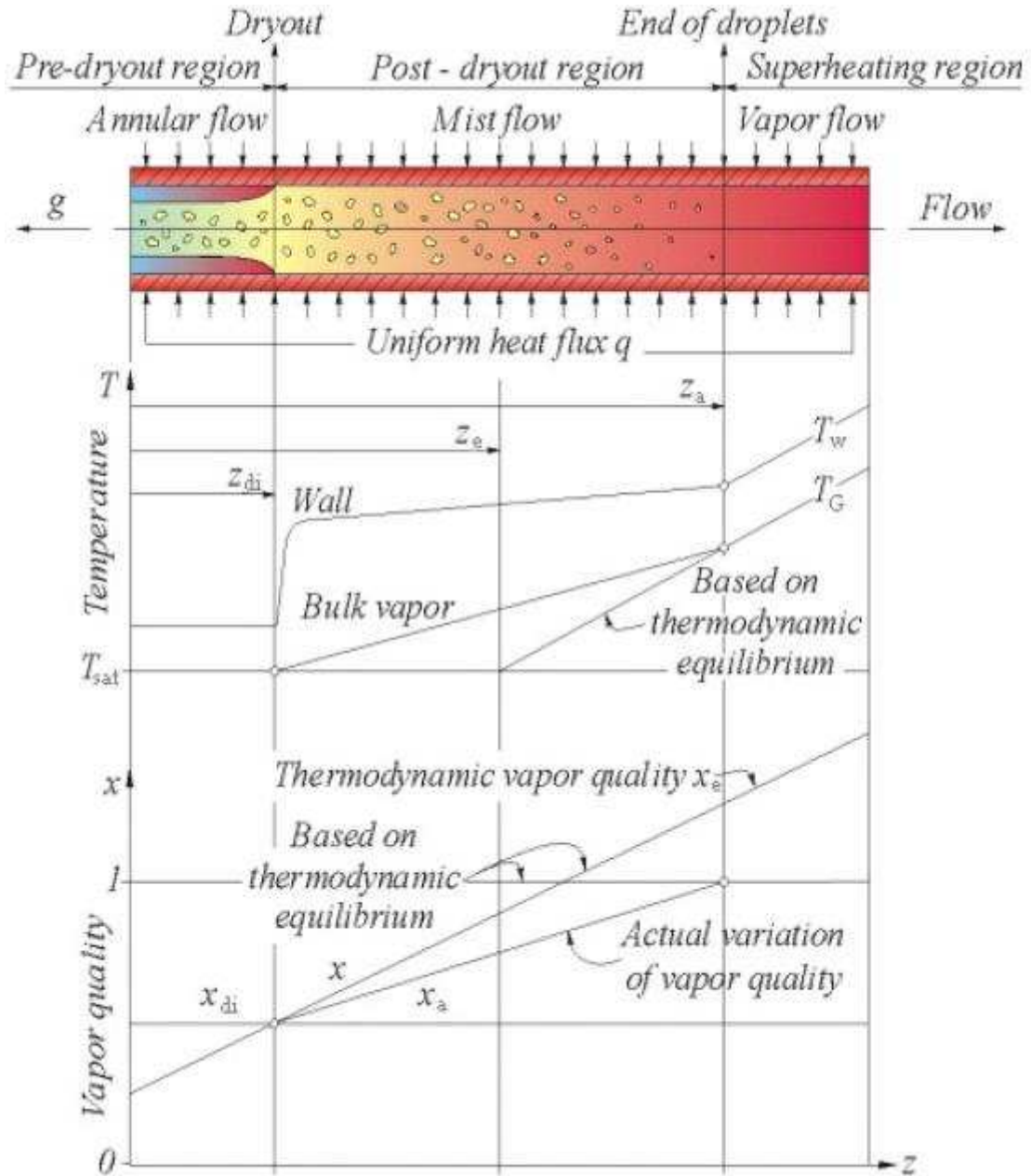


Fig. 2.25: regione di pre e post dryout e surriscaldamento

Nel regime di post dryout, poiché una parte del calore scambiato va direttamente a surriscaldare il vapore, aumentando così la sua entalpia rispetto al valore di saturazione, il titolo termodinamico non coincide più con il titolo statico (indicato con x_a nella Figura 2.25).

2.10 Problematiche nel codice RELAP5 legate alla transizione dal regime di scambio termico in bifase a quello in monofase

Il codice RELAP5 associa ad ogni deflusso e regime di scambio termico un set di modelli che permettono di descrivere in modo completo il problema termoidraulico.

Il problema strutturale del codice risiede nella soglia che segna il passaggio dal regime di ebollizione a film a quello di scambio termico monofase vapore, che corrisponde al raggiungimento di una frazione di vuoto nel bulk pari a 0.999 (vedi Figura 3.11).

Per le alte pressioni la differenza tra i volumi specifici delle fasi è ridotta e di conseguenza il titolo statico e la frazione di vuoto hanno valori molto vicini tra loro (a meno di scorrimenti non eccessivamente spinti), come si può constatare dalla (2.3).

$$\alpha = \frac{1}{1 + \frac{1-x}{x} \frac{\rho_v}{\rho_l} S} \quad (2.4)$$

Ad esempio il rapporto tra i volumi specifici di vapore ed acqua a 120 bar è 9, mentre 30 bar è 55. Questo significa che la differenza tra titolo in massa e frazione di vuoto si accentua alle basse pressioni (Figura 2.26), ed in questa condizione quando la frazione di vuoto di miscela liquido-vapore supera il valore soglia il titolo residuo di liquido non è trascurabile.

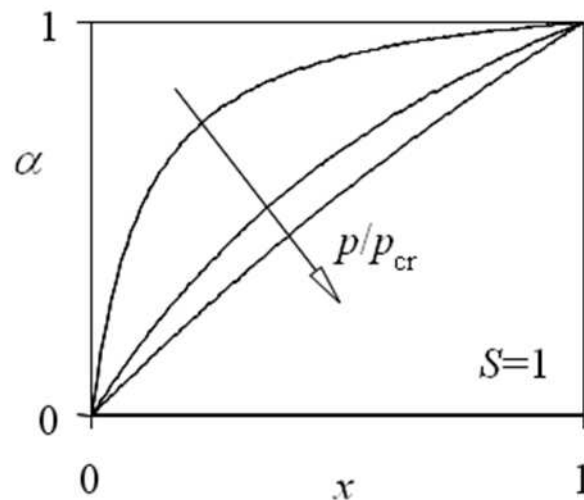


Fig. 2.26 : relazione tra frazione di vuoto e titolo al variare della pressione

Qualora il codice rilevi la presenza di fluido in monofase, utilizza nuovi pacchetti di modelli per la risoluzione del problema termofluidodinamico, e i coefficienti di scambio all'interfaccia liquido-vapore diminuiscono poiché il liquido non riceve più calore dalla parete.

Il tasso di vaporizzazione del liquido residuo per metro di tubo diventa quindi molto basso: considerando che a basse pressioni si richiede un alto calore di vaporizzazione, la lunghezza dello scambiatore risulta insufficiente per la completa vaporizzazione. Nella realtà la frazione di liquido residua (pari a 0.001) scambia ancora con la parete, quindi il codice non simula correttamente lo scambio termico.

Questi risultati sono stati segnalati dall'associazione CAMP (Code Assessment and Maintenance Program) italiana all'USNRC, che si occupa della manutenzione del codice.

2.11 Soluzioni per l'incremento dell'efficienza del generatore di vapore del reattore MINI MARS

La configurazione dello SG a tubi dritti risulta essere molto economica e semplice da realizzare e questo è sicuramente un vantaggio in termini di costi capitali e di tempi di realizzazione. Tuttavia in un generatore once-through a tubi dritti, per pressioni di funzionamento basse (dell'ordine di alcune decine di bar), il fenomeno del dryout si verifica a titoli piuttosto bassi, soprattutto a causa della grande differenza di densità tra la fase liquida e la fase vapore.

La lunghezza occupata dalla zona di dryout è rilevante perché a basse pressioni occorre fornire un elevato calore latente per far vaporizzare le piccole gocce d'acqua residue che rimangono nel bulk di vapore.

Il dryout penalizza lo scambio termico per due motivi:

- 1) diminuisce l'efficienza globale dello scambiatore: fissato il grado di surriscaldamento in uscita del vapore, avendo a disposizione una lunghezza di 5 m, bisogna disporre di un numero elevato di tubi, per compensare con una grande superficie di scambio la bassa trasmittanza termica media;
- 2) la presenza di goccioline residue al di fuori del generatore causa un raffreddamento del vapore surriscaldato, che cede calore al liquido per vaporizzare. Questo penalizza chiaramente il salto entalpico in turbina, riducendo l'entalpia del vapore in ingresso.

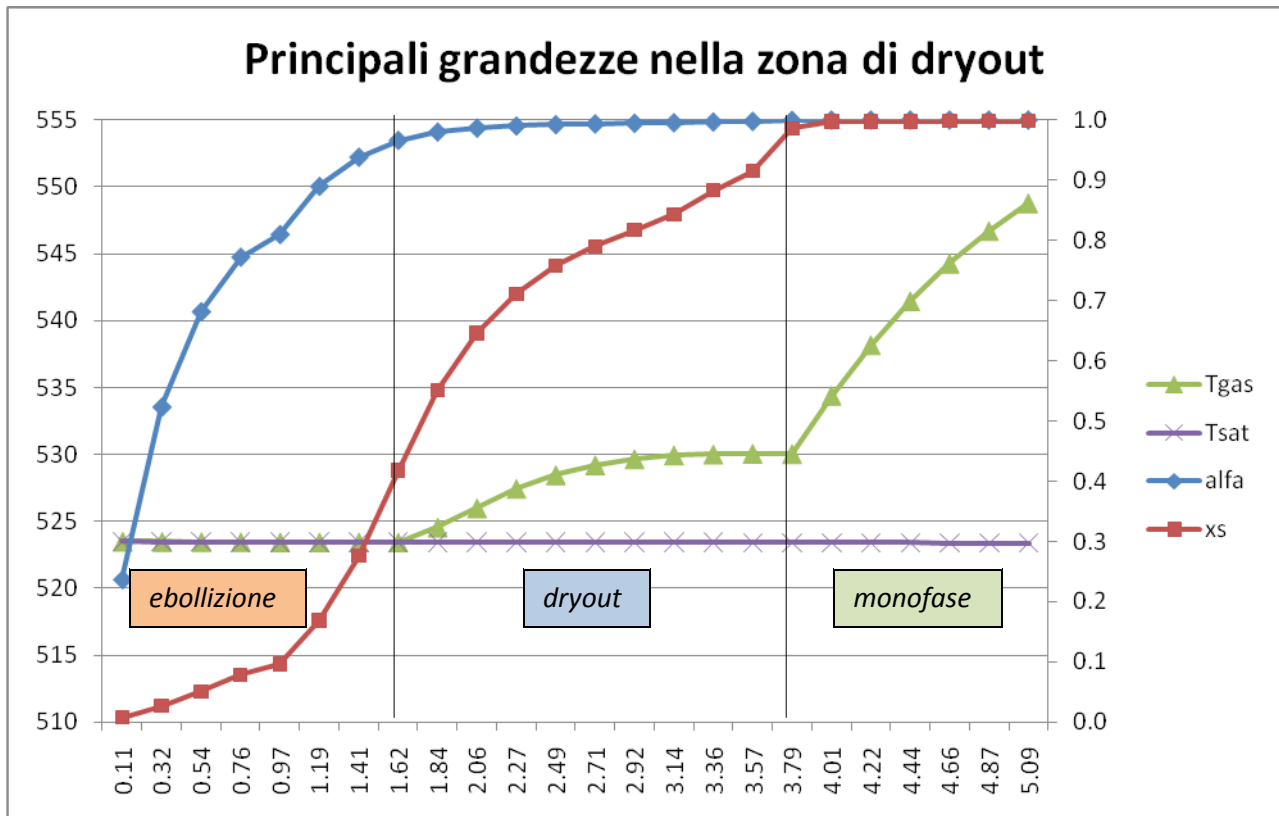


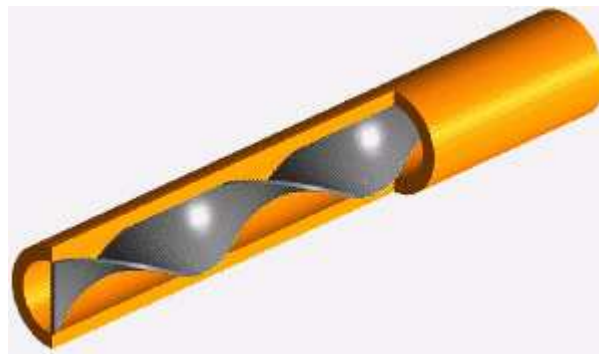
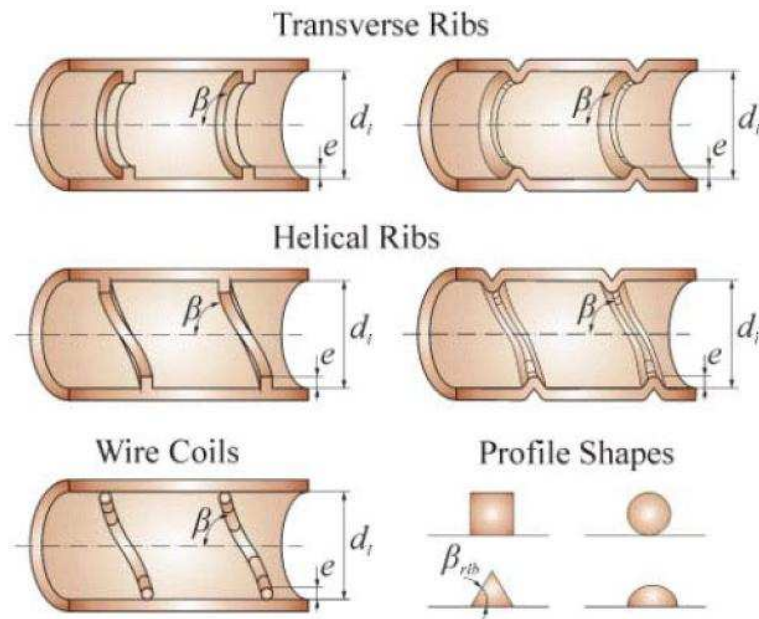
Fig. 2.27: temperatura, frazione di vuoto e titolo dell'acqua bollente lungo i tubi del GV

Analizzando i grafici prodotti dall'output del codice RELAP5 (Figura 2.27) il dryout nei tubi del generatore di vapore del Mini-MARS si verifica ad un titolo statico $x_s = 0.55$ e ad una quota corrispondente a circa 1/3 dell'intera lunghezza del tubo. A 3.79 m, quando la frazione di vuoto supera il valore di soglia di 0.999 si nota una crescita repentina della temperatura del gas, mentre il titolo statico rimane pressochè stabile, poiché il calore ceduto dalla parete viene scambiato interamente con il gas, a differenza di quanto accade nel regime di scambio termico del film boiling. Il titolo statico in 1.30 m passa da 0.986 a 0.998, crescendo solamente di 0.012.

Per migliorare lo scambio termico della fase vapore e posticipare il dryout a titoli statici più alti è possibile prevedere delle soluzioni che incrementino la turbolenza de deflusso [2]. Le superfici dei tubi vengono realizzate in modo da aumentare la natura turbolenta dell'efflusso, attraverso l'inserimento di:

- alette (finned tubes)
- bordi sporgenti (ribbed tubes)
- fili metallici avvolti (wire coils)
- nastri avvolti (twisted tapes)

La forma del profilo delle alette e dei bordi può essere diversa: quadrata, triangolare, circolare, ellittica.



Twisted tapes

Fig. 2.28: sistemi per l'aumento del moto turbolento nei tubi dritti

Queste soluzioni moltiplicano il coefficiente di scambio termico di un fattore compreso tra 1.35 e 2.37, anche se aumentano notevolmente le perdite di carico. Si tratta quindi di raggiungere un compromesso tra le dimensioni dello scambiatore e la potenza e le dimensioni della pompa d'acqua di alimento.

3. Valutazione delle performance del Generatore di Vapore del reattore dimostrativo ALFRED: implementazione del codice RELAP5 per simulare correttamente lo scambio termico nel generatore

Il codice RELAP5, nella versione originale distribuita dall'NRC, non è in grado di trattare lo scambio termico in presenza di moto elicoidale e più in generale in presenza di un incremento della turbolenza del moto.

Si è quindi proceduto alla modifica del pacchetto di scambio termico del codice e all'implementazione di una nuova correlazione di scambio termico in monofase.

Questa attività è stata svolta all'interno di una collaborazione con il centro ricerche ENEA di Bologna, sul progetto LEADER (Lead European Advanced DEMonstrator Reactor). Il progetto LEADER fa parte del 7° Programma Quadro dell'Unione Europea e ha come finalità il progetto e la costruzione di un reattore dimostrativo a spettro veloce, refrigerato a piombo, denominato ALFRED.

Questo progetto è strettamente legato all'attività internazionale di ricerca "Generation IV", che si occupa della ricerca e dello sviluppo della tecnologia dei reattori di IV generazione.

3.1 Il Forum internazionale GIF

Nel 2001 dieci paesi (Argentina, Brasile, Canada, Francia, Giappone, Repubblica di Corea, il Repubblica del Sud Africa, Svizzera, Regno Unito, e Stati Uniti) hanno concordato un quadro di cooperazione internazionale sulla ricerca di una nuova generazione di reattori nucleari, nota come "Generation IV" (GEN IV). Il GEN IV International Forum (GIF) è stato istituito per incentivare la collaborazione tra le nazioni leader a livello mondiale nel campo della tecnologia nucleare, per lo sviluppo della prossima generazione di reattori nucleari e la copertura dei futuri bisogni energetici del mondo.

L'obiettivo è che la filiera di reattori di IV generazione possa entrare in funzione nel 2030-2040, quando in molte aree del mondo le centrali nucleari attualmente operative, saranno alla fine della loro licenza di esercizio e potranno fornire il combustibile necessario per l'avvio dei nuovi reattori.

Infatti 1000 MWe di potenza installata di un FBR (reattore a spettro veloce) richiedono una carica iniziale di Pu di 8-12 t. La carica iniziale di Pu può essere fornita proprio dal combustibile irraggiato di un reattore LWR (III generazione), di taglia equivalente, al termine del suo ciclo operativo (50/60 anni).

Sono stati avviati programmi di ricerca in tutto il mondo, che stanno studiando criteri di progetto e soluzioni impiantistiche che saranno alla base della realizzazione degli impianti di IV generazione.

Il GIF ha definito 4 macro-obiettivi che devono essere perseguiti nelle attività di ricerca e sviluppo:

- 3) Sostenibilità
- 4) Economicità
- 5) Sicurezza e affidabilità
- 6) Non proliferazione e protezione

La sostenibilità consiste nella disponibilità di combustibile e si realizza sia incrementando le risorse disponibili attraverso la conversione di materiale fertile (U-238/Th-232) in materiale fissile (Pu-239/U233), sia aumentando l'efficienza di bruciamento del combustibile, migliorando cioè l'efficienza neutronica e perfezionando i processi di ritrattamento per il riutilizzo del combustibile presente a fine ciclo di carica.

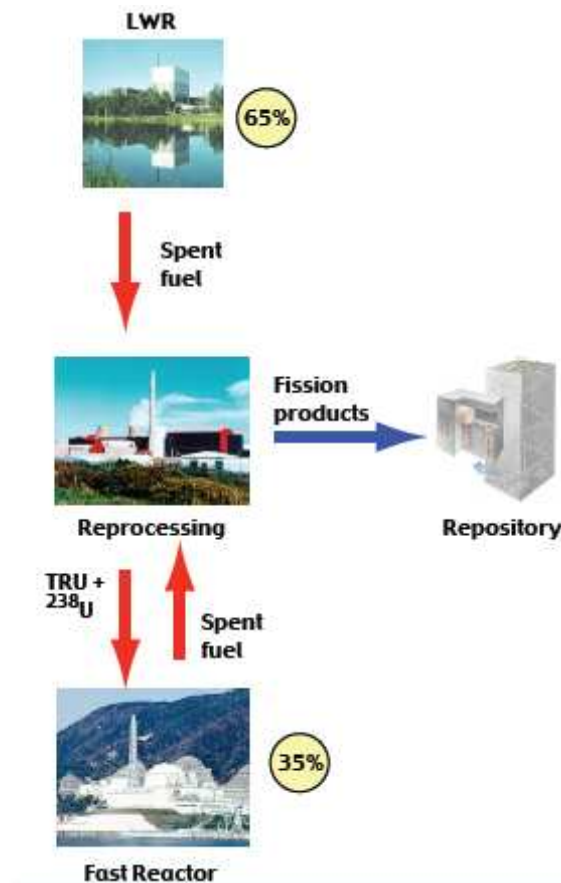


Fig. 3.1: recupero del combustibile esaurito nei reattori GEN IV

I reattori a spettro veloce saranno in grado anche di bruciare gli attinidi minori (Cm, Am) oltre che Pu e questo ridurrà di un fattore 100 la radiotossicità (Sv/g) nei depositi.

L'economicità passa attraverso la scelta di soluzioni impiantistiche semplici che richiedano una tecnologia ampiamente acquisita e comporta un aumento del rendimento dell'impianto di produzione: si richiede cioè

di spingersi a condizioni di funzionamento elevate in termini di temperatura e pressione; questo rappresenta una grande sfida per la ricerca e la sperimentazione di materiali innovativi, in grado di garantire un esercizio duraturo dell'impianti.

La sicurezza e l'affidabilità significano una migliore gestione degli incidenti e minimizzazione delle loro conseguenze, adeguati margini di sicurezza, riduzione della probabilità di rilasci accidentali per eliminare la necessità di progettare piani di emergenza off-site.

La non proliferazione consiste nell'adottare tutta una serie di misure stringenti da applicarsi in tutte le fasi del ciclo del combustibile per garantire che associazioni terroristiche possano sfruttare sistemi per la generazione di energia nucleare ad uso civile per usi non pacifici.

Contro eventuali attacchi terroristici esterni e eventi naturali saranno previste barriere fisiche per la protezione dei reattori.

Il GIF ha vagliato circa 100 modelli di sistemi nucleari che potessero soddisfare gli obiettivi prefissati, e ha scelto 6 tipologie di impianto, elencate di seguito:

- *GFR* - Gas-Cooled Fast Reactor System (reattori a spettro veloce refrigerati a gas He)
- *LFR* - Lead-Cooled Fast Reactor System (reattori a spettro veloce refrigerati a piombo)
- *SFR* - Sodium-Cooled Fast Reactor System (reattori a spettro veloce refrigerati a sodio)
- *MSR* - Molten Salt Reactor System (reattori veloci refrigerati a sali liquidi; combustibile miscelato con il refrigerante)
- *SCWR* - Supercritical-Water-Cooled Reactor System (circuito primario con acqua supercritica; spettro termico)
- *VHTR* - Very High Temperature Reactor System (reattori a gas a spettro termico, per la produzione di H₂)

3.2 La GEN IV IN Europa

3.2.1 La SNETP

La politica energetica dell'Unione europea ha come linee guida la sicurezza degli approvvigionamenti energetici, la limitazione delle emissioni di gas serra (GHG) e la competitività delle economie energia-dipendenti. Al fine di combattere il cambiamento climatico, l'UE si è impegnata per l'anno 2020 a ridurre del 20% le proprie emissioni di gas serra rispetto al 1990, a ridurre del 20% il fabbisogno energetico e ad estendere fino al 20% la quota prodotta da energie rinnovabili nel mix energetico totale. Questo progetto mira, nel lungo termine, a ridurre drasticamente le emissioni di anidride carbonica in Europa.

Per raggiungere questi obiettivi nel Piano Strategico Tecnologico ed Energetico dell'Unione Europea (piano

SET) sono state identificate tecnologie energetiche competitive a basse emissioni di carbonio da sviluppare e implementare in Europa, insieme al nucleare da fissione che fornisce un contributo essenziale al fabbisogno energetico.

La Sustainable Nuclear Energy Technology Platform (SNETP) promuove la ricerca, lo sviluppo e la dimostrazione delle tecnologie di fissione nucleare, necessarie per raggiungere gli obiettivi fissati dal piano SET per questo settore che prevedono:

- Per l'anno 2020:
 - (1) mantenere la competitività nell'attuale tecnologia della fissione,
 - (2) fornire soluzioni a lungo termine per la gestione dei rifiuti radioattivi.
- Per l'anno 2050, agire subito per:
 - (1) completare la dimostrazione di una nuova generazione (Gen IV) di reattori a fissione, con una maggiore sostenibilità,
 - (2) estendere l'utilizzo dell'energia di fissione nucleare oltre la produzione di energia elettrica.

La SNETP è stata inaugurata ufficialmente il 21 settembre 2007, alla presenza dei Commissari UE per la Scienza e la Ricerca, J. Potočnik, e per l'energia, A. Piebalgs. Oggi, raccoglie circa 80 partner industriali che operano in Europa, enti di ricerca e del mondo accademico, organi tecnici di sicurezza, organizzazioni non governative e responsabili nazionali.

3.2.2 L'ESNII

Il 15 Novembre 2010 è stata fondata a Brussel la "European Sustainable Industrial Initiative" (ESNII), un gruppo di partner industriali e del campo della ricerca che porterà avanti il piano di realizzazione della tecnologia GEN IV per i reattori veloci in Europa. ESNII si colloca nel Piano Strategico Tecnologico ed Energetico dell'Unione Europea (SET-Plan).

ESNII si prepara a portare avanti lo sviluppo di tre tecnologie di reattore veloce:

- Reattori veloci a Sodio (SFR). tecnologia di riferimento
- Reattori veloci a Piombo (LFR), tecnologia alternativa
- Reattori veloci a Gas (GFR), tecnologia alternativa

Il passo iniziale è quello di dimostrare la sostenibilità dell'energia nucleare attraverso la fattibilità tecnologica, industriale e economica dei reattori a spettro veloce. Sono stati proposti 3 programmi paralleli. Il primo programma prevede la realizzazione di ASTRID, un prototipo SFR di 600 MWe, da allacciare alla rete elettrica francese entro il 2020. Il progetto è guidato dal governo francese, si basa sulla preesistente

esperienza del reattore Phénix ed è il prodotto di una collaborazione tra l'industria francese e il centro di ricerca francese CEA: l'industria europea è invitata a partecipare.

Il programma parallelo sui reattori veloci a piombo prevede la realizzazione di MYRRHA, un impianto pilota sviluppato in Belgio, seguita subito dopo dal reattore dimostrativo ALFRED, che entrerà in funzione nel 2025 e infine da un prototipo la cui realizzazione è prevista nel 2035.

Il terzo programma riguarda lo sviluppo di un reattore veloce raffreddato a gas (GFR), ALLEGRO, con una capacità termica nel range di 50-80 MW, programmato per essere operativo entro il 2025 in Europa centrale.

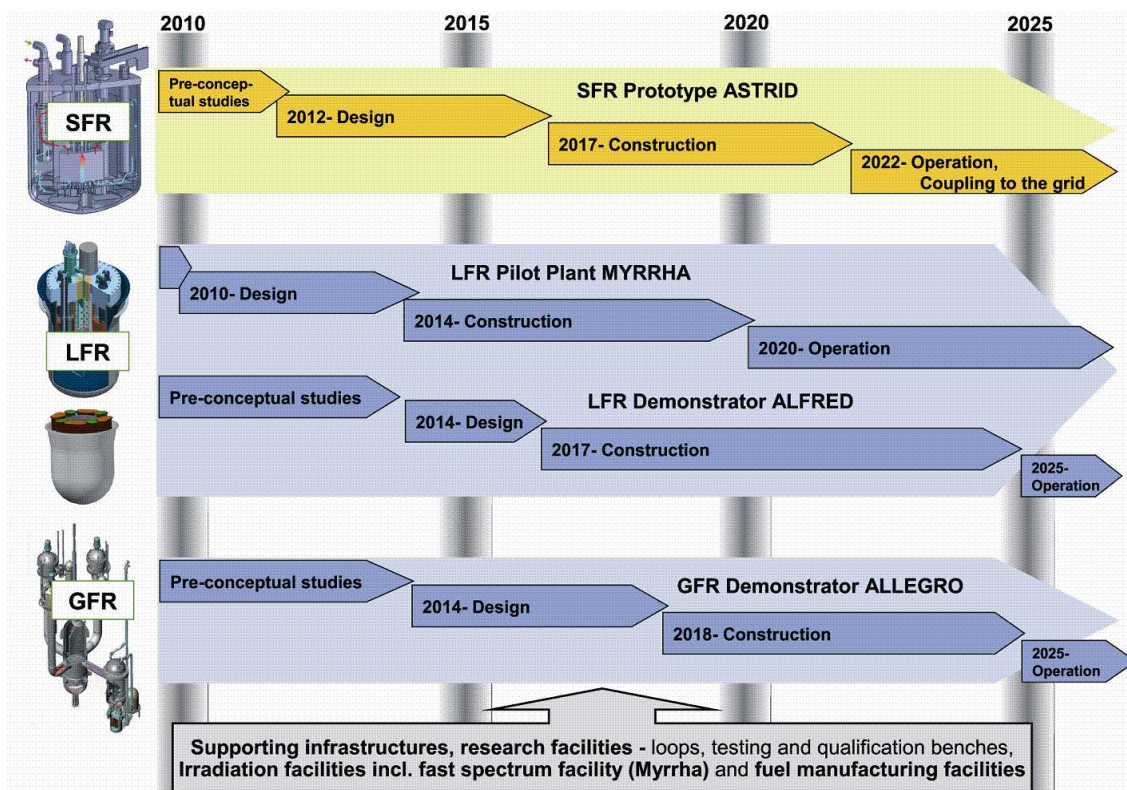


Fig. 3.2: progetti ESNII per lo sviluppo della tecnologia GEN IV per FBR

Il costo complessivo, inclusi i costi di fabbricazione del combustibile e le infrastrutture per la ricerca, sarà di circa 10 miliardi di euro.

3.3 Rispondenza della tecnologia LFR ai criteri della GEN IV

Il Piombo presenta vantaggiose proprietà (Tabella 3.1) che si sposano con gli obiettivi della GEN IV:

Tab. 3.1: proprietà fisiche del piombo

Proprietà Piombo	Valore
densità a pressione atmosferica e 400 °C	10850 Kg/m ³
calore specifico a pressione atmosferica	147 J/kgK
Temperatura di fusione a pressione atmosferica	327 °C
Temperatura di ebollizione a pressione atmosferica	1737 °C
Coefficiente di scambio termico (a 400°C e 0.7 m/s)	10950 W/m ² K
sezione di assorbimento	4.4 mb

1) Sostenibilità: il piombo ha un basso potere moderante e una piccola sezione di assorbimento: questo permette di avere noccioli a spettro veloce anche non compatti. Il rateo di conversione è prossimo all'unità;

2) Economicità: il piombo non reagisce con acqua ed aria e alle temperature di interesse per la produzione di vapore e può essere a pressione atmosferica. Questo comporta un notevole risparmio di materiale strutturale, una maggiore compattezza del sistema primario e la possibilità di inserire *internals* completamente removibili. L'elevata densità del metallo permette di poter affidare una parte della prevalenza idraulica alla circolazione naturale;

3) Sicurezza e affidabilità: un nocciolo refrigerato a piombo ha coefficienti di reattività negativi ed è quindi intrinsecamente sicuro; la temperatura di ebollizione del piombo è molto elevata e permette di avere ampi margini di sicurezza in caso di transitori di surriscaldamento. Il circuito primario è a pressione atmosferica. Il basso salto termico e l'alta capacità termica del piombo permettono di posizionare la pompa primaria nel ramo caldo del circuito primario. L'ottima economia neutronica permette di realizzare noccioli con passi larghi, che diminuisce i rischi di blocco della portata nei sottocanali. L'elevata densità permette di smaltire il calore residuo per circolazione naturale;

4) Resistenza alla proliferazione e protezione fisica: l'ottima economia neutronica permette di utilizzare combustibile MOX con attinidi minori (MA) miscelati. L'utilizzo dei principi di ridondanza, indipendenza e separazione fisica garantisce la protezione fisica del sistema.

Le principali difficoltà legate all'utilizzo del piombo sono:

- alta temperatura di fusione: 327 °C;
- corrosione: non si possono oltrepassare i 550 °C, per l'effetto combinato di temperatura e velocità sulla corrosione dei materiali. Le velocità devono essere inferiori a 2 m/s;
- forza di galleggiamento superiore alla forza di gravità esercitata dalla gran parte dei componenti dei sistemi di manutenzione e gestione del reattore;
- rischio di solidificazione del piombo a seguito di incidenti di sottoraffreddamento del sistema.

In base a ciò Il progetto LEADER (Lead European Advanced DEMonstrator Reactor) prevede un'estesa campagna di ricerca su:

- materiali speciali da utilizzare per prevenire l'erosione dei componenti della pompa primaria, in particolare dell'impeller;
- appropriati materiali e processi di trattamento per le guaine contro la corrosione

3.4 Il progetto LEADER - Lead-cooled European Advanced Demonstration Reactor

Il progetto LEADER prevede lo sviluppo progettuale di un reattore veloce LFR di taglia industriale e di un dimostratore in scala, denominato ALFRED (300 MW_{th}; 120 MW_e).

La proposta si basa sui risultati precedentemente ottenuti nel progetto ELSY (VI Programma Quadro dell'Unione Europea) ma tiene conto delle indicazioni del SET-plan e dei principali obiettivi dell'industria europea sulla fissione. Per questo motivo il progetto è prevalentemente rivolto al *design* di ALFRED, da realizzare in tempi relativamente brevi (studio di prefattibilità entro il 2014; progetto dettagliato entro il 2017).

Il focus della prima parte dell'attività è la soluzione delle questioni chiave emerse dal progetto ELSY, per raggiungere una nuova configurazione del reattore di riferimento. La nuova configurazione di reattore LFR sarà utilizzata per la progettazione di ALFRED, prototipo di dimensioni ridotte, a basso costo e pienamente rappresentativo della tecnologia LFR.

Il progetto prevede un importante coinvolgimento degli utenti finali e delle autorità di sicurezza sin dall'inizio del processo di progettazione per aiutare il concepimento dell'impianto e per garantire elevati standard di sicurezza. Attività di istruzione e formazione sono inclusi in un pacchetto di lavoro specifico, in cui le università europee sono direttamente coinvolte con l'obiettivo di formare i futuri progettisti. Il progetto LEADER tiene fortemente in considerazione le altre proposte o i progetti UE già in corso: progetti dedicati alla ricerca e sviluppo di materiali, progetti dedicati allo sviluppo di sistemi ADS per la

trasmutazione o per lo sviluppo di reattori veloci (VELLA, CDT, CP-ESFR, GETMAT, FAIRFUELS, ACSEPT, Euftrat, F-BRIDGE, ACSEPT, ACTINET-I3).

3.4.1 Il dimostratore LFR: ALFRED

ALFRED è un reattore a spettro veloce, refrigerato al piombo, di potenza elettrica installata di 120 MWe.

Il suo progetto è previsto nell'ambito del progetto LEADER, finanziato nel VII Programma Quadro dell'Unione Europea (EURATOM).

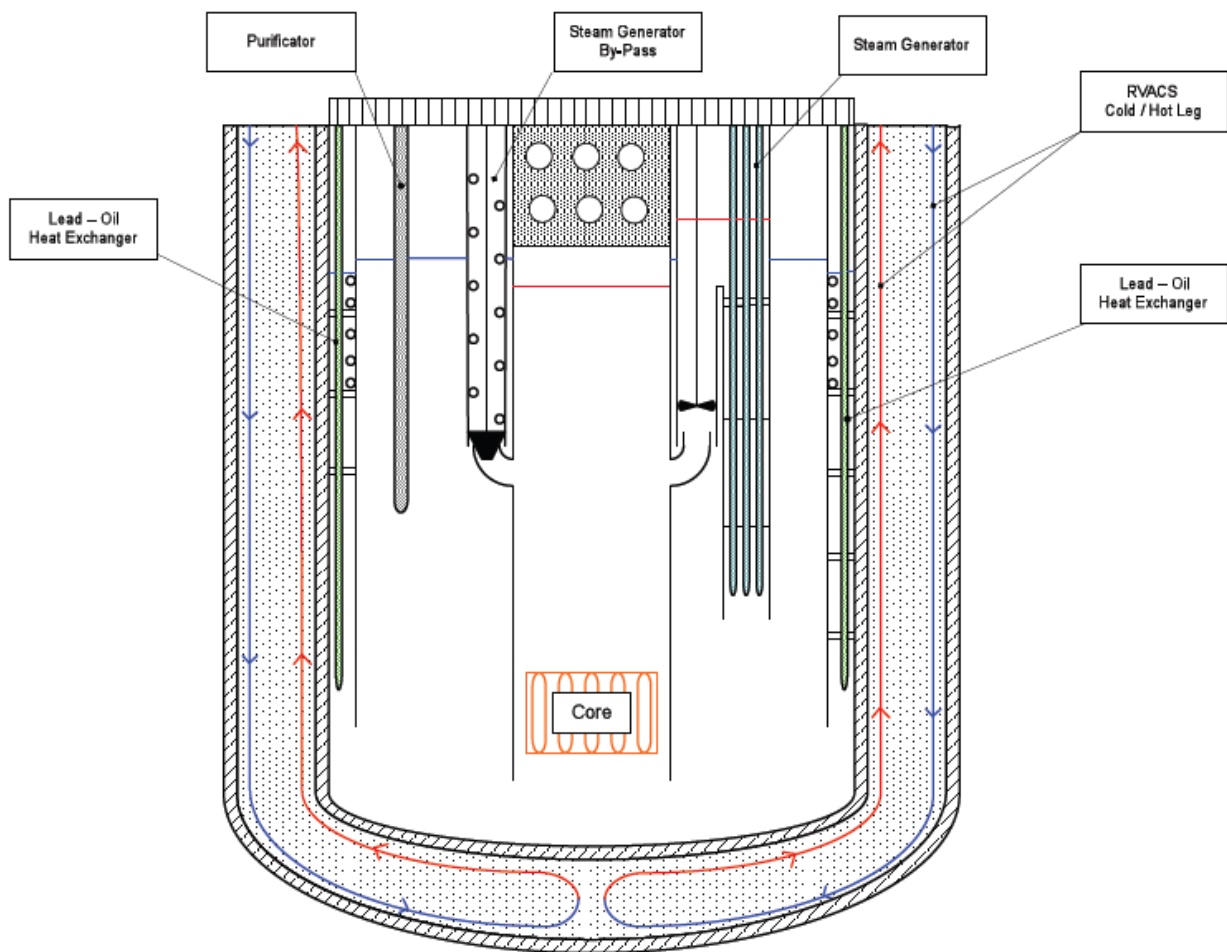


Fig. 3.3: layout concettuale del reattore ALFRED

Lo studio di prefattibilità di ALFRED è appena iniziato (Aprile 2010, durata di 2 anni), ma alcuni parametri di processo e soluzioni impiantistiche sono stati definiti sulla base delle di scelte già effettuate nel progetto del reattore ELSY (600 MWe, 6° Programma Quadro dell'UE):

- circuito integrato, a pool
- nocciolo a elementi esagonali, con combustibile MOX
- 4 generatori di vapore da 75 MWth con tubi a baionetta (300 MWth complessivi)

- 4 pompe primarie di circolazione
- 2 sistemi indipendenti di refrigerazione di emergenza del nocciolo: IC & DHR (refrigerato ad olio)
- potenza termica generata: 300 MWth
- temperatura di ingresso nocciolo: 400 °C
- temperatura di uscita nocciolo: 480 °C
- pressione atmosferica al pelo libero del piombo (gas di copertura)
- pressione in uscita del vapore: 180 bar

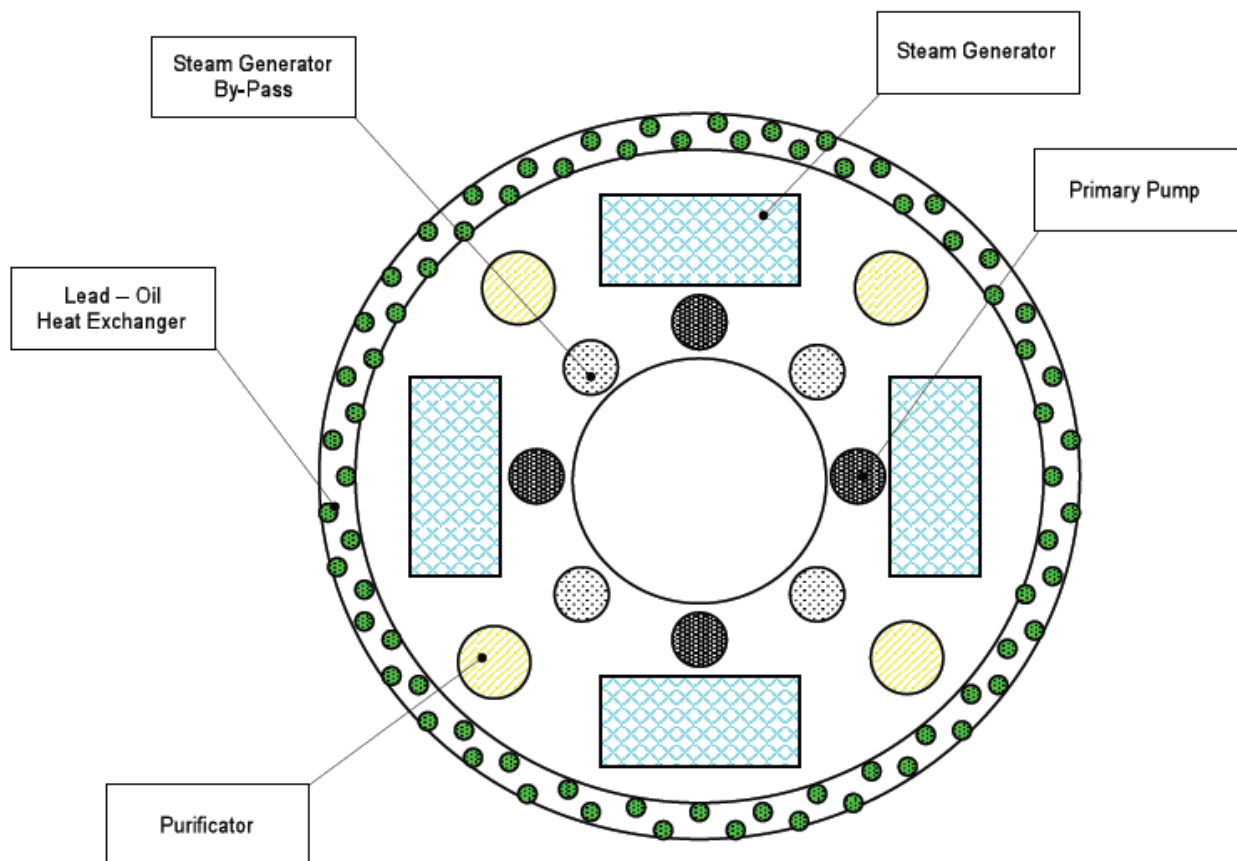


Fig. 3.4: vista in pianta del reattore ALFRED

Essa presenta alcune delle caratteristiche principali del reattore ELSY.

Il piombo all'interno del vessel primario è a pressione atmosferica e un gas ricopre il pelo libero dei tre livelli che si stabiliscono:

-nel collettore caldo racchiuso dal Vessel Interno;

-nel mantello dei Generatori di vapore (GV);

-nel collettore freddo (bypass dei GV), che occupa lo spazio tra il Vessel Principale e il Vessel Interno.

Il piombo fluisce nel collettore caldo, in cui si trova il nocciolo ed è forzato da 4 pompe primarie a passare dal collettore caldo nei 4 GV uscendo nel collettore freddo. La differenza tra i livelli è dovuta alle perdite di carico nel circuito primario.

Il nocciolo ha elementi di combustibile esagonali, per favorire l'economia neutronica e ridurre l'ingombro. Tutti i meccanismi interni saranno rimovibili.

Come ELSY, ALFRED è dotato di 2 sistemi di rimozione del calore residuo (DHR) indipendenti, ridondanti e diversificati. Per ciascun generatore di vapore ci sono quindi:

- un condensatore ad isolamento (IC);
- uno scambiatore di calore olio-piombo (scambiatore di calore acqua-piombo in ELSY).

In entrambi il piombo si muove in circolazione naturale.

Il sistema di ventilazione e condizionamento dell'aria (RVACS) fa parte del sistema DHR.

3.5 Il Generatore di Vapore del reattore dimostrativo ALFRED

Poiché la potenza termica generata di 300 MWth è relativamente bassa e non richiede quindi un eccessivo ingombro per il GV, è stata proposta una configurazione a tubi dritti che risponde al meglio ai requisiti di economicità e di affidabilità. La configurazione è a tubi a baionetta, che consente di mantenere isolati il refrigerante primario dal secondario, in caso di rottura del tubo esterno o del tubo interno, evitando che onde di pressione si propaghino attraverso il piombo ai componenti strutturali e che del vuoto possa circolare nel nocciolo, provocando un incremento di reattività.

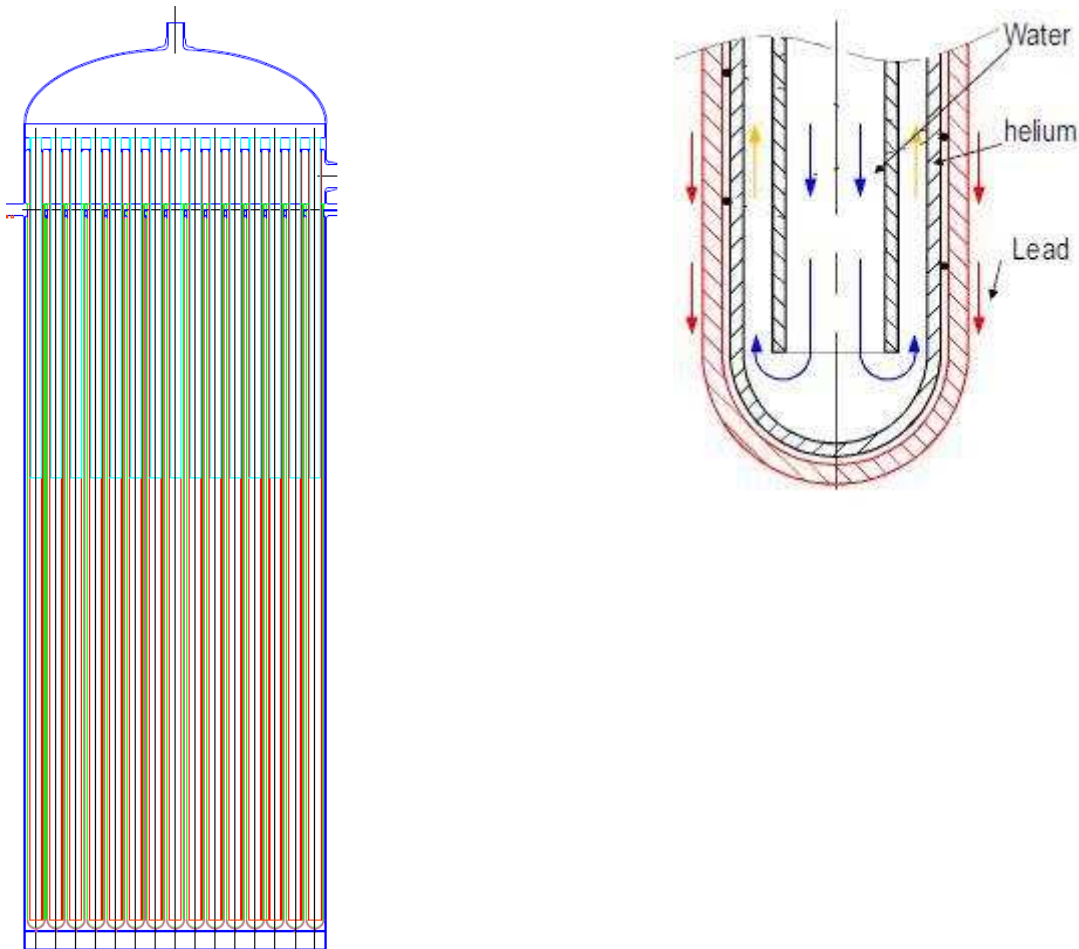


Fig. 3.5: (a sinistra) layout di un generatore di vapore e (a destra) dettaglio di un tubo a baionetta

La configurazione a baionetta (Figura 3.5) è costituita da 3 tubi concentrici:

- un tubo interno in cui defluisce l'acqua sottoraffreddata. Il tubo è coibentato nella zona a contatto con il plenum di vapore per conservare il grado di surriscaldamento in uscita dal generatore di vapore;
- un tubo intermedio: si crea una zona anulare tra la parete esterna del tubo interno e la parete interna del tubo intermedio, in cui avviene l'ebollizione dell'acqua;
- un tubo esterno, che separa il refrigerante secondario dal fluido primario; il gap tra la parete esterna del tubo intermedio e la parete interna del tubo esterno è riempito con He.

Il gap garantisce il monitoraggio di eventuali perdite dai due circuiti per danneggiamento dei tubi e separa fisicamente i due fluidi, costituendo una via di fuga in caso di rottura del tubo esterno o del tubo intermedio.

L'acqua sottoraffreddata fluisce nel tubo interno e viene riscaldata fino alla saturazione dal calore ceduto dall'acqua bollente che scorre nella zona anulare. Il calore viene trasferito attraverso la parete del tubo interno.

Il grado di sottoraffreddamento è basso e tale da evitare che l'ebollizione inizi nel condotto interno: il vapore infatti, tendendo a salire per differenza di densità con l'acqua, potrebbe ostacolare il moto discendente, provocando un aumento delle perdite di carico e fenomeni di instabilità.

L'acqua satura sale attraverso l'anulo e vaporizza per effetto del calore asportato dal piombo primario. Il piombo e l'acqua bollente si interfacciano termicamente attraverso la serie costituita dalla parete intermedia, dal gap e dalla parete esterna.

Per incrementare l'efficienza dello scambiatore sono state proposte due soluzioni, oggetto di ricerca e verifica nell'ambito del progetto LEADER:

- l'inserimento di microparticelle altamente conduttive nel gap di elio per aumentarne la conducibilità;
- la disposizione di due fili metallici, avvolti ad elica, lungo la parete interna del tubo esterno e la parete esterna del tubo interno. L'effetto è quello di aumentare la turbolenza e la velocità del vapore con un conseguente incremento del coefficiente di scambio termico.

Poiché la presenza dei tubi avvolti ad elica aumenta considerevolmente le perdite di carico, si prevede l'inserimento dei fili avvolti dalla zona del tubo prossima alla quota dove si verifica il dryout.

3.6 Caratteristiche del deflusso elicoidale

La presenza dei fili avvolti sulla parete interna del tubo intermedio e sulla parete esterna del tubo interno, considerato anche il piccolo spessore dell'anulo e le alte velocità, è quello di imprimere un moto prevalentemente elicoidale (si trascura in questa trattazione la portata residua di bypass).

3.6.1 Vortici di Dean

La principale differenza tra un moto elicoidale e verticale è dovuta all'azione della forza centrifuga che ha l'effetto di generare un gradiente di pressione, e un conseguente campo di velocità (moto secondario), trasversale alla direzione principale del moto e necessario a conservare il momento angolare. I filetti di fluido tendono a muoversi circonferenzialmente dalla parete esterna alla parete interna e a richiudersi radialmente da l'interna all'esterna, dando luogo ai vortici di Dean (Figura 3.7).

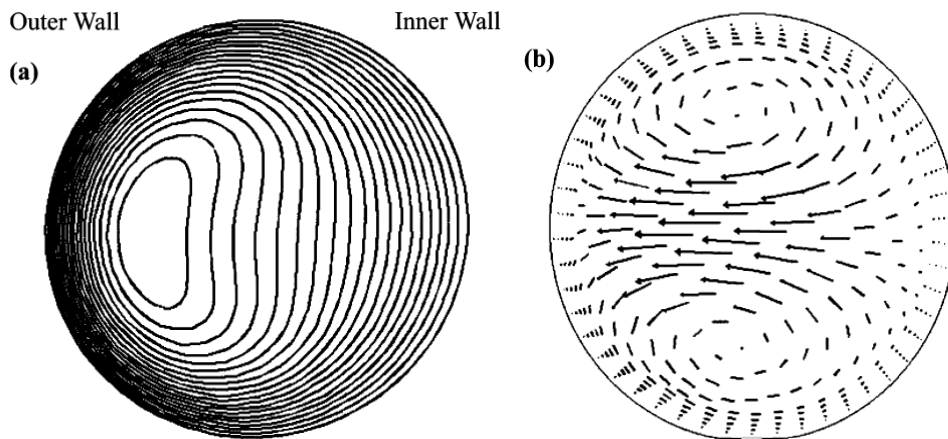


Fig. 3.7: gradiente di pressione e vortici di Dean

I vortici di Dean sono responsabili dell'incremento della turbolenza che migliora lo scambio termico ma aumenta le perdite di carico.

Per tenere conto dell'effetto della curvatura, che influenza la forza centrifuga e il campo di moto secondario, viene utilizzato il numero di Dean (De) definito come:

$$De = Re * (d/D)^{0.5} \quad (3.1)$$

dove d è il diametro del condotto e D è il diametro dell'elica.

All'aumentare del numero di Dean il profilo assiale di velocità da parabolico tende ad appiattirsi, per effetto della maggiore circolazione secondaria nei tubi più grandi. Il massimo di velocità si schiaccia verso la parete esterna.

Il rapporto di curvatura (d/D) influenza anche il numero critico di Reynolds (Re_c), che stabilisce una soglia tra lo sviluppo di moto laminare e di moto turbolento. In letteratura si trovano diverse correlazioni per la stima di Re_c : il range va da 1000 a 10000 per diversi rapporti d/D .

In presenza di condotti elicoidali il fluido subisce anche una torsione. L'effetto di torsione aumenta con il passo dell'elica e non può essere trascurato per passi più grandi del diametro dell'elica.

La torsione ha un effetto destabilizzante sulla transizione da moto laminare a turbolento e influenza le perdite di carico. A parità di numero di Dean, all'aumentare della torsione si riscontra un cambiamento nella distribuzione dei vortici lungo la sezione di passaggio: dal doppio vortice tipico di un condotto toroidale si passa ad un unico vortice. L'effetto della torsione si può tenere in conto correggendo opportunamente il diametro dell'elica:

$$D_c = D \times \left[1 + \left(\frac{b}{2\pi D} \right)^2 \right] \quad (3.2)$$

dove b è il passo dell'elica e D_c è il diametro corretto.

3.6.2 Perdite di carico in monofase e bifase

Le mappe di deflusso in moto elicoidale sono un mix tra quelle verticali e orizzontali. L'effetto del moto secondario si trasmette come forza di attrito all'interfaccia vapore liquido, e tende a schiacciare il liquido contro la parete: il liquido continua a bagnare la parete fino a titoli molto alti, prossimi all'unità (il punto di dryout viene traslato in avanti rispetto ad un tubo dritto).

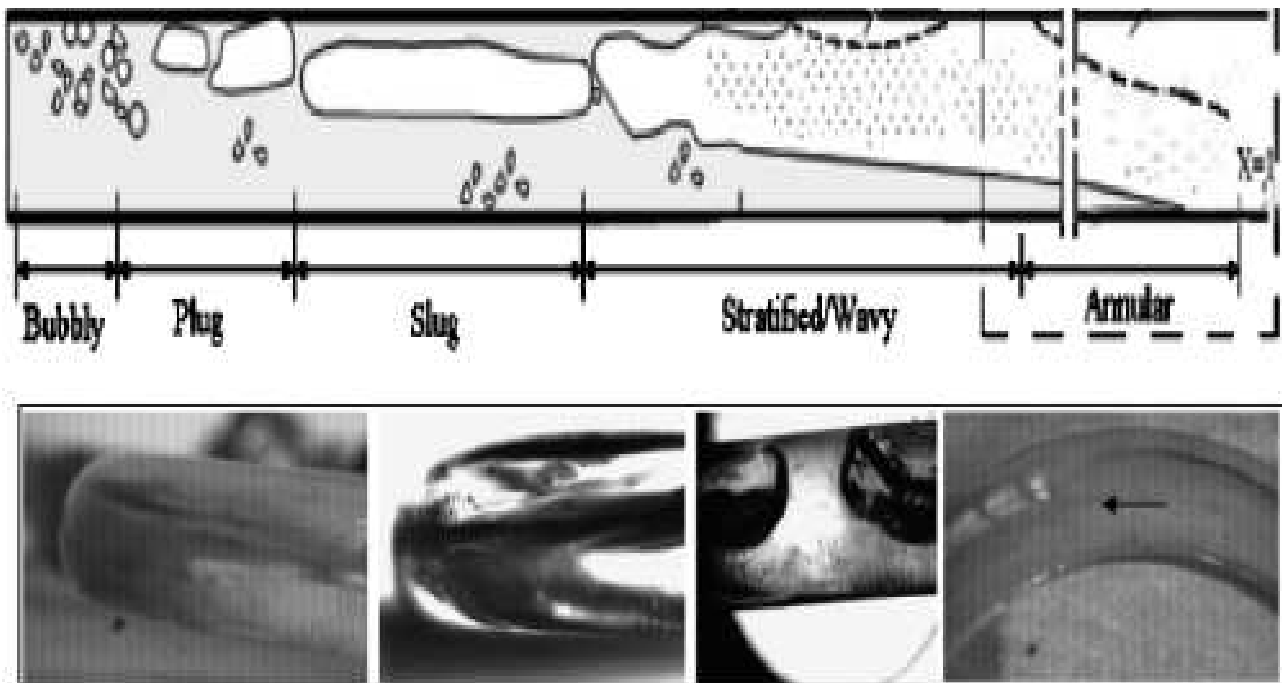


Fig. 3.8: mappe di deflusso per tubi elicoidali

Per il calcolo delle perdite in monofase viene largamente utilizzata la correlazione di Ito [8], legata al regime di moto presente nel condotto, che viene riportata in Tabella 3.2.

Tab. 3.2: correlazione di Ito per la stima del fattore di Fanning in moto elicoidale

$f_c = \frac{16}{Re}$	$Re < 13.5(D/d)^{-0.5}$
$f_c = \frac{344(D/d)^{-0.5}}{\left\{1.56 + \log_{10} \left[Re(D/d)^{-0.5} \right] \right\}^{5.73}}$	$13.5(D/d)^{-0.5} < Re < 2000 \left[1 + 13.2(D/d)^{-0.6} \right]$
$f_c = 0.076 Re^{-0.25} + 0.0075 \left(\frac{D}{d} \right)^{-0.5}$	$Re > 15000$

Gli studi sperimentali sulle perdite di carico in bifase sono pochi e discordanti tra loro. Si riporta da letteratura la correlazione di Chen e Zhuo [6], per alte pressioni:

$$Dp_p = Dp_0 \cdot \xi$$

$$\xi = 2.06 \times \left(\frac{d}{D} \right)^{0.05} \times Re_{tp}^{-0.025} \times \left[1 + \alpha \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} - 1 \right) \right]^{0.8} \times \left[1 + x \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} - 1 \right) \right]^{1.8} \times \left[1 + \alpha \left(\frac{\mu_g}{\mu_l} - 1 \right) \right]^{0.2} \quad (3.3)$$

Dp_0 è la perdita di carico che si avrebbe in caso la portata complessiva fosse tutta liquida.

Range di validità:

$$p = 4.2-22 \text{ MPa}; \quad d = 18 \text{ mm} \quad D/d = 13.1, 24.8, 50.4 \quad G: 400-2000 \text{ kg/m}^2\text{s}$$

3.6.3 Scambio termico in monofase

Le correlazioni di scambio termico in monofase sono state ampiamente testate. Una delle correlazioni più utilizzate è quella di Mori-Nakayama [7]:

Per la fase liquida:

$$Nu_l = \frac{1}{41} \left(\frac{Pr}{Pr^{0.6} - 0.062} \right) \times Re^{5/6} \times \left(\frac{d}{D} \right)^{1/12} \times \left\{ 1 + \frac{0.061}{[Re(d/D)^{2.5}]^{1/6}} \right\} \quad (3.4)$$

Per la fase vapore:

$$Nu_g = \frac{1}{26.2} \left(\frac{Pr}{Pr^{2/3} - 0.074} \right) \times Re^{4/5} \times \left(\frac{d}{D} \right)^{1/10} \times \left\{ 1 + \frac{0.098}{[Re(d/D)^2]^{1/5}} \right\} \quad (3.5)$$

Da una ricerca condotta in letteratura risultano poche le correlazioni per la stima del coefficiente di ebollizione, valide esclusivamente a basse pressioni, e inoltre discordanti tra loro.

3.7 Valutazione delle prestazioni del Generatore di Vapore di ALFRED

Partendo dalla configurazione dei tubi a baionetta del W-DHR del reattore ELSY [4] è stata individuata una configurazione per i tubi del generatore di vapore di ALFRED. La configurazione è stata successivamente modificata per massimizzare l'efficienza del generatore, riducendo lo spessore del gap, lo spessore del tubo intermedio e la larghezza dell'anulo del tubo (per aumentare la velocità del vapore nel condotto). I dati geometrici del tubo a baionetta sono riportati in Tabella 3.3. Gli spessori sono stati ricavati applicando la normativa ASME sez. III, per una pressione di progetto di 180 bar (pressione del circuito secondario).

Il diametro dell'elica utilizzato per il calcolo del coefficiente di scambio termico è il diametro interno del tubo esterno, poichè solo la parete esterna dell'anulo è riscaldata. Per le pareti è stato utilizzato l'acciaio martensitico T91, che unisce ad una buona resistenza alla corrosione al piombo una alta conducibilità (alle temperature di progetto $k = 28 \text{ W/mK}$).

Tab. 3.3: dati geometrici dei tubi del GV

lunghezza tubo	(m)	5.0
o. d. tubo esterno	(mm)	25.4
spessore tubo esterno	(mm)	1.9
spessore gap	(mm)	1.0
o.d. tubo intermedio	(mm)	19.6
spessore tubo intermedio	(mm)	1.4
spessore anulo vapore	(mm)	1.65
o.d. tubo interno	(mm)	13.5
spessore tubo interno	(mm)	3.8
diametro elica	(mm)	16.8

Lo studio di ottimizzazione ha comportato un'analisi di sensibilità sul passo dell'elica dei fili avvolti, finalizzato ad individuare il giusto compromesso tra l'aumento dell'efficienza del GV e l'aumento delle perdite di carico.

La conducibilità del gap incide in modo rilevante sulla resistenza termica complessiva del generatore di vapore, per questo sono al vaglio diverse soluzioni per aumentare la conducibilità dell'He, come la possibilità di mantenere sospese nel gas delle micro particelle metalliche [5]. La conducibilità in quest'ultimo caso è influenzata dalla pressione del sistema gas più particelle e dalla portata fluidificante che le sostiene.

Facendo riferimento alla composizione He-Al (con matrice binaria) [5], a pressioni prossime a quella atmosferica, il coefficiente moltiplicativo della conducibilità dell'He è pari a 55 (Figura 3.9). In Tabella 3.4

sono riportati i valori di conducibilità dell'He al variare della temperatura (l'effetto della pressione è trascurabile).

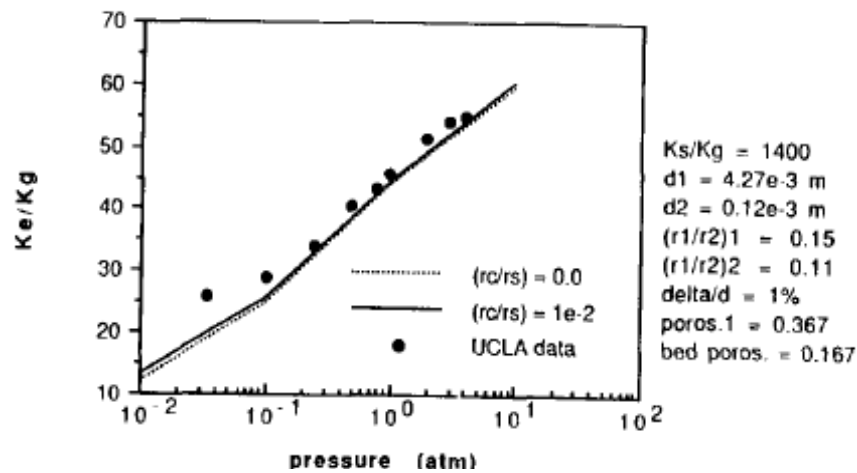


Fig.3.9: fattore moltiplicativo della conducibilità della miscela He+Al in funzione della pressione

Sono stati condotti studi di sensibilità anche sulla lunghezza del generatore di vapore, riducendo la lunghezza da 5 m a 4 m e sulla conducibilità del gap, cambiando il fattore moltiplicativo da 55 a 35, valore che corrisponde ad He leggermente in depressione (Figura 3.9).

3.7.1 Modellazione del reattore ALFRED con RELAP5

Il codice RELAP5 è stato opportunamente modificato per trattare lo scambio termico in moto elicoidale. L'implementazione eseguita è descritta in dettaglio nel par. 3.8. Le perdite di carico sono state calcolate manualmente e sono stati ricavati opportuni coefficienti di perdita di carico inseriti nel foglio di input del codice: questi coefficienti tengono conto dell'aumento della lunghezza del percorso del fluido in moto elicoidale rispetto al moto verticale che si avrebbe lungo il tubo a baionetta in assenza di fili metallici avvolti.

Per il computo delle perdite di carico si è così proceduto:

- calcolo del coefficiente di Fanning con la formula di Ito (Tabella 3.2)
- valutazione della perdita di carico complessiva, considerando la lunghezza effettiva dell'elica e l'area effettiva del canale elicoidale data dal prodotto tra passo e spessore dell'anulo
- estrapolazione dei coefficienti di perdita di carico da assegnare in input al codice
- procedura iterativa per far convergere i risultati del codice con i calcoli manuali

Il modello RELAP5 semplificato del sistema primario e secondario è stato sviluppato dall'Ing. Bandini (ENEA), ed è riportato in Figura 3.6

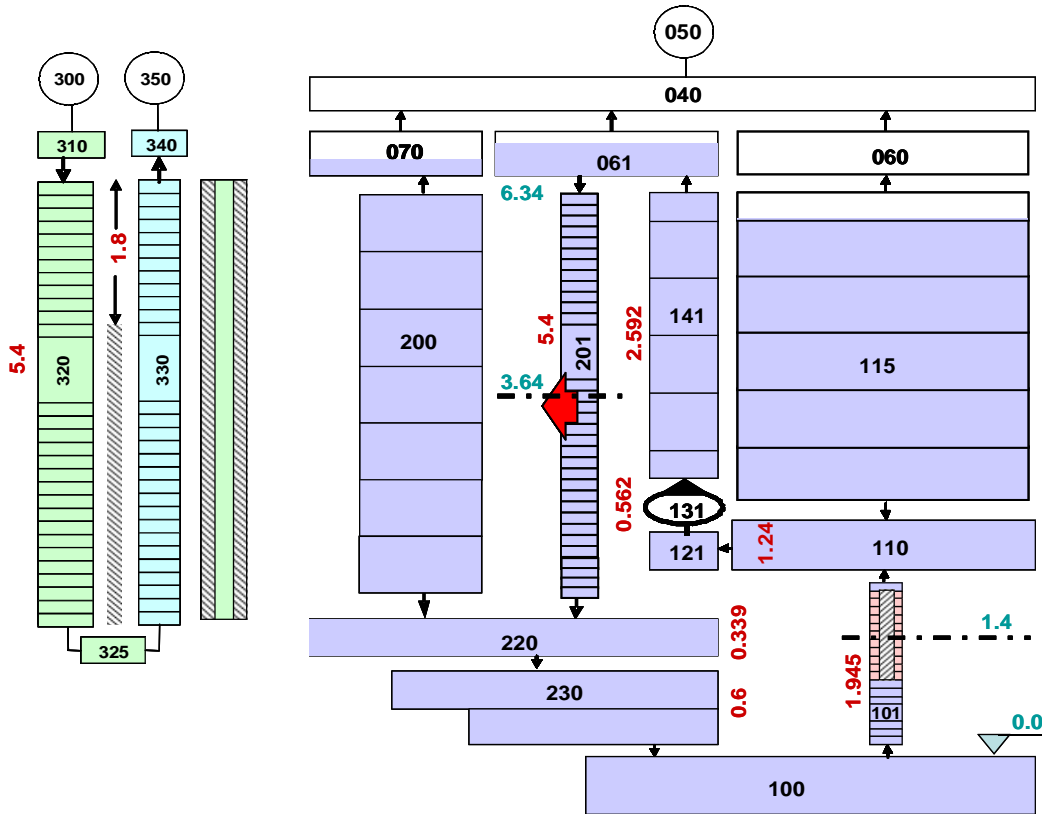


Fig. 3.6: nodalizzazione semplificata dei circuiti primario e secondario del reattore ALFRED

I volumi che compongono il circuito primario sono colorati in viola. Il vessel principale di ALFRED si presume essere leggermente inferiore in altezza e di raggio molto più piccolo rispetto al vessel di ELSY.

Il nocciolo (componente 101) è rappresentato da una barretta di combustibile di potenza media e il numero di elementi è ridotto, in base al rapporto tra le potenze termiche di ALFRED e ELSY. Le temperature del piombo primario nel funzionamento normale (400 - 480 °C) sono le stesse di ELSY, così come la temperatura dell'acqua d'alimento in ingresso ai SG (335 °C) e la pressione del vapore in uscita (180 bar).

La circolazione forzata del piombo nel circuito primario di ALFRED attraverso i 4 SG (componente 201) è garantita da 4 pompe meccaniche (componente 131) inserite nel collettore caldo. I 4 gruppi pompa-GV del circuito primario di ALFRED vengono rappresentati in RELAP5 da un unico gruppo equivalente pompa-GV.

I volumi del circuito secondario sono colorati in verde. I generatori di vapore con tubi a spirale di ELSY sono sostituiti dai generatori di vapore (GV) a tubi baionetta (componenti 320, 325, 330). Il fascio di tubi è rappresentato da un unico componente e il numero di tubi viene variato, in accordo alle prestazioni di scambio termico del tubo, per rimuovere i 300 MW di potenza termica generati dal reattore in condizioni

stazionarie. Il tubo a baionetta è discretizzato in mesh da 0.2 m per tutta la lunghezza assiale di scambio termico. La portata di acqua di alimento, la sua temperatura e la pressione di vapore all'uscita del generatore di vapore sono imposti dalle condizioni al contorno.

Infine i volumi in bianco rappresentano il gas di copertura.

I componenti oggetto di modifica sono stati:

- il componente 201 (lato primario del generatore di vapore);
- i componenti 320 e 330, che rappresentano rispettivamente il volume di acqua sottoraffreddata che scorre nei tubi interni del generatore a baionetta e il volume di acqua bollente che sale attraverso l'anulo;
- le strutture termiche 320 e 330 che rappresentano rispettivamente lo spessore del tubo interno e la serie composta dalla parete del tubo intermedio, dal gap e dalla parete del tubo esterno;

Le condizioni imposte su alcuni parametri di processo sono riportate in Tabella 3.4

Tab. 3.4: condizioni al contorno per l'analisi di ottimizzazione

Potenza	300 MW
T ingresso Core	400 °C
T uscita Core	480 °C
Portata primario	25.250 kg / s
DP core	0,85 bar
DP IHX	0,27 bar
DP totale	1.40 bar
Portata acqua di alimentazione	192.3 kg/s
Temperatura acqua di alimentazione	335 °C
Pressione vapore	180 bar
Temperatura del vapore	450 °C

La configurazione a tubi dritti (in assenza di fili avvolti), con la conducibilità del gap moltiplicata per 55, prevede 1555 tubi per ciascuno dei 4 generatori, per un totale di 6220 tubi.

Considerando l'area di efflusso del piombo costante (per non cambiare le condizioni di scambio termico lato piombo) e pari a 0.872 m², l'area complessiva di ingombro per ciascun generatore risulta essere pari 1.66 m².

Considerando i coefficienti di scambio termico mediati sulle sezioni riportati in Tabella (3.5).

Tab. 3.5: coefficienti di scambio termico ricavati dalla simulazione RELAP5 della configurazione di riferimento

Piombo	11660 W/m ² K (Ushakov)
acqua bollente	81480 W/m ² K (Chen)
vapore surriscaldato	5660 W/m ² K
gap	15 W/mK
pareti	28 W/mK

I valori percentuali delle resistenze termiche (Tabella 3.7) mostrano che l'abbassamento del coefficiente di scambio termico lato vapore, a seguito del dryout, incide negativamente sull'efficienza complessiva del GV: l'utilizzo di fili avvolti a spirale lungo le pareti dell'anulo per incrementare il coefficiente di scambio termico risulta quindi una soluzione valida. Poiché la resistenza termica della sezione di vaporizzazione incide minimamente sulla resistenza complessiva, il filo avvolto può essere inserito al termine di questa sezione, limitando in questo modo l'aumento delle perdite di carico nel circuito.

Partendo da queste considerazioni è stato svolto uno studio di ottimizzazione della configurazione del GV, in presenza di fili avvolti intorno alle pareti dell'anulo. L'aumento dell'efficienza è stato valutato in termini di risparmio del numero di tubi, a parità di condizioni termoidrauliche lato piombo.

Sono stati modificati diversi parametri per ottenere una configurazione ottimale:

- l'area dell'anulo, agendo sullo spessore del tubo interno
- lo spessore del gap di He+M, ridotto a 1 mm
- il passo dell'elica, che incide sul coefficiente di scambio termico

3.7.2 Analisi di sensibilita' sul passo dell'elica

Sono stati confrontati tre casi :

- caso 1: configurazione a tubi dritti
- caso 2: configurazione a tubi dritti con fili avvolti e un passo dell'elica di 3 cm
- caso 3: configurazione a tubi dritti con fili avvolti e un passo dell'elica di 1.9 cm

Per tutti i casi è stato preso un fattore moltiplicativo della conducibilità dell'elio di 55. La Tabella 3.6 riassume i risultati per i 3 casi.

Tab. 3.6: confronto tra i casi studio

Parametro	caso 1	caso 2	caso 3
N° di tubi (1 SG)	1449	1170	1152
P/D	1.408	1.496	1.503
Passo dell'elica (cm)	no coils	3.0	1.9
perdite di carico (bar)	0.33	1.60	5.21
Area del bundle (m ² , 1 SG)	1.623	1.465	1.456

Il risparmio di tubi tra il caso 1 e i caso 2 è di circa il 20%, mentre tra il caso 2 e il caso 3 è di circa il 2%. Per giustificare questi risultati bisogna prendere a riferimento la distribuzione delle temperature nel tubo a baionetta e il peso in % delle resistenze termiche attraverso la parete a 3 strati (parete del tubo interno, gap, parete del tubo esterno).

Il grafico 3.9 mostra la distribuzione delle temperature attraverso la parete a tre strati, al variare della quota. Sono riportate le seguenti temperature:

- temperatura dell' acqua (T_{H_2O})
- temperatura della parete interna del tubo intermedio (T_{w1i})
- temperatura della parete esterna del tubo intermedio (T_{w1o})
- temperatura della parete interna del tubo esterno (T_{w2i})
- temperatura della parete esterna del tubo esterno (T_{w2o})
- temperatura della parete interna del tubo esterno (T_{w2i})
- temperatura del piombo (T_{lead})

Nella zona di ebollizione la temperatura dell'acqua e quella della parete sono quasi coincidenti: la resistenza della zona convettiva è trascurabile. Il dryout si verifica dopo che l'acqua ha percorso circa 1/3 della lunghezza complessiva del tubo. Da questo punto la temperatura di parete si discosta nettamente da quella dell'acqua, e il salto di temperatura è molto evidente anche nel raffronto con le altre zone del generatore di vapore.

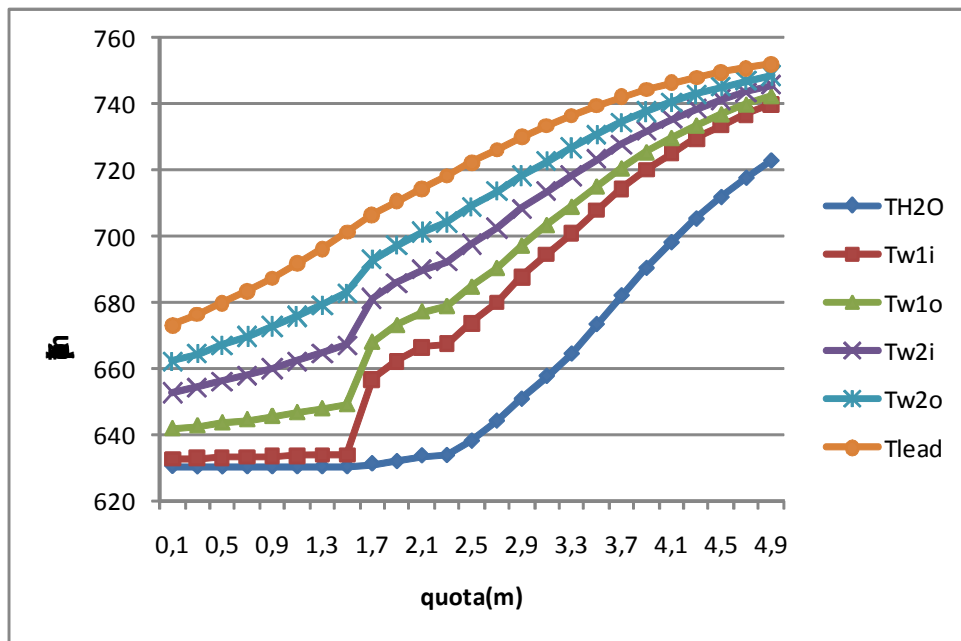


Fig. 3.9 : distribuzione delle temperature nel tubo a baionetta per il caso 1

La tabella 3.7 riporta il peso percentuale delle resistenze tra il lato interno e il lato esterno della parete. Nel caso 1 la resistenza termica convettiva dell'acqua passa dal 6% della zona di ebollizione al 51% della zona di surriscaldamento influenzando notevolmente la resistenza totale e l'efficienza dello scambiatore in questa zona.

L'inserimento dei fili avvolti permette di aumentare il coefficiente di scambio termico del 158%. Questo effetto è dato sia dall'aumento della velocità (poiché, a parità di portata, il condotto elicoidale ha un'area di efflusso minore dell'area dell'anulo) che dall'aumento della turbolenza. Considerando solo quest'ultimo effetto (a parità di velocità del vapore) si avrebbe un aumento del 45%. Infatti il coefficiente di scambio termico del vapore in uscita dal generatore varia da 3677 W/m²K per il caso 1 a 9511 W/m²K per il caso 2. Questo comporta che la temperatura dell'acqua si accosti a quella della parete del tubo interno. Nel grafico 3.10 si può infatti riscontrare che nel caso 2, il salto termico tra vapore surriscaldato e parete interna è paragonabile agli altri. Inoltre il surriscaldamento inizia a circa metà del tubo, poiché il titolo di dryout è prossimo all'unità. Questo guadagno in lunghezza della zona di ebollizione si traduce in un'ulteriore aumento di efficienza rispetto alla configurazione originale.

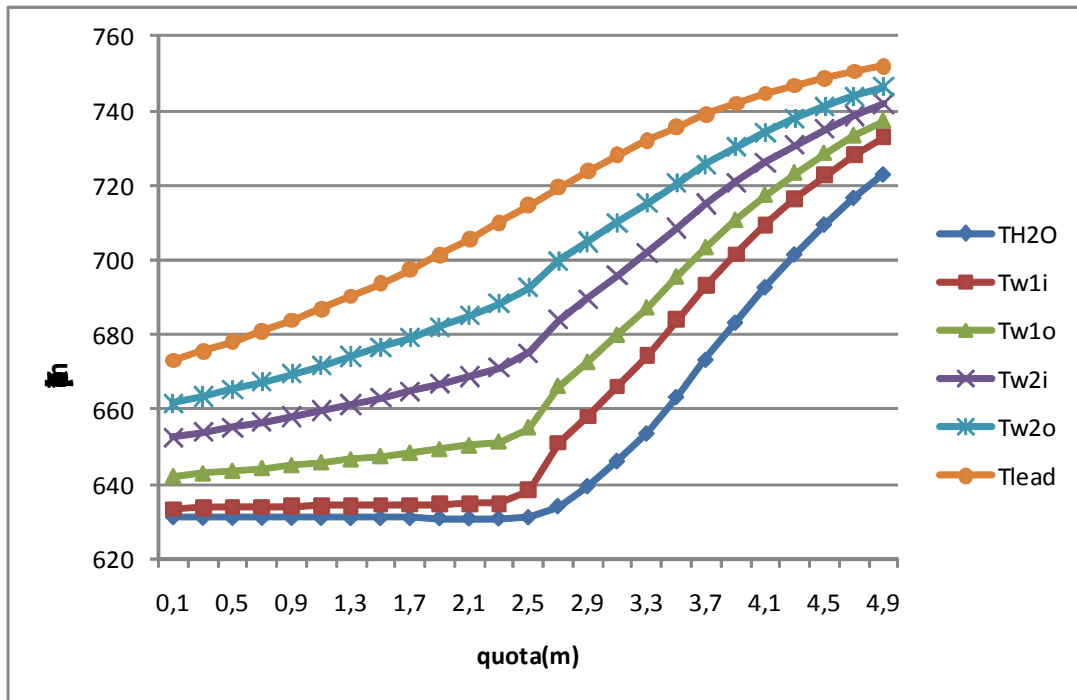


Fig. 3.10: distribuzione delle temperature attraverso il tubo a baionetta per il caso 2

Anche dalla tabella 3.7 si nota che l'incidenza della resistenza termica del vapore surriscaldato sul totale si è dimezzata rispetto al caso 1 assumendo valori confrontabili con quelli delle altre resistenze del tubo.

Tab. 3.7: distribuzione percentuale delle resistenze termiche attraverso il tubo a baionetta

	R1 (%)	R2 (%)	R3 (%)	R4 (%)	R5 (%)
case 1					
boiling	6	21	25	22	26
dryout	39	14	16	14	17
superheatin g	52	11	12	12	13
case 2					
boiling	6	21	25	22	26
superheatin g	28	16	18	17	21
case 3					
boiling	6	21	25	22	26
superheatin g	20	18	21	18	23

Con:

R1 = resistenza termica lato vapore

R2 = resistenza termica parete intermedia

R3 = resistenza termica gap

R4 = resistenza termica parete esterna

R5 = resistenza termica lato piombo

Di conseguenza per ottimizzare ulteriormente lo scambio termico non basta migliorare il coefficiente convettivo nella sezione di surriscaldamento, ma bisogna aumentare la capacità conduttiva del generatore, intervenendo sulla scelta dei materiali strutturali. Questo si riscontra nei risultati del caso 3 (Tabella 3.7). Ulteriori riduzioni del passo dell'elica hanno l'effetto di aumentare ulteriormente il coefficiente di scambio termico, ma non comportano un risparmio di tubi evidente, tale da bilanciare l'aumento più che proporzionale delle perdite di carico. La riduzione di tubi rispetto al caso 2 si attesta al 2% e la resistenza conduttiva del gap e convettiva del piombo sono addirittura superiori a quella convettiva del vapore. Il grafico 3.11 mostra una distribuzione di temperature chiaramente simile a quella del caso 2.

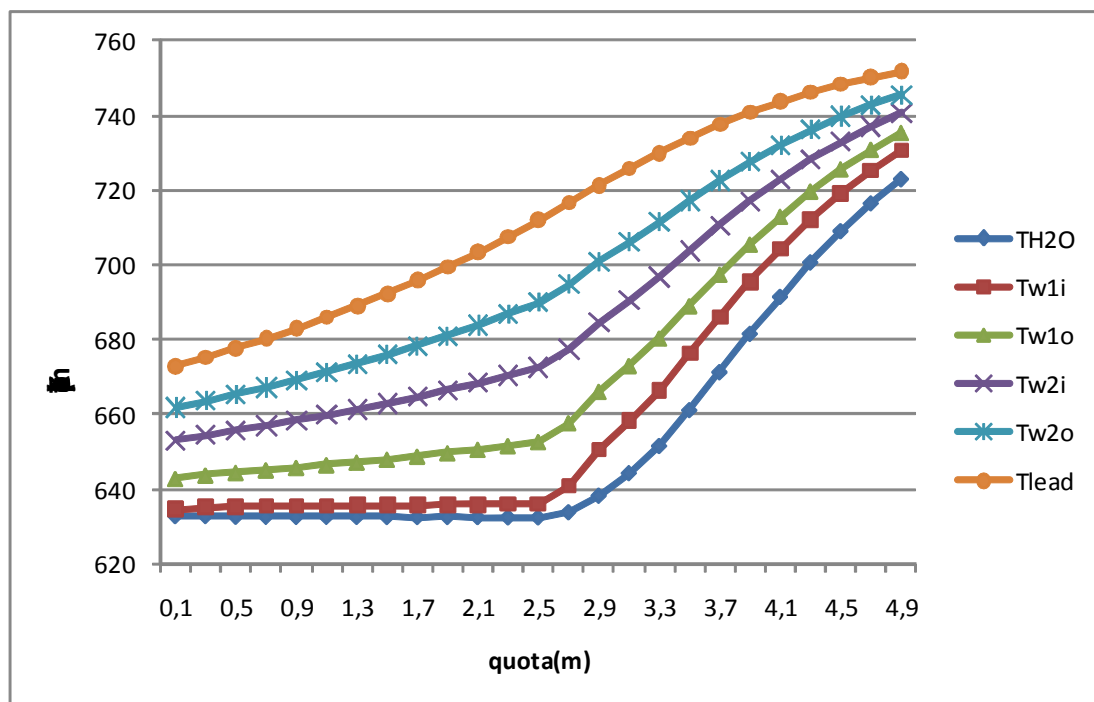


Fig. 3.11: distribuzione delle temperature attraverso il tubo a baionetta per il caso 3

Considerando la distribuzione delle resistenze termiche per il caso 3 (Tabella 3.7) la resistenza termica del vapore surriscaldato è confrontabile con i valori delle altre resistenze, mentre le perdite di carico aumentano sensibilmente (Tabella 3.6). E' evidente quindi che non conviene ulteriormente diminuire il passo dell'elica oltre i 3 cm.

La condizione ottimale, per la configurazione geometrica e strutturale considerata, è quella del caso 2.

3.7.3 Analisi di sensibilita' sulla lunghezza dello scambiatore

Sono stati effettuati degli studi di sensibilità anche sulla lunghezza dello scambiatore che è stata ridotta da 5 m a 4 m. La riduzione permette di ridurre l'ingombro assiale dello scambiatore e le perdite di carico.

I risultati sono riportati in Tabella 3.8 per 2 valori del passo dell'elica: 1.9 cm e 3 cm.

Tab. 3.8: configurazione GV per i casi 4 e 5

Parametro	caso 4	caso 5
N° di tubi (1 SG)	1485	1433
P/D	1.40	1.41
Passo dell'elica (cm)	3.0	1.9
perdite di carico (bar)	1.05	3.59
Area del bundle (m ² , 1 SG)	1.60	1.62

La riduzione di 1 m dello scambiatore permette di ridurre le perdite di carico. il numero di tubi nel caso 5 è superiore a quello della configurazione di riferimento, mentre è leggermente inferiore nel caso 6. Il numero di tubi risparmiati al ridursi del passo è anche in questo caso modesto (del 3.5 %).

3.7.4 Analisi di sensibilita' sulla conducibilita' del gap

E' chiaro che più si riesce a ridurre la resistenza termica del gap, maggiori saranno i benefici allo scambio termico apportati dall'utilizzo di fili avvolti poiché la resistenza termica nella sezione di surriscaldamento dipenderà in grande percentuale dallo scambio termico convettivo del vapore.

Considerando una configurazione senza tubi avvolti ed una conducibilità dell'elio moltiplicata per un fattore 35, (caso di gap leggermente in depressione, [5]) il numero di tubi di 1 GV nella configurazione iniziale passa da 1449 a 1615 (+11%). Aggiungendo i fili avvolti con un passo dell'elica di 3 cm il risparmio è, in percentuale, il medesimo del caso 2: si passa da 1615 a 1315 tubi con un risparmio del 20%.

Analizzando la distribuzione delle resistenze per la configurazione di GV senza fili avvolti (Tabella 3.9) si osserva infatti che la resistenza lato vapore influisce per il 51% su quella totale (solo un punto percentuale in meno rispetto al caso 1), tuttavia la percentuale della resistenza del gap sale al 18%.

Inserendo i fili avvolti il peso della resistenza del vapore si dimezza, mentre la percentuale del gap sale al 26% (Tabella 3.10): un'ulteriore diminuzione del passo produrrà un risparmio minore di tubi rispetto al caso 3.

Tab. 3.9:distribuzione delle resistenze per il caso 6

SEZIONE	R1	R2	R3	R4	R5
ebollizione	6	18	35	19	22
dryout	34	13	24	14	15
surriscaldamento	51	10	18	10	11

Tab.

3.10:distribuzione

delle resistenze per il caso 7

SEZIONE	R1	R2	R3	R4	R5
ebollizione	6	18	35	19	22
surriscaldamento	27	14	26	15	18

In caso quindi di gap meno conduttivo, la resistenza complessiva aumenta ma quella convettiva del vapore continua a valere, da sola, la metà della resistenza totale: a parità di portata sul secondario l'aumento del numero di tubi comporta un riduzione della velocità e un peggioramento dello scambio termico convettivo. Anche in questo caso quindi l'inserimento dei fili avvolti risulta benefico per lo scambio termico.

3.8 Modifica e implementazione del codice RELAP5

Il linguaggio di programmazione usato in RELAP5 è principalmente FORTRAN 77, con l'aggiunta di alcune estensioni. In particolare, le estensioni MIL-STD 1753 sono utilizzate per la manipolazione dei bit all'interno di "packed words".

I file di sorgente FORTRAN hanno un'estensione ". ff" o ". hh"; quelli con estensione ".ff" contengono codice sorgente per programmi, subroutine e funzioni. Tutti i file ". ff" hanno una riga di commento iniziale, o *comdeck*, che corrisponde al nome del file privo dell'estensione, preceduto dal simbolo "***", che identifica il commento stesso.

I file con estensione ".hh" sono delle parti del codice sorgente che includono "common blocks", dichiarazioni specifiche, dichiarazioni di dati, funzioni di dichiarazione. Anche tutti i file ". hh" hanno una riga di commento iniziale.

Questa riga iniziale è molto utile quando si lancia il programma *usplit*, utilizzato per "spacchettare" la sorgente che viene rilasciata dallo sviluppatore in una versione compressa ("relap.s"). Ogni *comdeck* definisce le sezioni da separare nel file di sorgente. Dalla decompressione di "relap.s" si ottengono i file ".ff" e ".hh", che possono essere modificati singolarmente.

Operate le modifiche ai file si procede alla fase di precompilazione: i file ".ff" e ".hh" vengono processati in sequenza da due preprocessori, *select* e *cnv32*, in modo da ottenere file con estensione rispettivamente ".f" e ".h".

Il processo di compilazione dei nuovi file ha come azione ultima la creazione del file eseguibile. Tutti i file eseguibili hanno estensione ".x" e gli script che vengono utilizzati per costruire l'eseguibile a partire dai file ".f" iniziano con la lettera "d", ad esempio, *dinstls*, *denvrl*, *drelap*, *dstgxxx*. Recentemente questi script sono stati convertiti in un nuovo sistema di *makefile* (ambiente Unix/Linux). La sequenza di azioni per ottenere il codice eseguibile iniziale viene avviata digitando l'istruzione "configure" sulla shell e, quando lo script di configurazione è terminato, digitando "make".

3.8.1 Struttura operativa del codice RELAP5

Il programma eseguibile RELAP5, "relap5.x", opera in tre fasi: durante la prima fase, il file di input viene letto in memoria, e le subroutine di livello *r* sono chiamate ad elaborarlo. Se vengono identificati errori sono trascritti nel file di output. Al fine di ridurre al minimo il numero di elaborazioni dell'input, il processo di compilazione non si arresta appena individuato un eventuale errore di input, ma questo viene temporaneamente corretto con un valore coerente in modo che il processo possa continuare. In questo modo vengono segnalati molteplici errori in unica fase di lettura.

Nella seconda fase, vengono chiamate le subroutine di livello *i* che stabiliscono i collegamenti tra le varie celle dell' area di memoria dinamica (*dinamyc storage area*). Per esempio se nel file di input c'è una dichiarazione di trip che fa riferimento alla pressione in un certo volume, viene individuata la posizione nell'array dinamico (*fa array*) dove è allocata questa variabile e viene posto un offset nell'area di memoria riservata al trip (che indica la posizione relativa della variabile). Il pre-processing accelera i tempi di calcolo perché questo offset non deve essere ricalcolato ogni volta che la condizione logica del trip viene verificata dal codice durante il transitorio. Durante la terza fase, il transitorio viene eseguito e vengono scritte sull'output (con estensione ".o") le grandezze termoidrauliche, suddivise in *major* e *minor edit*. I record per la stampa e per il problema di restart sono scritte nell'apposito file di restart (estensione ".r"). La frequenza della stampa su questi file può essere impostata dall'utente nel file di input.

La subroutine *trnset* inizializza il transitorio e la subroutine *tran* gestisce la soluzione del problema termoidraulico: questa subroutine chiama ulteriori subroutine che si occupano della soluzione dei singoli problemi (Figura 3.10):

- *hydro*: gestisce la soluzione del problema idraulico
- *htadv*: gestisce la soluzione del problema termico
- *rkin*: porta avanti i calcoli di cinetica neutronica ad ogni passo temporale
- *convar*: effettua i calcoli relativi al sistema di controllo ad ogni passo temporale

3.8.2 Descrizione e localizzazione delle modifiche da apportare al codice

Il codice RELAP5 non è in grado di trattare la termoidraulica dei fluidi che si muovono di moto elicoidale. A rigore sarebbe necessario implementare nel codice delle nuove mappe di deflusso e inserire nel codice una nuova geometria a tubi elicoidale, cui assegnare un pacchetto di correlazioni di scambio termico. Queste modifiche però richiedono disponibilità di tempo e persone perché comportano perturbazioni profonde alla struttura del codice.

Ai fini del dimensionamento del generatore di vapore (GV) si è quindi deciso di modificare unicamente alcune subroutine del pacchetto di scambio termico per ottenere una descrizione realistica della sola trasmissione del calore.

Poiché la resistenza termica dell'acqua bollente è trascurabile rispetto alle altre resistenze termiche attraverso il GV, si è deciso di non implementare alcuna formula. Il codice utilizza da default la tradizionale correlazione di Chen [3]. L'eventuale errore è molto piccolo e ricade ampiamente nelle incertezze delle correlazioni utilizzate.

La versione implementata di RELAP5 è la 3.3, versione ENEA già modificata per trattare la termoidraulica del piombo.

Gli obiettivi della modifica al codice sono stati:

- inserire la correlazione di Mori-Nakayama per il calcolo del coefficiente di scambio termico per vapore monofase
- posticipare il dryout a titoli molto alti (superiori a 0.95)

All'interno dell'architettura del codice è necessario modificare le subroutine che determinano le condizioni al contorno per la soluzione del problema di scambio termico. Facendo riferimento alla Figura 3.10 i calcoli di soluzione del problema conduttivo vengono effettuati dalla subroutine *htltdp* (i calcoli di irraggiamento vengono effettuati da *radht*), che ottiene le condizioni al contorno (coefficienti di scambio termico, flussi e

temperature) chiamando la subroutine *htcond*. Questa subroutine processa a sua volta i valori restituiti dalla subroutine *htrc1*, che gestisce tutte le subroutine e funzioni per il calcolo del coefficiente di scambio termico, dei flussi termici e del CHF. Le subroutine oggetto della modifica sono quindi *htrc1* e altre tre chiamate da quest'ultima: *dittus*, *petukv*, *prednb*.

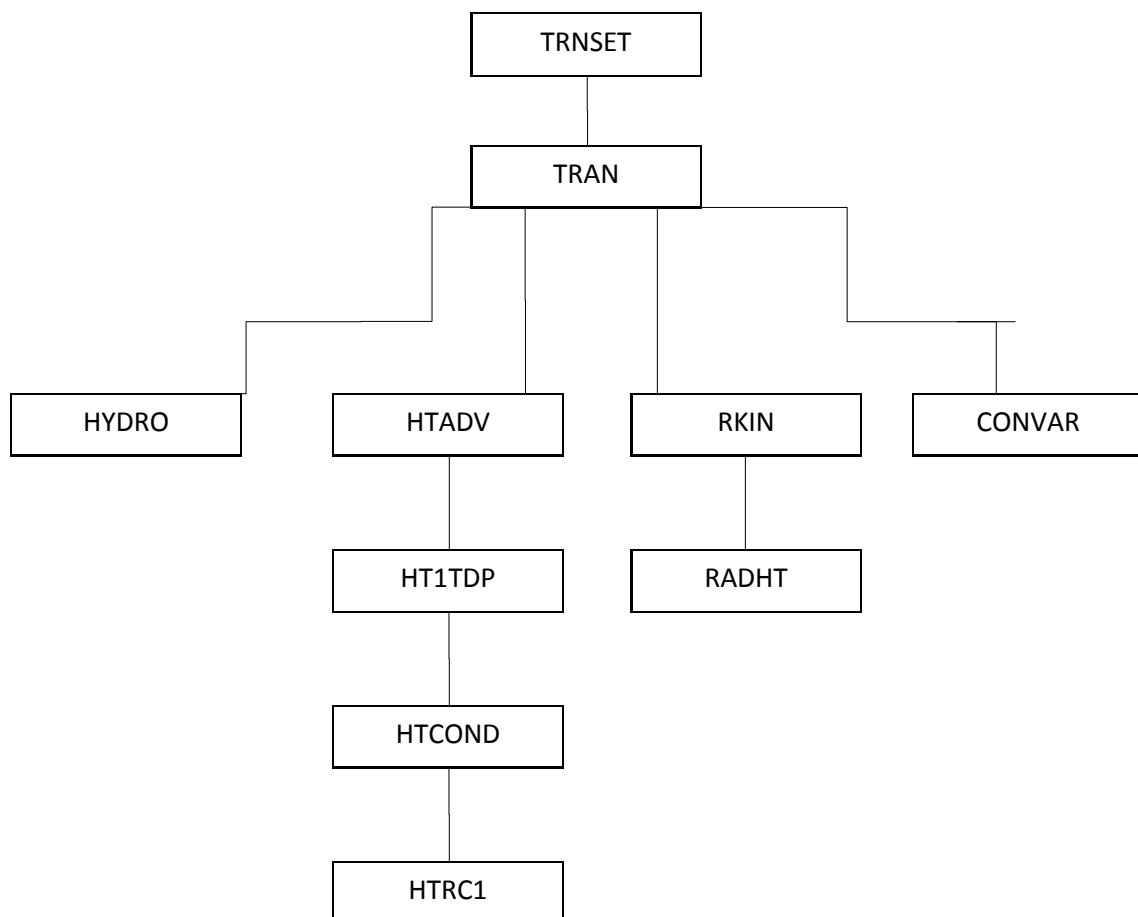


Fig. 3.10 Struttura delle subroutine per la soluzione del problema termoidraulico in RELAP5

Prendendo a riferimento il tratto evidenziato in rosso, nel diagramma di flusso della subroutine `htcr1` riportato in Figura 3.11, si nota che, quando la frazione di vuoto nel volume cui è connessa la struttura termica supera la soglia di 0.999, il codice tratta il fluido come vapore monofase e la subroutine `HTRC1` chiama la subroutine `DITTUS`, che contiene tutte le correlazioni per il calcolo del coefficiente di scambio termico in monofase (liquido sottoraffreddato e vapore surriscaldato). La subroutine restituisce il coefficiente di scambio termico monofase.

Tuttavia, nel caso sia stata scelta in input la geometria 102 e il codice abbia riconosciuto il fluido come liquido sottoraffreddato, la subroutine `dittus` chiama appositamente la subroutine `petukv` per il calcolo del coefficiente di scambio termico.

Poiché nel caso del GV del reattore ALFRED, ciò che interessa modificare, per una rappresentazione corretta della trasmissione del calore, è il coefficiente di scambio termico del vapore surriscaldato, la modalità di intervento della subroutine `petukv`, rinominata `mori`, è stata modificata in modo da venire chiamata in presenza di vapore monofase. La modifica è rappresentata nello schema a blocchi della Figura 3.12.

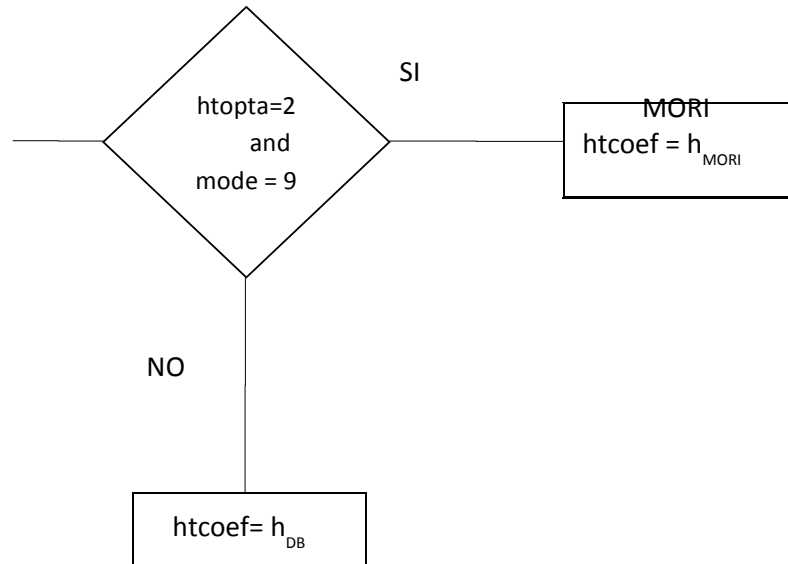


Fig. 3.12: schema a blocchi della modifica effettuata nella subroutine `DITTUS`

`htopta` è la variabile che memorizza il n° della geometria (il valore 2 corrisponde a 102) e `mode = 9` contrassegna lo stato di vapore monofase

Di seguito è riportato un estratto del codice sorgente con la modifica (in blu):

da dittus.ff

```
*deck dittus
      subroutine dittus
c
c
c $Id: dittus.ff,v 3.1 2002/02/14 19:25:05 dbarber Exp dbarber $
c
c Dittus-boelter forced convection heat transfer correlation.
c
c Cognizant engineer: ras.
c
      implicit none
*call contrl
*call fast
*call htrcom
*call mxnfc
*call ufiles
*call voldat
      real flux,cohdm,gr,hlam,hnat,hturb,ray,hcross,pr4
      real vergrv,hmcad,fract
      logical horiz
      external mori
      real econdf(mxnfld)
      data econdf / 0.00e0, 0.00e0, 0.00e0, 3.03e6, 0.00e0, 0.00e0,
&                 0.00e0, 0.00e0, 2.83e6, 0.83e6, 0.00e0, 0.00e0,
&                 0.00e0, 0.00e0, 0.00e0 /
c
      if (help .ne. 0) then
cblh-----
cblh      if( iand(ihlppr(1),ishft(1,5)).ne.0 ) then
cblh-----
cblh      if( iand(vctrlx(iv),1).ne.0 ) then
cblh      if(isprntdittus5) then
cblh-----
cblh      if(isdbgprntflg0(iv)) then
cblh-----
      write (output,50) tf,thcons,viscs,cps
      endif
      endif
      endif
50 format (5x,'dittus - tf',12x,'thcons',8x,'viscs',
& 9x,'cps'/12x,1p,4e14.6)
```

```

...
...
if (htopta.eq.2 .and. mode.eq.9) then
    call mori
...
...
end

```

La subroutine MORI, con la correlazione di Mori Nakayama per la fase vapore implementata, è riportata di seguito:

```

mori.ff
c
c $Id: mori.ff 390 2006-01-18 23:28:59Z dbarber $
c
c Calculates mori-nakayama single phase vapor heat transfer coefficient
c in coiled tubes correlation.
c
c This correlation is used in place of dittus-boelter correlation for
c single phase gas for helical coiled tubes.
c
c Cognizant engineer: rjw.
c
c Called by subroutine dittus when htopta = 2.
c
c Subroutines called: viscol
c
    implicit none
*call contrl
*call fast
*call htrcom
*call stcblk
*call voldat
*call ufiles
c
    real*8 nug,prg,reyg,dhelic,pi

```

```

parameter (pi= 3.141592653)
c
c
c   calcolo del diametro dell'elica
   if (span(iv) .gt. 0.0) then
dhelic = span(iv)*(1+(ptans(iv)/(2*pi*span(iv)))**2)
   else
   fail = .true.
   write(output,700)
700 format('0***** Invalid coil diameter')
   endif
c
c   nuslett number reference
c   Y. Mori, W. Nakayama "Study on forced convective heat transfer in
c   curved pipes"
c   Int. J. Heat Mass Tran.,(fer. Vol. 10, pp. 37-59. Pergamon Press
c   1967.
   prg = viscg(iv)*csubpg(iv)/thcong(iv)
   reyg = rhog(iv)*velg(iv)*diamv(iv)/viscg(iv)
   nug = 1/26.2*(prg/(prg**0.66667-0.074))*reyg**0.8
& *(diamv(iv)/dhelic)**0.1*(1+0.098/(reyg*(diamv(iv)
& /dhelic)**2.0)**0.2)
c   utilizzo il diametro riscaldato per il calcolo del coefficiente
c   di scambio termico
   htcoef = nug*thcong(iv)/htdiam
c
   return
end

```

Una volta effettuata questa prima modifica si è verificato che questa versione intermedia del codice eseguisse correttamente il calcolo del coefficiente di scambio termico.

3.8.4 Modifica sul controllo della crisi termica

La versione intermedia non descrive realisticamente lo scambio termico all'interno di un condotto elicoidale, poiché il dryout si verifica a titoli caratteristici dei tubi dritti di conseguenza molto più bassi che nella realtà (in media 0.6 contro 0.95).

Si è operata un'ulteriore modifica alle subroutine *prednb* e *htrc1*, al fine di bypassare, per la geometria 102, il loop di verifica della crisi termica che il codice svolge ad ogni avanzamento temporale (la Figura 3.13 evidenzia in rosso il loop di controllo).

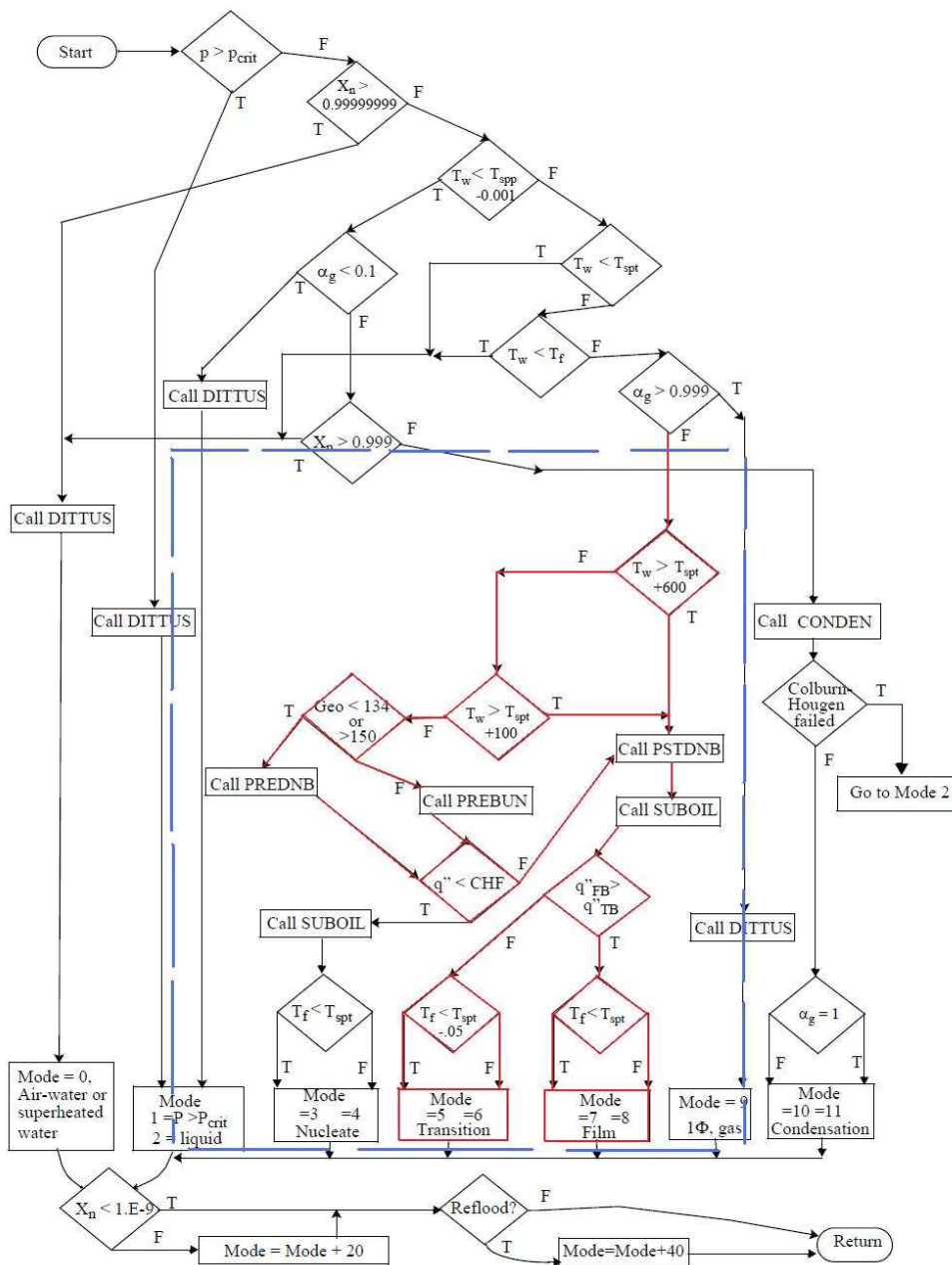


Fig. 3.13: diagramma di flusso della subroutine htrc1; controllo della crisi termica

Il controllo effettuato dal codice sulla presenza di una crisi termica si basa su tre domande fondamentali:

- il flusso termico locale supera il CHF?
- la differenza tra la temperatura di parete e la temperatura di saturazione supera i 600 K?
- la differenza tra la temperatura di parete e la temperatura di saturazione supera i 100 K?

In ebollizione la temperatura di parete è di 2-3 gradi superiore alla temperatura di saturazione, di conseguenza le ultime due domande, sono sempre false. RELAP5 confronta quindi il flusso termico critico con quello locale per stabilire se c'è o no crisi termica. Le correlazioni per il calcolo del CHF tuttavia sono adatte per sistemi a flusso termico imposto, come i sottocanali del nocciolo, e non sono propriamente valide per i generatori di vapore, sistemi a temperatura imposta.

Una soluzione può essere quella di implementare una correlazione ad hoc per generatori once-through, che stabilisca il titolo di dryout, da confrontare con i titoli calcolati dal codice.

Nei generatori di vapore a tubi elicoidali non esiste un punto di dryout ma più propriamente una regione, delimitata dal punto di dryout sulla parete interna e da quello sulla parete esterna. Il dryout si verifica prima sulla parete interna dove il film di liquido è più sottile a causa dell'azione della forza centrifuga che tende a schiacciare il liquido sulla parete esterna (Figura 3.14 a destra).

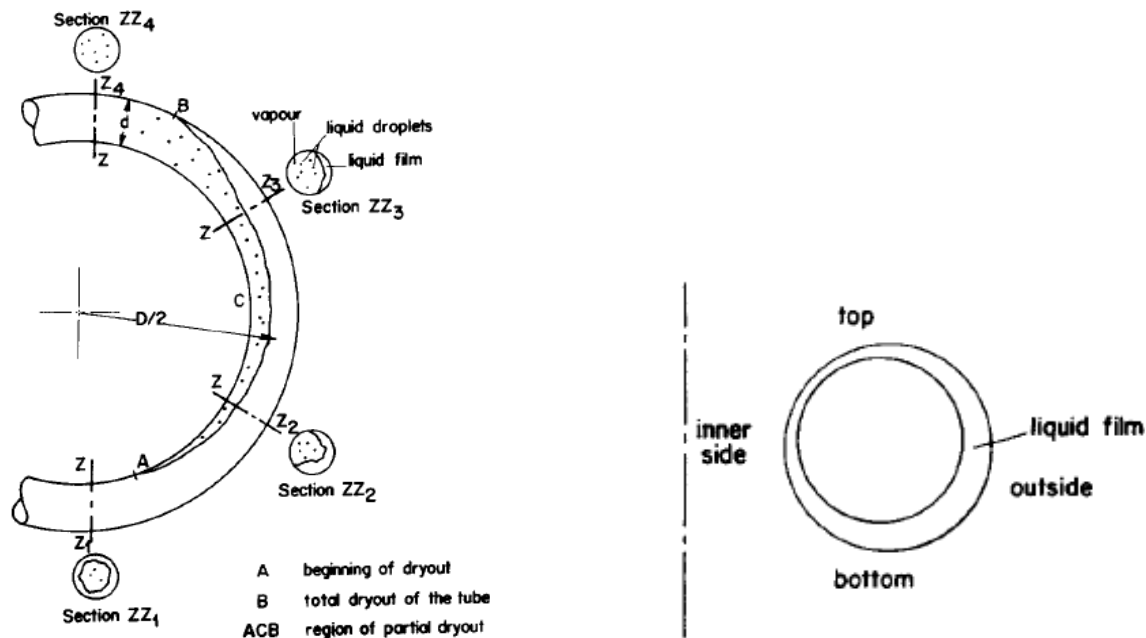


Fig.3.14: regione di dryout nei tubi elicoidali

Nel caso del GV del reattore ALFRED tuttavia è riscaldata solo la parete esterna e la larghezza dell'anello di vapore e il diametro dell'elica (Tabella 3.3) sono tali che la stratificazione delle fasi indotta dalla forza centrifuga è trascurabile. Perciò si considera come titolo di dryout di riferimento solo quello relativo alla parete esterna.

Alla luce dei risultati dei test sperimentali effettuati da Roumy [9] ad alte pressioni, il titolo termodinamico di dryout sulla parete esterna è superiore a 0.94 in tutti i casi.

Si è quindi deciso di bypassare il controllo sulla crisi termica nella subroutine *htrc1* ripristinando di fatto un controllo basato sul titolo termodinamico, già presente in origine nella subroutine *prednb*, che calcola il coefficiente di scambio termico in ebollizione. In base a questo controllo quando il titolo termodinamico

supera il valore di 0.95 una parte del calore scambiato dalla parete va direttamente al vapore. All'aumentare del titolo il calore viene trasferito linearmente dal liquido al vapore.

La Figura 3.15 riporta le modifiche effettuate alla subroutine *htrc1* (il diagramma di flusso completo è riportato in Figura 3.13). Nel caso sia stata selezionata la geometria 102 (che corrisponde al deflusso elicoidale lato interno tubi del GV), il codice chiama direttamente la subroutine *prednb*, per il calcolo del coefficiente di scambio termico in bifase, senza passare attraverso il loop di controllo della crisi termica.

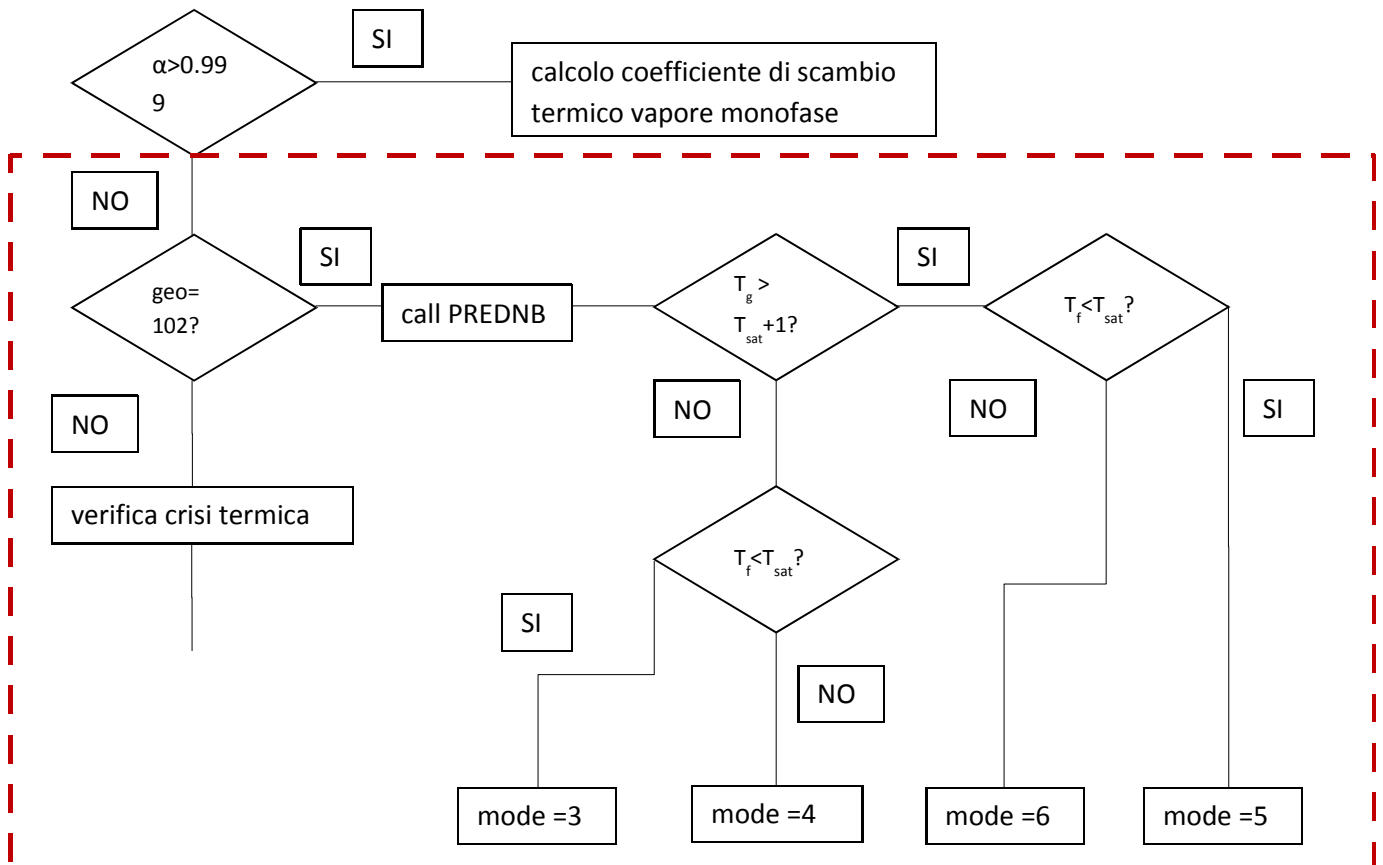


Fig. 3.15: diagramma di flusso della modifica apportata alla subroutine HTRC1

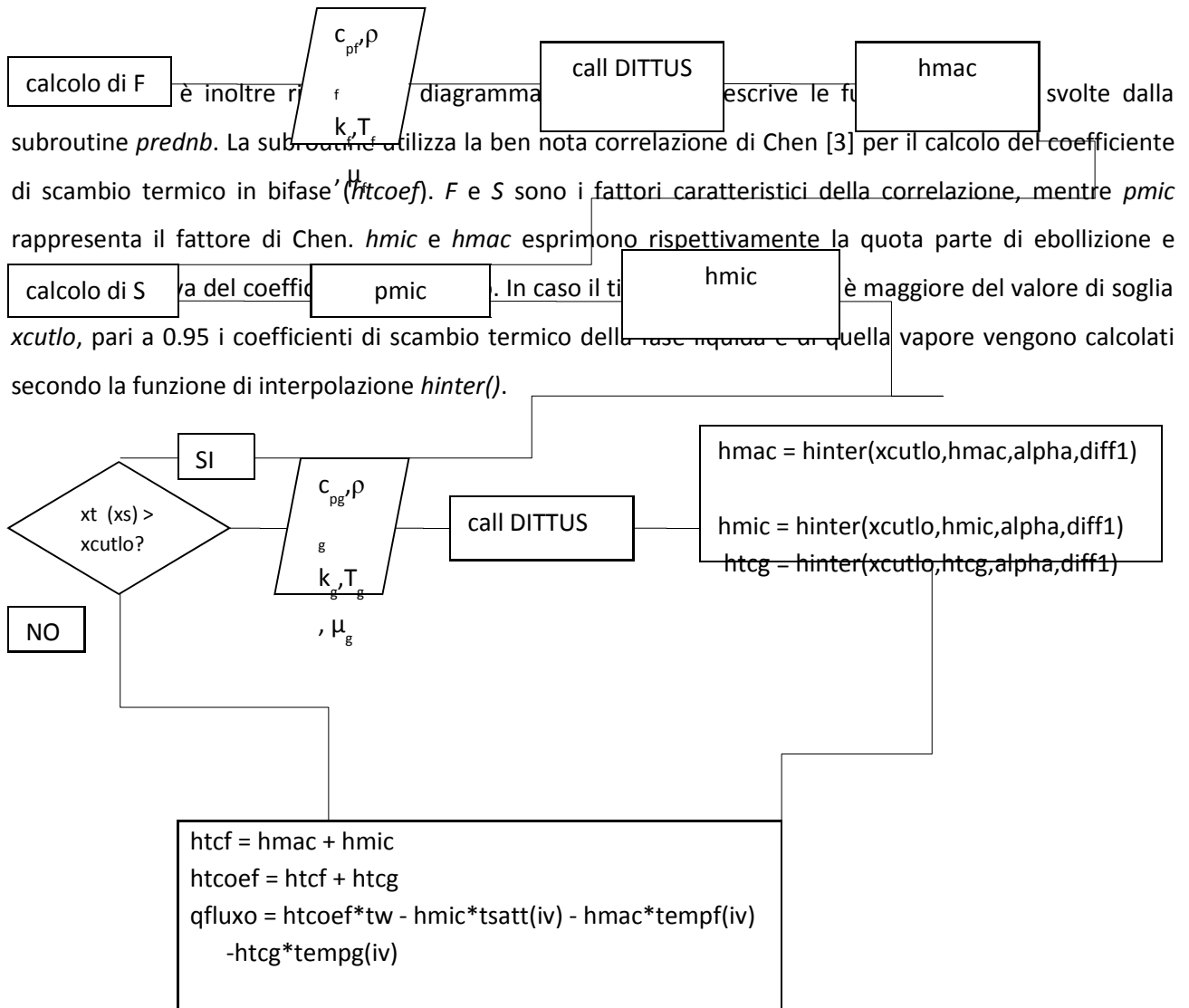


Fig. 3.16: diagramma di flusso della subroutine PREDNB

$hinter()$ è una funzione che interpola i coefficienti di scambio termico in ebollizione e del vapore monofase, in funzione del titolo termodinamico, compreso tra i valori di soglia $xcutlo$ e $xcuthi$.

Se il titolo supera la soglia *xcutlo* il codice rilascia una quota parte del calore alla sola fase vapore che si surriscalda. La soglia inferiore (*xcutlo*) è posta da default a 0.95 e quella superiore (*xcuthi*) a 0.99.

alpha è il minimo valore tra il titolo termodinamico attuale e *xcuthi*.

diff1 è l'inverso della differenza tra *xcuthi* e *xcutlo*.

Lo stesso controllo è stato poi fatto con i titoli statici, ma questa versione di RELAP5 ha bisogno di time step molto bassi per convergere, rispetto alla precedente. Per scorrimenti tra le fasi non troppo alti i risultati delle due versioni sono identici.

Si riportano di seguito degli estratti dal codice con le modifiche effettuate.

***htrc1.ff**

...

c inizio modifica al codice

c

if (htopta.eq.2) then

c chiamo la subroutine prednb per il calcolo di htcoef.

c Il check sul titolo di dryout è fatto direttamente in prednb

call prednb

c bypasso il check sulla crisi termica

c vado direttamente all'istruzione 3000

c mode=3 se il liquido è sottoraffreddato; mode=4 se è saturo.

if (qfluxo .gt. 0.0) then

if (tempf(iv) .lt. tsatt(iv)) then

if (tempg(iv) .gt. (tsatt(iv)+1)) then

mode = 5

else

mode = 3

endif

else

if (tempg(iv) .gt. (tsatt(iv)+1)) then

mode = 6

else

mode = 4

endif

endif

call suboil

else

mode = 1

```

        endif
    go to 3000
endif
c fine modifica al codice
...

```

Nella subroutine PREDNB non vengono fatte modifiche sul codice se il controllo del dryout è fatto confrontando i valori del titolo termodinamico.

Se il controllo è fatto sul titolo statico si deve imporre la variabile temporanea *qualep* uguale al titolo statico (*quals*), come evidenziato nell'estratto dalla subroutine che segue.

```

*prednb.ff

...
...
else
c impongo qualep = al titolo statico
    qualep=quals(iv)
    if (qualep .gt. xcutlo) then
        mode = 9
        tf = tempg(iv)
        beta = betagg(iv)
        cps = csubpg(iv)
        thcons = thcong(iv)
        viscs = viscg(iv)
        rhos = rhog(iv)
        call dittus
        alpha = min(qualep, xcuthi)
        hmac = hinter(xcutlo,hmac,zero,alpha,diff1)
        hmic = hinter(xcutlo,hmic,zero,alpha,diff1)
        htcg = hinter(xcutlo,zero,htcg,alpha,diff1)
        qfgo = htcg*(tw - tempg(iv))
    endif
    htcf = hmac + hmic
    htcoef = htcf + htcg
    qfluxo = htcoef*tw - hmic*tsatt(iv) - hmac*tempf(iv)
& -htcg*tempg(iv)
    qffo = qfluxo - qfgo
endif
...

```

...

3.9 Conclusioni

Le soluzioni innovative proposte nel generatore di vapore di ALFRED hanno comportato la necessità di modificare il codice RELAP5 in modo che fosse in grado di simulare correttamente i fenomeni di scambio termico all'interno del generatore.

Le modifiche al codice sono state poco invasive, poiché il pacchetto termico di subroutine è strutturalmente indipendente da quello idraulico, disponendo di un proprio blocco di variabili che non vengono passate o utilizzate in subroutine per la soluzione del problema idraulico. Il codice è così strutturato perché, almeno in origine, l'accoppiamento tra il problema idraulico e quello termico avveniva solo in maniera esplicita. Questa modalità nella versione 3.3 è ancora quella di default anche se l'utente può scegliere se accoppiare implicitamente i due problemi.

L'implementazione è stata facilitata anche dal fatto che, nell'accoppiamento esplicito, durante un'iterazione, vengono prima calcolate le variabili del problema idraulico che vengono poi passate al pacchetto termico da cui si ottiene un feedback per una seconda iterazione, fino alla convergenza della soluzione. Si può quindi lavorare con grandezze di stato già aggiornate all'istante corrente, come se fossero dei dati al contorno.

La scelta di modificare il calcolo del coefficiente di scambio termico nella geometria 102 è stata oculata, poiché la geometria, oltre ad essere normalmente poco utilizzata, mette a disposizione due variabili in input per importare i valori del diametro di curvatura e del passo dell'elica.

Gli sviluppi futuri del lavoro riguarderanno l'estensione della modifica anche ai modelli per il calcolo delle perdite di carico distribuite, valutate manualmente in questo studio e calcolate dal codice tramite inserimento di coefficienti di perdita di carico. La modifica dovrà anche interessare i modelli per la valutazione dell'attrito interfase, poiché le mappe di deflusso bifase per moto elicoidale si collocano a metà strada tra quelle per moto verticale e quelle per moto orizzontale.

4. Modellazione della dispersione di un rilascio esplosivo di sostanze radioattive con il software PC-COSYMA

Nell'ambito dell'analisi di sicurezza i codici utilizzati per valutare le conseguenze di un rilascio accidentale di sostanze radioattive in ambiente si basano comunemente su modelli semplificati di dispersione, di tipo gaussiano. Tra le ipotesi di validità di questi modelli c'è quella che la sorgente di rilascio sia assimilabile a puntiforme.

Nel caso si verifichi un incidente di tipo esplosivo, con una falla consistente nel contenitore, la sorgente iniziale assume una caratteristica forma a fungo, le cui dimensioni iniziali non possono essere trascurate per avere delle valutazioni realistiche dell'impatto radiologico, in particolare nella zona a ridosso del sito nucleare.

Lo studio consiste nella simulazione di uno scenario di rilascio esplosivo con il codice PC-COSYMA. Viene utilizzato un modello di rappresentazione della nube iniziale proposto in letteratura e viene condotta un'analisi di sensibilità sul numero di punti di rilascio e sulla distribuzione di radioattività da utilizzare per definire la sorgente. I risultati vengono poi confrontati con quelli ottenuti da una rappresentazione puntiforme della nube in modo da valutare l'entità degli errori commessi utilizzando una procedura standard di simulazione.

4.1 codici per la valutazione delle conseguenze di rilasci accidentali in ambiente (ACA)

Il sistema di salvaguardie impiantistiche di un impianto nucleare viene progettato per essere in grado di portare il reattore sottocritico a freddo in presenza di eventi incidentali di riferimento, definiti Design Basis Accidents (DBA).

C'è tuttavia una classe di incidenti con conseguenze particolarmente gravose, ma con probabilità remote ($<10^{-6}$ eventi x reattore/anno per reattori di terza generazione), per i quali si accetta l'accadimento, prevedendo delle soluzioni impiantistiche per mitigare le conseguenze stesse dell'incidente. Questi incidenti sono detti severi (Severe Accidents) e comportano tutti una fusione del nocciolo, che può comportare come ultimo evento il cedimento del sistema di contenimento e il rilascio delle sostanze radioattive in ambiente.

Il Probabilistic Risk Assessment (PRA) o Accident Consequence Assessment (ACA) è il settore dell'analisi di sicurezza che stima le conseguenze di questo potenziale rilascio alla popolazione. Le condizioni atmosferiche che potrebbero esistere al momento dell'incidente vengono pesate con una probabilità di accadimento, valutata in base alla storia del sito nucleare.

Le stime di concentrazione e di rischio sanitario costituiscono dei feedback importanti per il progetto, la scelta del sito, il licensing e le fasi operative dell'impianto. I risultati degli studi di dispersione influiscono sulla definizione della distanza limite dall'impianto entro la quale è interdetta la presenza di abitazioni (Exclusion Zone). La Exclusion Zone, in base alla taglia media degli impianti ad oggi in funzione è di circa 1,5 km. Secondo la normativa NRC (10 CFR 100) questa è la zona sul cui confine esterno un uomo riceverebbe, trascorse due ore dal rilascio postulato, una dose efficace massima di 0.4 Sv e una dose equivalente alla tiroide di 3 Sv (da esposizione allo Iodio).

Intorno alla Exclusion Zone è definita una Low Population Zone, in cui la densità abitativa è limitata, come anche le attività agricole. Il confine esterno della zona è ad una distanza radiale di circa 5 km dal sito. Un individuo, posizionato sul confine esterno di questa zona, non deve ricevere una dose efficace superiore a 0.4 Sv e una dose alla tiroide superiore a 3 Sv, per tutto il periodo dell'esposizione alla nube radioattiva.

Per la valutazione dell'impatto radiologico di rilasci accidentali sono stati sviluppati diversi codici di calcolo che includono catene di modelli per l'analisi della dispersione delle sostanze radioattive, per la determinazione delle vie attraverso cui interagiscono con l'uomo e per il calcolo della dose e del rischio associato.

Identificate le sequenze incidentali che possano portare ad un rilascio di sostanze radioattive in atmosfera la valutazione delle concentrazioni di radioattività e dell'impatto radiologico, nel territorio interessato al passaggio delle sostanze radioattive, permette di impostare piani di emergenza che possano prevenire o limitare danni alla salute della popolazione e ridurre l'impatto dei costi economici e sociali.

Data l'importanza socio-economica è necessario che i codici di calcolo vengano utilizzati in modo consapevole dai modellatori che devono conoscere quali parametri di modellazione influenzano di più i fenomeni rappresentati per sapere con quali grado è possibile approssimarli, in input alla simulazione. Spesso infatti il modellatore non ha a disposizione dati di input precisi (come ad esempio la velocità di deposizione delle particelle o la granulometria del particolato) o non dispone di uno strumento fine di simulazione capace di rappresentare la complessità dell'orografia e dei fenomeni atmosferici.

4.2 Architettura del codice PC-COSYMA

Il codice COSYMA (1995) è stato sviluppato da FZK (Forschungszentrum Karlsruhe GmbH) e NRPB (National Radiological Protection Board) negli anni 80' nell'ambito del progetto MARIA finanziato dalla Comunità Europea. Il codice valuta le conseguenze di un rilascio accidentale in atmosfera, prendendo anche in considerazione l'azione mitigativa di eventuali piani di emergenza predisposti.

Lo studio può essere di tipo:

- probabilistico: il codice considera una rosa di possibili condizioni atmosferiche al momento di rilascio e nelle ore successive, attribuendo a ciascuna un fattore di peso
- deterministico: prendendo in input una sequenza definita di condizioni atmosferica

Il codice presenta una struttura modulare di subroutine in cascata che consente di ottenere le stime delle concentrazioni integrate in aria e al suolo, le dosi assorbite dalla persona e/o dal singolo organo e i rischi associati all'insorgenza di un effetto sulla salute umana.

Il codice PC-COSYMA è organizzato in moduli concatenati che si scambiano informazioni.

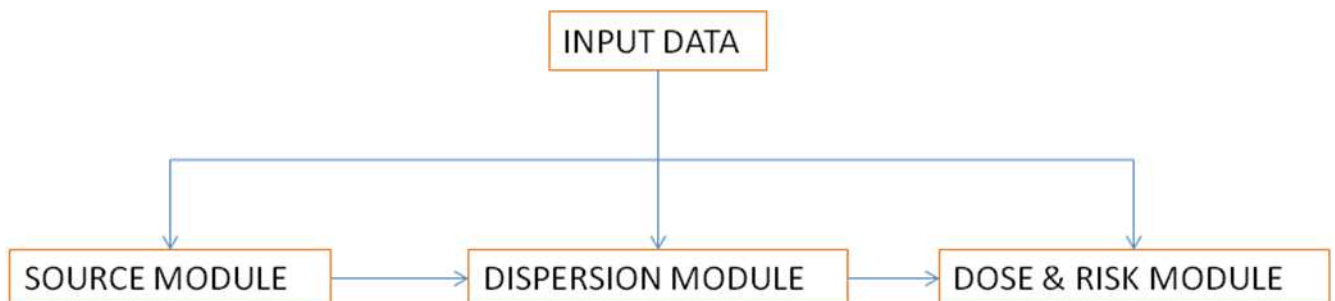


Fig. 4.1: struttura dei codici ACA

Un modulo è costituito da un insieme di modelli e correlazioni che descrivono i fenomeni che influenzano la stima degli effetti sulla salute.

All'interno di un codice ACA possono essere identificati tre moduli principali (Figura 4.1):

- 1) Modulo di sorgente
- 2) Modulo di dispersione
- 3) Modulo di dose e rischio sanitario

4.2.1 Modulo di sorgente

Nel modulo di sorgente viene definita qualitativamente e quantitativamente la sorgente di rilascio di prodotti radioattivi.

Gli isotopi radioattivi vengono selezionati da un database interno al codice. Tutti i radioisotopi, tranne i gas di fissione, sono sottoforma di particolato. E' possibile però stabilire in che percentuale lo Iodio è presente sottoforma elementare (gassosa), di composto organico o di aerosol.

E' necessario definire la velocità di deposizione per il particolato e per lo Iodio elementare e organico.

La velocità di deposizione è un parametro affetto da una grande incertezza poiché dipende dalla distribuzione della taglia delle particelle nella sorgente e quindi dai meccanismi di formazione degli aerosol all'interno del contenitore dell'edificio reattore: questi sono influenzati da molteplici parametri e non si può disporre di dati sperimentali sufficienti per averne completa conoscenza. In PC-COSYMA, per ciascuna simulazione, è ammesso comunque un solo valore di velocità per le particelle. E' possibile però rappresentare fino a 6 fasi di rilascio nel tempo e ad altezze diverse. Le fasi possono essere rilasciate simultaneamente. La dispersione di una sorgente non è influenzata dalla presenza di altre sorgenti di rilascio che disperdono: vale quindi il principio di sovrapposizione degli effetti. Di conseguenza, per le sorgenti che si estendono in altezza o in lunghezza la radioattività emessa può essere suddivisa in tante sorgenti di rilascio.

I codici utilizzati nell'analisi di sicurezza di una centrale nucleare non simulano rilasci di tipo esplosivo, ma possono tenere conto della salita iniziale della sorgente dovuta alla forza di galleggiamento che si origina dalla differenza di temperatura tra sorgente e ambiente.

Modelli più sofisticati sono implementati nei codici utilizzati per simulare lo scoppio di esplosivi o bombe sporche.

In caso di rilasci da edifici è possibile inserire in input le dimensioni dell'edificio per tenere conto degli effetti di "building wake" generati dall'interazione tra la nube e l'edificio stesso.

4.2.1.1 Modello di Plume Rise

In caso il materiale rilasciato si trovi a temperature più elevate della temperatura ambiente c'è un effetto di salita della nube rispetto al punto di emissione, dovuto alle forze di galleggiamento. Si parla quindi di un'altezza effettiva di rilascio, a quota superiore rispetto a quella originaria.

L'aumento della quota è calcolato utilizzando i metodi di Briggs (1969, 1972, 1973, 1975 e 1984).

I fattori primari che entrano nei calcoli dell'aumento del pennacchio sono il flusso di galleggiamento, la velocità del vento alla quota di rilascio, e la classe di stabilità atmosferica.

La salita della nube verso è dovuta alla forza di galleggiamento, legata alla differenza di temperatura degli effluenti con l'aria circostante.

In condizioni atmosferiche instabili e neutre l'aumento del pennacchio iniziale verso l'alto è:

$$\Delta h_{\text{prf}} = 1.6 F_b^{1/3} \frac{x_f^{2/3}}{U(h_s)} \quad (4.1)$$

dove x_f è la traslazione della nube in direzione del vento, ed è funzione di F_b , il flusso di galleggiamento, che in COSYMA è funzione della potenza termica rilasciata. $U(h_s)$ è la velocità del vento all'altezza di rilascio h_s .

In caso di atmosfera stabile si ha:

$$\Delta h_{\text{prf}} = 2.6 \left[\frac{F_b}{U(h_s) S} \right]^{1/3} \quad (4.2)$$

dove S è un parametro dipendente dalle condizioni atmosferiche.

In PC-COSYMA non si considera il contributo alla salita della nube dovuta alla quantità di moto in uscita delle sostanze.

4.2.1.2 Modello di Building Wake

La dimensione iniziale del pennacchio è determinata dalla larghezza e dall'altezza dell'edificio. In

PC-COSYMA la dispersione iniziale del pennacchio è una frazione delle dimensioni dell'edificio, specificate dall'utente:

$$\sigma_y = W/4.3 \quad e \quad \sigma_z = H/2.15. \quad (4.3)$$

con

W = larghezza dell'edificio

H = altezza dell'edificio

La presenza dell'edificio è un ostacolo al campo di vento: nella faccia esposta sottovento si forma una zona di depressione estremamente turbolenta.

L'altezza dell'edificio viene utilizzata anche per determinare se il pennacchio viene trascinato nella regione turbolenta che circonda l'edificio, in qual caso il codice applicherà anche il modello di *Plume Rise*.

L'influenza dell'effetto scia sulla dispersione ha un grande grado di incertezza, perciò PC-COSYMA non deve essere usato per stimare le dosi in distanze di meno di 0,5 km dal sito di rilascio.

4.2.2 Modulo di dispersione

I risultati del modulo di dispersione sono affetti da un'incertezza intrinseca legata ai modelli utilizzati per descrivere il trasporto e la diffusione delle sostanze radioattive.

Il trasporto (o avvezione) della sorgente è dovuto alla velocità media del vento mentre la diffusione (che predomina nelle direzioni perpendicolari a quella di moto) dipende dalla natura della turbolenza nel PBL.

Oltre al processo di diluizione, sulla dispersione influiscono i processi di decadimento e di deposizione che impoveriscono la concentrazione di radioattività della nube.

4.2.2.1 Condizioni atmosferiche: il PBL

La diffusione è legata alle condizioni di turbolenza del PBL.

Il PBL è la parte di atmosfera in cui il gas radioattivo e le particelle possono diffondere. La sua estensione varia durante il giorno, al variare delle condizioni di soleggiamento. In caso di cielo limpido e venti moderati il PBL si suddivide in tre zone principali: lo strato superficiale, lo strato di mescolamento, e lo strato di trascinamento. Il PBL notturno è caratterizzato da uno strato di inversione stabile, in cui la diffusione degli inquinanti è contenuta.

Nello strato superficiale la velocità del vento presenta il caratteristico profilo verticale o *shear*, che ingenera una turbolenza di origine meccanica (Figura 4.2).

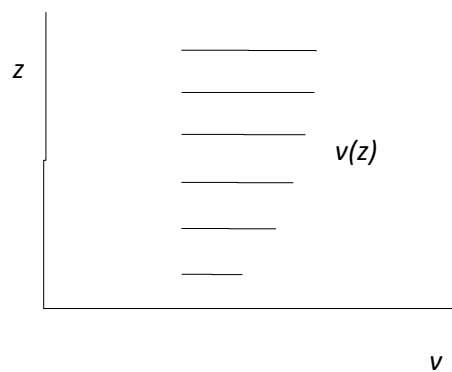


Fig. 4.2: profilo di velocità nel PBL

Nello strato di mescolamento la velocità presenta un profilo piatto e la turbolenza ha origine termica: l'irraggiamento solare provoca il riscaldamento delle masse di aria fredda a contatto del suolo, che tendono a salire verso l'alto, risucchiando verso il basso masse di aria calda che si raffreddano (Figura 4.3).

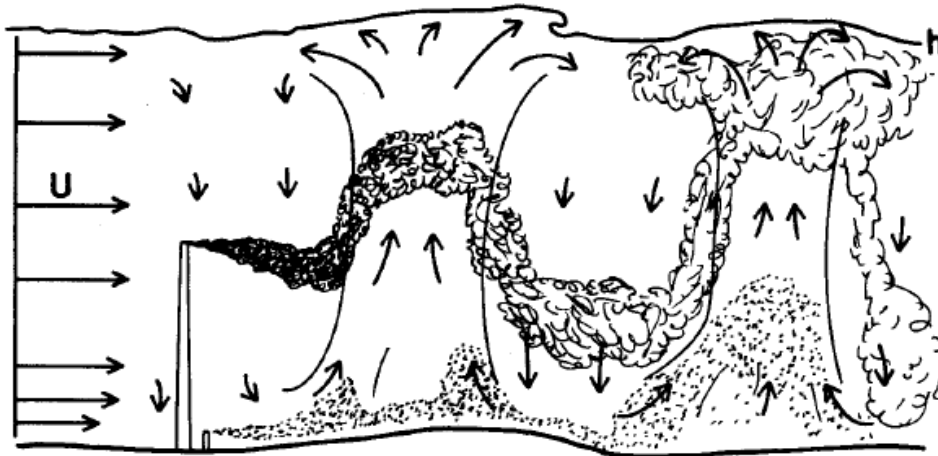


Fig. 4.3: Moti convettivi nello Strato di Mescolamento

Questi tre strati possono avere una maggiore o minore estensione a seconda delle condizioni atmosferiche. Si parla di atmosfera instabile quando la turbolenza nel PBL ha origine termica. In questo caso lo strato di mescolamento è molto esteso a scapito di quello superficiale.

In caso di atmosfera neutra (cielo coperto e venti sostenuti) lo strato superficiale ha un'estensione maggiore e la turbolenza meccanica è prevalentemente responsabile della diffusione delle sostanze.

Il fenomeno della diffusione viene parametrizzato nell'equazione gaussiana della dispersione (4.13) con i coefficienti di dispersione $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$. Questi coefficienti vengono definiti da correlazioni che si basano sulla classe di stabilità atmosferica del PBL.

Il software PC-COSYMA è in grado di elaborare dati meteorologici orari, su 1 o 2 anni, registrati da una sola stazione. Questo limite comporta che i risultati del codice siano effettivamente attendibili solo fino a qualche decina di km di distanza dalla stazione meteorologica di riferimento.

Il codice, non essendo accoppiato con preprocessori meteorologico, può solo approssimare il campo di vento, calcolando la velocità al variare della quota tramite una legge esponenziale, tipica dello strato limite atmosferico. A 200 m di altezza la velocità raggiunge un tetto e rimane costante per ulteriori aumenti di quota:

$$v = v_0 (z/z_0)^p \quad (4.4)$$

dove z_0 e v_0 sono rispettivamente l'altezza della stazione meteorologica e la velocità registrata e p dipende dalla classe di stabilità atmosferica.

Questa approssimazione non è valida per descrivere l'andamento del vento negli strati più alti dell'atmosfera, nel caso ad esempio di nubi che oltrepassino lo strato di mescolamento. Non viene tenuta in conto inoltre la variazione in quota della direzione del vento, fenomeno che risulta essere rilevante a distanze chilometriche dal suolo.

4.2.2.2 Modello di dispersione euleriano

Il modello di dispersione euleriano è basato su volumi di controllo definiti in un sistema di coordinate congruente con la superficie terrestre.

Esprimendo il bilancio di massa su un volume di controllo arbitrario in termini di concentrazione abbiamo:

$$\frac{\partial c_i}{\partial t} + \frac{\partial(uc_i)}{\partial x} + \frac{\partial(vc_i)}{\partial y} + \frac{\partial(wc_i)}{\partial z} = D_i \left[\frac{\partial^2 c_i}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 c_i}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 c_i}{\partial z^2} \right] + R_i(c_1, c_2, \dots, c_N, T) + S_i(x, y, z, t) \quad (4.5)$$

La variazione della concentrazione nel tempo è dovuto a:

- Un termine avvezione, relativo al campo di velocità del vento
- Un termine di diffusione molecolare (in un campo turbolento può essere trascurato)
- Un termine di sorgente S (rilasciato materiale o radioattive, prodotti chimici)
- Un termine di impoverimento R (decadimento radioattivo, reazione chimica, deposizione)

La descrizione di dispersione è totalmente realizzata con l'equazione (4.5), ma poiché la concentrazione non può essere esplicitata analiticamente è necessaria una soluzione numerica. La soluzione dipende dal campo di velocità del vento, e dalle caratteristiche del PBL. A causa della natura turbolenta del PBL il campo di velocità e quindi quello di concentrazione nello spazio e nel tempo sono caotici.

Bisogna introdurre un modello è necessario per descrivere la natura turbolenta del PBL.

Il più modello più comune è la media di Reynolds: il campo di una grandezza può essere diviso in due componenti: una componente media e una variabile (a media nulla):

$$\frac{\partial(\bar{c} + c')}{\partial t} + \sum_{j=1}^3 \left(\frac{\partial}{\partial x_j} \left[(\bar{c} + c')(\bar{u}_j + u'_j) \right] \right) = S_c + D_i \frac{\partial^2(\bar{c} + c')}{\partial x_j^2} + R_i \left[\bar{c}_1 + c'_1; \bar{c}_2 + c'_2; \dots; \bar{c}_N + c'_N \right] \quad (4.6)$$

Sostituendo nella equazione (4.6) e mediando nello spazio e nel tempo si ottiene:

$$\frac{\partial \bar{c}_i}{\partial t} + \sum_{j=1}^3 \left(\bar{u}_j \frac{\partial \bar{c}_i}{\partial x_j} \right) = \bar{S}_c - \sum_{j=1}^3 \left(\frac{\partial}{\partial x_j} \left(\overline{c'_i u'_j} \right) \right) + D_i \frac{\partial^2 \bar{c}_i}{\partial x_j^2} + \bar{R}_i \quad (4.7)$$

Il secondo termine sul lato destro rappresenta la diffusione dovuta al campo di moto turbolento. L'equazione della diffusione, per poter essere risolta, richiede la conoscenza del campo di moto nel PBL ($u_j + u'_j$) che si ottiene da strumenti di simulazione, quali preprocessori meteorologici o da rilevazioni effettuate dalle stazioni anemometriche. L'equazione può essere anche definita per mezzo di metodi di chiusura, che pongono le grandezze incognite in relazione con quelle già note.

Il metodo di chiusura più usato è quello della "diffusività turbolenta" e che riprende il concetto di viscosità turbolenta:

$$\overline{u'_j c'_j} = -K_{jj} \frac{\partial \overline{c_i}}{\partial x_j} \quad (4.8)$$

Il tensore K_{jj} è noto e dipende dalla turbolenza nel PBL. Esso è inoltre diagonale cosicché i termini non nulli risultano essere solo $K_{jj} = K_{xx}, K_{yy}, K_{zz}$.

Nell'operazione di media dell'equazione di diffusione si ipotizza che il termine R sia funzione delle concentrazioni medie delle sostanze radioattive: questa approssimazione è corretta solo se la cinetica delle reazioni e la variazione del campo di concentrazioni medie sono lente rispetto alla scala temporale della turbolenza. Durante le esplosioni queste ipotesi non sono valide.

Così l'equazione (4.7) diventa:

$$\frac{\partial \overline{c_i}}{\partial t} + \sum_{j=1}^3 \left(\overline{u_j} \cdot \frac{\partial \overline{c_i}}{\partial x_j} \right) = \sum_{j=1}^3 \left\{ \frac{\partial}{\partial x_j} \cdot \left[K_{jj} \frac{\partial \overline{c_i}}{\partial x_j} \right] \right\} + \overline{S_c} + R_i(\overline{c_1}, \dots, \overline{c_N}) \quad (4.9)$$

La (4.9) viene definita "Equazione semiempirica della dispersione in atmosfera"

L'equazione della concentrazione può essere semplificata con l'introduzione di altre ipotesi:

- La velocità del vento sia in direzione x
- I termini di sorgente e di impoverimento non vengono considerati
- I coefficienti K_{jj} sono indipendenti dallo spazio e dal tempo

$$\frac{\partial c}{\partial t} + u \frac{\partial c}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(K_{xx} \frac{\partial c}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_{yy} \frac{\partial c}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_{zz} \frac{\partial c}{\partial z} \right) \quad (4.10)$$

L'equazione così semplificata è risolvibile per alcuni semplici casi.

4.2.2.3 Dispersione di un puff gaussiano

Un rilascio discontinuo nel tempo può essere simulato come una successione di puff di radioattività Q. Questa rappresentazione non è completamente euleriana, ma presenta tratti lagrangiani poiché la concentrazione in un volume di controllo è determinata da:

- La concentrazione in un singolo puff
- Il numero totale di puff contenuti nel volume di controllo.

Il modello a puff tiene conto sia del trasporto del vento sia della diffusione del puff dovuta a vortici di scala confrontabile alle dimensioni del puff.

L'equazione (4.10) può essere risolta analiticamente, se si aggiungono ulteriori condizioni al contorno:

- La sorgente di radioattività Q è puntuale nel sito di rilascio
- all'istante di rilascio la concentrazione è nulla in tutti i punti del dominio ad eccezione del punto di rilascio.
- La concentrazione tende a 0 per t che tende ad ∞ .

Per la conservazione della radioattività dovrà essere inoltre:

$$\int_{-\infty}^{+\infty} dx \int_{-\infty}^{+\infty} dy \int_{-\infty}^{+\infty} c(x, y, z) dz = Q \quad (4.11)$$

Integrando l'equazione differenziale con queste ipotesi si ottiene:

$$c(x, y, z, t) = \frac{Q}{(4\pi t)^{3/2} (K_{xx} K_{yy} K_{zz})^{1/2}} \cdot \exp\left\{-\frac{1}{4t} \left[\frac{(x-ut)^2}{K_{xx}} + \frac{y^2}{K_{yy}} + \frac{z^2}{K_{zz}} \right]\right\} \quad (4.12)$$

4.2.2.4 Modello a nube gaussiana

Il modello di pennacchio gaussiano è il modello più utilizzato perché completamente analitico ma di conseguenza le ipotesi per cui risulta valido sono molto stringenti:

- Rilascio continuo di prodotti, con un tasso volumetrico costante q (kg/m³s)
- Profilo del vento stazionario ed omogeneo, la velocità media è orientata secondo l'asse x (parallelo al suolo)

L'equazione della nube gaussiana si ottiene dall'integrazione nel tempo dell'equazione di dispersione di un puff:

$$c(x, y, z, t) = \int_0^t \left\{ \frac{q dt}{[4\pi(t-\tau)]^{3/2} (K_{xx} K_{yy} K_{zz})^{1/2}} \cdot \exp \left[-\frac{1}{4(t-\tau)} \left[\frac{(x-u(t-\tau))^2}{K_{xx}} + \frac{y^2}{K_{yy}} + \frac{z^2}{K_{zz}} \right] \right] \right\} d\tau \quad (4.13)$$

Si ottiene così:

$$c(x, y, z) = \frac{q}{4\pi (K_{xx} K_{yy} K_{zz})^{1/2} \left(\frac{x^2}{K_{xx}} + \frac{y^2}{K_{yy}} + \frac{z^2}{K_{zz}} \right)^{1/2}} \cdot \exp \left[\frac{ux}{2K_{xx}} - \frac{u}{2\sqrt{K_{xx}}} \cdot \left(\frac{x^2}{K_{xx}} + \frac{y^2}{K_{yy}} + \frac{z^2}{K_{zz}} \right)^{1/2} \right] \quad (4.14)$$

La diffusione turbolenta lungo l'asse x (lungo la direzione principale del vento) è sempre molto minore rispetto alla diffusione lungo le direzioni trasversali $x^2/K_{xx} \gg y^2/K_{yy} + z^2/K_{zz}$. Se introduciamo i coefficienti di dispersione σ_y e σ_z :

$$\sigma_y = \left(\frac{2x}{u} K_{yy} \right)^{1/2} \quad \sigma_z = \left(\frac{2x}{u} K_{zz} \right)^{1/2} \quad (4.15)$$

l'equazione (4.14) diviene:

$$c(x, y, z) = \frac{Q}{2\pi\sigma_y\sigma_z u} \cdot \exp \left[-\frac{y^2}{2\sigma_y^2} - \frac{z^2}{2\sigma_z^2} \right] \quad (4.16)$$

Nel caso la quota di emissione corrisponda ad un'altezza H:

$$c(x, y, z) = \frac{Q}{2\pi\sigma_y\sigma_z u} \cdot \exp \left[-\frac{y^2}{2\sigma_y^2} - \frac{(z-H)^2}{2\sigma_z^2} \right] \quad (4.17)$$

Quando σ_z diventa uguale alla distanza dal terreno, la presenza di questo ostacolo non può essere trascurata. Nell'ipotesi che il suolo sia completamente riflettente l'equazione diviene:

$$c(x, y, z) = \frac{Q}{2\pi\sigma_y\sigma_z u} \cdot \exp\left(-\frac{y^2}{2\sigma_y^2}\right) \cdot \left\{ \exp\left(-\frac{(z-H)^2}{2\sigma_z^2}\right) + \exp\left(-\frac{(z-H)^2}{2\sigma_z^2}\right) \right\} \quad (4.18)$$

4.2.2.5 Il modello gaussiano MUSEMET

L'equazione della concentrazione in aria utilizzata in MUSEMET, modello gaussiano "segmented line" è la seguente:

$$\chi(x, y, z) = \frac{Q}{\pi\sigma_y\sigma_z U} \exp\left[-\frac{(h_{\text{eff}} - z)^2}{2\sigma_z^2}\right] \exp\left[-\frac{y^2}{2\sigma_y^2}\right] F(\sigma_x) \quad (4.19)$$

con χ la concentrazione integrata in aria (Bqs/m³), h_{eff} l'altezza di rilascio della sorgente, U la velocità oraria del vento e i coefficienti di dispersione $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ sui 3 assi.

Questo tipo di rappresentazione è adatta in caso di rilascio in uno spazio aperto, in assenza di ostacoli rilevanti. In caso contrario il modello non sarebbe in grado di considerare l'effetto sulla dispersione di fenomeni turbolenti 3-D (come il "tilting" e lo "stretching" dei vortici). PC-COSYMA è dotato di una correlazione per alte rugosità superficiali, tipiche dell'ambiente urbano, ma che porta a risultati verosimili solamente se l'altezza degli ostacoli è relativamente piccola rispetto all'estensione verticale della nube.

Può essere inserito un solo valore di rugosità superficiale, relativo alla posizione della stazione meteorologica di riferimento: questo limita ulteriormente la validità dei risultati di PC-COSYMA come già osservato per le condizioni meteorologiche. La variazione del valore di rugosità superficiale dà infatti l'andamento della conformazione del territorio attraversato dalla nube. I codici semplificati più avanzati si interfacciano a preprocessori in grado elaborare carte topografiche e risolvere numericamente le equazioni di Navier Stokes per determinare il campo di vento in tre dimensioni (es. AERMOD, CALPUFF).

4.2.2.6 Impoverimento della nube

In PC-COSYMA l'impoverimento di radioattività della nube è dovuto sia alla deposizione che al decadimento radioattivo. La deposizione secca, in assenza di pioggia, interessa il particolato della nube ed è influenzata dalla forza di gravità e dal trascinamento del vento. La velocità di deposizione tiene conto di entrambi gli effetti. La deposizione al suolo si ottiene moltiplicando la velocità di deposizione secca per la concentrazione integrata di radioattività in aria:

$$\omega(\alpha, r) = v_d \cdot \chi(\alpha, r) \quad (4.20)$$

con:

ω = deposizione al suolo di radioattività (Bq/m²);

v_d = velocità di deposizione (m/s);

χ = concentrazione integrata di radioattività in aria (Bqs/m³);

α = settore angolare;

r = distanza radiale.

La deposizione è in valore assoluto, uguale alla concentrazione in aria, a meno della velocità di deposizione. In caso di precipitazioni l'impovertimento della nube è dovuto al "lavaggio" effettuato dalla pioggia e la deposizione di radioattività segue la legge:

$$\omega = \frac{\Lambda Q}{\alpha x U} \quad (4.21)$$

dove Λ è il coefficiente di *washout* [s⁻¹], Q è la radioattività della nube e U è la velocità oraria del vento.

4.2.4 Modulo di dose e di rischio sanitario

La sorgente dispersa è supposta puntiforme, ed caratterizzata selezionando i radionuclidi tra quelli disponibili nel database di PC-COSYMA e assegnando la radioattività iniziale. I radioisotopi sono suddivisi in 7 gruppi in base alle caratteristiche fisico-chimiche.

PC-COSYMA calcola la dose efficace alla persona ed equivalente per 20 organi e tessuti, utilizzando dei fattori di conversione della dose (DCF_s) ottenuti sulla base delle raccomandazioni ICRP 30 e 60. Le vie di esposizione sono:

- irraggiamento esterno dalla nube, dal terreno, dal materiale depositato sulla pelle o sui vestiti (radiazione β);
- inalazione diretta dalla nube o per risospensione dal terreno;
- ingestione.

Le dosi da irraggiamento della nube e da inalazione vengono ricavate dalla concentrazione in aria moltiplicata per un coefficiente di conversione della dose (caratteristico del radioisotopo e della via di esposizione). Nel caso dell'inalazione diretta, la concentrazione integrata in aria viene moltiplicata per il tasso di respirazione, in modo da ottenere la quantità inalata nel tempo di passaggio della nube, che è preso convenzionalmente pari a 1 ora. Nel calcolo della dose da inalazione per risospensione viene utilizzata la concentrazione al suolo moltiplicata per un fattore di risospensione, dipendente dal tipo di radioisotopo, da fenomeni ambientali e dal tempo su cui è calcolata la dose. La dose da irraggiamento

esterno dal terreno è calcolata in modo analogo a quella da esposizione alla nube, utilizzando la concentrazione al suolo. Con questa si valuta anche la dose da ingestione, che dipende inoltre da fattori di lisciviabilità del terreno, di concentrazione dei radioisotopi nei prodotti alimentari e dal periodo di ingestione degli stessi. Il calcolo della dose dovuta al materiale depositato sulla pelle o sui vestiti si valuta in modo analogo alle altre vie di esposizione esterna.

Tranne che nel caso dell'irraggiamento dovuto al passaggio della nube, tutti i DCF vengono integrati su periodi standard, per tenere conto del decadimento radioattivo e biologico dei radioisotopi.

Per il calcolo della dose PC-COSYMA dispone di una libreria di fattori di conversione della dose (equivalente ed efficace). Il rischio di effetti acuti (deterministici) viene valutato attraverso una curva caratteristica dose/rischio, e per valori di dose inferiori a quelli di soglia (T) è nullo (equazione (4.22)).

$$R = 1 - e^{-H}$$

$$H = \ln(2) \times \left(\frac{D}{D_{50}} \right)^n \quad H > T \quad (4.22)$$

$$H = 0 \quad H < T$$

D indica la dose (in Gy) e D_{50} è la dose che induce l'effetto considerato nel 50% della popolazione esposta. Il rischio di insorgenza di effetti a lungo termine (stocastici) viene stimato moltiplicando dei coefficienti, definiti Activity Risk Coefficients, per le concentrazioni di radioattività ed eventuali fattori di schermaggio. In PC-COSYMA è implementato il database di coefficienti di dose dell'ICRP.

4.5 Descrizione dello scenario di rilascio accidentale e modellazione della sorgente dispersa

Con riferimento alle analisi di sicurezza effettuate per il reattore Temelin (Repubblica Ceca) [11], si riporta la sequenza incidentale che porta ad un'esplosione di idrogeno nel contenitore. Questo evento ha una probabilità remota di verificarsi, pari ad $1.7 \cdot 10^{-6}$ eventi-reattore/anno [12] e comporta la rottura del contenitore con il rilascio di una grande quantità di sostanze radioattive in ambiente.

Si considera uno scenario di perdita cospicua di refrigerante (LBLOCA) con mancato intervento dei sistemi di contenimento, secondo la sequenza incidentale proposta di seguito:

- 1) Rottura della tubazione del circuito primario
- 2) Scram del reattore
- 3) Crisi termica nel nocciolo, con raggiungimento della temperatura di innesco della reazione Zr-H₂O.
L'idrogeno fuoriesce dalla rottura nel contenitore
- 4) Mancato intervento dei sistemi di reintegro a bassa pressione. Poiché il sistema di spray è attivo il contenitore non è affetto da sovrappressione iniziale
- 5) Fusione del nocciolo: il corium penetra attraverso il vessel
- 6) Nella fase ex vessel gli elementi radioattivi maggiormente volatili, sottoforma di particolato e i gas di fissione occupano la parte alta del contenimento
- 7) Saturazione dei ricombinatori di idrogeno
- 8) Detonazione dell'idrogeno, secondo le modalità descritte in [13]

In Tabella 4.1 si riportano le condizioni operative del reattore relative allo scenario di riferimento [13].

Tab. 4.1: condizioni al contorno dello scenario di riferimento

Potenza termica	2700 MW
quantità di zirconio	30000 kg
altezza contenitore	45.1 m
diametro contenitore primario	41.2 m
pressione iniziale contenitore	1 bar
Temperatura iniziale contenitore	400 K

Il tasso di rilascio di calore $q/R_v T_0$ è un numero adimensionale e viene preso pari a 19: esprime il rapporto tra il calore volumetrico q generato dalla detonazione di H₂ con l'O₂ contenuto nell'atmosfera del contenitore e il prodotto della costante di gas dell' H₂, R , moltiplicata per la sua densità ρ ($R_v = R \times \rho$), per la temperatura iniziale del contenitore.

Dalle dimensioni del contenitore, cui corrisponde un volume di circa 60000 m³ e definita la costante R_v per l'H₂, pari a 250 J/m³K, si ottiene l'energia generata dalla detonazione, pari a 110044 MJ. A questa energia corrispondono 854 kg di H₂ generati dalla reazione di 19413 kg di Zr. La concentrazione di H₂ nell'atmosfera del contenitore si ricava sapendo che per concentrazioni non stechiometriche (al di sotto del 28 % per una miscela aria - H₂) il tasso di rilascio del calore è pari a $290 \times C_{H_2}/T_0$. Considerando i dati sopra riportati, si ottiene una concentrazione di circa il 23% (Figura 4.4).

Per tassi di rilascio di calore uguali a 19, si verifica la rottura del contenitore sia che la detonazione si inneschi nella metà superiore del volume del contenitore sia che il punto di innesco sia collocato al fondo dello stesso [13].

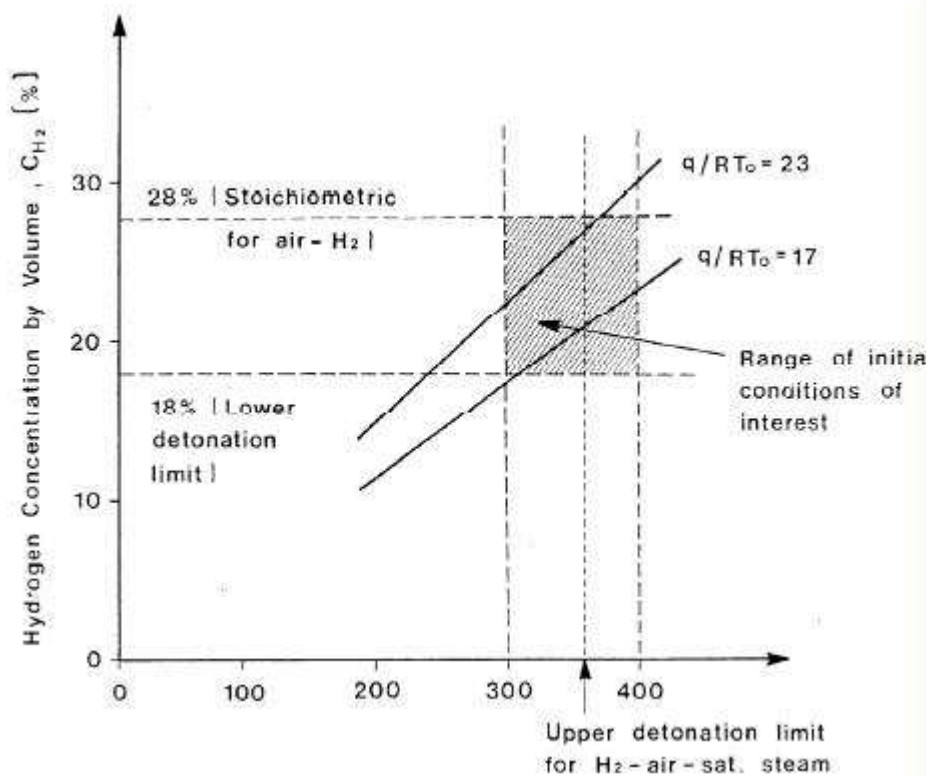


Fig. 4.4: range di detonazione e tasso di rilascio di calore considerati

4.5.1 Modellazione della sorgente dispersa

Le dimensioni della sorgente influenzano la dispersione in prossimità del sito da cui avviene il rilascio.

Le modalità di rottura del sistema di contenimento determinano la forma e la dimensione della sorgente di rilascio (Figura 4.5). Queste possono essere:

- il contenitore cede per sovrappressione: la pressione interna supera il valore di progetto del contenimento e causa la rottura. In questo caso la sezione di rottura è piccola, rispetto alla scala su cui si stima la dispersione della sorgente radioattiva. Nel caso di rottura a freddo (*cold failure*) l'elevazione della nube è trascurabile. La sorgente può essere quindi rappresentata come puntiforme. In caso di rottura a caldo (*hot failure*), le sostanze radioattive fuoriescono a temperature maggiori di quella ambiente e la nube, di forma sferica, si eleva per la forza di galleggiamento. Con i modelli tradizionali di simulazione è possibile tenere conto di questo fenomeno di risalita (*Plume Rise*) tramite un modello specifico in grado di calcolare l'altezza effettiva di rilascio. Anche in questo caso è comunque possibile adottare una rappresentazione puntiforme della nube.

- Il contenitore cede per esplosione: questo è possibile per detonazioni dell'H₂ all'interno del contenimento, che avvengano in particolari punti dell'impianto. L'elevata energia rilasciata in breve tempo causa il riscaldamento della massa d'aria e aerosol che sale verso l'alto e ingloba aria esterna al suo interno: si forma un pennacchio di dimensione finita che si estende a centinaia di metri di altezza. Nell'analisi della dispersione si deve tenere conto delle dimensioni iniziali e della distribuzione di radioattività.

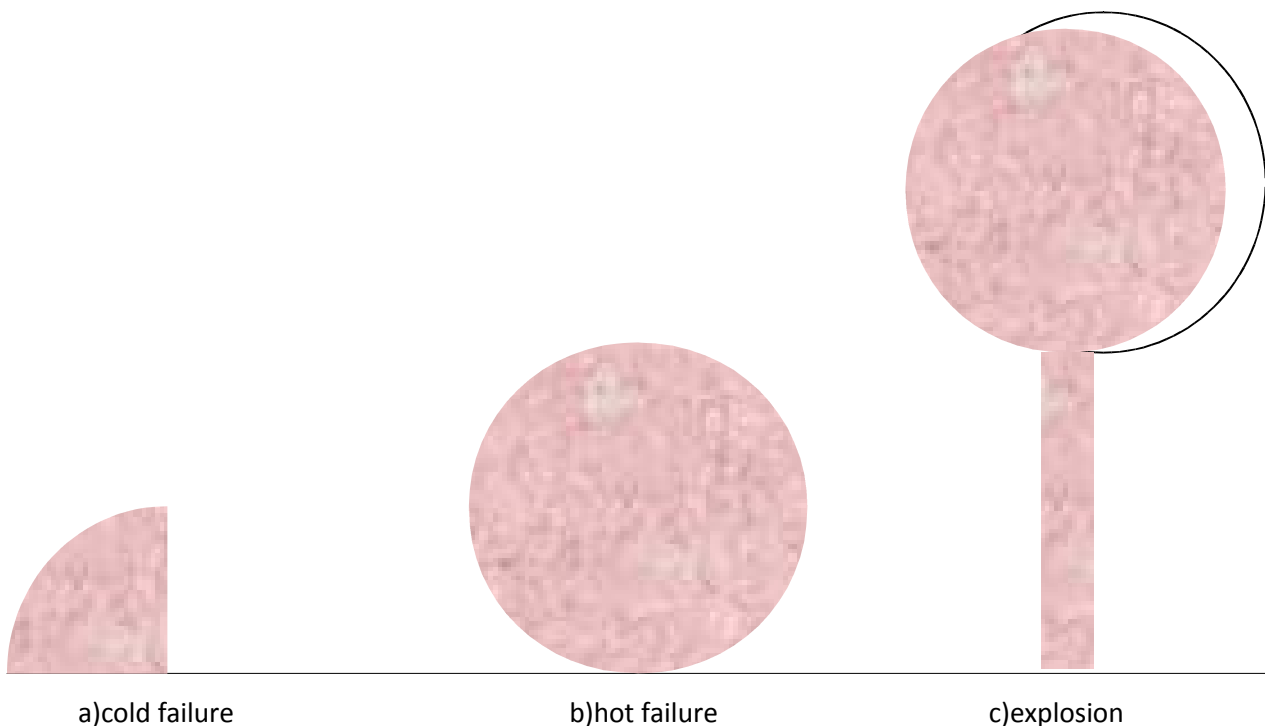


Fig. 4.5: forma della sorgente radioattiva per le diverse modalità di fallimento del contenitore

Ci sono poche fonti disponibili in letteratura che correlano, in caso di un rilascio esplosivo, le dimensioni iniziali della nube all'energia dell'esplosione.

Qui si fa riferimento alla correlazione di Church [15] che lega la carica esplosiva (M, in kg di TNT equivalente) all'altezza del punto medio della nube (H) generata dall'esplosione:

$$H = 74M^{0.25} \tag{4.23}$$

Il passo successivo è quello di determinare la distribuzione del materiale nella nube e le sue dimensioni iniziali.

Il codice HOTSPOT rappresenta la nube come costituita da una sfera superiore (“cap”) e da un gambo inferiore (“stem”) [15] e assegna al raggio del cap un valore:

$$R = 19M^{0.25} \quad (4.24)$$

Non ci sono indicazioni sulle dimensioni del gambo, che nei codici avanzati è generalmente simulato come un cilindro. Questo tipo di correlazioni si riferiscono ad una forma della nube stabilizzata, dopo 5-10 secondi l’esplosione.

La forma della nube è analoga al tipico “fungo nucleare”. Con una tale semplificazione una possibile procedura di modellazione della distribuzione di particolato nella nube è quella *cap-stem* [15] per la quale l’ 80% della radioattività è concentrata nel cappello della nube, o *cap*, e il restante 20% nel gambo, o *stem*.

4.5.2 Riproduzione dello scenario esplosivo in PC-COSYMA

L’energia di rilascio dell’esplosione dello scenario di riferimento, pari a 110044 MJ, equivale ad una carica 22986 kg di TNT equivalente. Utilizzando la formula di Church si ottiene dunque un’altezza media della nube H di 910 m. Considerando anche l’altezza del contenitore, la quota effettiva è di 955 m. Il raggio R della sfera che rappresenta il *cap* è pari a 182 m. L’altezza dello *stem* si ricava dalla differenza tra l’ altezza media del *cap* e il raggio della sfera che lo rappresenta:

$$h_{stem} = h_{cap} - R = 728 \text{ m} \quad (4.25)$$

PC-COSYMA non utilizza la densità e la taglia di particolato, ma richiede in input direttamente la velocità di deposizione secca, funzione di queste due grandezze.

Per il calcolo della velocità di deposizione si è fatto uso dell’algoritmo utilizzato nel codice GENII-2 [10]. E’ stata scelta un’unica taglia di particolato, di diametro pari a 4 μm , con una densità di 2.5 g/cm³ (densità del calcestruzzo). Il valore ottenuto da GENII è pari a 0.0093 m/s. La densità è anche significativa delle sostanze più volatili, come lo Csl.

I modelli gaussiani, quale quello applicato in PC COSYMA, simulano sorgenti puntiformi e non sono quindi in grado di considerare le dimensioni e la forma iniziali della nube. Per tenere conto dell’altezza della nube e delle sue dimensioni si è dunque ricorsi ad una modellazione che prevede una serie di punti di rilascio

multipli, posti a diversa altezza lungo l'asse verticale della nube. Sono stati previsti 9 punti di rilascio come riferimento: 6 distribuiti lungo lo *stem* della nube, 3 lungo il *cap*. Per avere delle stime sull'errore legato alla modellazione, sono state condotte simulazioni in cui la nube iniziale è stata rappresentata da 2 e 5 punti di rilascio. La modellazione a 9 punti di rilascio è stata confrontata con una sorgente puntiforme rilasciata in corrispondenza del tetto del contenitore, cui è stato applicato il modello di "Plume Rise", che tiene conto della potenza associata al rilascio (nell'ipotesi che l'energia della detonazione venga rilasciata in un secondo). In Figura 4.6 sono riportate le configurazioni delle nubi a 9,5 e 2 punti, calcolati come baricentri dei volumi in cui è stata divisa la nube.

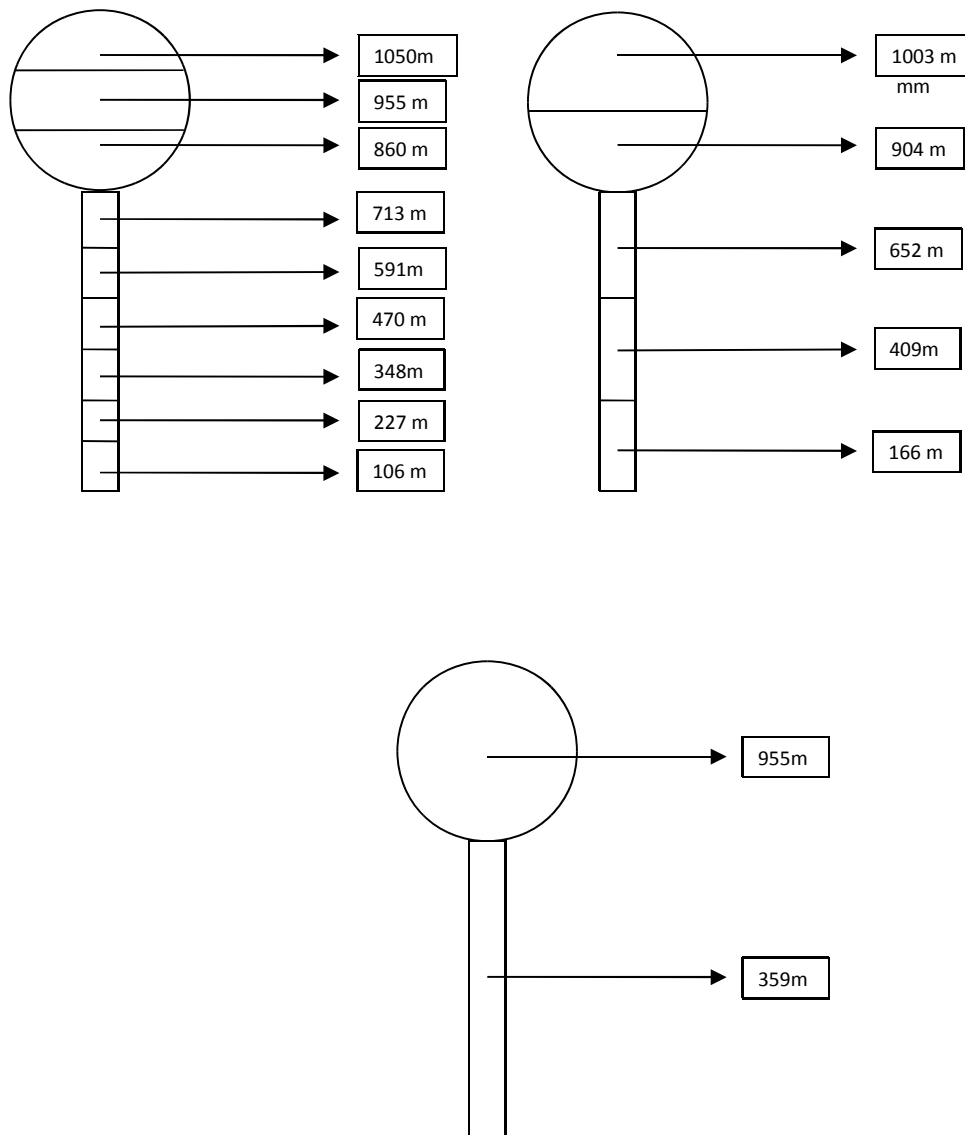


Fig. 4.6: Quote di rilascio per la rappresentazione a 9, 5 e 2 punti

Si assume che la radioattività del *cap* e dello *stem* sia suddivisa secondo il modello *cap-stem*.

Il modello suppone che le particelle più grandi (con una maggior percentuale di materiale inerte) si distribuiscano nello *stem* cui si assegna il 20% del totale della radioattività rilasciata. Nel *cap* si concentra il restante 80% della radioattività. Questo modello verrà indicato per convenienza come modello disomogeneo. Data comunque l'importanza che la distribuzione di radioattività tra *cap* e *stem* ha sulle ricadute al suolo, soprattutto nelle vicinanze del sito è stata anche condotta una simulazione in cui la radioattività è stata ripartita equamente tra *cap* e *stem*.

In Tabella 4.2 si riportano i dati meteorologici utilizzati nelle simulazioni per descrivere le prime ore successive all'evento: la direzione e la velocità del vento (misurata a 10 m di altezza), la piovosità, la classe di stabilità atmosferica e l'altezza di mescolamento.

PC-COSYMA non tiene conto delle dimensioni iniziali della nube, a meno di considerare effetti di "Building Wake", se il punto di rilascio è ad una quota confrontabile con le dimensioni dell'edificio. Questo influenza i risultati dell'analisi a ridosso della sorgente.

Tab. 4.2: dati meteorologici al momento dell'esplosione

ora	direzione vento (deg)	velocità vento (m/s)	piovosità (mm/h)	classe di stabilità	altezza di mescolamento (m)
1	094	7.68	0	neutra	1100
2	089	6.63	0	neutra	1100
3	079	7.48	0	neutra	1100
4	081	7.48	0	neutra	1100
5	087	8.16	0	neutra	1100
6	165	3.12	0	neutra	1100
7	080	4.08	0.01	neutra	1100
8	054	6.77	0	neutra	1100
9	056	7.73	0	neutra	1100
10	050	7.75	0	neutra	1100
11	057	7.83	0	neutra	1100
12	047	7.58	0	neutra	1100
13	050	7.19	0	neutra	1100
14	048	7.80	0	neutra	1100
15	047	6.88	0	neutra	1100
16	053	7.85	0	neutra	1100
17	051	8.55	0	neutra	1100
18	059	7.08	0	neutra	1100
19	063	7.37	0	neutra	1100
20	066	6.58	0	neutra	1100
21	068	6.82	0	neutra	1100
22	084	8.59	0	neutra	1100
23	067	6.30	0	neutra	1100
24	067	6.66	0	neutra	1100

Sono stati presi in considerazione i radioisotopi riportati in Tabella 4.3, scelti per l'importanza radiologica e la radioattività iniziale rilasciata dal contenitore, che è maggiore per i radioisotopi maggiormente volatili. La radioattività allo spegnimento del reattore è stata valutata prendendo a riferimento un tipico nocciolo PWR, come riportato in [14]. Le percentuali di rilascio sono state prese in base alle direttive del NUREG 1465.

Tab. 4.3: Radioisotopi considerati nella sorgente di rilascio

radioisotopo	tempo di dimezzamento	radioattività iniziale (Bq)
Kr-88	2.84 h	2.5974E+19
Sr-90	28.78 y	2.0230E+17
I-131	8.02 d	2.0979E+19
Te-132	3.2 d	9.1409E+18
Xe-133	5.243 d	1.1988E+19
Cs-137	30.07 y	3.7463E+17

I gas nobili Kr-88 e Xe-133, sono importanti per valutare l'esposizione acuta al passaggio della nube. Lo I-131 è responsabile della dose alla tiroide, poiché si lega facilmente a quest'organo. Gli effetti dello Sr-90 sono prevalentemente di lunga durata, poiché questo radioisotopo si concentra in alcuni alimenti (latte e vegetali) e tende a sostituirsi al calcio delle ossa. Il Cs-137 è un emittore beta e gamma responsabile sia di effetti sulla pelle e su tutto il corpo (per esposizione esterna e irraggiamento interno).

Il Tellurio 132 decade invece in I-132 i cui effetti sulla salute sono comparabili a quelli dello I-131.

I risultati per le rappresentazioni a 9 punti sono stati ottenuti dalla somma dei risultati parziali di due simulazioni eseguite distintamente per i punti di rilascio del *cap* e dello *stem* della nube. Non è stato possibile però avere una stima del rischio totale, essendo espresso in valori percentuali e quindi non sommabile. Le percentuali di rischio sono relative al solo contributo del gambo della nube.

4.5.3 Dominio di calcolo

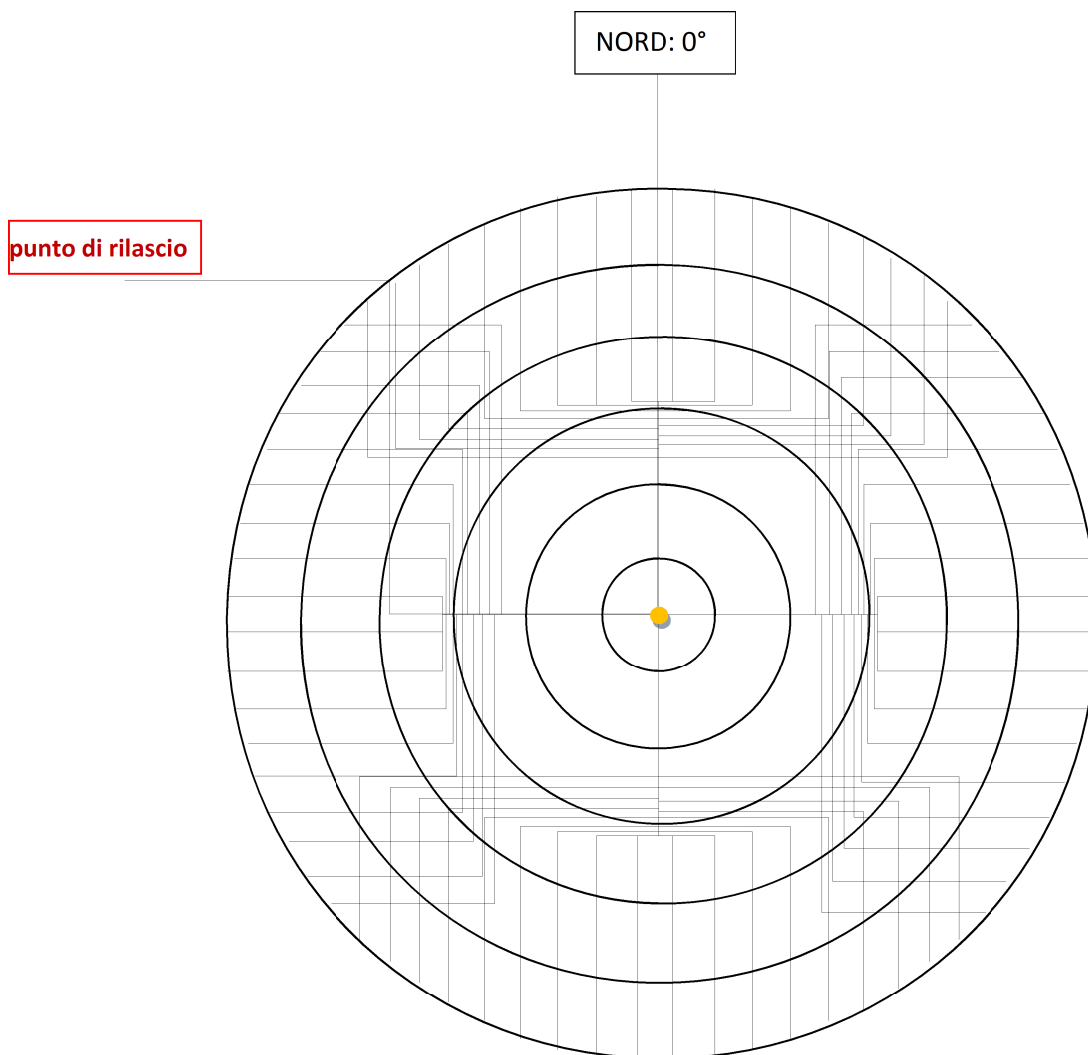


Fig. 4.7: griglia di calcolo

In Figura 4.7 è disegnata la griglia di calcolo, che è circolare e ed è suddivisa in 72 settori angolari (ciascuno di 5° di ampiezza). Le distanze considerate sono 20 per ciascun settore. Il numero di punti complessivi del dominio è 1440. La massima distanza considerata dal centro del rilascio è di 210 km.

4.6 Risultati della simulazione

Vengono messe a confronto le seguenti grandezze:

- concentrazione integrata di radioattività in aria (Bqs/m^3)
- deposizione di radioattività al suolo (Bq/m^2)

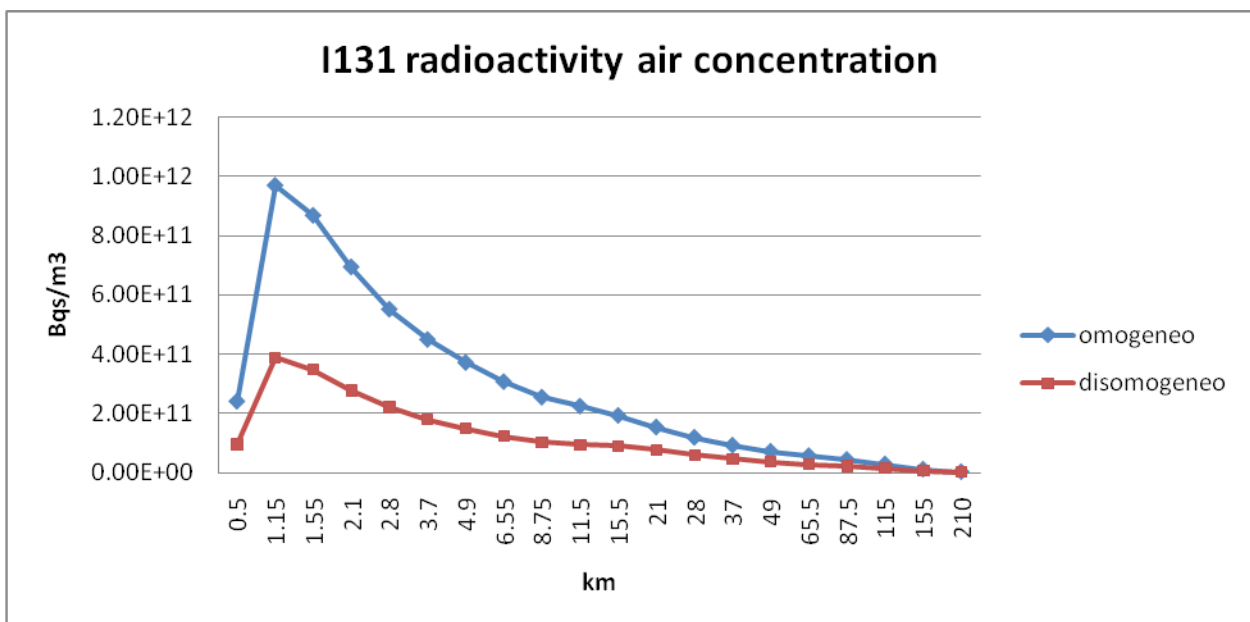
- dose acuta (Sv)
- dose impegnata (Sv)
- rischio di insorgenza di effetti acuti della pelle
- rischio di mortalità nella fase acuta del rilascio
- rischio di insorgenza di tumori alla tiroide nel lungo periodo

Viene fatto un primo confronto tra il modello omogeneo e il modello disomogeneo (*cap-stem*), a 9 punti di rilascio, per valutare l'influenza della distribuzione di radioattività nella nube iniziale.

Vengono poi confrontati tutti i modelli di rappresentazione della nube e vengono evidenziate le differenze tra il modello disomogeneo a 9 punti e quello classico, in cui la sorgente è assunta puntiforme.

4.6.1 Confronto tra i modelli omogeneo e disomogeneo

Sono stati effettuati due tipi di confronto: il primo a parità di modello di rappresentazione della nube, cambiando la distribuzione di radioattività; il secondo a parità di distribuzione di radioattività e confrontando i diversi modelli di nube.



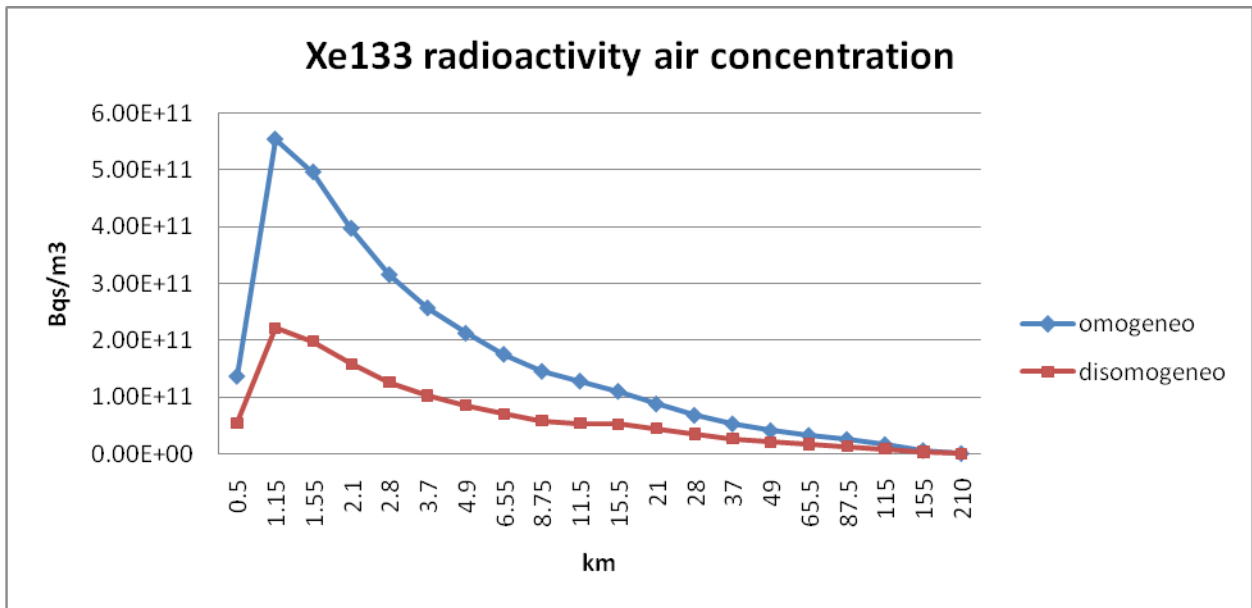


Fig. 4.8: concentrazione integrata di radioattività in aria per I-131 e Xe-133

Osservando i grafici della concentrazione in aria di I-131 e Xe-133 (Figura 4.8) si può notare che entrambi i modelli di nube presentano un punto di massimo a circa 1 km di distanza dalla sorgente, poiché il modello di dispersione utilizzato è lo stesso. Il rapporto tra i valori di picco è pari a 2.5 e corrisponde al rapporto tra la radioattività contenuta nello stem in caso di distribuzione omogenea e quella in caso di distribuzione disomogenea. Infatti la parte più alta della nube (il cap) raggiunge il suolo solo dopo i 10 km: oltre questa distanza le differenze tra i due modelli vanno diminuendo perché il cap nella rappresentazione disomogenea ha una percentuale di radioattività maggiore rispetto a quella omogenea. La convergenza dei modelli è dovuta anche all'impoverimento massiccio della nube nella rappresentazione omogenea: nelle vicinanze del sito, a parità di velocità di deposizione, la concentrazione in aria è maggiore nel caso omogeneo e quindi è maggiore anche il flusso di deposizione, come si vede dai grafici in Figura 4.9 e come risulta dall'equazione (4.20).

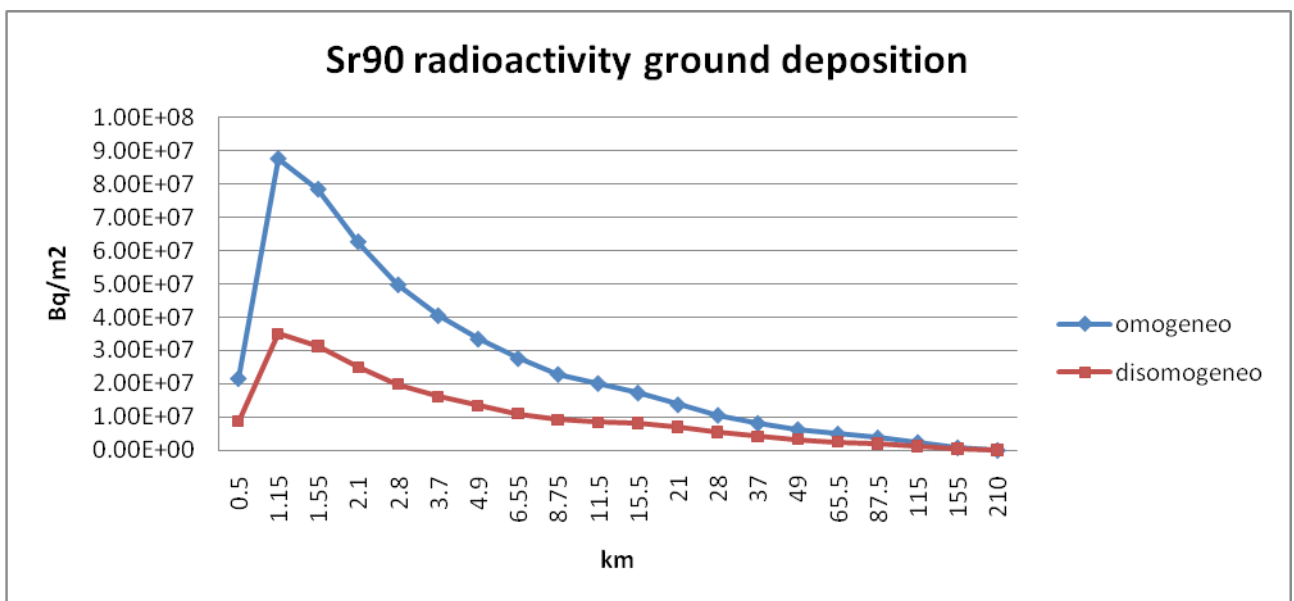
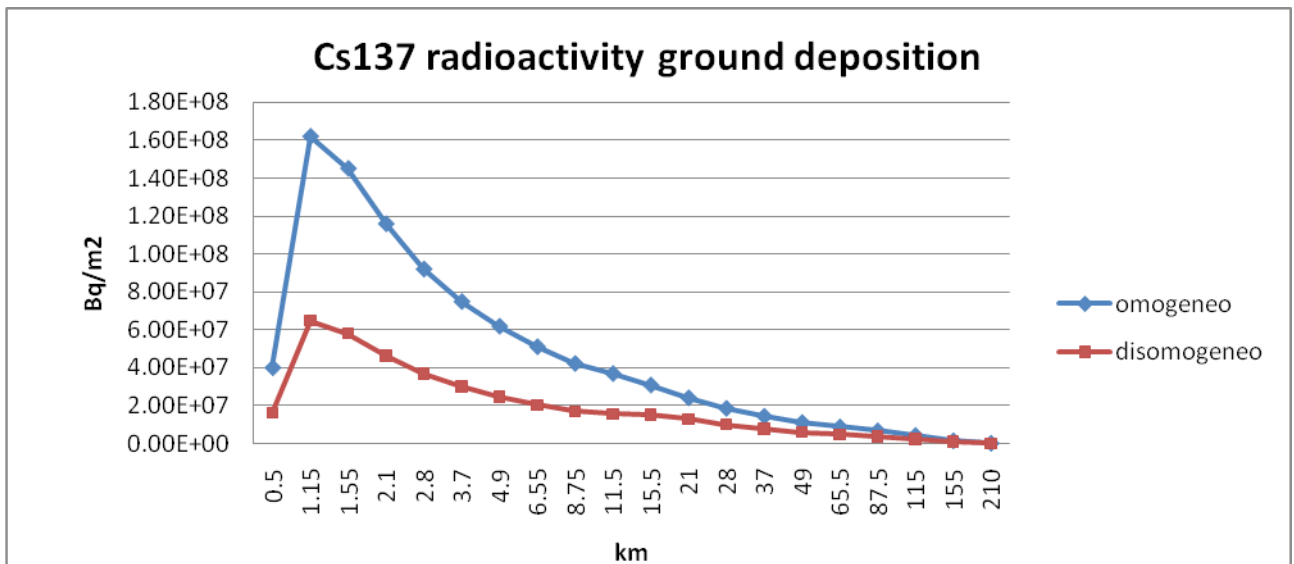
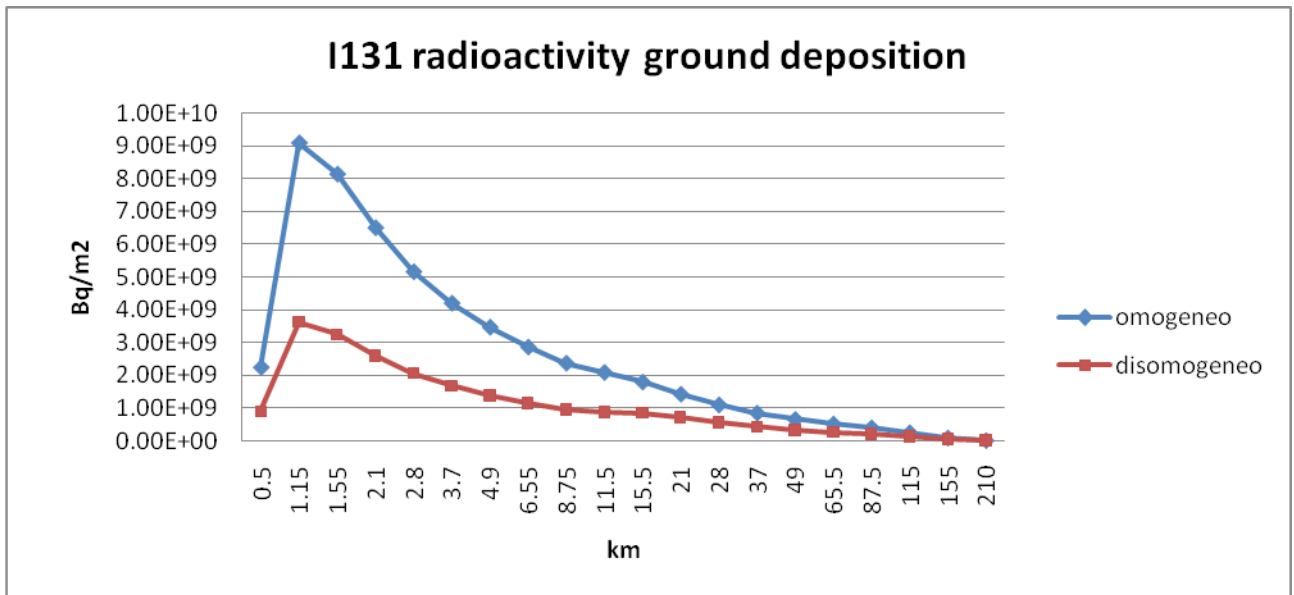


Fig. 4.9: deposizione di radioattività al suolo di I131, Cs137 e Sr90

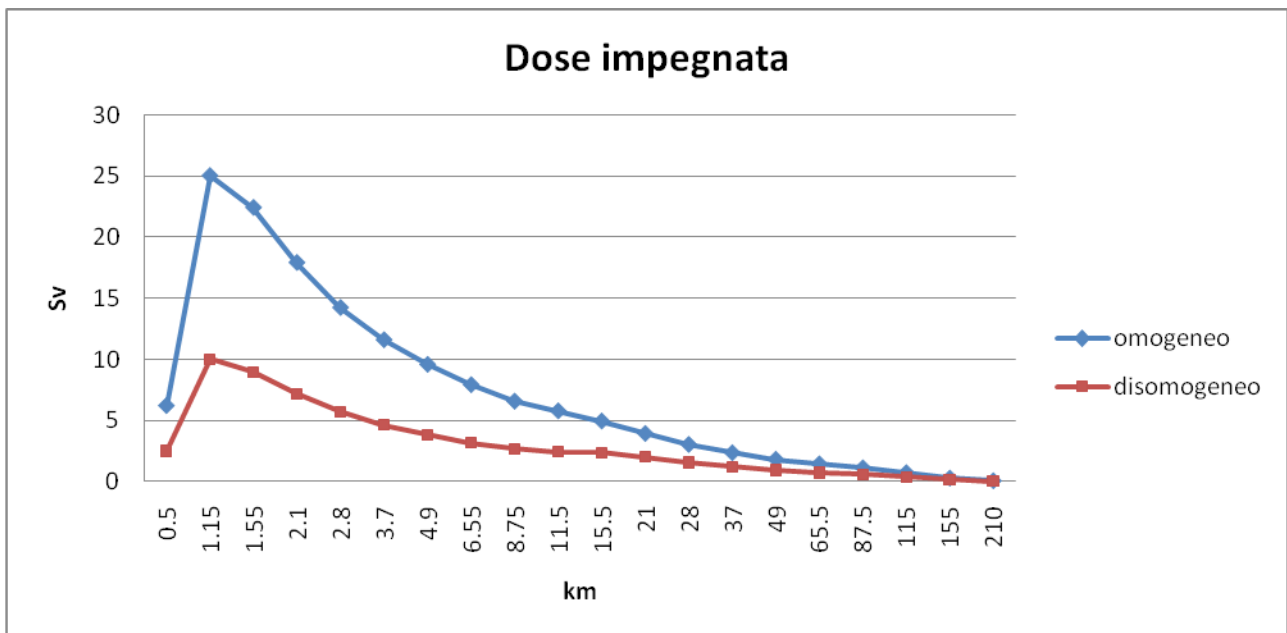
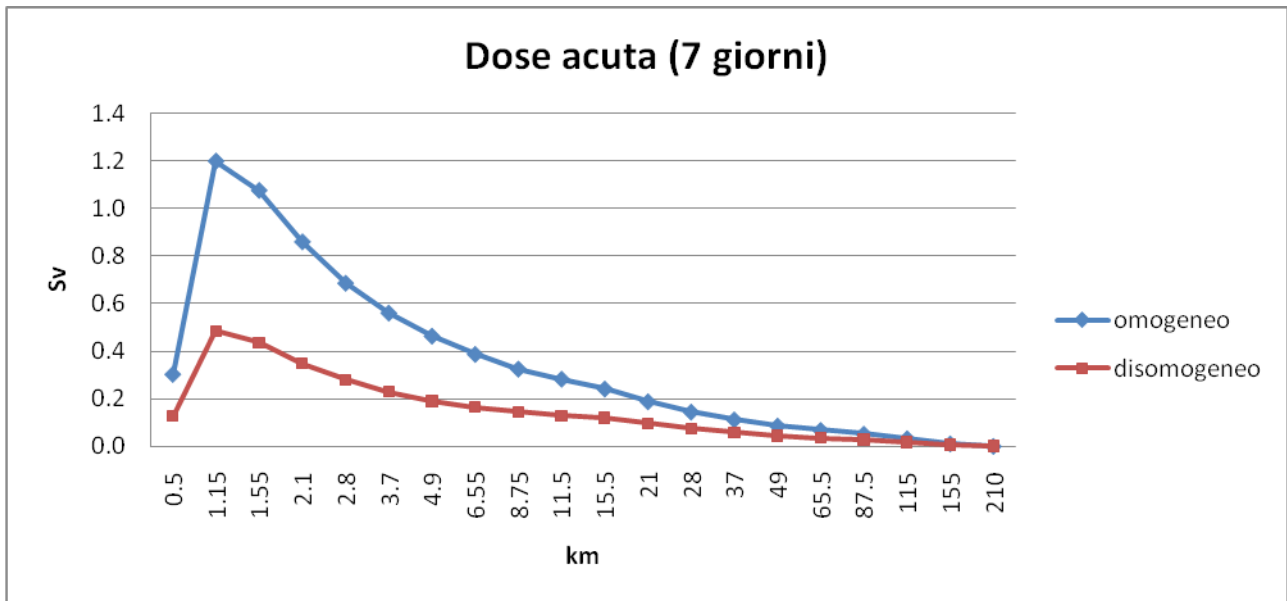


Fig. 4.10: dose efficace acuta e impegnata (per 50 anni)

Poiché sussiste una proporzionalità tra i valori di dose e di concentrazione, i grafici della dose acuta e impegnata (Figura 4.10) hanno gli stessi andamenti delle altre grandezze. L'errore assoluto è però molto più evidente nel lungo periodo, con una differenza di 15 Sv tra i due modelli, evidenziata dal confronto dei picchi di dose.

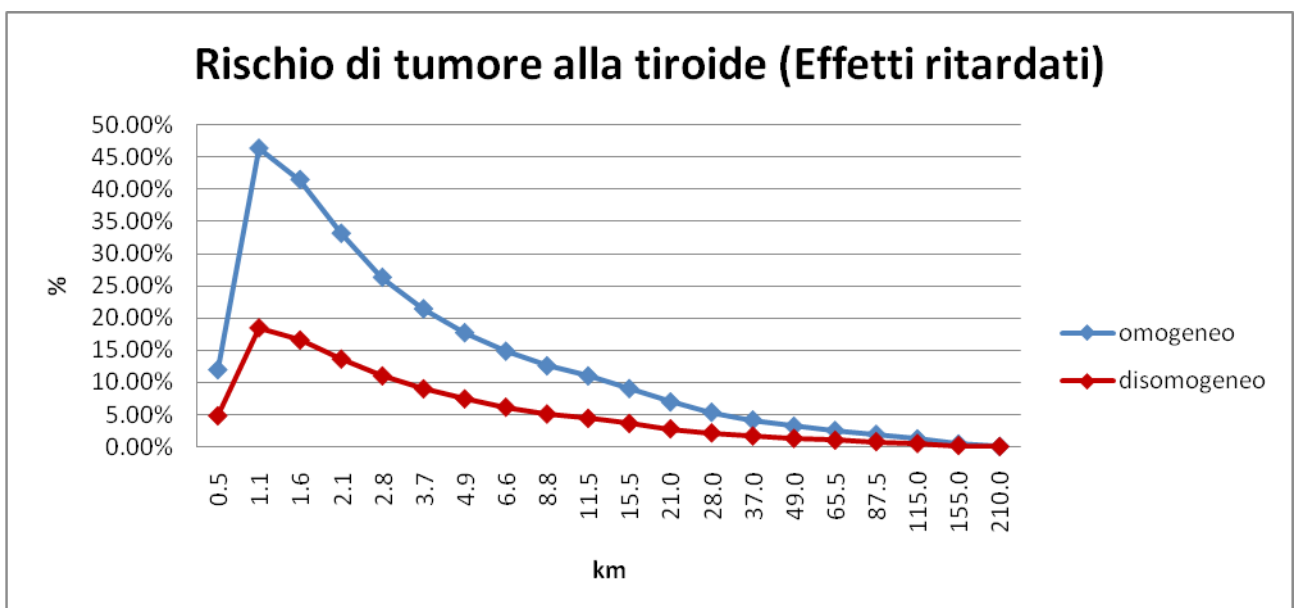
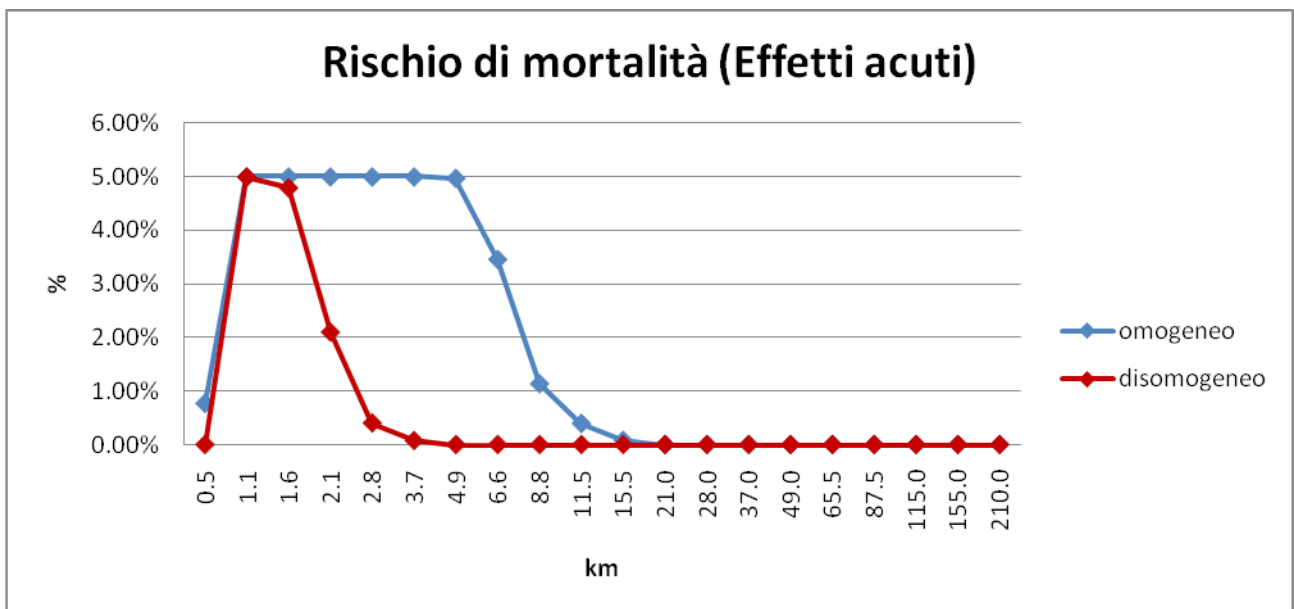
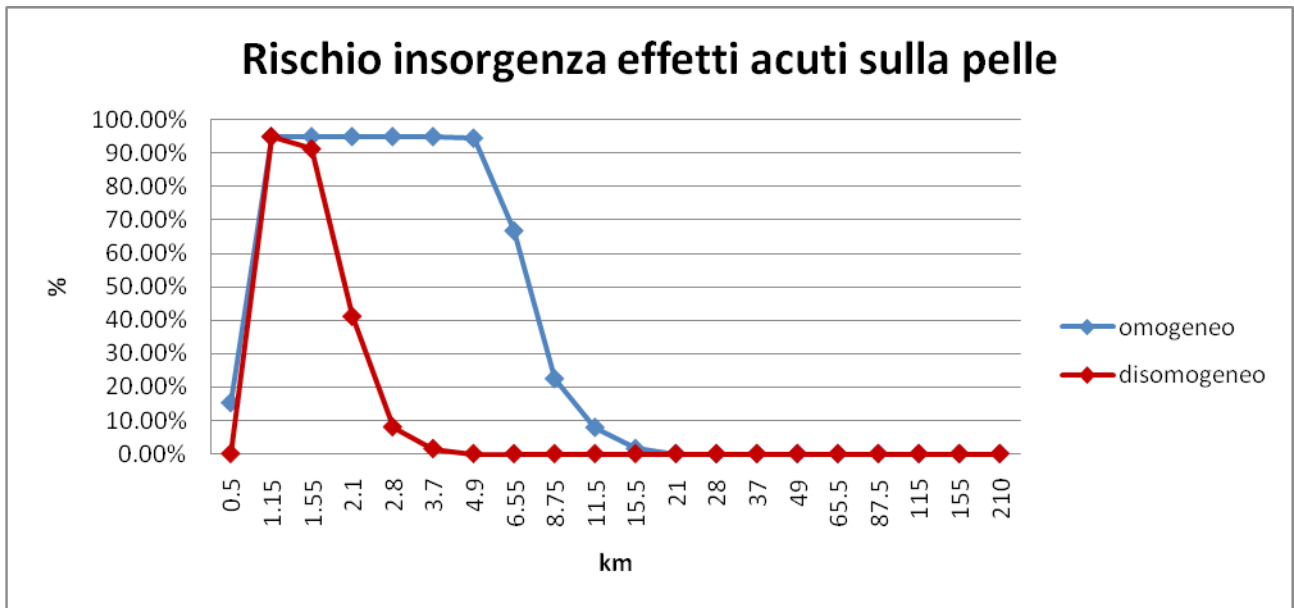


Fig. 4.11: valutazione del rischio nella fase acuta e nel lungo periodo (solo stem)

Si osserva dalla Figura 4.11 che i risultati delle stime sul rischio di malattie della pelle e di mortalità, nella fase acuta, sono paragonabili solo sotto i 2 km di distanza dal sito. Il rischio nel caso di modello disomogeneo diminuisce poi esponenzialmente, fino ad annullarsi a circa 5 km, quando la dose ricevuta dall'individuo scende sotto il valore soglia di insorgenza. Nel caso del modello omogeneo l'area in cui il rischio è del 90% si estende fino a 5 km. Il rischio massimo di mortalità è comunque in entrambi i casi del 5%.

Il rischio di insorgenza di tumori alla tiroide (effetti stocastici, a lungo termine), dovuto all'irraggiamento interno di I-131 e I-132 (dal decadimento del Te-132), segue la curva della dose e in questo caso i valori dei picchi sono molto discordanti, passando da un rischio di insorgenza del 46%, per il modello omogeneo, a un rischio del 18%, nel caso di modello disomogeneo.

4.6.2 Confronto globale tra le diverse rappresentazioni

Nei grafici successivi il modello disomogeneo a 9 punti è stato messo a confronto anche con le rappresentazioni a 5 e a 2 punti e con quella ad un unico punto di rilascio, in cui è stato attivato il modello per il calcolo della salita della nube e che rappresenta lo standard classico di modellazione.

Con riferimento alla Figura 4.12 si nota che, a mano a mano che si riduce il numero di punti di rilascio della nube, si perdono informazioni sulla radioattività al suolo nelle vicinanze della sorgente. Mediamente infatti i punti di rilascio del *cap* e dello *stem* si portano a quote più alte e la radioattività tocca il suolo a distanze sempre maggiori, dopo aver diffuso lungo l'asse perpendicolare al moto (asse z).

E' da notare come le curve a 2 e a 5 punti tendono a raccordarsi con quella a 9 punti dopo i 10 km. Osservando i grafici della dose (Figura 4.14) si vede più in dettaglio che, riducendo il numero di punti, i risultati tendono leggermente a sovrastimare quelli del modello a 9 punti. Questo effetto, che si accentua al diminuire del numero di punti è dovuto alla legge di conservazione della radioattività (potendo trascurare il decadimento nelle fasi iniziali del rilascio): finché infatti la nube non raggiunge il suolo non deposita radioattività e quindi non si impoverisce in concentrazione. Al ridursi del numero di punti la radioattività inizia a depositarsi più lontano e per questo, dopo i 10 km, le stime del modello a 2 punti sono maggiori rispetto a quelle del modello a 5 punti, a loro volta maggiori di quelle del modello a 9 punti.

Questo risultato dipende naturalmente anche dalla classe di stabilità atmosferica che influisce sulla diffusione: in caso di atmosfera instabile il forte rimescolamento favorisce la diffusione e la parte alta della nube raggiunge prima il suolo rispetto al caso di atmosfera neutra; queste considerazioni sono rovesciate in caso di atmosfera stabile.

Considerando invece il confronto tra il modello a 9 punti disomogeneo e il modello a 1 punto di rilascio, valgono le stesse considerazioni fatte per i modelli a numero ridotto di punti, ma la sovrastima è nettamente maggiore, poiché il modello a 1 punto di rilascio equivale ad un modello con distribuzione omogenea di radioattività. Si vede infatti come la curva di colore giallo si raccordi con la curva di colore blu del modello a 9 punti omogeneo, sovrastimandone leggermente i risultati, per quanto detto in precedenza

sulle rappresentazioni con numero di punti variabile. E' comunque da sottolineare il buon accordo con il modello omogeneo, oltre i 10 km dalla sorgente. Inoltre il punto di ricaduta al suolo è molto vicino a quello del modello a due punti, perché il modello di *Plume Rise* tiene conto della diffusione e del trasporto che la nube subisce durante il processo di risalita.

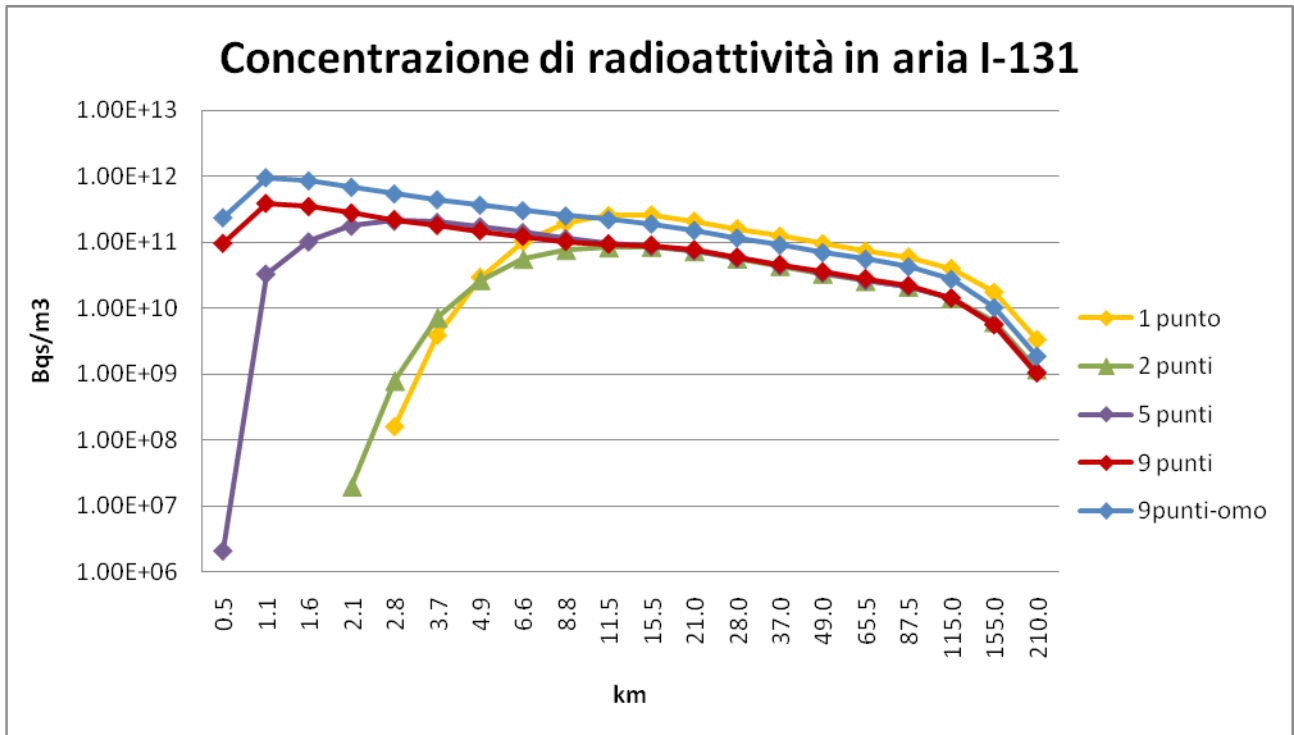


Fig. 4.12: confronto globale tra le stime di concentrazione integrata di radioattività in aria di I-131

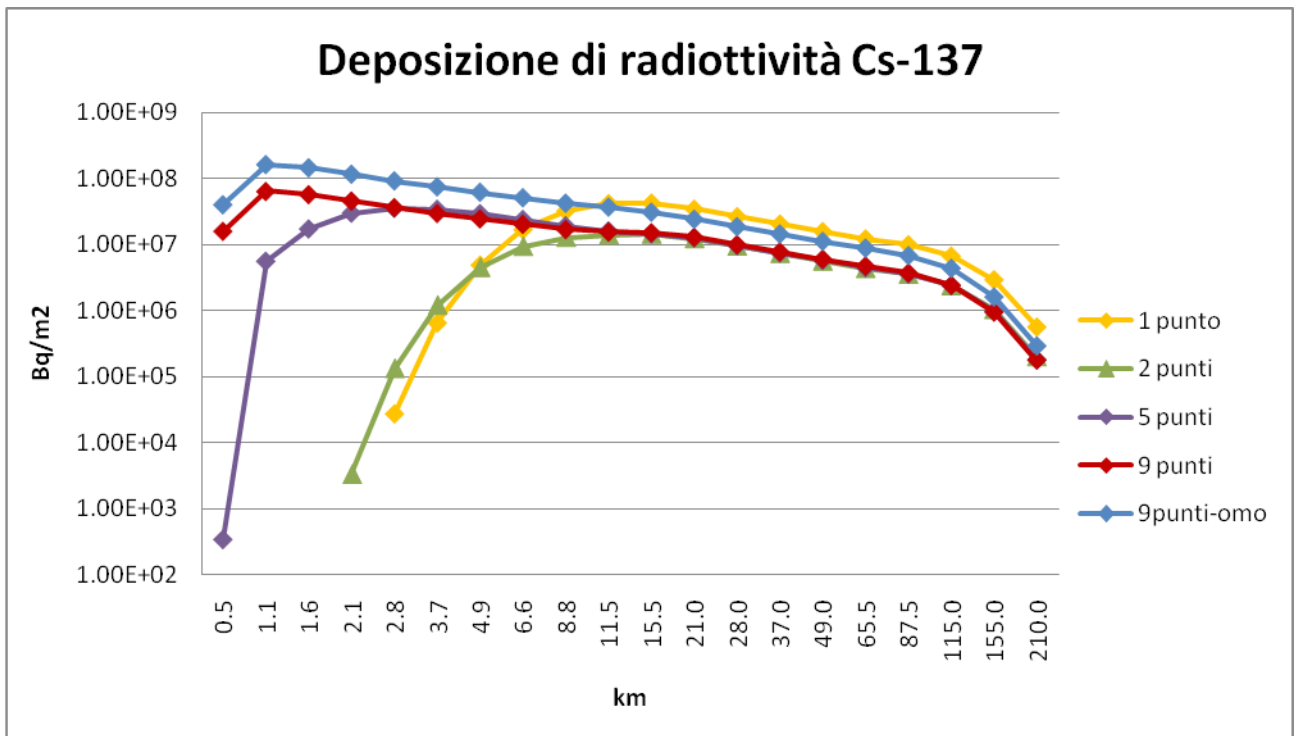


Fig. 4.13: confronto globale tra le stime di deposizione di radioattività di Cs-137

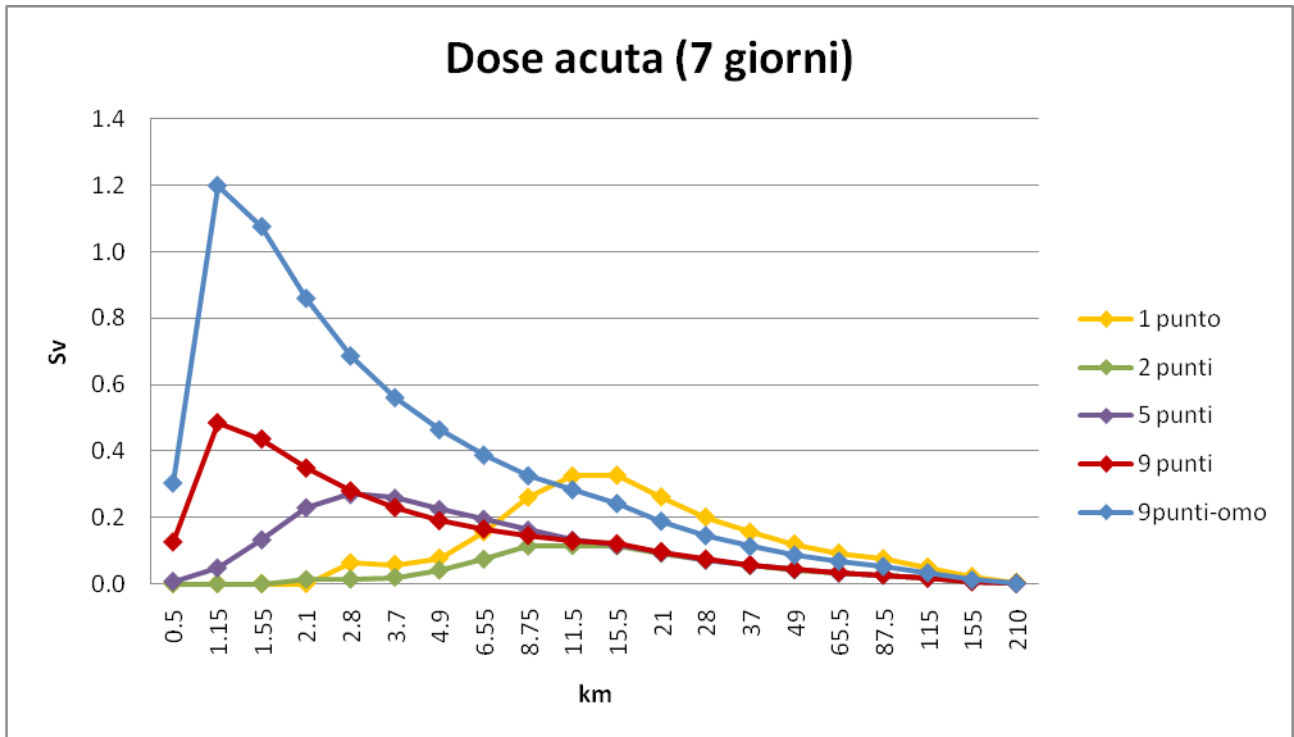


Fig. 4.14: confronto tra le stime di dose acuta ottenute dalle diverse rappresentazioni della nube

Il picco di dose più alto si registra ad 1 km di distanza dalla sorgente e si rileva con la rappresentazione a 9 punti (Figura 4.14). Con le altre rappresentazioni si perdono informazioni nelle vicinanze della sorgente, anche sulla gravità dell'evento, poiché il picco di dose efficace alla persona si riduce di volta in volta di circa il 50%, passando da rappresentazioni più complesse a meno complesse.

I valori di picco della dose acuta sono molto superiori alla soglia annuale di 1 mSv, imposta per la popolazione e di 20 mSv, imposta per i lavoratori esposti dalle direttive EURATOM, attuate in Italia dal decreto legislativo n° 230 del 17/03/95 e successivamente confermate dal decreto n°241 del 26/05/2000 .

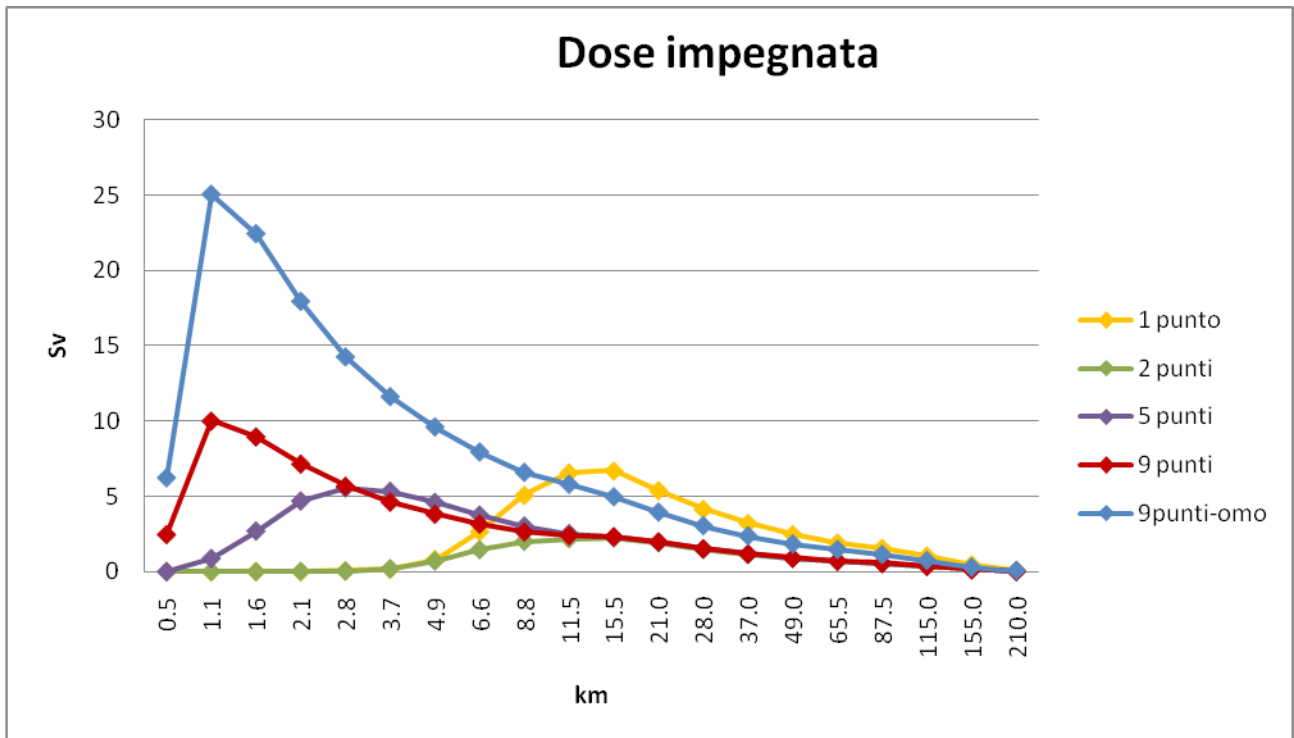
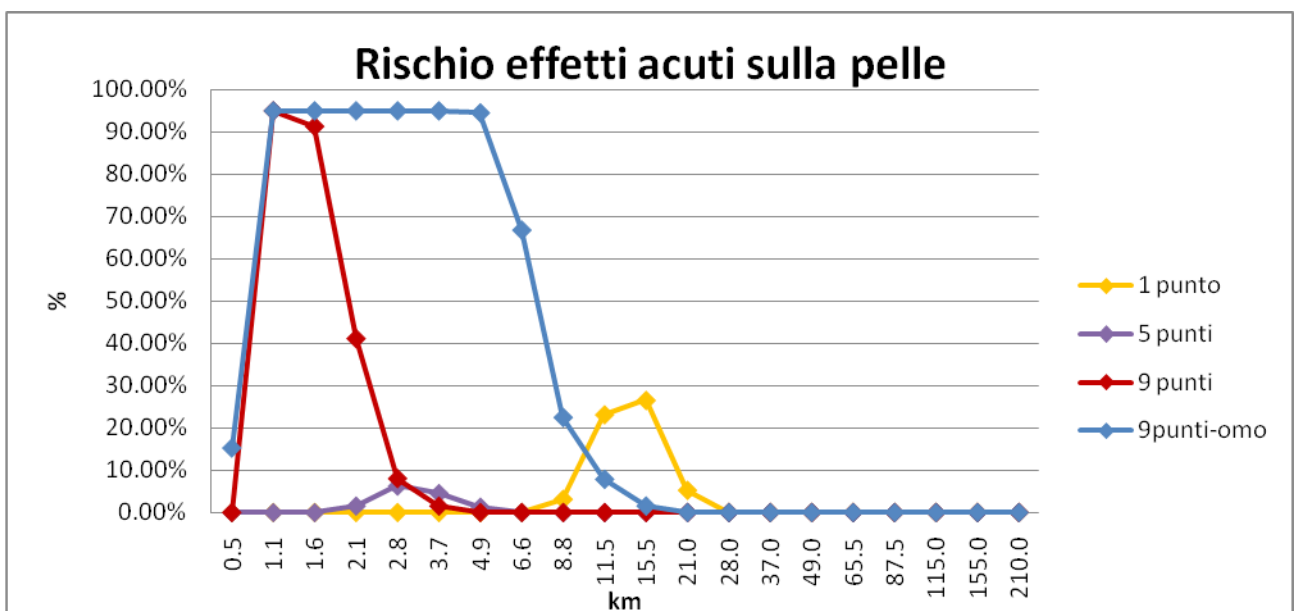


Fig. 4.15: confronto globale tra le stime di dose impegnata (50 anni)

Le stesse considerazioni valgono anche per la dose impegnata (Figura 4.15). Il maggiore impatto radiologico si ha entro 2 km di distanza dal sito, regione in cui ci sono grandi differenze nei risultati dei diversi modelli di rappresentazione della nube.

In Figura 4.16 sono riportate le percentuali di rischio di insorgenza di effetti acuti sulla pelle. L'effetto predominante è quello di malattie della pelle. Per le rappresentazioni a 9 punti la curva del rischio è relativa solo alla parte bassa della nube e quindi indicativa dei primi 10 km di distanza dalla sorgente.



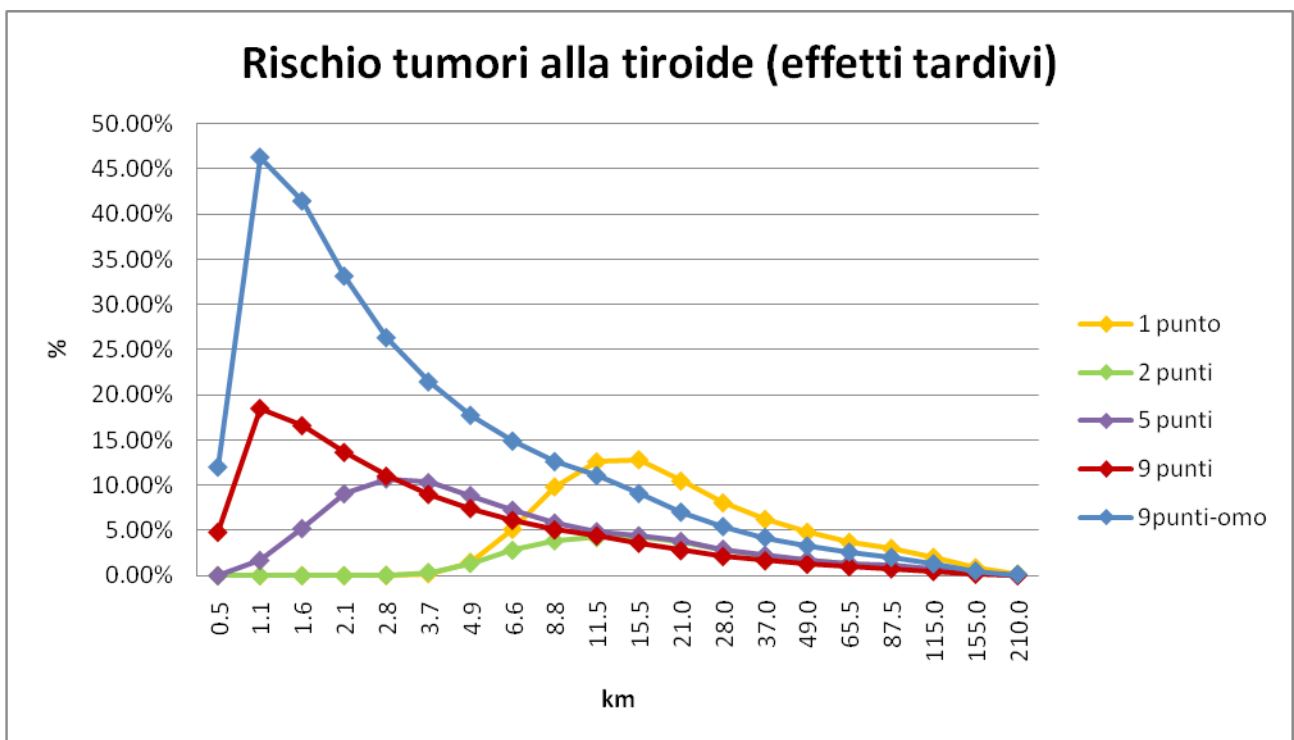
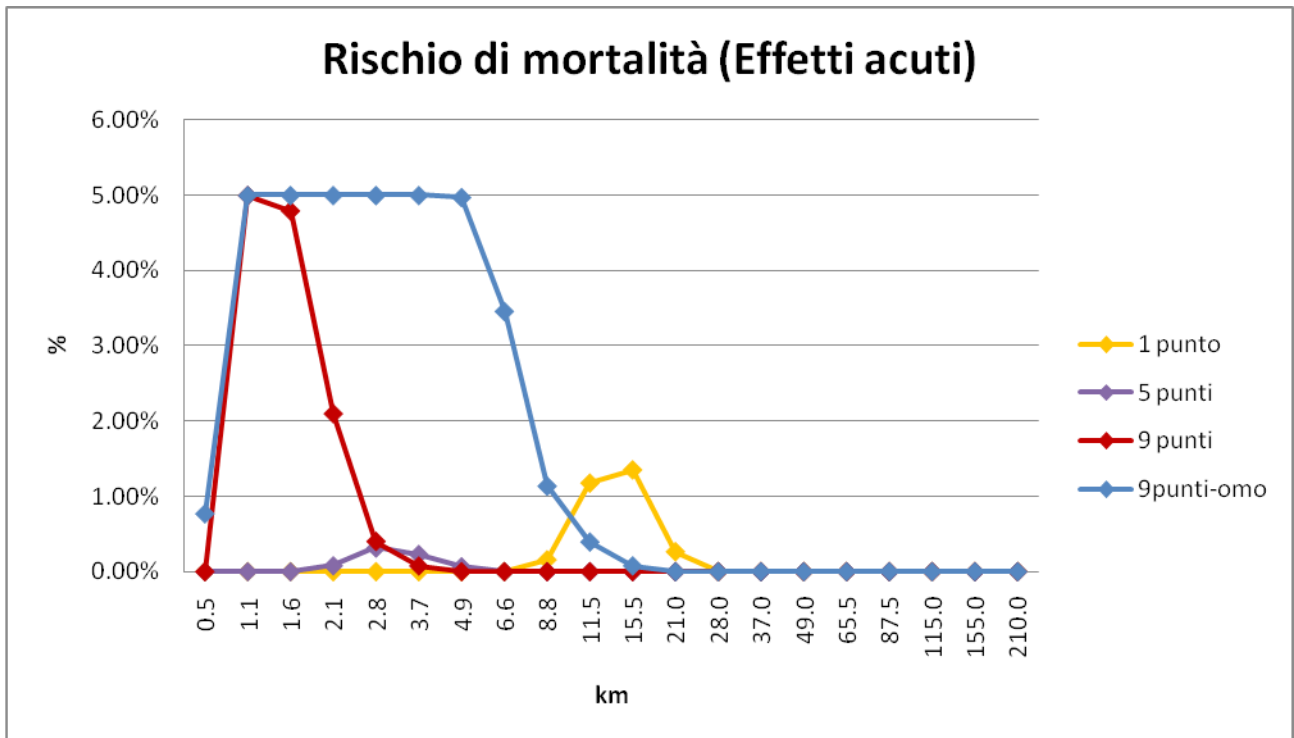


Fig. 4.16: Valutazione globale del rischio nella fase acuta e nel lungo periodo.

Il rischio sanitario nella fase acuta è rilevato nelle vicinanze del sito solo adottando modelli a 9 punti di rappresentazione. La rappresentazione a sorgente puntiforme rileva un rischio del 30% per gli effetti sulla pelle e dell'1% per la mortalità tra 9 e 28 km di distanza dalla sorgente, quando la nube raggiunge il suolo. La sovrastima rispetto al modello a 9 punti trova spiegazione, come visto per i risultati della concentrazione di radioattività, nella modellazione della sorgente. Poiché la curva di rischio dei modelli a 9 punti è relativa

solo allo *stem* della nube è possibile che questo picco relativo sia presente anche nella curva di rischio del modello omogeneo relativa alla nube completa, data la convergenza dei risultati di concentrazione nel confronto tra i due modelli.

Nel lungo periodo il rischio di insorgenza di tumori alla tiroide segue quello delle concentrazioni. Le differenze più marcate si riscontrano tra i modelli disomogenei e quello puntiforme, che segue invece l'andamento del modello omogeneo.

4.7 Valutazione dei modelli di rappresentazione della sorgente

Come si è potuto riscontrare dai risultati delle concentrazioni di radioattività, l'utilizzo di diversi modelli di rappresentazione della sorgente introduce delle differenze localmente rilevanti nella stima delle grandezze. Si è deciso quindi di ricorrere ad un metodo di comparazione statistica dei modelli in cui il referente è il modello che approssima la nube con 9 punti di rilascio ed una distribuzione di radioattività disomogenea tra *cap* e *stem*.

I valori di concentrazione stimati dal modello referente sono indicati con C_r ; quelli stimati con gli altri modelli sono indicati con C_p .

I parametri utilizzati per valutare la performance dei modelli sono riportati in Tabella 4.4.

Tab. 4.4: definizione dei parametri statistici della comparazione

PARAMETRO	DEFINIZIONE
FA2 (factor of 2)	numero di dati che soddisfano la condizione $0.5 < C_p / C_r < 2$
MRB (Mean Relative Bias)	$MRB = \left\langle \frac{C_p - C_r}{1/2 \cdot (C_p + C_r)} \right\rangle$
MRSE (Mean Relative Square Error)	$MRSE = \left\langle \frac{(C_p - C_r)^2}{1/4 \cdot (C_p + C_r)^2} \right\rangle$
MG (Geometric Mean Bias)	$MG = \exp \left\langle \left[\log_e \left(\frac{\psi_p}{\psi_o} \right) \right] \right\rangle$
VG (Geometric Mean Variance)	$VG = \exp \left\langle \left[\log_e \left(\frac{\psi_p}{\psi_o} \right) \right]^2 \right\rangle$

Questi parametri permettono di valutare l'errore medio con cui il modello sottostima o sovrastima i valori di riferimento e il grado di dispersione dalla media. Essendo dei parametri normalizzati sono applicabili sia per alti che per bassi valori di concentrazione.

4.7.1 Factor of 2 (FA2)

E' un criterio di selezione dei valori di concentrazione dei modelli oggetto della valutazione. Vengono selezionati i valori che sovra o sottostimano quelli del modello di riferimento di un ordine massimo 2: il rapporto C_r/C_o è compreso quindi tra 0.5 e 2. Più sono i valori che si conformano al criterio, maggiore sarà il grado di robustezza della comparazione.

4.7.2 Mean Relative Bias (MRB)

Questo parametro misura l'errore sistematico medio nella stima che C_p fa di C_r , su scala lineare.

Per il modello di riferimento questo valore è nullo.

In caso i risultati del modello messo a confronto sovrastimino e sottostimino in parte i valori del modello di riferimento l'MRB viene calcolato separatamente per questi due gruppi:

$$MRB_n = \left\langle \frac{|C_p - C_r|}{1/2 \cdot (C_p + C_r)} \right\rangle, \quad C_p < C_r$$

$$MRB_p = \left\langle \frac{C_p - C_r}{1/2 \cdot (C_p + C_r)} \right\rangle, \quad C_p > C_r$$

L'MRB complessivo si ottiene dalla differenza dei due parametri.

$$MRB = MRB_p - MRB_n$$

Per i dati che rispettano i criteri FA2, l'MRB può variare tra -2/3 (in caso di sottostima sistematica del modello preso a confronto) e + 2/3 (in caso di sovrastima sistematica del modello preso a confronto).

4.7.3 Mean Relative Square Error (MRSE)

MRSE misura la varianza dalla media su scala lineare ed è sensibile a piccoli valori. Per il modello referente MRSE è 0, mentre, per i modelli che rispondono al criterio FA2, MRSE può raggiungere al massimo 4/9 (sotto o sovrastima sistematica dei risultati del modello referente).

E' possibile creare un diagramma cartesiano in tre dimensioni, riportando MRBp, MRBn e MRB sui tre assi.

Si può quindi costruire una retta che visualizzi la distanza del modello messo a confronto con il referente.

Tale distanza ($D_{MRB-MRSE}$) è pari a:

$$D_{MRB-MRSE} = \sqrt{MRB_p^2 + MRB_n^2 + MRSE}$$

4.7.4 Geometric Mean bias (MG)

Questo parametro valuta l'errore sistematico su scala logaritmica, ma non è in grado di accettare valori nulli di concentrazione.

In caso il modello sovrastimi o sottostimi parzialmente i risultati di quello di riferimento, il parametro MG può essere così calcolato:

$$MG_n = \exp \left\langle \log_e \left(\frac{C_r}{C_p} \right) \right\rangle, \quad C_r > C_p$$

$$MG_p = \exp \left\langle \log_e \left(\frac{C_p}{C_r} \right) \right\rangle, \quad C_p > C_r$$

E MG si ottiene dal rapporto dei due:

$$MG = \frac{MG_p}{MG_n}$$

Per il modello referente $MG = 1$. Per i modelli che rispettano i criteri FA2 l'MG può variare tra 0.5 (in caso di sottostima sistematica del modello preso a confronto) e 2 (in caso di sovrastima sistematica del modello preso a confronto).

4.7.5 Geometric Mean Variance (VG)

VG misura la varianza logaritmica media, ma è estremamente sensibile a bassi valori di concentrazione, perciò bisogna prevedere una soglia minima di concentrazione per tutti i modelli.

Se si costruisce un diagramma cartesiano delle triplete $[\ln(MG_p), \ln(MG_n), \sqrt{\ln VG}]$, si può disegnare una retta che visualizza la distanza del modello confrontato con il referente. Tale distanza (D_{MG-VG}) è:

$$D_{MG-VG} = \sqrt{(\ln MG_p)^2 + (\ln MG_n)^2 + \ln VG}$$

4.7.6 Criteri di accettabilità di un modello

Sulla base dei valori assunti dai parametri statistici, Chang et Hanna (2004) [16] hanno stabilito dei criteri di valutazione della bontà della performance di un modello, riportati in Tabella 4.5.

Tab. 4.5: criteri di accettabilità dei modelli

	ACCEPTABLE MODEL PERFORMANCE (Chang and Hanna 2004)
MRB	$ \text{MRB} < 0.3$
MRSE	< 0.1
FA2	$> 50\%$
MG	$0.7 \div 1.3$
VG	< 1.6

4.8 Risultati della comparazione

I modelli confrontati con il referente sono i modelli in cui la sorgente è rappresentata con un unico punto di rilascio, con 2 punti di rilascio e a distribuzione di radioattività disomogenea, con 5 punti di rilascio e a distribuzione di radioattività disomogenea, con 9 punti di rilascio (a distribuzione di radioattività sia omogenea che disomogenea).

Essendo i parametri VG e MRSE sensibili ai bassi valori è stata imposta una soglia di concentrazione integrata in aria di 10^{-3} Bq/m³.

Di seguito viene riportata la griglia con 72 settori e 20 distanze per ciascun caso.

0.5	1.1	1.5	2.1	2.8	3.7	4.9	6.5	8.7	11.5	15.5	21	28	37	49	65	87	115	155	210	km/°	n°settore
■	■	■																		5°	49
■	■	■	■	■	■															10°	50
■	■	■	■	■	■	■	■	■												15°	51
■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■						■	■	20°	52
■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	25°	53
■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	30°	54
■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	35°	55
■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	40°	56
■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	45°	57
■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	50°	58
■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	55°	59
■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	60°	60
■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	65°	61
■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	70°	62
■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	■	75°	63

Fig. 4.17: distribuzione della nube sulla griglia settoriale per il modello di riferimento (9 punti di rilascio)

Per il modello di riferimento sono disponibili 191 valori di concentrazione sulla griglia.

0.5	1.1	1.5	2.1	2.8	3.7	4.9	6.5	8.7	11.5	15.5	21	28	37	49	65	87	115	155	210	km/°	n°settore		
																					5°	49	
																						10°	50
																						15°	51
																						20°	52
																						25°	53
																						30°	54
																						35°	55
																						40°	56
																						45°	57
																						50°	58
																						55°	59
																						60°	60
																						65°	61
																						70°	62
																						75°	63

Fig. 4.18: distribuzione della nube sulla griglia settoriale per il modello a un punto di rilascio (modello di risalita della nube)

Nel caso del modello a un punto di rilascio, che tiene conto della risalita della nube dovuta all'energia della reazione dell'idrogeno, i punti interessati al passaggio della nube sono 108. Di questi il 15% rispetta il criterio FA2.

0.5	1.1	1.5	2.1	2.8	3.7	4.9	6.5	8.7	11.5	15.5	21	28	37	49	65	87	115	155	210	km/°	n°settore		
																						5°	49
																						10°	50
																						15°	51
																						20°	52
																						25°	53
																						30°	54
																						35°	55
																						40°	56
																						45°	57
																						50°	58
																						55°	59
																						60°	60
																						65°	61
																						70°	62
																						75°	63

Fig. 4.19: distribuzione della nube sulla griglia settoriale per il modello a 2 punti di rilascio (distribuzione di radioattività disomogenea)

Considerando il modello a 2 punti di rilascio disomogeneo la concentrazione di radioattività è al di sopra della soglia in 121 punti. Di questi il 66% supera il criterio FA2.

0.5	1.1	1.5	2.1	2.8	3.7	4.9	6.5	8.7	11.5	15.5	21	28	37	49	65	87	115	155	210	km/°	n°settore		
																					5°	49	
																						10°	50
																						15°	51
																						20°	52
																						25°	53
																						30°	54
																						35°	55
																						40°	56
																						45°	57
																						50°	58
																						55°	59
																						60°	60
																						65°	61
																						70°	62
																						75°	63

Fig. 4.20: distribuzione della nube sulla griglia settoriale per il modello a 5 punti di rilascio (distribuzione di radioattività disomogenea)

Suddividendo la nube iniziale in 5 punti di rilascio sono disponibili per la comparazione 160 punti di cui il 71% soddisfa il criterio FA2.

0.5	1.1	1.5	2.1	2.8	3.7	4.9	6.5	8.7	11.5	15.5	21	28	37	49	65	87	115	155	210	km/°	n°settore		
																						5°	49
																						10°	50
																						15°	51
																						20°	52
																						25°	53
																						30°	54
																						35°	55
																						40°	56
																						45°	57
																						50°	58
																						55°	59
																						60°	60
																						65°	61
																						70°	62
																						75°	63

Fig. 4.21: distribuzione della nube sulla griglia settoriale per il modello a 9 punti di rilascio (distribuzione di radioattività omogenea)

Nel caso del modello omogeneo a 9 punti di rilascio il numero di punti disponibili per il confronto è lo stesso del modello di riferimento. La distribuzione omogenea di radioattività tra cap e stem della nube comporta però che solo il 23% dei punti rispettino il criterio FA2 e che questi tendano sistematicamente a sovrastimare le concentrazioni calcolate dal modello di riferimento.

In Tabella 4.6 vengono riportati i valori tabulati dei parametri statistici utilizzati per la comparazione.

Tab. 4.6: valori assunti dai parametri statistici per ciascun modello confrontato

Modello	FA2	MRB	D_{MRB}	MRSE	$D_{MRB-MRSE}$	MG	VG	D_{MG-VG}
1 punto	14%	-0.48	1.63	1.19	1.96	0.14	78.9	3.74
2 punti	66%	-0.54	0.70	0.92	1.19	0.19	7.1	2.07
5 punti	71%	-0.56	0.64	0.71	1.06	0.37	31.8	2.15
9 punti	23%	0.80	0.80	0.64	1.13	2.28	1.99	1.17

Se si confrontano questi valori con quelli riportati in Tabella 4.5 nessuno soddisfa i criteri di “best performance”. I modelli con un maggior numero di punti comparabili sono il modello a 2 e a 5 punti, che hanno in comune con il modello referente la distribuzione di radioattività lungo la nube.

Considerando le distanze D_{MRB} , $D_{MRB-MRSE}$ i modelli che più si avvicinano alla rappresentazione a 9 punti sono il modello a 5 punti e il modello omogeneo a 9 punti. In particolare quest’ultimo ha la migliore performance se si considerano la media e la varianza geometrica.

Il modello a 5 punti tende complessivamente a sottostimare la concentrazione al suolo : nelle vicinanze della sorgente questa sottostima è maggiore perché il primo punto di rilascio si trova ad una quota maggiore di quello del modello di riferimento. A distanze superiori a 100 km invece il modello tende leggermente a sovrastimare le concentrazioni. Alle distanze intermedie si riscontra un’ottima congruenza.

Il modello a 9 punti omogeneo tende invece costantemente a sovrastimare il modello di riferimento poiché lo stem della nube è più carico di radioattività. Nei primi 10 km la sovrastima è di 2.5 volte, valore che corrisponde al rapporto tra le % di radioattività assegnata allo stem nel modello omogeneo e in quello disomogeneo. Tale sovrastima tende a ridursi a grandi distanze dalla sorgente, per effetto della diluizione e della minore radioattività contenuta nel *cap*, fino a scendere sotto il 2.0. La varianza geometrica si mantiene bassa poiché l’errore nella stima è sistematico e contenuto.

Di seguito sono riportati i grafici delle coppie di valori (MRSE; MRB) (Figura 4.22) e (VG; MG) (Figura 4.23).

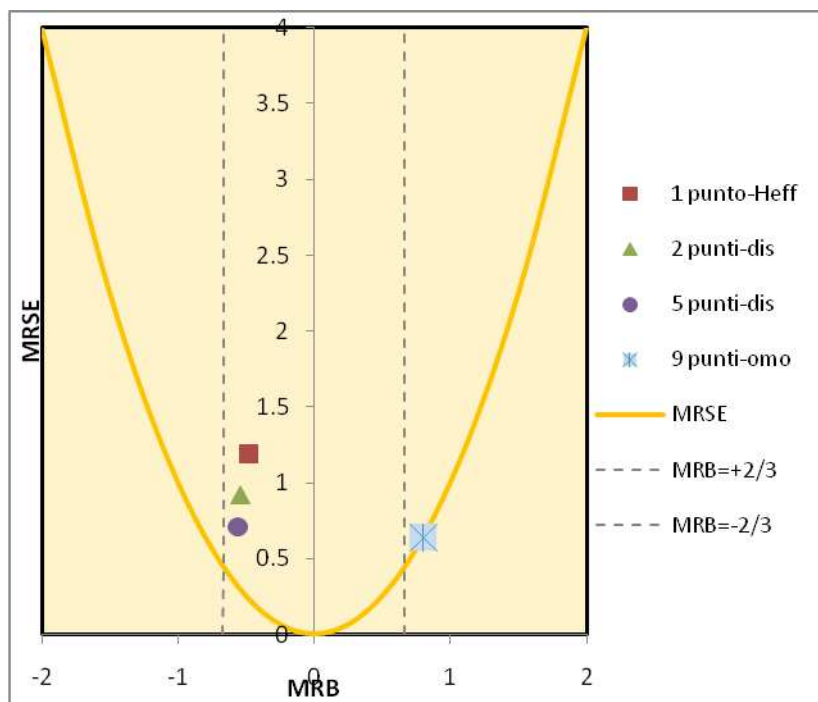


Fig. 4.22: confronto delle performance dei modelli in funzione dei parametri MRB e MRSE

Il modello omogeneo a 9 punti si colloca al di fuori del dominio in cui è soddisfatto il criterio FA2, poiché i risultati di concentrazione tendono a sovrastimare sistematicamente quelli del referente di un fattore superiore a 2. Dal grafico 4.22 si evidenzia che, complessivamente, il modello puntiforme tende a sottostimare il referente, anche se sul risultato incidono le grosse sottostime nei primi 10 km di distanza dalla sorgente. Oltre i 10 km il modello sovrastima costantemente le concentrazioni del referente.

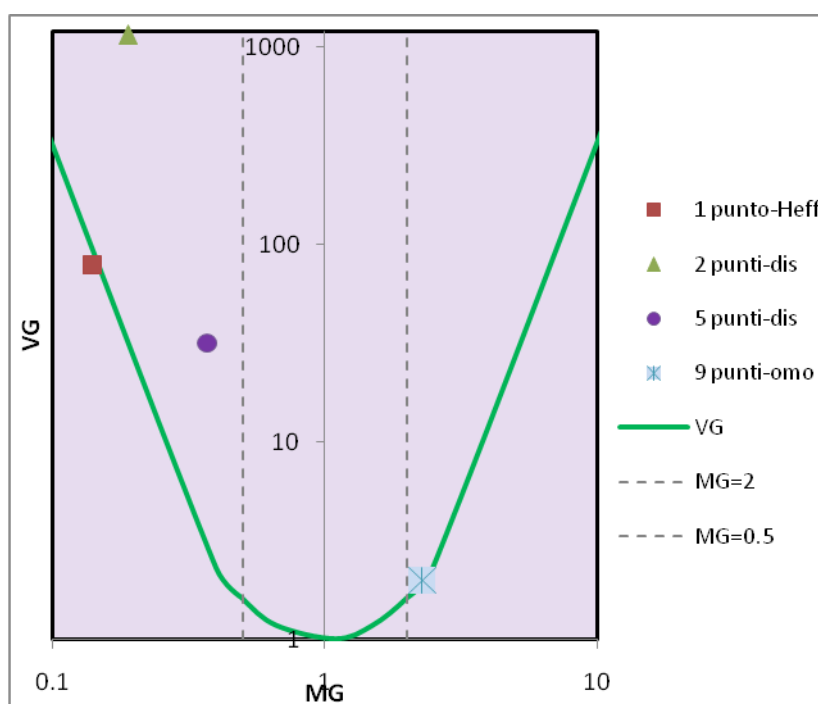


Fig. 4.23: confronto delle performance dei modelli in funzione dei parametri MG e VG

Dal confronto dei parametri geometrici (Figura 4.23) emerge che i modelli confrontati sono al di fuori della zona che rispetta il criterio FA2; questo si deve soprattutto alle stime in corrispondenza dei punti nelle vicinanze della sorgente che differiscono notevolmente da quelle di riferimento. Il punto che rappresenta il modello omogeneo a 9 punti si mantiene in una posizione invariata rispetto al grafico precedente poiché l'errore che affligge il modello è sistematico e costante.

4.9 Conclusioni

Lo studio ha indagato un possibile campo di applicazione dei codici ACA, quello dei rilasci esplosivi, in cui la sorgente generata ha un'estensione non trascurabile. Lo scenario di riferimento è stato un incidente severo che porti alla rottura del contenitore di un tipico reattore PWR, per detonazione dell'idrogeno.

Utilizzando un modello gaussiano, il modo ottimale di modellare questo tipo di sorgente è rappresentare la nube come una successione infinita di punti di rilascio. Sono state quindi messe a confronto tra loro rappresentazioni a diversi punti di rilascio per studiare le variazioni dei risultati di concentrazione al variare del numero di punti di suddivisione della nube.

E' stato fatto un confronto con una rappresentazione di sorgente puntiforme, in cui è stato utilizzato il modello di *Plume Rise*, per capire gli errori commessi nel rappresentare la nube attraverso una procedura standard di modellazione.

Come modello di riferimento è stato utilizzato il modello a 9 punti di rilascio disomogeneo. La radioattività è stata ripartita lungo la nube iniziale secondo il modello *cap-stem*. Questa distribuzione è stata anche confrontata con una omogenea.

I risultati hanno mostrato che sotto i 10 km è necessario tenere conto dell'estensione della sorgente in fase di modellazione, per non perdere informazioni sulle ricadute in prossimità del sito, che sono le più consistenti per effetto della ridotta diffusione iniziale della nube. Il numero di punti di rilascio deve essere tale da individuare l'esatta posizione del picco di concentrazione di radioattività al suolo. In questo senso rappresentazioni a 2 punti e a 5 punti non sono sufficientemente appropriate. Dai risultati del confronto tra i modelli a 2, 5 e 9 punti si evince che, aumentando il numero di punti di rappresentazione, le variazioni sulle stime tendono a ridursi sempre di più, perciò si raggiungerà un valore di saturazione, per il quale la concentrazione di radioattività al suolo non varierà più, entro i limiti di tolleranza imposti.

L'analisi di sensibilità sulla distribuzione di radioattività ha evidenziato che le stime di concentrazione fornite dal codice, ipotizzando che la radioattività sia ripartita ugualmente tra *cap* e *stem*, sovrastimano sempre quelle ottenute assegnando allo *stem* una percentuale inferiore di radioattività totale. In particolare, nelle vicinanze della sorgente, il rapporto tra i picchi di concentrazione è pari al rapporto tra le percentuali di radioattività totale che lo *stem* trasporta nella rappresentazione a distribuzione omogenea

(50%) e quella in quella basata sul modello *cap-stem* (20%). La sovrastima tende ad azzerrarsi sulle lunghe distanze (> 50 km).

La procedura classica di modellazione, cioè considerare la sorgente puntiforme e applicare il modello di *Plume Rise* risulta valida solo per rappresentare una nube con distribuzione omogenea di radioattività e con risultati confrontabili solo a distanze superiori a 10 km, mentre al di sotto di esse il modello tende a sottostimare le ricadute. Invece, nel caso in cui i risultati siano confrontati con quelli ottenuti per una distribuzione di radioattività caratteristica del modello *cap-stem*, oltre i 10 km le sovrastime raggiungono picchi del 260%.

Bibliografia

Capitolo 1

L. Burgazzi , K.W. Burn, R. Calabrese, F. De Rosa, C. Lombardo, V. Peluso, C.Petrovich, M. Sangiorgi (ENEA).“Rapporto sulla modellistica applicata ai reattori evolutivi” Report Ricerca di Sistema Elettrico. Settembre 2010-12-13

Capitolo 2

L. Burgazzi , K.W. Burn, R. Calabrese, F. De Rosa, C. Lombardo, V. Peluso, C.Petrovich, M. Sangiorgi (ENEA).“Rapporto sulla modellistica applicata ai reattori evolutivi” Report Ricerca di Sistema Elettrico. Settembre 2010-12-13

F. Giannetti: “Progettazione e verifica di sicurezza di componenti per un reattore PWR avanzato di piccola taglia”; Tesi di Laurea Specialistica in Ingegneria Energetica, Sapienza -Università di Roma 2010

[1]Wolverine Tubes Inc. “Engineering Data Book III. Cap.18: Post Dryout Heat Transfer”

[2] Wolverine Tubes Inc. “Engineering Data Book III. Cap.5: Enhanced Single Phase Turbulent Tube Side Flow and Heat Transfer”

[3]“RELAP5mod3.3 CodeManuals”; Information Systems Laboratories (Safety Analysis Division), US.NRC-2001.

Capitolo 3

G. D’Amico: “Design analyses aimed at the development of an innovative lead cooled fast reactor”; Tesi di Laurea Specialistica in Ingegneria Energetica, Sapienza -Università di Roma 2010

[4] Giacomino Bandini, Paride Meloni, Massimiliano Polidori, Piero Gaggini, Valerio Labanti (ENEA),Mariano Tarantino (ENEA), Luciano Cinotti, Leonardo Presciuttini (Del Fungo Giera Energia): “Analysis and Testing of W-DHR System for Decay Heat Removal in the Lead-Cooled ELSY Reactor”, Proceedings of ICAPP’09. Tokyo, Japan, May 10-14, 2009.Paper 9436

[5] A.R. Raffray et al. “ Model for determining the effective thermal conductivity of particle beds with high solid-to-gas thermal conductivity ratio” (1989) 13th IEEE/NPSS Symposium on Fusion Engineering, Knoxville

[6]Guo et al. “An experimental investigation of the frictional pressure drops of the steam-water two phase flow in helical coils”(2000)- Int. Journal of Heat and Mass Transfer Vol.44 (2001) pp.2601-2610

[7] Mori,Nakayama: “Study of forced convective heat transfer in curved pipes”(1996) Int. Journal of Heat and Mass Transfer Vol.10 pp.37-59

[8] Ito,” H. Flow in Curved Pipes”. Z. Angew Math. Mech. 1969, 49,653.

[9] S. Jayanti and G. Berthoud “High-quality dryout in helical coils”, Nuclear Engineering and Design 122 (1990) 105-118.

Capitolo 4

“RELAP5mod3.3 CodeManuals”; Information Systems Laboratories (Safety Analysis Division), US.NRC-2001

Capitolo 5

R. Sozzi: “La Micrometeorologia e la Dispersione degli inquinanti in aria”- APAT, Report

MELCOR Accident Consequence Code System (MACCS), Volume II: Model Description”. SNL,US.NRC-
Dicembre 1989

COSYMA: “ A new programme package for accident consequence assessment”, Report EUR 13028,
“Commission of the European Communities”

PC-COSYMA 2.0 User Guide”, KFK -1995

J.Jones et al. “Probabilistic Accident Consequence Uncertainty Assessment Using COSYMA : Methodology
and Processing Techniques”, Eur-18827, European Community (2001).

[10] Napier et al(2004): “GENII 2 Software Design Document”-PNNL

[11]Z. Prouza et al. “The Austria Czech Republic co-operation in the field of radiation-emergency
preparedness”, Radiation Protection Dosimetry (2004), Vol. 109, Nos 1-2, pp. 105±110

[12] “Joint Summary Report”, Working Group on Comparison of Calculations Regarding the Radiological
Consequences of BDBA - Czech State Office for Nuclear Safety & Austrian Federal Ministry of Agriculture,
Forestry, Environment and Water Management - July 2004

[13]Delichatsios , Fardis: “A reappraisal of containment safety under hydrogen detonation”- ICHS 2005-Pisa.

[14]Dr. Johanna Daams: “Nuclear reactor containment design- Cap.2 Hydrogen, Radionuclides and Severe
Accident”-Department of Nuclear Technology, Chulalongkorn University

[15]Deaves et al,Hebden et al. : “Aspects of Dispersion following an Explosive Release”, ADMLC Report
2004/03

[16] J.C Chang, S.R. Hanna Air quality model performance evaluation. Meteorol. Atmos. Phys. 2004

Ringraziamenti

Nonostante abbia alle spalle due tesi di laurea non ho mai avuto occasione (vuoi per pigrizia, dimenticanza, tempo...) di ringraziare le persone che mi sono state vicino durante il percorso di studi che, tra ritardi e tempi morti, è quasi decennale...Spero davvero di ricordare tutti.

Un ringraziamento sentito va al Prof. Naviglio per le sue lezioni di metodo di lavoro e di vita su cui mi capita spesso di riflettere e di cui vedo sempre più l'importanza ogni giorno che passa. Il Prof. Naviglio è una di quelle persone che rimangono impresse per la loro scienza, lungimiranza, saggezza e per la particolare luce con cui ti rendono partecipe del loro sapere, in modo da affascinarti e coinvolgerti molto di più dei tradizionali metodi di insegnamento.

Un posto speciale nel mio cuore è riservato a due persone che in un modo o nell'altro hanno rappresentato due pilastri a cui sorreggermi: Luisa Ferroni e Giuseppina Mazzapioda. Si sono comportate alla stregua di uno "psychological coach" sempre pronte a incoraggiarmi, sostenermi e disponibili nell'aiutarmi nelle pratiche quotidiane. E' raro trovare persone di tale umanità: ho avuto la fortuna di trovarne due in un sol colpo.

Ringrazio il Prof. Cumo e tutto il personale di Palazzo Baleani, la Dott.ssa Moretti, la sig.ra Cacciotti, la sig.ra Cassab, per avere reso l'ambiente familiare, allegro e stimolante.

Sono contento di aver condiviso parte del periodo di attività con i miei colleghi di *PalBal*. Damiano è stato il primo a unirsi a me e per lui nutro una stima particolare che va al di là delle qualità intellettuali e lavorative. Ma voglio ringraziare davvero tutti: Fabio, Simone, Marco, Gabriele, Lucia, Marco, Chiara; ho trovato tutte ottime persone, di grande capacità, simpatia e umanità. Spero di aver lasciato anch'io qualcosa a loro e che un pochino la mia mancanza venga sentita.

Ringrazio la mia famiglia, in particolare mia madre, per essersi sorbita i miei piagnistei e le mie lamentele...sono un rompiscatole, lo riconosco, ma almeno la casa con me non è mai vuota...

Ringrazio tutti i miei amici e in particolare le mie amiche e colleghe Chiara e Serena per essere sempre state presenti nei momenti difficili e di sfogo, e per avermi saggiamente consigliato.

Riconosco che sono stato fortunato a trovare un ambiente lavorativo di tale livello e sono conscio che in futuro potrebbe andarmi peggio.

Concludo urlando "Vi voglio bene!" e augurando a tutti tantissima felicità.

Il Vostro,

Francesco