



Ricerca di Sistema elettrico

Acquisizione del codice FLICA: metodi di calcolo utilizzati nei codici francesi per l'analisi termoidraulica di nocciolo dei PWR

Davide Mattioli, Roberto Pergreff, Federico Rocchi

ACQUISIZIONE DEL CODICE FLICA: METODI DI CALCOLO UTILIZZATI NEI CODICI FRANCESI PER L'ANALISI TERMOIDRAULICA DI NOCCIOLO DEI PWR

Davide Mattioli, Roberto Pergreffi, Federico Rocchi (ENEA)

Settembre 2013

Report Ricerca di Sistema Elettrico

Accordo di Programma Ministero dello Sviluppo Economico - ENEA

Piano Annuale di Realizzazione 2012

Area: Produzione di energia elettrica e protezione dell'ambiente

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

Obiettivo: Sviluppo competenze scientifiche nel campo della sicurezza nucleare

Responsabile del Progetto: Felice De Rosa, ENEA

Titolo

Acquisizione del Codice FLICA: Metodi di calcolo utilizzati nei codici francesi per l'analisi termoidraulica di nocciolo dei PWR

Descrittori

Tipologia del documento:

Collocazione contrattuale: Accordo di programma ENEA-MSE su sicurezza nucleare e reattori di IV generazione

Argomenti trattati: FLICA4, Termoidraulica di nocciolo, LWR

Sommario

Il presente rapporto è una analisi dei metodi e delle tecniche che sono alla base dei codici per la termoidraulica di nocciolo con particolare riguardo ai codici francesi. Innanzitutto sono presentati sinteticamente la teoria e i modelli del flusso bifase e del trasporto di calore in acqua, concetti alla base della termoidraulica, la termoidraulica di nocciolo nei reattori di tipo LWR e una breve panoramica dei codici più utilizzati. Si passa quindi ad analizzare gli scopi ed i metodi della catena di calcolo francese HEMERA e sono illustrate alcune applicazioni che ne evidenziano le potenzialità. Infine è fornita una descrizione dettagliata dei codici di termoidraulica di nocciolo che fanno parte di HEMERA e cioè il codice FLICA4 e i più semplici modelli termoidraulici implementati in CRONOS2.

Note

Autori: D. Mattioli, R. Pergreffi, F. Rocchi

Copia n.

In carico a:

2			NOME			
			FIRMA			
1			NOME			
			FIRMA			
0	EMISSIONE	03/09/2013	NOME	Federico Rocchi	Franca Padoani	Felice De Rosa
			FIRMA	<i>Federico Rocchi</i>	<i>Franca Padoani</i>	<i>Felice De Rosa</i>
REV.	DESCRIZIONE	DATA		REDAZIONE	CONVALIDA	APPROVAZIONE

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	ADPFISS – LP1 – 011	0	L	2	57

Sommario

1. Introduzione	3
2. Concetti preliminari	4
2.1 Principali parametri del flusso bifase	4
2.2 Regimi di flusso bifase	5
2.3 Modelli di flussi bifase	7
2.4 Perdite di carico	10
2.5 Trasporto del calore in acqua	12
3. La termoidraulica di nocciolo nei LWR.....	14
3.1 Teoria e modelli del trasporto del calore generato nella regione del combustibile.....	16
3.2 Teoria e modelli del trasporto del calore dalla regione del combustibile a quella del refrigerante.....	18
3.3 Teoria e modelli del trasporto del calore nella regione del refrigerante	23
3.4 Limiti termoidraulici per reattori LWR	31
3.5 Panoramica dei codici utilizzati per la termoidraulica di nocciolo.....	35
4. Presentazione di scopi e metodi di HEMERA.....	37
4.1. Approccio multidisciplinare e accoppiamento di codici per analisi di sicurezza	40
5. Il codice FLICA4 e il suo ruolo nella suite HEMERA.....	45
5.1 Scopo e applicazioni di FLICA4.....	45
5.2 Modello di drift-flux in FLICA4.....	46
5.3 Applicazioni e Validazione di FLICA4.....	49
6. I modelli termoidraulici implementati in CRONOS2	53
Bibliografia.....	56

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	ADPFISS – LP1 – 011	0	L	3	57

1. Introduzione

L'analisi della sicurezza dei reattori nucleari esistenti è di massima priorità nei programmi di ricerca dell'UE e la capacità di effettuare analisi indipendenti è un obiettivo prioritario anche in paesi come l'Italia, che non hanno reattori in funzione sul proprio territorio né programmi per la loro realizzazione. Per questo è essenziale da parte dell'ENEA dotarsi degli strumenti ottimali per lo studio approfondito della dinamica del nocciolo, specialmente nei transitori incidentali dei reattori di tipo LWR.

Negli studi di dinamica le analisi neutronica e termoidraulica del nocciolo sono strettamente interconnesse avendo ciascuna di esse bisogno degli output dell'altra come dati di input. Inoltre nei transitori incidentali quanto accade nel nocciolo non può essere studiato indipendentemente da quanto succede nel resto dell'impianto. Per questo l'IRSN e il CEA hanno sviluppato una catena di calcolo tridimensionale completamente accoppiata, chiamata HEMERA (Highly Evolutionary Methods for Extensive Reactor Analysis), basata sul sistema di codici francesi SAPHYR composto da APOLLO2, CRONOS2 e FLICA4 e dal codice di sistema CATHARE2. Gli obiettivi della catena di calcolo HEMERA sono quelli di operare calcoli best-estimate e di sviluppare schemi di calcolo per le analisi di sicurezza. La catena di calcolo HEMERA prevede quindi l'accoppiamento dei seguenti codici:

- il codice neutronico CRONOS2 che determina il comportamento neutronico del nocciolo in 3D;
- il codice termoidraulico FLICA4 che calcola la termoidraulica di nocciolo in 3D;
- il codice termoidraulico d'impianto CATHARE2 che simula, in una dimensione, i circuiti secondario e primario eventualmente con l'eccezione del nocciolo.

Riconoscendo la validità di questo approccio e la completezza di questo strumento l'unità UTFISSM ha acquisito negli anni, grazie a collaborazioni con il CEA, tutti i codici di HEMERA ad eccezione di FLICA4, per il quale sono in corso di definizione gli accordi per una prossima acquisizione.

Il primo passo per giungere alla acquisizione del codice è costituito dallo studio che sta alla base del documento presente. Esso è consistito innanzitutto in una analisi dei metodi e delle tecniche che sono alla base dei codici di analisi termoidraulica del nocciolo, passo necessario per comprendere appieno le caratteristiche peculiari dei codici francesi e si è focalizzato successivamente su un'analisi approfondita dei modelli implementati in FLICA4.

Il presente rapporto si compone di 5 capitoli oltre alla presente introduzione. Nel Capitolo 2 sono presentati sinteticamente la teoria e i modelli del flusso bifase e del trasporto di calore in acqua, concetti alla base dell'analisi termoidraulica. Nel capitolo 3 si affronta la termoidraulica di nocciolo nei reattori di tipo LWR concludendo con una breve panoramica dei codici più utilizzati. Nel Capitolo 4 sono presentati gli scopi e i metodi di Hemera e sono illustrate alcune applicazioni che ne evidenziano le potenzialità. I capitoli 5 e 6 sono dedicati ad una descrizione più dettagliata dei codici di analisi termoidraulica di nocciolo che fanno parte di HEMERA e cioè il codice FLICA4 con descrizione di modelli, applicazioni e validazione e i più semplici modelli termoidraulici implementati in CRONOS2.

2. Concetti preliminari

Per poter analizzare il fenomeno del trasporto del calore in un reattore nucleare di tipo LWR, è necessario prima introdurre i parametri caratteristici, l'idrodinamica e la teoria del trasporto di calore in un fluido bifase.

2.1 Principali parametri del flusso bifase

Di seguito si riportano i principali parametri utili a caratterizzare i fluidi bifase. I pedici v e l indicano rispettivamente la fase vapore e quella liquida.

Frazione di vuoto:

$$\alpha \equiv \frac{A_v}{A_v + A_l}$$

con A parte dell'area di flusso del canale occupata dalla fase indicata dal pedice.

Titolo statico:

$$x_{st} \equiv \frac{m_v}{m_v + m_l} = \frac{A_v \rho_v}{A_v \rho_v + A_l \rho_l}$$

con ρ densità e m massa delle due fasi indicate a pedice.

Titolo dinamico:

$$x \equiv \frac{\dot{m}_v}{\dot{m}_v + \dot{m}_l} = \frac{u_v A_v \rho_v}{u_v A_v \rho_v + u_l A_l \rho_l}$$

con \dot{m} portata massica e u velocità delle due fasi indicate a pedice.

Scorrimento (*slip ratio*):

$$S \equiv \frac{u_v}{u_l}$$

Densità della miscela:

$$\rho_{miscela} \equiv \alpha \rho_v + (1 - \alpha) \rho_l$$

La relazione tra titolo dinamico, frazione di vuoto e scorrimento ha la forma:

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

Nel caso particolare di flusso omogeneo cioè $S = 1$, $x_{st} = x$ si ha la seguente relazione:

$$\frac{1}{\rho_{miscela}} = \frac{x}{\rho_v} + \frac{1-x}{\rho_l}$$

Si noti che l'assunzione di flusso omogeneo è molto restrittiva e nei fatti accurata solo sotto specifiche condizioni (flusso a bolle disperse o flusso misto).

In Figura 1 è riportato il diagramma di fase dell'acqua.

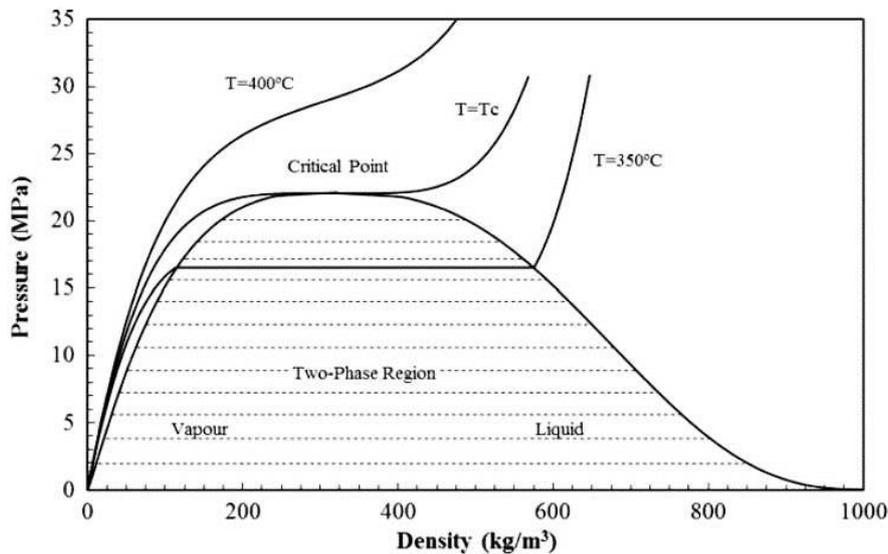


Figura 1. Diagramma di fase dell'acqua.

2.2 Regimi di flusso bifase

In un canale verticale si possono avere diversi regimi di flusso che per dati fluido, pressione e geometria del canale dipendono principalmente dal titolo dinamico e dalla velocità [Buongiorno, 2010]. In Tabella 1 sono riportati i diversi regimi con le tipiche condizioni che li determinano mentre in Figura 2 per ciascuno di questi è data una rappresentazione grafica.

	Regime di flusso	Descrizione	Titolo	Velocità media
a	Bubbly	Flusso a bolle di vapore in fase liquida	Basso	Bassa
b	Dispersed bubbly	Flusso a piccole bolle di vapore uniformemente disperse in liquido	Basso	Alta
c	Plug/slug	Flusso a tappi caratterizzato da coalescenza di bolle di vapore in fase liquida	Medio	Bassa
d	Churn	Flusso agitato caratterizzato da rottura dei tappi di vapore	Medio	Alta
e	Annular	Flusso anulare con fase liquida aderente alla parete e vapore con gocce all'interno	Alto	Alta
f	Mist	Flusso a gocce di liquido disperse in fase vapore (solo in canali scaldati)	Alto	Alta

Tabella 1. Classificazione qualitativa dei regimi di flusso bifase.

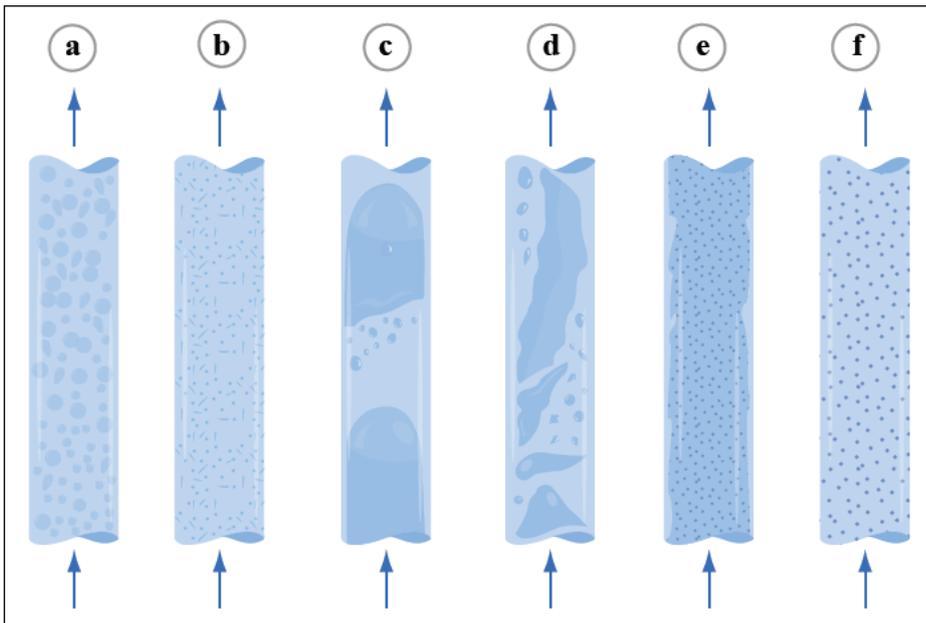


Figura 2. Configurazioni tipiche di un fluido bifase.

Per determinare quale regime di flusso si instaura nella particolare situazione di interesse si fa ricorso ad una mappa di flusso empirica come quella di Figura 3. Tali mappe non sono universali ma variano al variare di fluido, pressione e geometria del canale.

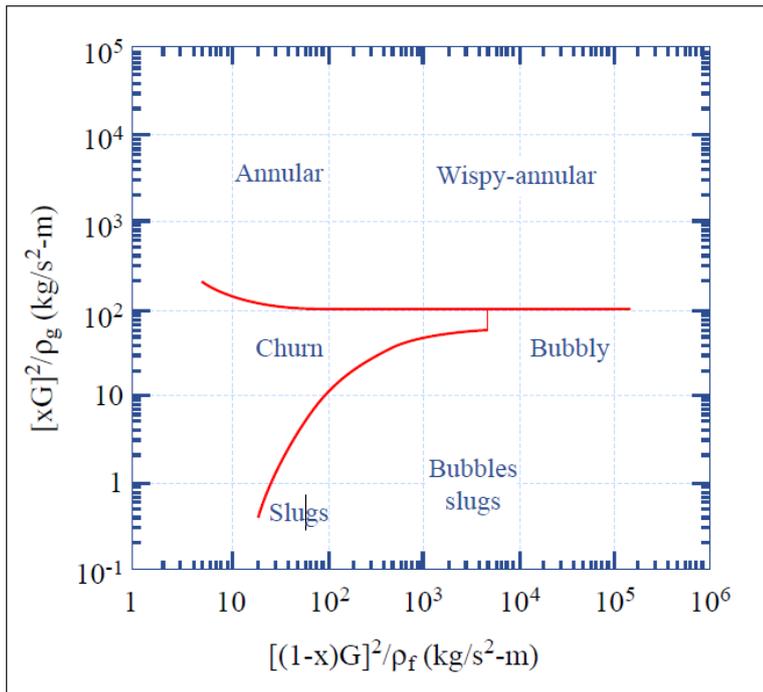


Figura 3. Tipica mappa di flusso per una miscela acqua-vapore ad alta pressione in tubo adiabatico di piccolo diametro dove ρ_g è la densità della fase liquida a saturazione e ρ_f è la densità della fase vapore a saturazione e G è il flusso di massa dato dal rapporto tra portata massica e area di flusso.

2.3 Modelli di flussi bifase

In questo paragrafo vengono sinteticamente descritti i principali modelli per i flussi bifase [Todreas, 1993] quali:

- ✓ modello di equilibrio omogeneo;
- ✓ modello di drift flux;
- ✓ modello a due fluidi.

Le caratteristiche dei diversi modelli di flusso bifase e le incognite in essi contenute sono riportate in Tabella 2 e Figura 4 rispettivamente. Si può notare come in tutti i modelli la somma del numero delle equazioni di conservazione e del numero di restrizioni imposte sia sempre sei.

Modello di equilibrio omogeneo – HEM

Il modello di equilibrio omogeneo è, tra i modelli per miscele, quello più semplice. In questo modello si assume che non ci sia velocità relativa tra le due fasi e che il vapore e il liquido siano tra loro in equilibrio termodinamico. In questo caso le tre equazioni di conservazione di massa quantità di moto ed energia sono sufficienti per descrivere il moto della miscela. Per la chiusura del sistema si introducono l'uguaglianza di pressione velocità e temperatura tra le due fasi e l'imposizione della temperatura al valore di saturazione.

Table 5-1 Two-phase flow models: $p_l = p_v = p_s$

Two-phase flow model	Conservation equations			Imposed restrictions			Constitutive laws						
	Mass	Energy	Mom.	Total Phase enthalpy No.	Phase velocities	Total Mom. No.	Wall			Interphase			
							Energy	Mass	Energy	Mass	Energy	Mom.	Total
				or temperatures			F_w	Q_w	Γ	Q_s	F_s	Mom.	No.
General 3-equation models	1	1	1	3	T_v and T_l specified	3	1	1	0	0	0	0	2
Homogeneous equilibrium	1	1	1	3	T_v and T_l equilibrium	3	1	1	0	0	0	0	2
Equilibrium drift flux	1	1	1	3	T_v and T_l equilibrium	3	1	1	0	0	0	0	2
4-Equation models													
A	2	1	1	4	T_v or T_l	2	1	1	1	0	0	0	3
B	1	2	1	4	T_v or T_l equilibrium	2	1	2	1 ^a	1	0	0	5
C	1	1	2	4	T_v and T_l equilibrium	2	2	1	1 ^a	0	1	1	5
5-Equation models													
A	2	2	1	5	None	1	1	2	1	1	0	0	5
B	2	1	2	5	T_v or T_l equilibrium	1	2	1	1	0	1	1	5
C	1	2	2	5	T_v or T_l equilibrium	1	2	2	1 ^a	1	1	1	7
Two-fluid	2	2	2	6	None	0	2	2	1	1	1	1	7
Three-fluid: continuous liquid, vapor, and liquid drops	3	3	3	9	None	0	3	3	2	2	2	2	12

^a Γ is needed whenever Q_s or F_s is needed.

Tabella 2. Modelli per un flusso bifase: $p_l = p_v = p_s$.

<u>Case</u>	<u>Unknowns</u>	<u># of Unkn.</u>	<u>Type of Equations</u>	<u># of Equ.</u>
Single	\bar{V}	3	Conservation of Mass	1
Phase	P	1	" of Momentum	3
Flow	T	1	" of Energy	1
	ρ	1	Equation of State	1
		6		6
<hr/>				
	α (void fra.)	1	Liquid Balance Equ.	1
	\vec{V}_g	3	Vapor " "	1
Two*	\vec{V}_l	3	Liquid Mom. " "	3
Phase	ρ_l	1	Vapor " "	3
Flow	ρ_g	1	Liquid Energy	1
	P	1	Vapor " "	1
	T_l	1	Equation of State	2
	T_g	1	in Each Phase	
		12		12

Figura 4. Incognite in flussi monofase e bifase.

Le assunzioni del modello HEM, comunque adeguate a certi condizioni di flusso, sono chiaramente limitanti. In particolare l'ipotesi dell'eguaglianza della temperatura tra le due fasi è problematica nella modellazione di incidenti che determinano larghe regioni di vuoto nel reattore nucleare come accade durante l'iniezione da parte degli ECCS di acqua fredda che si mescola con vapore saturo o surriscaldato o durante il *reflooding* (riallagamento) di un nocciolo in cui si può avere risalita di gocce di liquido alla temperatura di saturazione in vapore surriscaldato. La precisione e la complessità del modello può essere aumentata includendo una velocità relativa tra le due fasi oppure eliminando la condizione di equilibrio termico. Per far questo si ricorre a relazioni costitutive solitamente di base empirica. Una opzione per aumentare la complessità del modello è quella di consentire alle due fasi di avere differenti velocità pur continuando ad essere in equilibrio termico. Con questi metodi è possibile ottenere predizioni più accurate delle velocità. In alternativa rimuovendo il vincolo dell'equilibrio termico si ottengono predizioni più precise sull'entalpia. I modelli ottenuti in questo modo possono essere a quattro o cinque equazioni differenziali di trasporto a cui si aggiungono delle relazioni che specificano le relazioni tra le due fasi. Una categoria di questi modelli sono quelli di *drift flux* che forniscono una relazione di tipo algebrico per definire la differenza di velocità tra le due fasi. Tra questi quello di equilibrio termico è un modello a tre equazioni.

Modello drift-flux

E' possibile sostituire qualsiasi delle tre coppie di equazioni di trasporto per le due fasi con la combinazione di una equazione di trasporto per la miscela e una equazione separata per una delle due fasi.

Modello a due fluidi

Il modello più complesso è quello a due fluidi. Si tratta di un modello a sei equazioni che consente una descrizione più generale del flusso bifase. Il modello è costituito da sei equazioni differenziali che esprimono le conservazioni di massa quantità di moto ed energia per le due fasi. Questi modelli richiedono un elevato numero di equazioni costitutive quali quelle che rappresentano il trasferimento di massa energia e quantità di moto attraverso l'interfaccia liquido vapore.

2.4 Perdite di carico

Calcolo delle perdite di carico in un flusso monofase

Per il calcolo delle perdite di carico in un canale dritto con diametro D , la variazione di pressione per un flusso monofase tra due sezioni 1 e 2 separate da una distanza l può essere ottenuta con la seguente formula [Duderstadt, 1976]:

$$P_1 - P_2 = \Delta P_{tot} = \Delta P_{gravità} + \Delta P_{distribuite} + \Delta P_{concentrate}$$

La perdita di pressione causata dalla gravità è data da:

$$\Delta P_{gravità} = \int_0^l \rho g \sin \theta dz = \rho g l$$

con θ angolo di inclinazione del condotto rispetto al piano orizzontale (per i reattori di tipo LWR $\theta = 90^\circ$).

La perdita di pressione distribuita dovuta all'attrito con le pareti del canale a sezione circolare è pari a:

$$\Delta P_{distribuite} = \frac{1}{2} \rho \bar{u}^2 \frac{l}{D} (4\lambda) = \frac{2lG^2}{\rho D} \lambda$$

con G flusso di massa e λ fattore di attrito empirico che dipende dalla forma della sezione del condotto, dalla sua rugosità e dal numero di Reynolds Re :

$$Re = \frac{\rho \bar{u}^2 D}{\mu} = \frac{GD}{\mu}$$

dove μ è la viscosità dinamica e \bar{u} è la velocità media del flusso in direzione assiale. Per un flusso turbolento in tubi lisci il fattore d'attrito può essere calcolato con la formula di Blasius valida per numeri di Reynolds compresi tra 2100 e 10^5 :

$$\lambda = 0.0791 Re^{-0.25}$$

La formula per il calcolo delle perdite di carico è normalmente estesa a flussi in canali a sezione non circolare con area di flusso A , perimetro bagnato P_w , facendo uso del concetto di diametro equivalente D_h definito come:

$$D_h = \frac{4A}{P_w}$$

Nel caso di flusso in un fascio di barrette a sezione circolare di diametro D in cella quadrata o esagonale di passo p , i due canali di flusso con le formule per calcolare i rispettivi diametri idraulici sono riportati in Figura 5.

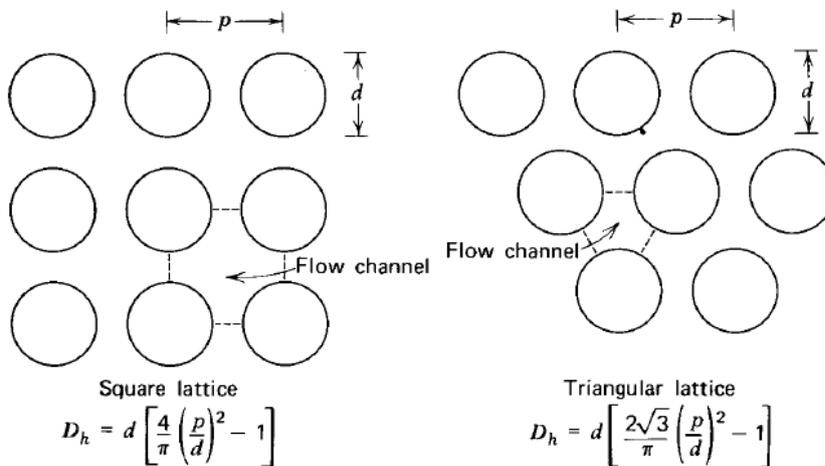


Figura 5. Sottocanali e formule per il calcolo del diametro idraulico in disposizione quadrata ed esagonale.

In aggiunta alle perdite di carico distribuite occorre considerare anche le perdite di carico concentrate in corrispondenza delle griglie spaziatrici che sono valutate come segue:

$$\Delta P_{concentrate} = n_g \xi \rho \frac{\bar{u}^2}{2} = n_g \xi \frac{G^2}{2\rho}$$

con n_g numero di griglie spaziatrici nel sottocanale. Tra le varie formule per il calcolo del coefficiente ξ , quella di K. Rehme prevede:

$$\xi = C_v * \varepsilon^2$$

dove C_v è un coefficiente legato al numero di Reynolds secondo la correlazione:

$$C_v = 5 + 6133Re^{-0.789}$$

e ε , detto fattore di bloccaggio, è il rapporto tra l'area di flusso nel sottocanale in corrispondenza della griglia e la stessa lontano dalla griglia.

Calcolo delle perdite di carico in un flusso bifase

Nel caso di flusso bifase le formule per il calcolo delle perdite di carico sono simili a quelle del monofase eccetto che per la presenza di opportuni moltiplicatori bifase. In questo caso la variazione di pressione tra due sezioni 1 e 2 separate da una distanza l è data da [Duderstadt, 1976; Marsersivi, 2012]:

$$P_1 - P_2 = \Delta P_{tot} = \Delta P_{accelerazione} + \Delta P_{gravità} + \Delta P_{distribuite} + \Delta P_{concentrate}$$

La perdita di carico dovuta all'accelerazione relativa tra le due fasi è:

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	ADPFISS – LP1 – 011	0	L	12	57

$$\Delta P_{accelerazione} = \rho_l \bar{u}^2 \left[\frac{(1-x)^2}{1-\alpha} + \frac{x^2 \rho_l}{\alpha \rho_g} - 1 \right]$$

con x e α , rispettivamente, titolo statico e frazione di vuoto e \bar{u} velocità media della miscela.

Il contributo dovuto alla gravità è:

$$\Delta P_{gravità} = \int_0^l [\alpha \rho_g + (1-\alpha) \rho_l] g \sin \theta dz$$

con θ che, come nel caso monofase, rappresenta l'angolo di inclinazione del condotto rispetto al piano orizzontale (nei reattori di tipo LWR è pari a 90°).

La perdita di pressione distribuita dovuta all'attrito del flusso bifase con le pareti del canale può essere scritta come il prodotto tra la perdita di carico distribuita per un flusso monofase e un opportuno coefficiente ϕ^2 detto moltiplicatore bifase:

$$-\left(\frac{dP}{dx}\right)_{distribuite} = -\phi_l^2 \left(\frac{dP}{dx}\right)_l = -\phi_{l0}^2 \left(\frac{dP}{dx}\right)_{l0} = -\phi_g^2 \left(\frac{dP}{dx}\right)_g$$

Nell'equazione precedente i tre termini $-(dP/dx)_i$ con $i = l, l0, g$ stanno ad indicare la perdita di carico dovuta all'attrito per unità di lunghezza del condotto relativa a, rispettivamente, la fase liquida con portata di massa $\dot{m}_l = (1-x)\dot{m}$, la fase liquida con la portata di massa pari a tutto il fluido bifase \dot{m} , la fase vapore con portata di massa $\dot{m}_g = x\dot{m}$. Un esempio di applicazione del secondo tipo di moltiplicatore ϕ_{l0}^2 è dato dalla seguente formula empirica:

$$\Delta P_{distribuite} = R_{MN} \left(2\lambda \rho_{miscela} \bar{u}^2 \frac{l}{D} \right)$$

dove R_{MN} , detto moltiplicatore d'attrito Martinelli-Nelson, è una funzione tabulata di pressione e titolo statico e ancora una volta \bar{u} è la velocità media della miscela.

Infine le perdite di carico concentrate possono essere scritte come:

$$\Delta P_{concentrate} = k_g \left(n_g \rho_{miscela} \frac{\bar{u}^2}{2} \right) \left[\frac{(1-x)^2}{1-\alpha} + \frac{x^2 \rho_l}{\alpha \rho_g} \right]$$

dove k_g è un fattore moltiplicativo per i flussi bifase.

2.5 Trasporto del calore in acqua

In Figura 6 è riportata la curva di Nukiyama (detta anche curva di Pool Boiling) che mostra l'andamento del flusso di calore trasferito da una superficie scaldante a un fluido in quiete al variare della differenza tra la temperatura di superficie e quella di bulk. Nelle immagini di Figura 7 sono rappresentati i differenti regimi descritti nella curva di Nukiyama [Buongiorno, 2010].

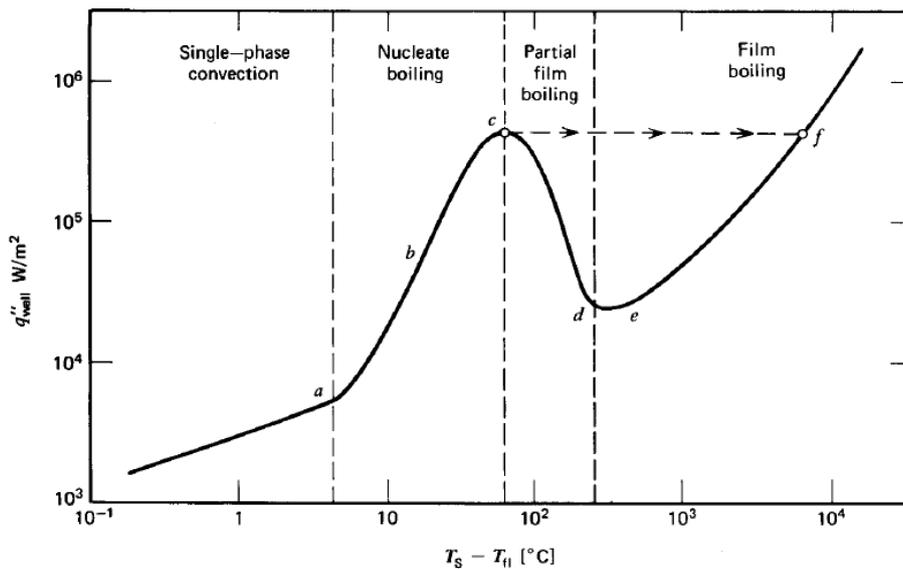


Figura 6. Curva di Nukiyama per una superficie scaldante immersa in un fluido stagnante.

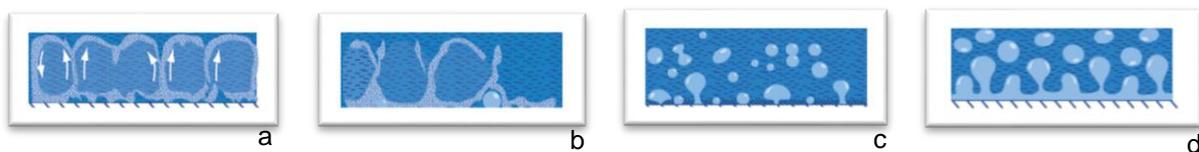


Figura 7. a: convezione naturale (regione 0-a); b: inizio del nucleate boiling (regione a-b); c: nucleate boiling (regione b-c); d: film boiling (regione c-f).

Nella curva di Nukiyama si possono distinguere differenti regioni:

- 0-a: trasferimento di calore per convezione naturale con fluido monofase;
- a-b: formazione di poche piccole bolle di vapore sulla superficie scaldata che collasano immediatamente;
- a-c: il numero delle bolle formate aumenta rapidamente fino a raggiungere il regime di *nucleate boiling*;
- c-d: le bolle iniziano a coalescere creando un film di vapore che copre la superficie (*partial nucleate boiling*);
- d-e: il film di vapore diviene uniforme e copre tutta la superficie scaldante (regime di *film boiling*);
- e-f: il trasferimento di calore aumenta per effetto dell'irraggiamento (regime di *film and radiation*).

In un regime di nucleate boiling si raggiungono alti flussi di calore con bassi salti termici. Al contrario al raggiungimento del punto c si ha un crollo dell'efficienza di trasferimento del calore per la comparsa di un film di vapore sulla superficie scaldante. La situazione rappresentata dal punto c è nota come *Departure from Nucleate Boiling (DNB)*.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	ADPFISS – LP1 – 011	0	L	14	57

3. La termoidraulica di nocciolo nei LWR

Obiettivo della termoidraulica di nocciolo di un reattore nucleare è la determinazione della distribuzione delle temperature e dei flussi di calore nel nocciolo. Il ruolo dell'analisi termoidraulica di nocciolo è fondamentale in ciascuna delle fasi di progettazione e verifica di un reattore quali:

- dimensionamento del nocciolo;
- studio della dinamica del nocciolo in accoppiamento con l'analisi neutronica;
- studio dei transitori incidentali e analisi di sicurezza in accoppiamento con l'analisi termoidraulica d'impianto.

Nel dimensionamento sono considerazioni di carattere termoidraulico a fissare la densità di potenza massima del reattore e conseguentemente, fissata la potenza totale, le dimensioni del reattore stesso risultano univocamente determinate.

Negli studi di dinamica le analisi neutronica e termoidraulica del nocciolo sono strettamente interconnesse avendo ciascuna di esse bisogno degli output dell'altra come dati di input:

- analisi neutronica → profili di potenza generata → analisi termoidraulica;
- analisi termoidraulica → distribuzione spaziale della temperatura → analisi neutronica.

In particolare l'analisi termoidraulica consente di determinare l'entità delle contoreazioni essenziali per il controllo del reattore quali gli effetti sulla reattività dovuti a variazioni delle sezioni d'urto microscopiche con la temperatura del combustibile (effetto Doppler) e variazioni delle sezioni d'urto macroscopiche con la densità di moderatore, materiali strutturali e combustibile.

Nei transitori incidentali quanto accade nel nocciolo non può essere studiato indipendentemente da quanto succede nel resto dell'impianto che sono invece ambiti di competenza della termoidraulica di impianto. Le due analisi sono strettamente collegate fra loro fornendo l'una le condizioni di contorno dell'altra:

- analisi neutronica e termoidraulica di nocciolo → portata, pressioni, entalpia in uscita dal nocciolo → analisi termoidraulica d'impianto;
- analisi termoidraulica d'impianto → portata, pressioni, entalpia in ingresso nel nocciolo → analisi neutronica e termoidraulica di nocciolo.

La distribuzione spaziale delle reazioni di fissione e conseguentemente la mappa di produzione dell'energia sono il principale input che deve essere fornito alla termoidraulica dall'analisi neutronica. Una volta ottenuta questa mappa di potenza, è consuetudine riassegnare al combustibile l'energia da fissione direttamente deposita nel refrigerante e nei materiali strutturali (fino al 3% del totale) al fine di semplificare l'analisi termoidraulica.

La distribuzione di potenza in un nocciolo si discosta notevolmente dal profilo caratteristico di un reattore cilindrico nudo omogeneo (coseno nella dimensione radiale e Bessel in quella assiale) a causa di numerosi fattori perturbativi:

- effettiva disomogeneità del nocciolo;
- presenza di combustibile con arricchimento non uniforme;

- presenza di combustibile con bruciamento disuniforme;
- presenza di veleni neutronici;
- moderatore non uniforme;
- effetto delle barre di controllo;
- effetto dei riflettori;
- variazioni sulla tolleranza dei componenti.

Una volta note la distribuzione di potenza assiale nel nocciolo e le condizioni in ingresso del refrigerante è possibile calcolare, tramite un bilancio di energia, la variazione di tali condizioni alle varie quote del nocciolo. Tale bilancio eguaglia il flusso di calore ceduto al refrigerante alla variazione di entalpia di quest'ultimo. Più complessa è la determinazione dell'andamento radiale della temperatura nel nocciolo. Per far questo occorrono modelli per descrivere i principali fenomeni fisici di trasferimento di calore nel nocciolo quali:

- teoria e modelli del trasporto del calore generato nella regione del combustibile:
 - ✓ conduzione del calore nel combustibile;
 - ✓ trasferimento del calore nel gap;
 - ✓ conduzione del calore nella guaina;
- teoria e modelli del trasporto del calore dalla regione del combustibile a quella del refrigerante:
- teoria e modelli del trasporto del calore nella regione del refrigerante:
 - ✓ modelli per il fluido refrigerante;
 - ✓ modelli per la regione del refrigerante.

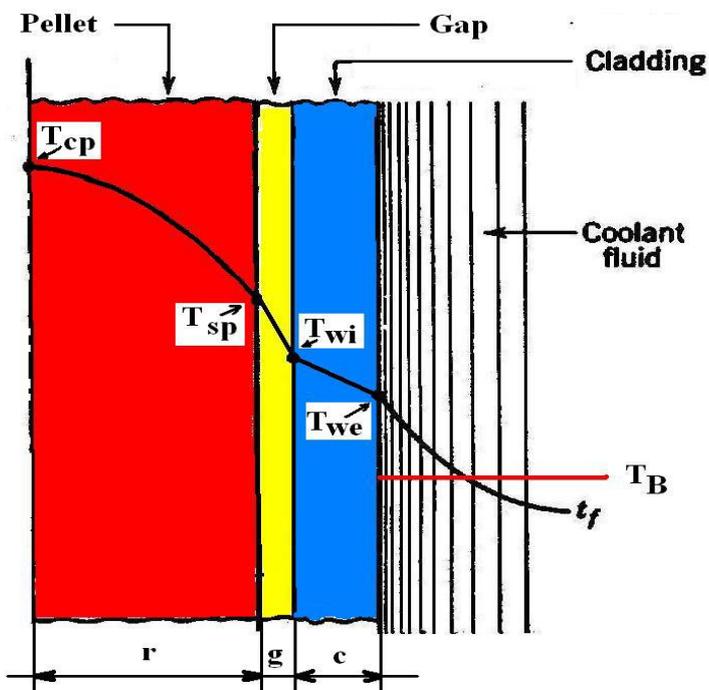


Figura 8. Andamento tipico della temperatura nel refrigerante e nella barretta di combustibile.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	ADPFISS – LP1 – 011	0	L	16	57

Di seguito vengono presentati i modelli di cui sopra limitatamente alla geometria cilindrica caratteristica dei reattori di potenza di tipo LWR (Figura 8).

3.1 Teoria e modelli del trasporto del calore generato nella regione del combustibile

Conduzione del calore nel combustibile

Per la regione del combustibile si utilizza un modello di conduzione radiale (la conduzione assiale può essere trascurata) in geometria cilindrica in presenza di una sorgente di calore:

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} k_F r \frac{dT}{dr} = -q'''$$

Questa equazione se integrata sotto l'ipotesi che la conducibilità termica k_F sia costante e la sorgente uniforme si riduce a:

$$T_{cp}(z) = T_{sp}(z) + \frac{q'(z)}{4\pi k_f}$$

dove T_{cp} T_{sp} q' sono, alla quota z , rispettivamente, la temperatura di centro pastiglia, la temperatura sulla superficie della pastiglia e la potenza lineare. Questa equazione permette di calcolare il salto termico nella pastiglia di combustibile. La conducibilità termica di qualsiasi combustibile varia con il burnup e nel caso di un combustibile ceramico quale l' UO_2 è tipicamente compresa tra 0.020-0.030 W/cm²K. Questo basso valore di conducibilità porta a differenze di temperatura piuttosto elevate tra la superficie e il centro della pastiglia.

I calcoli fatti a sorgente costante sono conservativi. Infatti un'analisi più precisa che tiene conto della distribuzione non uniforme della sorgente di calore a causa della depressione del flusso termico, porta a un minore salto termico nel combustibile.

Trasferimento del calore nel gap

Lo spazio tra combustibile e guaina, detto gap, è dello spessore di alcune decine di micron. Il gap è normalmente riempito con gas inerte, tipicamente elio. Data la bassa conducibilità termica dei gas (per l'elio k_{He} è pari a 0.002 W/cm²K), il salto termico attraverso il gap è elevato nonostante le ridotte dimensioni e nonostante l'elevata pressione di riempimento della barretta (alcuni bar). Considerando la pura conduzione in elio, il processo di trasporto di calore nel gap è tipicamente modellizzato in geometria cilindrica tramite l'equazione:

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} k_G r \frac{dT}{dr} = 0$$

che opportunamente integrata e semplificata per tener conto del valore molto piccolo dello spessore del gap t_G e sotto l'ipotesi che k_G sia indipendente dalla temperatura, dà la seguente espressione del salto termico nel gap:

$$T_{sp}(z) = T_{wi}(z) + \frac{q'(z)t_G}{\pi D k_G}$$

dove T_{wi} è la temperatura interna della guaina e D è il diametro interno della barretta di combustibile. Al crescere del burnup questo modello diventa inadeguato principalmente per due effetti:

- l'accumulo nel gap di gas di fissione quali xenon (Xe) e kripton (Kr) rilasciati dal combustibile che mescolandosi all'elio producono una miscela a conducibilità notevolmente minore;
- il rigonfiamento (*swelling*) e la fessurazione (*cracking*) del combustibile irradiato che creano molti punti di contatto diretto tra combustibile e guaina (Figura 9).

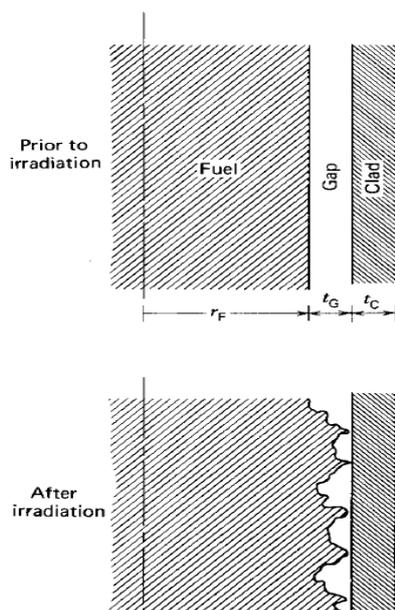


Figura 9. Effetti dell'irraggiamento sul gap.

Per la difficoltà di trattare analiticamente questi fenomeni, si ricorre normalmente alla definizione di un coefficiente empirico h_G , detto coefficiente efficace di trasferimento del calore attraverso il gap, tale che:

$$T_{sp}(z) = T_{wi}(z) + \frac{q'(z)}{\pi D h_G}$$

con h_G , tipicamente compreso tra 0.5-1.1 W/cm²°K, dipendente dalla dimensione media del gap, dalla conducibilità della miscela, dalla pressione di contatto tra combustibile e guaina, dalla rugosità delle superfici, dal tipo di materiale della guaina e dal burnup. Un codice tipicamente usato per il calcolo di h_G è FRAPCON.

Conduzione del calore nella guaina

Assumendo una produzione di calore nulla, l'equazione di conduzione radiale in geometria cilindrica nella regione della guaina diviene:

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	ADPFISS – LP1 – 011	0	L	18	57

$$\frac{1}{r} \frac{d}{dr} k_C r \frac{dT}{dr} = 0$$

che opportunamente integrata e semplificata per tener conto del valore molto piccolo dello spessore della guaina t_C in confronto al diametro della barretta e sotto l'ipotesi di conducibilità termica k_C costante, dà la seguente espressione del salto termico nel gap:

$$T_{wi}(z) = T_{we}(z) + \frac{q'(z)t_C}{2\pi r_F k_C}$$

dove T_{we} è la temperatura esterna della guaina e r_F è il raggio del combustibile. Per la guaina solitamente sono selezionati materiali con conducibilità termica piuttosto elevata. Ad esempio la conducibilità dello Zircaloy IV è di 0.107 W/cm²K.

3.2 Teoria e modelli del trasporto del calore dalla regione del combustibile a quella del refrigerante

I reattori di tipo PWR, sebbene utilizzino refrigerante monofase, sono normalmente progettati in modo che a contatto con la superficie della guaina nei canali più caldi nella parte alta del reattore si abbiano fenomeni di limitata ebollizione. Questo perché il trasferimento di calore in tali condizioni risulta essere, come visto, notevolmente più efficiente. Le piccole bolle di vapore che si formano sulla superficie della guaina collassano rapidamente appena lontano dalla superficie permettendo di considerare il fluido come se fosse monofase. Il dimensionamento termoidraulico di massima dei reattori nucleari di tipo PWR, dato il basso titolo di vapore in uscita, può essere fatto ricorrendo a modelli a fluido refrigerante monofase. In condizioni incidentali invece è spesso necessario un modello bifase del refrigerante. Diversamente dai PWR, vedi Figura 10, i BWR sono progettati perché la temperatura di bulk del refrigerante superi la temperatura di saturazione. In questo modo il refrigerante all'interno del nocciolo è a tutti gli effetti un fluido bifase anche in condizioni di esercizio.

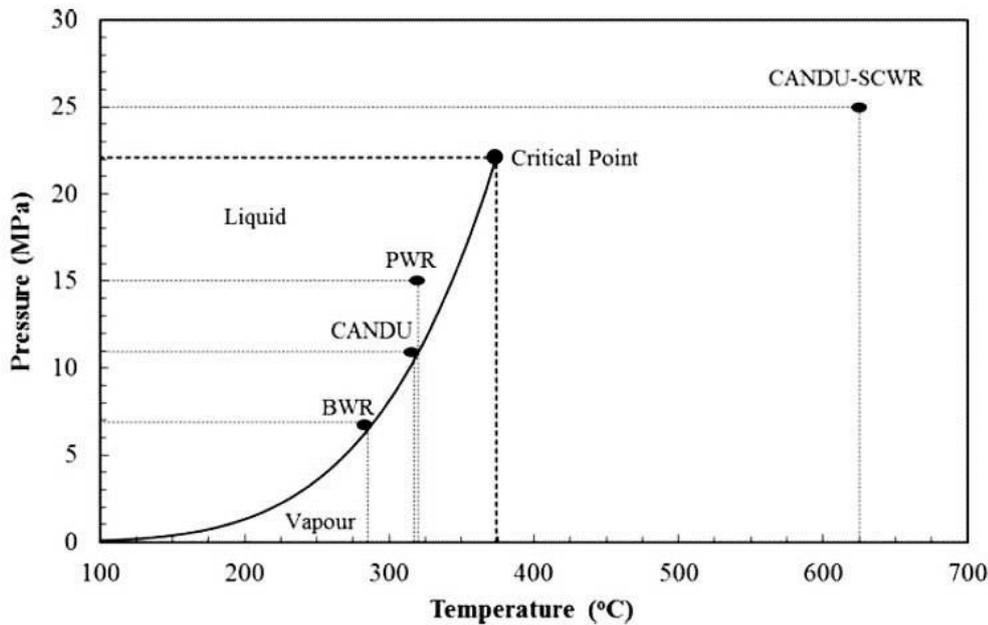


Figura 10. Temperatura e pressione d'esercizio di alcuni reattori occidentali.

Il sottocanale di un qualsiasi elemento del nocciolo di un reattore di tipo LWR ha un comportamento che può essere assimilato a quello di un canale riscaldato alla parete percorso da un fluido il cui profilo di temperatura al crescere della quota z è mostrato in Figura 11.

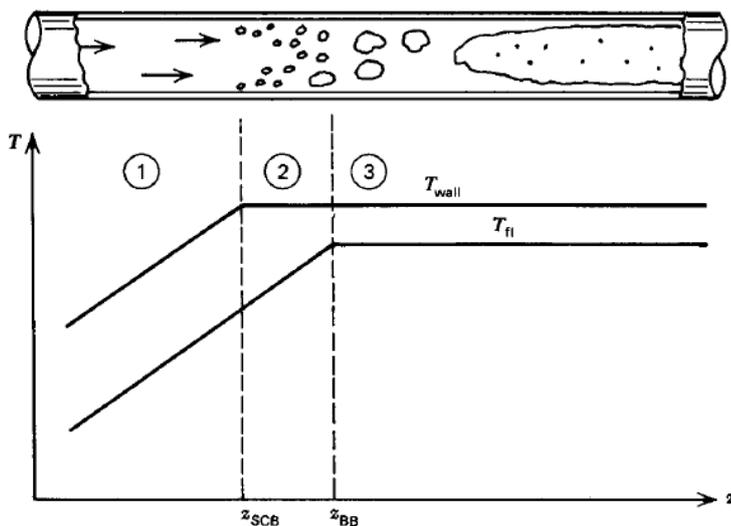


Figura 11. Profili di temperatura in un canale in presenza di ebollizione.

Dal punto di vista del trasferimento di calore si possono distinguere tre diverse regioni:

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	ADPFISS – LP1 – 011	0	L	20	57

- regione 1: fluido monofase in convezione forzata per il quale vale la legge di Newton:

$$q'' = h_s(T_{we} - T_B)$$

dove T_{we} è la temperatura di parete del canale, T_B è la temperatura di bulk del refrigerante e h_s il coefficiente convettivo che dipende dalle condizioni di flusso e dalle proprietà fisiche del refrigerante. Per il calcolo del coefficiente convettivo h_s , data la complessità estrema che si incontra nella descrizione del flusso turbolento, si fa uso di correlazioni empiriche. Nella fattispecie si ha che:

$$h_s = \frac{k}{D_h} Nu$$

con k conducibilità termica del fluido e Nu numero di Nusselt parametro adimensionale che caratterizza sia le proprietà fisiche del fluido che le caratteristiche del flusso. Per un flusso turbolento Nu , determinato facendo uso di correlazioni empiriche in funzione dei due parametri adimensionali Re , che caratterizza le condizioni del flusso, e il numero di Prandtl Pr , che caratterizza le proprietà fisiche del refrigerante, è dato dall'espressione:

$$Pr = \frac{\mu c_p}{k}$$

con c_p calore specifico del fluido. Negli LWR Pr è circa uguale a 1 e la correlazione più comunemente utilizzata è quella di Dittus-Boelter:

$$Nu = 0.023 Pr^{0.4} Re^{0.8}$$

La regione 1 termina alla quota z_{SCB} a cui comincia il SubCooled Boiling.

- regione 2: caratterizzata dal fatto che la temperatura di parete è maggiore della temperatura di saturazione ma la temperatura di bulk no. Questa regione è caratterizzata da ebollizione sottoraffreddata e il trasporto di calore è massimamente efficiente. Non vale più la legge di Newton per convezione forzata ma altre correlazioni empiriche tra cui, per gli LWR, quella di Jens and Lottes:

$$(T_{we} - T_B) = 45 * e^{\left(-\frac{P}{62}\right)} q''^{0.25}$$

dove P è la pressione del fluido in bar e q'' il flusso di calore in MW/m². La regione 2 termina alla quota z_{BB} a cui comincia il Bulk Boiling.

- regione 3: caratterizzata dal fatto che la temperatura di bulk è uguale alla temperatura di saturazione. Il calore trasferito causa direttamente ebollizione del fluido mentre la temperatura si mantiene costante al valore di saturazione.

In un reattore nucleare data la temperatura, la pressione e la portata del refrigerante in ingresso, i regimi di flusso che si instaurano alle varie quote dipendono dal flusso di calore generato dalle barrette e trasferito al sottocanale:

- se il flusso di calore è sufficientemente basso il trasferimento di calore avverrà in condizione di convezione monofase (regione 1) per tutta la lunghezza del sottocanale ($L < z_{SCB}$). I reattori di tipo PWR sono normalmente progettati affinché questo accada nel sottocanale medio;
- al crescere del flusso di calore si avrà un'ebollizione sottoraffreddata (regione 2) nella parte più alta del sottocanale ($z_{SCB} < L < z_{BB}$). Ciò avviene solo nei sottocanali più caldi e se da un lato

determina una maggiore efficienza di scambio termico dall'altro causa un incremento delle perdite di carico ed aumenta il rischio di ritrovarsi nelle condizioni descritte al punto successivo.

- se il flusso di calore eccede un certo valore denominato *critical heat flux* nella parte più alta del sottocanale si formerà una pellicola di vapore con improvviso drastico aumento della temperatura della guaina (regione 3). Questo stato, già descritto come DNB, determina il *burnout* della guaina che può provocare il cedimento della stessa.

A titolo di esempio si riporta nelle figure seguenti l'andamento assiale e radiale del titolo e della frazione di vuoto in condizioni nominali di un EPR (*European Pressurized Reactor*).

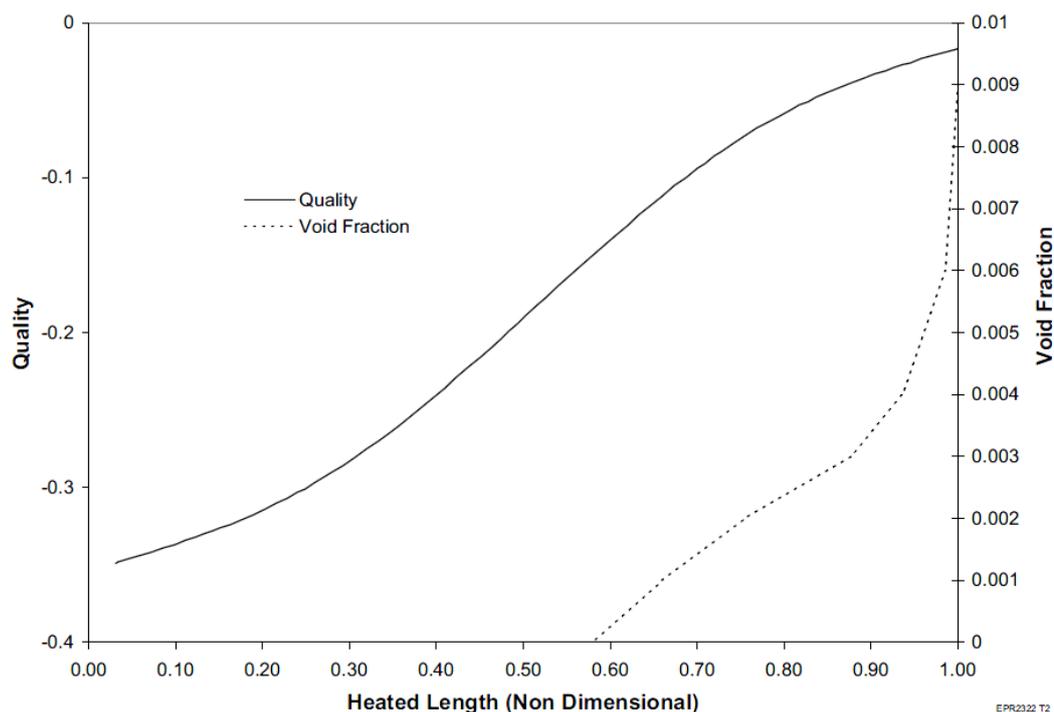


Figura 12. Distribuzione assiale nel canale più caldo di titolo e frazione di vuoto in un EPR.

Come si può notare la frazione di vuoto massima all'uscita è di circa 0.01, ovvero circa 60 volte meno rispetto a quella tipica di un BWR.

I valori tipici per un reattore AP1000 sono del tutto analoghi; la frazione di vuoto media nel sottocanale più caldo è pari a circa 0.001, mentre risulta circa 0.01 all'uscita dello stesso, dove assume il valore massimo.

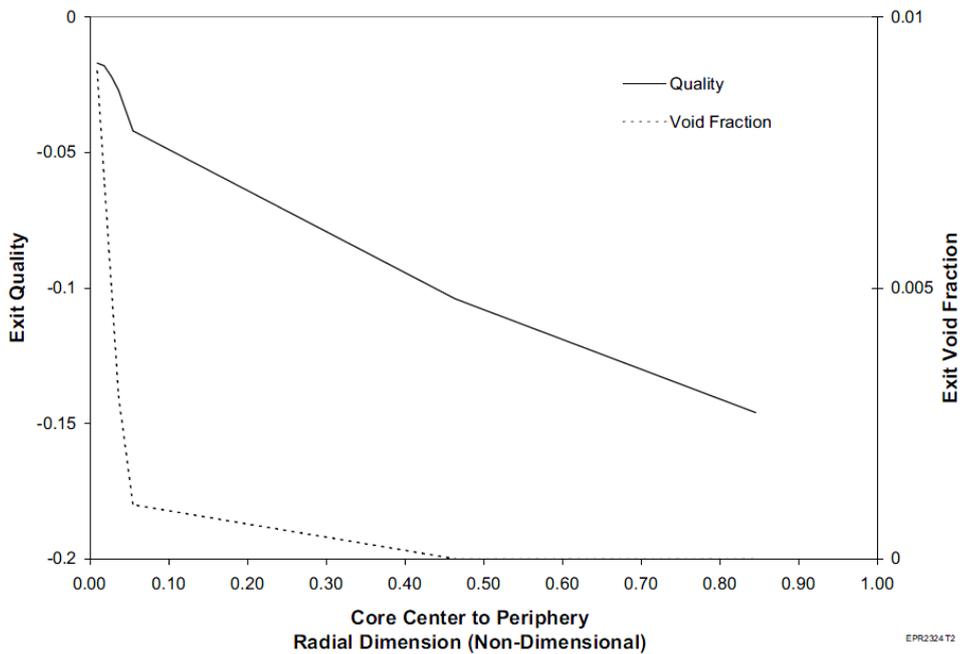


Figura 13. Distribuzione radiale di titolo e frazione di vuoto in un EPR.

A seconda del tipo di LWR i fenomeni che portano al *burnout* della barretta si presentano tipicamente in modi diversi (Figura 14). Nel PWR il problema tipico è il cosiddetto DNB sottoraffreddato, caratteristico della regione 2 e determinato dal distacco dalla parete dello strato limite costituito da liquido e bolle di vapore. Nei BWR invece il *burnout* avviene tipicamente nella regione 3 per progressivo essiccamento del film liquido sulle pareti.

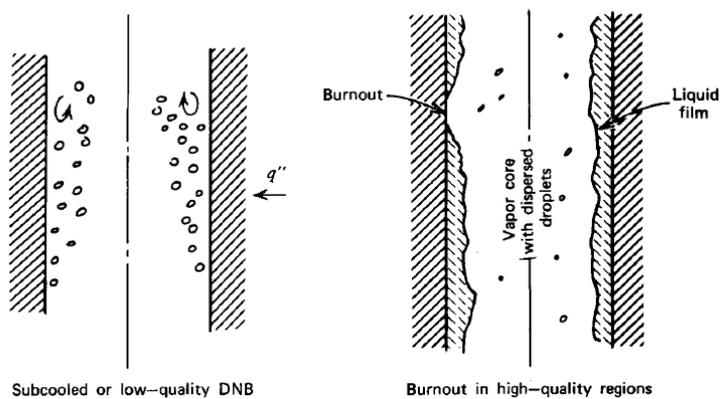


Figura 14. Fenomeni che portano al burnout della barretta.

Alla luce di quanto detto, si evince chiaramente quanto sia importante determinare il *critical heat flux*. Esso dipende da un grande numero di fattori quali la forma del canale, le caratteristiche della superficie, la

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	ADPFISS – LP1 – 011	0	L	23	57

presenza o meno di griglie spaziatrici, le proprietà fisiche del refrigerante e le condizioni del flusso. A questo scopo sono state proposte diverse correlazioni empiriche per le condizioni tipiche che si incontrano negli LWR come ad esempio quella di Tong:

$$q''_{DNB} = K_{Tong} \frac{G^{0.4} \mu_f^{0.6} h_{fg}}{D_e^{0.6}}$$

con:

$$K_{Tong} = [1.76 - 7.433x_e + 12.222x_e^2]$$

$$x_e = -\frac{c_{p,l}(T_{sat} - T_b)}{h_{fg}}$$

che in un PWR è minore di 0.

E' uso comune definire un parametro, il *Departure from Nucleate Boiling Ratio* (DNBR), che è una misura della distanza dalle condizioni di *critical heat flux* (q''_{DNB}). Il DNBR è definito ad ogni quota z come segue:

$$DNBR = \frac{q''_{DNB}(z)}{q''(z)}$$

E' buona norma progettare un reattore così da mantenere anche nelle condizioni più critiche il DNBR al di sopra di un valore di sicurezza (vedere di seguito il paragrafo sui limiti termoidraulici per reattori LWR).

3.3 Teoria e modelli del trasporto del calore nella regione del refrigerante

Lo scopo dei modelli di termoidraulica di nocciolo è quello di determinare, per ogni fase ed in ogni punto del nocciolo, lo stato termodinamico del combustibile e del refrigerante. I concetti, descritti precedentemente, relativi alla fenomenologia del trasporto di calore nella zona di refrigerante sono alla base di tutti i modelli utilizzati per la termoidraulica di nocciolo [Kazimi, 1980], quali:

- ✓ modelli di nocciolo utilizzati nei codici di sistema (quali ad esempio RELAP, TRAC e TRACE)
- ✓ modelli (utilizzati nei codici di nocciolo):
 - ❖ a sottocanali indipendenti (quali ad esempio CRONOS);
 - ❖ a sottocanali dipendenti (quali ad esempio COBRA4I e VIPRE1);
 - ❖ a sottocanali semplificato (quali ad esempio ANTEO);
 - ❖ tridimensionale (quali ad esempio FLICA4).
 - ❖ CFD (quali ad esempio FLICA-OVAP e STAR-CCM+).

Esistono diverse opzioni per la scelta delle incognite con cui caratterizzare lo stato del fluido. Un esempio è pressione, temperatura e velocità per le due fasi liquido e vapore più frazione di vuoto per un totale di sette variabili per ogni punto dello spazio e del tempo. Le altre variabili di stato quali densità ed energia interna sono legate a quelle da equazioni di stato. Caratteristica comune a tutti i modelli è quella di essere basati su tre equazioni di conservazione:

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	ADPFISS – LP1 – 011	0	L	24	57

- portata;
- quantità di moto;
- energia.

Le equazioni di conservazione devono essere scritte per ognuna delle fasi previste dal modello. In alternativa le equazioni di una delle fasi possono essere rimpiazzate da quelle della miscela. A seconda delle approssimazioni una o più equazioni di conservazione possono essere sostituite da relazioni empiriche o modelli alternativi semplificati.

Modelli di nocciolo utilizzati nei codici di sistema

I codici di sistema nascono e sono principalmente utilizzati per l'analisi dell'intero impianto (circuito primario, secondario e terziario quest'ultimo se presente) in condizioni di transitorio incidentali e non. Per questo tali codici devono modellare tutti i componenti del circuito inclusi tubazioni, pressurizzatore e generatori di vapore (nei PWR), pompe jet (nei BWR), valvole, vessel e devono inoltre tener conto degli effetti degli altri circuiti. Per questo motivo tali codici implementano modelli di nocciolo non particolarmente dettagliati che non sono quindi idonei ad uno studio delle condizioni locali.

Modello a sottocanali indipendenti utilizzato nei codici di nocciolo

Per un'analisi preliminare di tipo conservativo è possibile utilizzare un modello a sottocanali indipendenti detto anche di *split flow*. L'ipotesi in questo caso è che tra i sottocanali non vi sia alcuno scambio né di massa, né di quantità di moto né di energia. Questo modello semplificato consiste nel trattare il fascio come se ogni sottocanale fosse caratterizzato da un valore di perdita di carico complessiva uguale a quella degli altri sottocanali. Limitatamente al caso di un flusso monofase, risolvendo il sistema che si ottiene imponendo la conservazione della massa e l'uguaglianza delle perdite di carico tra i vari sottocanali si ottiene il seguente sistema di equazioni da cui è possibile ricavare le velocità e quindi la portata \dot{m} in ognuno dei sottocanali:

$$\dot{m}_{tot} = \rho(n_c A_c \bar{u}_c + n_w A_w \bar{u}_w + n_a A_a \bar{u}_a)$$

$$\lambda_c \frac{l}{D_{Hc}} \frac{\rho \bar{u}_c^2}{2} + n_g \xi \frac{\rho \bar{u}_c^2}{2} = \lambda_w \frac{l}{D_{Hw}} \frac{\rho \bar{u}_w^2}{2} + n_g \xi \frac{\rho \bar{u}_w^2}{2} = \lambda_a \frac{l}{D_{Ha}} \frac{\rho \bar{u}_a^2}{2} + n_g \xi \frac{\rho \bar{u}_a^2}{2}$$

con i tre pedici c, w, a che identificano le tre diverse tipologie di sottocanali in un fascio, cioè sottocanale centrale, di parete e di angolo e n numero di sottocanali per tipologia. Nota tale portata è possibile ricavare la temperatura di bulk t_B ad ogni quota z in tutti i sottocanali con la formula seguente:

$$t_B(z) = t_{IN} + \frac{\int_0^z q'(z) dz}{\dot{m} c_p}$$

con t_{IN} temperatura in ingresso nel sottocanale e \dot{m} portata del sottocanale. Per la il calcolo delle perdite di carico in un flusso monofase si rimanda al capitolo introduttivo.

Modello a sottocanali dipendenti utilizzato nei codici di nocciolo

Per valutazioni più precise si può ricorrere al modello a sottocanali dipendenti in cui i canali di flusso formati da barre di combustibile adiacenti si scambiano attraverso i gap tra le barre flussi di massa, quantità di moto ed energia. Tali flussi sono sostanzialmente di due tipi:

- flussi convettivi dovuti alla differenza di pressione tra sottocanali adiacenti con scambio netto di massa e conseguentemente di quantità di moto ed energia;
- flussi di miscelazione turbolenti senza trasferimento netto di massa ma con trasporto di quantità di moto ed energia.

Il modello prevede la risoluzione delle tre equazioni di bilancio per il seguente volume di controllo coincidente con il sottocanale (Figura 15). Il sottocanale acquista dunque il significato di unità elementare di calcolo.

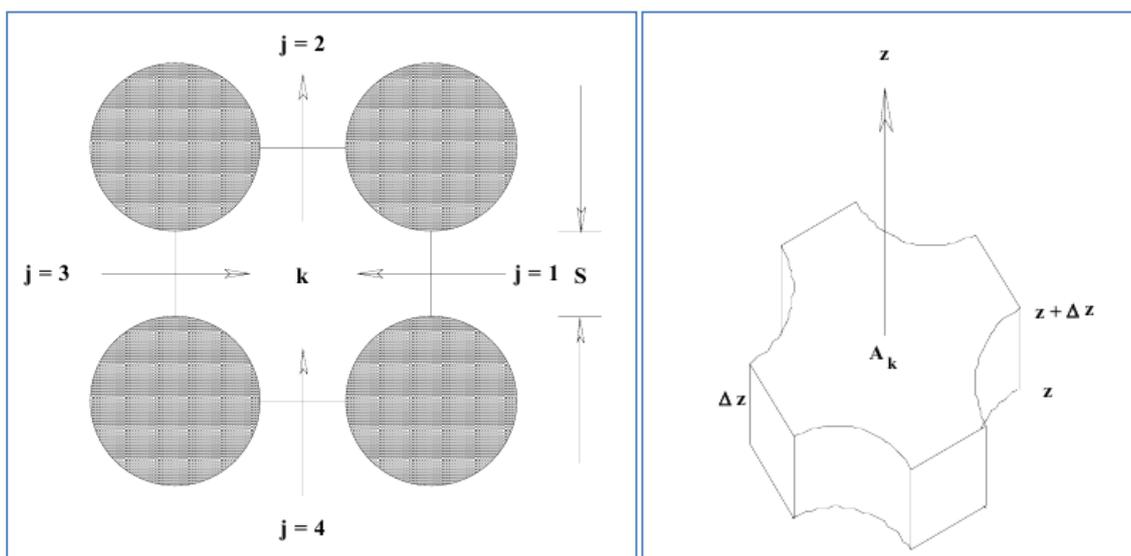


Figura 15. Volume di controllo per le equazioni di conservazione nel sottocanale centrale di un reticolo quadrato.

Limitatamente al caso di un flusso monofase si riportano di seguito le equazioni di bilancio.

Equazione di bilancio della massa: scrivendo l'equazione sul volume di controllo k e indicando con w'_{jk} il flusso di massa per unità di lunghezza dai sottocanali adiacenti j al sottocanale k , si ottiene:

$$A_k \frac{\partial \rho_k}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z} (\rho_k u_k A_k) = \sum_j w'_{jk}$$

Equazione di bilancio della quantità di moto: scrivendo l'equazione sul volume di controllo k si ottiene:

$$A_k \frac{\partial \rho_k u_k}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z} (\rho_k u_k u_k A_k) - \sum_j w'_{jk} u^* - \sum_j w_{jk} (u_j - u_k) = -A_k \frac{\partial P_k}{\partial z} - (\tau_w P_w)_k - \rho_k A_k g$$

dove $u^* = u_k$ quando $w'_{jk} < 0$ e $u^* = u_j$ quando $w'_{jk} > 0$, e A_k è l'area di flusso del volume di controllo k . P_w è il perimetro bagnato del sottocanale e τ_w lo sforzo tangenziale alla parete. In questa equazione gli scambi di quantità di moto tra sottocanali adiacenti sono stati espressi in termini della grandezza w_{jk} , fattore di mixing turbolento che dimensionalmente è un flusso di massa efficace per unità di lunghezza.

Equazione di bilancio dell'energia: scrivendo infine l'equazione sul volume di controllo k e indicando con E e h rispettivamente l'energia e l'entalpia specifiche e con q'_k il termine di potenza lineare nel sottocanale, si ottiene:

$$A_k \frac{\partial \rho_k E_k}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial z} (\rho_k h_k u_k A_k) - \sum_j w'_{jk} h^* - \sum_j w_{jk} (h_j - h_k) = q'_k$$

dove $h^* = h_k$ quando $w'_{jk} < 0$ e $h^* = h_j$ quando $w'_{jk} > 0$. In questa equazione è stato trascurato il termine di energia potenziale ed i flussi di calore tra sottocanali adiacenti sono stati espressi attraverso la grandezza w_{jk} , fattore di mixing turbolento che dimensionalmente è un flusso di massa efficace per unità di lunghezza.

Per determinare i flussi di massa laterali tra sottocanali si utilizza una quarta equazione che esprime la conservazione della quantità di moto in direzione trasversale. Per questo si utilizza il volume di controllo di Figura 16. Con le opportune semplificazioni questa equazione diventa:

$$l \Delta z \frac{dw'_{jk}}{dt} + [w'_{jk} l v_z]_z^{z+\Delta z} = S \Delta z (P_j - P_k) - (\tau_w P_w)_y \Delta z$$

in cui S è la differenza tra passo e diametro della barretta.

Per la chiusura del sistema occorre determinare il fattore di mixing turbolento. Tra le diverse correlazioni sperimentali presenti in letteratura e utilizzate nei diversi codici di analisi termoidraulica, la più semplice è quella suggerita da Rowe ed Angle, secondo cui:

$$w = 0.0062 \left(\frac{\dot{m}}{A}\right)_{ij} D_{h_{ij}} Re^{-0.1}$$

dove i due indici i, j si riferiscono ai due sottocanali tra cui avviene lo scambio di quantità di moto o energia causato dal mixing turbolento.

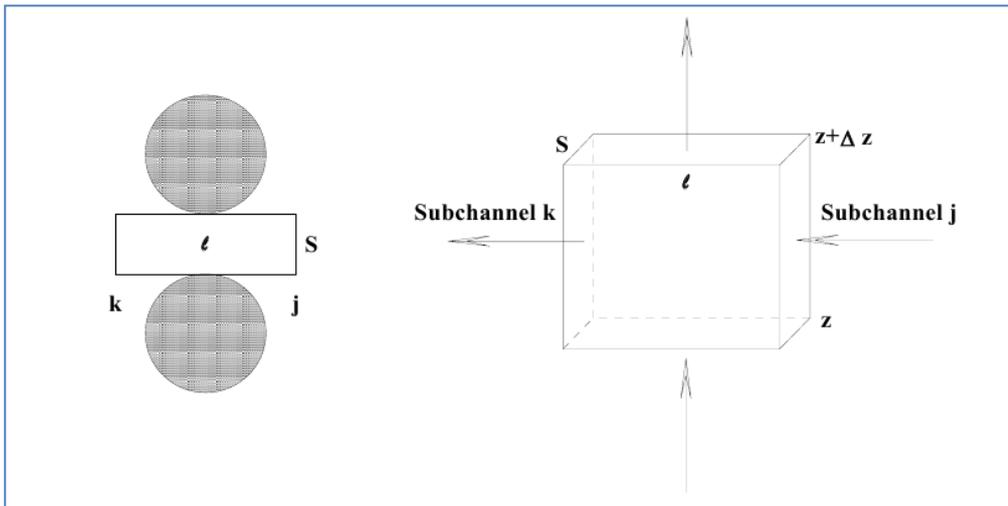


Figura 16. Volume di controllo per l'equazione della conservazione della quantità di moto in direzione trasversale.

Modello a sottocanali dipendenti semplificato utilizzato nei codici di nocciolo

Qualora lo scopo dell'analisi termoidraulica sia limitata alla progettazione del nocciolo in condizioni di funzionamento non incidentali, trova applicazione il modello a sottocanale semplificato che è basato sulle seguenti ipotesi:

- approccio stazionario;
- flusso monofase;
- nessuno scambio di massa tra i sottocanali;
- nessuno scambio di quantità di moto tra i sottocanali;
- scambio di energia tra i sottocanali dovuto soltanto al mixing turbolento.

Le tre equazioni di bilancio di massa, quantità di moto ed energia opportunamente semplificate sulla base delle ipotesi precedenti diventano rispettivamente:

$$\frac{\partial}{\partial z}(\rho_k u_k A_k) = 0$$

$$\frac{\partial}{\partial z}(\rho_k u_k u_k A_k) = -A_k \frac{\partial P_k}{\partial z} - (\tau_w P_w)_k - \rho_k A_k g$$

$$\frac{\partial}{\partial z}(\rho_k h_k u_k A_k) - \sum_j w_{jk}(h_j - h_k) = q'_k$$

La quarta equazione che esprime la conservazione della quantità di moto in direzione trasversale si può trascurare dal momento che tra due sottocanali adiacenti non si considerano altri scambi oltre a quello di energia dovuto al solo mixing turbolento.

Modello tridimensionale utilizzato nei codici di nocciolo

I modelli sin qui descritti risolvono le equazioni di conservazione su un volume di controllo che coincide con il sottocanale e quindi calcolano ad ogni quota assiale il valor medio radiale di portata, velocità assiale e temperatura di bulk. Tale scelta non permette di conoscere il dettaglio spaziale (in termini radiali) delle diverse grandezze e dunque, a meno di non conoscere il coefficiente convettivo nelle reali condizioni di flusso presenti nel sottocanale, non consente di stimare accuratamente i margini termici (temperatura di parete) e non permette un progettazione ottimizzata dell'elemento di combustibile.

Da ciò discende la necessità di disporre di un codice che implementi equazioni tridimensionali in grado di descrivere volumi di controllo dimensionalmente inferiori al sottocanale. Un ulteriore vantaggio di questo tipo di codici risiede nel fatto che essi sono in grado di descrivere flussi macroscopici non solo in direzioni assiali quali quelli che si verificano, ad esempio, in condizioni incidentali. Tra questi tipi di codici si può citare FLICA4 (vedere capitoli 4 e 5). In Figura 17 si riporta un esempio di mesh radiale descrivibile in FLICA4.

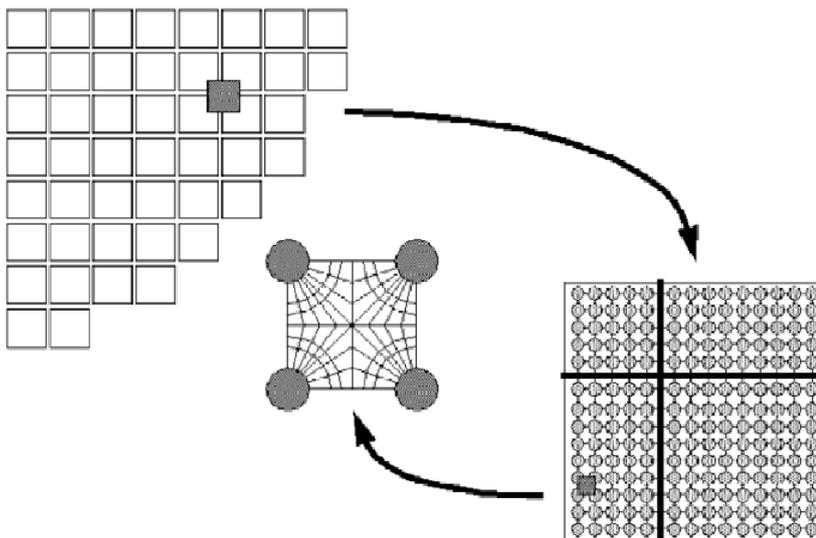


Figura 17. Esempio di mesh radiali in FLICA4.

Modelli CFD utilizzato nei codici di nocciolo

Tipicamente i codici di neutronici vengono accoppiati a codici di termoidraulica per predire i flussi di calore nel nocciolo ed il comportamento termico del combustibile nucleare. Tuttavia una descrizione di un elemento di combustibile basata su simulazioni neutroniche e termofluidodinamiche molto più dettagliate che includano una rappresentazione esplicita delle griglie spaziatrici migliorerebbe considerevolmente il progetto e l'analisi di nuovi elementi di combustibile.

A titolo di esempio si può citare il recente studio finalizzato all'accoppiamento del codice di neutronica DeCART con il codice CFD STAR-CCM+ [Yan, 2011] che include una rappresentazione molto accurata di tutti i fenomeni fisici dominanti quali: energia di fissione, convezione di calore, conduzione di calore e turbolenza

(modello $k-\epsilon$). Di particolare interesse è l'abilità a quantificare gli effetti dei cosiddetti *mixing vanes* sulla temperatura del refrigerante e sulla distribuzione di densità (regime di flusso monofase). Sono state ricavate temperature di guaina più precise che hanno quindi consentito una predizione più accurata del DNB, del DNBR e della formazione di incrostazioni sulla superficie della guaina stessa.

Il differente magliaggio neutronico (MOC) e CFD rende necessaria una mappatura accurata dei dati di interscambio tra i due codici (Figura 18).

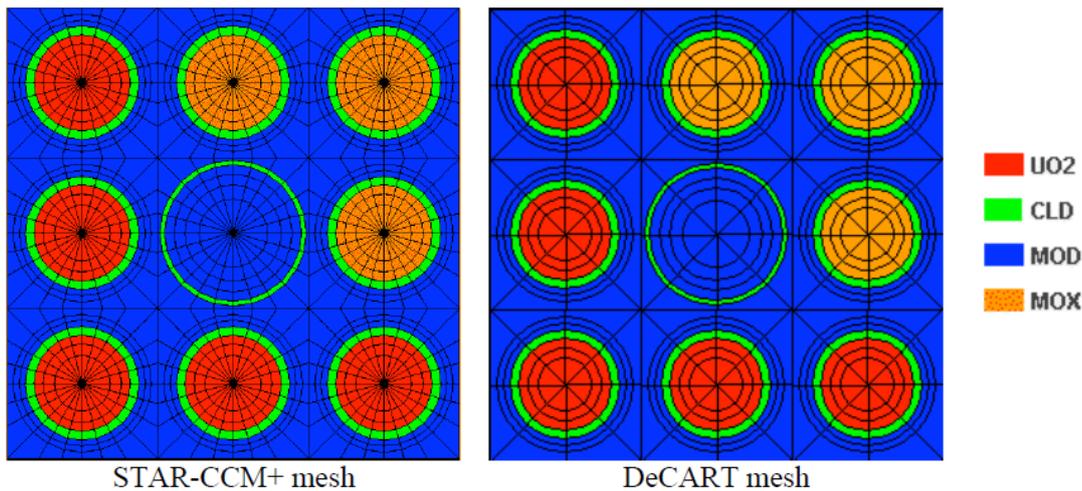


Figura 18. Discretizzazione spaziale di STAR-CCM+ e DeCART.

Il modello di calcolo prescelto è una configurazione 3x3 dell'elemento di combustibile Vantage 5 Hybrid (V5H) di Westinghouse usato in PWR. La scelta di questo modello è stata dettata dall'interesse nel disporre di un modello multifisico che possa includere gli effetti neutronici, termoidraulici, meccanici, di corrosione, di interazione pastiglia guaina, di incrostazione e di *fretting* tra griglia e barretta. In totale il modello ha sette griglie spaziatrici, di cui solo una rappresentata esplicitamente ad una quota di 218 cm dal basso e le altre sei mediante l'introduzione di pozzi artificiali di quantità di moto nel flusso. La griglia spaziatrice esplicita è alta complessivamente 3.81 cm ed è descritta con tutti i dettagli di reggette, vani, concavità e molle. Complessivamente la mesh consiste di 37.5 mln di celle esaedriche.

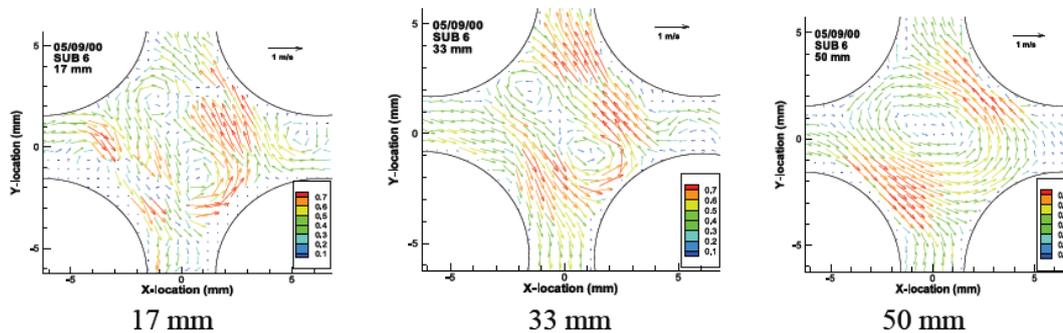


Figura 19. (Dati sperimentali) Campo di velocità mediato sul tempo alle quote assiali di 17, 33 e 50 mm a valle della griglia relativo ad una velocità assiale media di 2.4 m/s.

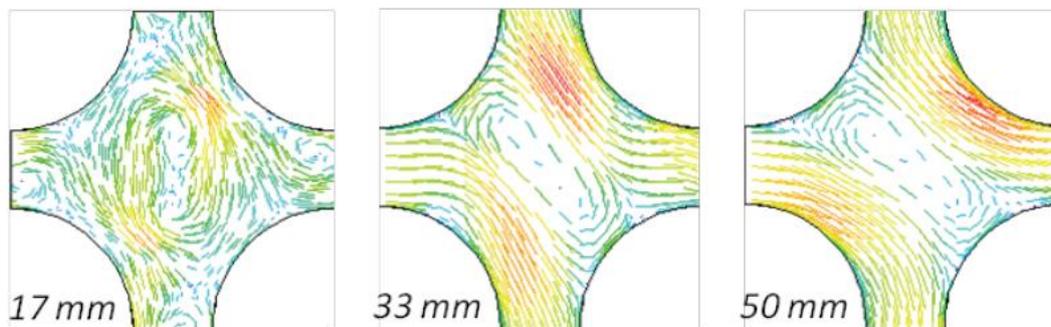


Figura 20. (Dati calcolati) Campo di velocità mediato sul tempo alle quote assiali di 17, 33 e 50 mm a valle della griglia relativo ad una velocità assiale media di 5.35 m/s.

In Figura 19 sono mostrati i dati sperimentali relativi ai campi di velocità a 17, 33 e 50 mm a valle della griglia spaziatrice rispettivamente. In Figura 20 sono invece gli analoghi campi come ricavati dalla simulazione.

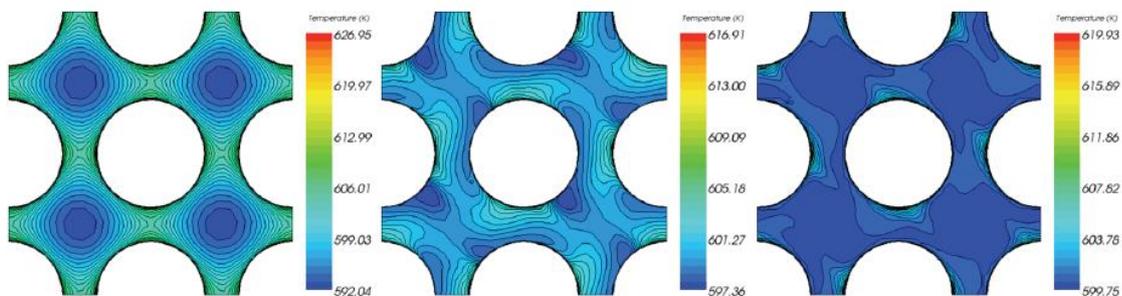


Figura 21. Distribuzione della temperatura del fluido a 50 mm a monte, 50 mm a valle e 100 mm a valle della griglia rispettivamente.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	ADPFISS – LP1 – 011	0	L	31	57

In Figura 21 sono mostrati i campi di temperatura 50 mm a monte, 50 mm a valle e 100 mm a valle della griglia rispettivamente. Si nota molto chiaramente la maggiore uniformità della distribuzione di temperatura in presenza della griglia spaziatrice ($\Delta T = 34.9 K$ a monte della griglia, $\Delta T = 20.2 K$ a 100 mm a valle della griglia) ed una migliore convezione del calore.

3.4 Limiti termoidraulici per reattori LWR

Qualunque sia l'obiettivo, la termoidraulica di nocciolo deve tener conto di un certo numero di limiti sui diversi materiali per garantire il funzionamento in sicurezza del nocciolo.

Limiti sulla temperatura del combustibile

Il primo limite da rispettare è quello atto a prevenire la fusione del combustibile. A tal fine è necessario che la temperatura del combustibile non superi mai quella di fusione che per l'ossido di uranio non irraggiato è di circa 2800°C, temperatura che si riduce di 32°C per ogni 10.000 MWd/MTU. Dato che, come visto, la temperatura massima del combustibile è insensibile al diametro della barretta ma dipende dalla conducibilità del combustibile e dalla potenza lineare, diventa possibile esprimere i limiti della fusione del combustibile in termini di massima potenza lineare raggiungibile. Per reattori a UO₂ il limite sulla potenza lineare risulta pari a 660 W/cm.

Limiti sulla temperatura della guaina

In un reattore nucleare è assai improbabile che la guaina raggiunga temperature prossime a quella di fusione. Ciononostante, essendo la resistenza meccanica della guaina, la pressione esercitata dai gas di fissione e i fenomeni di cracking e swelling del combustibile funzione della storia termica, è necessario, per evitare la rottura della guaina, un controllo sulle temperature del combustibile raggiunte. Nei reattori ad acqua, in cui il refrigerante è vicino alle condizioni di ebollizione, la limitazione termica più critica per evitare il fallimento della guaina è quella che si ha sul *critical heat flux* che può essere trasferito dalla guaina al refrigerante. In caso di superamento di tale limite il trasferimento di calore diventerebbe instabile a causa della formazione di un film di vapore che isolerebbe termicamente la superficie della guaina in grado quindi di causare incrementi repentini e localizzati della temperatura della guaina stessa con rischio di rottura.

Limiti sul flusso di calore tra la guaina e il refrigerante

A seconda del tipo di reattore la temperatura del refrigerante non deve eccedere certi limiti. Nei PWR si vuole evitare che la temperatura di bulk del refrigerante superi il valore limite rappresentato dalla temperatura di saturazione. Questo, come visto, comporta un limite sul *critical heat flux*. Negli USA il limite per i PWR è DNBR > 1.3.

Limiti sulla distribuzione di potenza - Fattore di canale caldo

Il rispetto dei precedenti limiti non è sufficiente a garantire l'integrità della guaina (seconda barriera) in tutte le condizioni operative del reattore. Nella fattispecie è possibile individuare altri due limiti che impattano sulla termica della barretta:

1. la tensione meccanica esercitata sullo zircaloy deve essere inferiore alla tensione di snervamento;

- la deformazione della guaina deve essere inferiore all'1% (con questo si intende che la guaina si è deformata permanentemente di non più dell'1% del suo diametro originario).

Per tener conto anche di questi due vincoli (oltre a quelli precedentemente menzionati) è possibile ricorrere ad un parametro limitante integrale, caratteristico di ogni reattore e variabile con il burnup, definito come:

$$F_{Q_{limite}} = \frac{\text{potenza lineare limite}}{\text{potenza lineare media}}$$

dove la *potenza lineare limite*, determinata sperimentalmente, è quella che garantisce il rispetto di tutti quattro i criteri, mentre la *potenza lineare media* è calcolata come rapporto tra la potenza termica totale del reattore e lunghezza attiva totale di tutto il nocciolo.

A titolo di esempio per il primo ciclo di un PWR Westinghouse da 900 MWe si ha che $F_{Q_{limite}} = 2.32$, mentre per un PWR di tipo AP1000 $F_{Q_{limite}} = 2.60$. Per un PWR da 900 MWe $F_{Q_{limite}} = 2.32$ corrisponde a circa 415 W/cm.

Durante un LOCA (*Loss of Coolant Accident*) occorre modificare $F_{Q_{limite}}$ per tenere conto del fatto che la parte superiore del nocciolo è quella più critica poiché è quella che si scopre per prima e che viene riallagata più tardi. A tal fine viene introdotto un termine correttivo K funzione della quota assiale z (misurata dal basso) tale che il nuovo limite risulti:

$$F^*(z)_{Q_{limite}} = F_{Q_{limite}} * K(z) \leq F_{Q_{limite}}$$

Un esempio della funzione $K(z)$ per un reattore da 900 MWe è riportato in Figura 22.

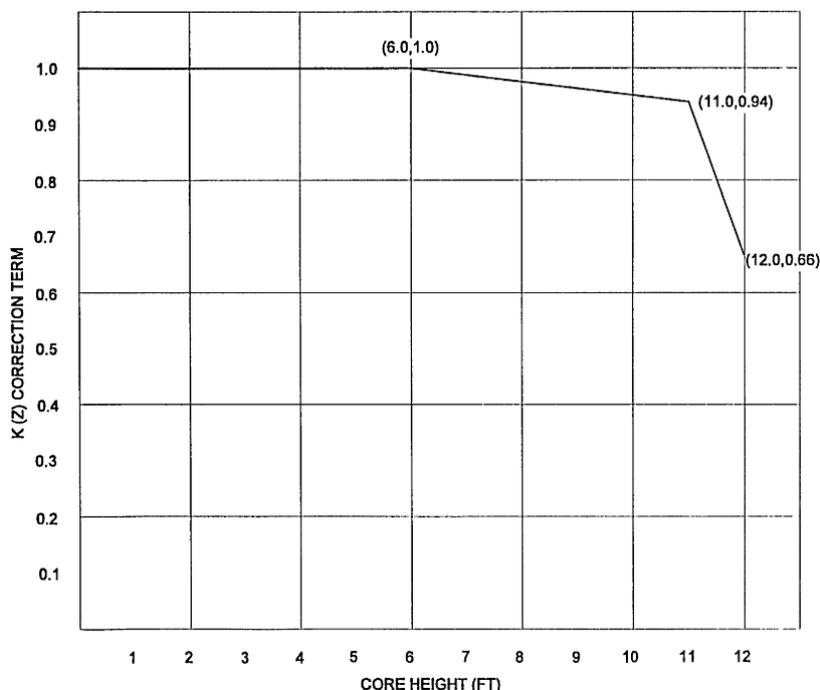


Figura 22. Termine correttivo $K(z)$.

Compito del progettista è quello di calcolare nella maniera più dettagliata possibile le distribuzioni di potenza nel nocciolo per ogni possibile stato del reattore e verificare che il valore F_Q , detto *fattore di canale caldo* e calcolato in corrispondenza della densità di potenza massima alla quota \bar{z} , sia:

$$F_Q = \frac{\text{densità di potenza massima}}{\text{densità di potenza media}} \leq F^*(\bar{z})_{Q_{limite}}$$

F_Q può essere decomposto nel prodotto di almeno tre fattori elementari:

$$F_Q = F_Q^R * F_Q^Z * F_Q^E$$

dove:

- F_Q^R , detto *fattore di canale caldo radiale*, è definito come:

$$F_Q^R = \frac{\text{flusso di calore medio nel canale caldo}}{\text{flusso di calore medio nel nocciolo}} = \frac{\int_{-H/2}^{H/2} q''(r_{HC}) dz}{\frac{1}{I} \sum_{i=1}^I \int_{-H/2}^{H/2} q''(r_i) dz}$$

con I numero totale di pin nel nocciolo, r_{HC} posizione radiale del canale più caldo e H altezza attiva del nocciolo;

- F_Q^Z , detto *fattore di canale caldo assiale*, è definito come:

$$F_Q^Z = \frac{\text{flusso di calore massimo nel canale caldo}}{\text{flusso di calore medio nel canale caldo}} = \frac{\max_z q''(r_{HC})}{\frac{1}{H} \int_{-H/2}^{H/2} q''(r_{HC}) dz}$$

- F_Q^E , detto *fattore di incertezza ingegneristica*, che tiene conto di tutte le possibili variazioni reali rispetto ai valori nominali (esempio: densità della pastiglia, diametro della pastiglia, arricchimento, eccentricità della barretta, ecc..). Un valore tipico per tale fattore è 1.03.

Durante l'esercizio del reattore nucleare il valore reale F_Q non è calcolato ma misurato periodicamente ad una data frequenza e comparato con il valore limite. Occorre pertanto tenere conto di possibili errori nelle tecniche di misura di F_Q . Ciò viene fatto amplificando il valore misurato di F_Q per un fattore F_U^N , detto *fattore di incertezza nucleare*, il cui valore tipico è 1.05.

Limiti relativi agli incidenti di RIA

Negli LWR gli incidenti più severi di RIA (Reactivity Initiated Accident) sono costituiti dalla espulsione rapida di una barra di controllo. Data l'estrema rapidità del fenomeno, la propagazione degli effetti termici è estremamente limitata con conseguenze localizzate. Diversamente dai casi precedenti la grandezza fisica dominante non è proporzionale ad un rateo di energia ma all'energia totale (cioè l'integrale del rateo sull'ampiezza temporale del fenomeno) depositata nell'unità di massa del combustibile ed espressa in Joule per grammo di UO_2 . Se venisse adottato il criterio limite del fattore di forma si concluderebbe ad esempio che un incidente di RIA porterebbe alla perdita di integrità della seconda barriera; per questo tipo di incidente infatti il fattore di canale caldo risulta di circa 7, ben al di sopra del limite ricordato precedentemente. L'estrema brevità temporale dello sforamento del limite non comporta tuttavia alcuna

conseguenza di rilievo sulla guaina. Ecco quindi la necessità di adottare un criterio di sicurezza di tipo diverso.

Due criteri distinti [Yang, 2003] sono stati sviluppati per:

1. assicurare il raffreddamento del nocciolo sul lungo periodo a seguito dell'incidente;
2. limitare le conseguenze radiologiche a seguito di un rilascio dovuto al fallimento della guaina.

La strategia adottata per sviluppare i due criteri è consistente con l'approccio sviluppato da NRC ed espresso nella Regulatory Guide 1.77. Due diversi limiti sul valor medio dell'entalpia specifica del combustibile sono stati stabiliti per soddisfare i due criteri in modo da evitare durante il transitorio, rispettivamente,

1. la fusione dell' UO_2 ;
2. il fallimento della guaina.

Il fallimento della guaina è principalmente connesso a processi chimici ad alta temperatura al di sotto di 36 GWd/MTU; al di sopra di tale valore il fallimento è invece maggiormente legato ai processi di interazione meccanica tra pastiglia e guaina. I due limiti sono graficati in Figura 23. L'applicazione di questi limiti sottintende che lo spessore massimo dello strato di ossido di zirconio sulla guaina non superi i 100 μm e che non ci sia una spallazione dell'ossido tale da impattare significativamente le proprietà meccaniche della guaina. I limiti di figura sono applicabili anche a materiali avanzati purché essi esibiscano una duttilità equivalente o superiore a quella dello zircaloy nelle stesse condizioni di ossidazione. Il calcolo del valor medio dell'entalpia specifica del combustibile può essere effettuato ricorrendo a codici quali FRAPCON e FRAPTRAN.

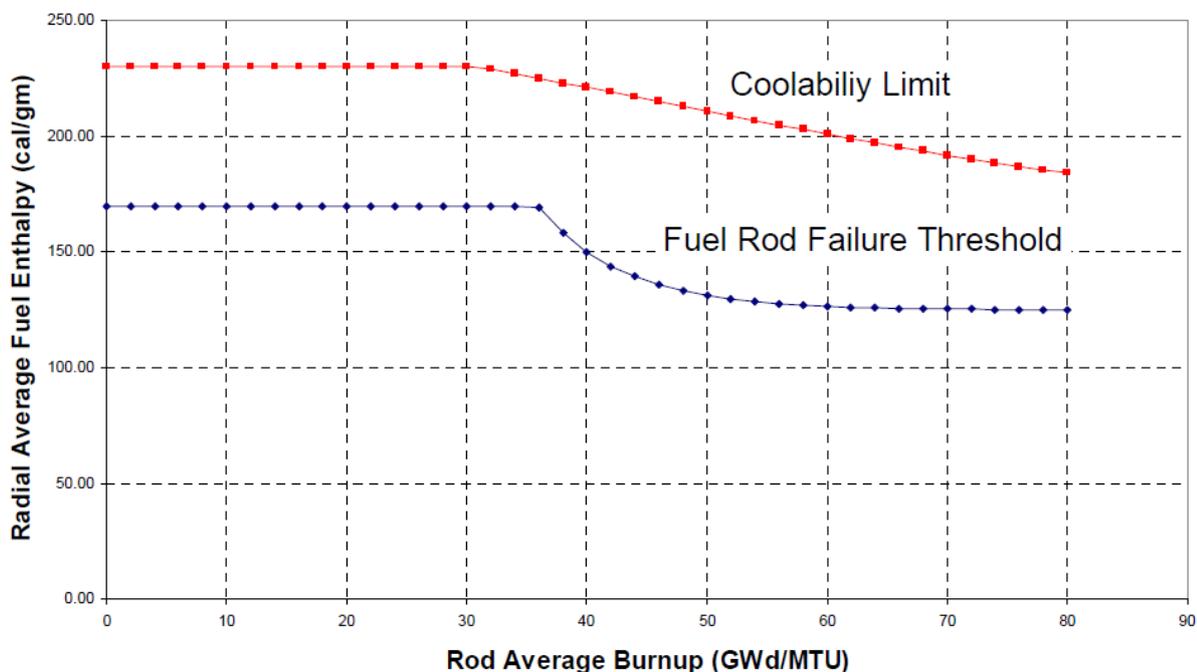


Figura 23. Limiti sul valor medio dell'entalpia specifica del combustibile in caso di RIA.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	ADPFISS – LP1 – 011	0	L	35	57

3.5 Panoramica dei codici utilizzati per la termoidraulica di nocciolo

Nel progetto o nell'analisi termoidraulica dei reattori moderni, l'obiettivo va spesso ben oltre l'analisi stazionaria in condizioni nominali e si spinge ad includere la comprensione dettagliata della risposta del sistema ad una vasta serie di perturbazioni. Data la complessità di questo tipo di analisi è divenuto imprescindibile l'utilizzo di specifici codici di calcolo. Negli ultimi 30 anni è stato prodotto un notevole sforzo a livello internazionale per sviluppare tali codici. In particolare, per gli LWR lo sforzo è stato focalizzato sullo sviluppo di codici termoidraulici per l'analisi di transitori incidentali.

Tra i codici di sistema di uso più comune vi sono quelli sviluppati per conto di NRC tra cui:

- RELAP5 (Reactor Excursion and Leak Analysis Program) in origine pensato come strumento per l'analisi di LOCA (Loss of Coolant Accidents) dovuti a piccole rotture e transitori di sistema in reattori di tipo PWR o BWR.
- TRAC-P e TRAC-B sviluppati per l'analisi di LOCA dovuto a grandi rotture e transitori in PWR e BWR rispettivamente.
- TRACE (TRAC/RELAP Advanced Computational Engine) codice termoidraulico che consolida ed estende le capacità di TRAC-P, TRAC-B e RELAP utilizzando modelli in coordinate cartesiane o cilindriche 1-D e 3-D. TRACE utilizza la tecnica a volumi finiti per discretizzare i tipici componenti di un reattore nucleare e risolve le equazioni di bilancio di massa, quantità di moto ed energia per ogni fase. L'equazione dell'energia è risolta con uno schema numerico semi-implicito mentre le equazioni di moto del fluido con uno schema di tipo SETS (stability-enhancing two-step).

Per una analisi più dettagliata del nocciolo è necessario ricorrere a codici specifici tipicamente basati sull'approccio a sottocanali. Tra questi si citano:

- Il codice COBRA, sviluppato dalla Battelle Pacific Nordest Laboratories e attualmente distribuito dalla NEA databank nella sua versione 4I, è una evoluzione del codice COBRA 3C di Rowe [Rowe, 1973]. COBRA4I [Wheeler, 1976] è un codice per la termoidraulica in stazionario e transitorio di noccioli ed elementi a fasci di barrette basato sull'approccio a sottocanali dipendenti. Il codice risolve le equazioni di bilancio per un volume di controllo come quello descritto al capitolo 3.3.2. Riguardo agli scambi tra sottocanali adiacenti COBRA4I tiene conto dei contributi dovuti sia al cross flow sia al mixing turbolento in tutte le equazioni di bilancio. Il codice è idoneo a trattare transitori con velocità di propagazione degli effetti inferiore a quella del suono. Il metodo di soluzione impiegato è quello implicito alle differenze finite per il problema stazionario, mentre per i transitori possono essere utilizzati anche schemi alle differenze finite espliciti. Nel caso di soluzione con metodo implicito il fluido è considerato omogeneo a tutti gli effetti, mentre con il metodo esplicito è possibile inserire una velocità relativa tra le due fasi, ma solo in direzione assiale;
- I codici VIPRE (Versatile Internals and Component Program for Reactors; EPRI), sviluppati da EPRI, comprendono:
 1. VIPRE-01 [Stewart, 1983], sviluppato a partire da COBRA 3C è un codice a sottocanali per l'analisi termoidraulica di stato stazionario, transitori operativi ed eventi incidentali di moderata severità. In tutto simile a Cobra, offre rispetto a questo una maggiore possibilità di scelta tra correlazioni di critical heat flux, critical power ratio, flusso bifase;

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	ADPFISS – LP1 – 011	0	L	36	57

2. VIPRE-02 codice specificamente progettato per analisi termoidraulica in stato stazionario e transitori operativi in noccioli e vessel di LWR. Il codice utilizza una modellazione del flusso bifase a due fluidi e risolve le equazioni di bilanci di massa, quantità di moto ed energia per ogni fase con metodo implicito. I modelli di interazione tra le fasi forniti prevedono correlazioni semi empiriche all'interfaccia per il trasporto di calore, massa e generazione di vapore. Per l'analisi del nocciolo anche VIPRE-02 utilizza l'approccio a sottocanali mentre utilizza una modellizzazione 3-D per il plenum inferiore;
- ANTEO (ANalisi TERMoidraulica Ottimizzata) è stato sviluppato in ENEA per la progettazione termoidraulica di noccioli di PWR. E' basato su un approccio stazionario con fluido monofase. E' un codice a sottocanali semplificato in cui non è considerato lo scambio di massa e quantità di moto tra sottocanali, mentre per lo scambio di energia si considera solo il mixing turbolento ovvero lo scambio senza flusso netto di massa.

4. Presentazione di scopi e metodi di HEMERA

Le analisi di sicurezza vengono utilizzate per dimostrare che il reattore nucleare, anche in presenza di eventi iniziatori estremamente penalizzanti, rispetti i criteri di sicurezza. All'interno della collaborazione francese per lo sviluppo di un sistema in grado di studiare i transitori, l'IRSN e il CEA hanno sviluppato una catena di calcolo tridimensionale completamente accoppiata, chiamata HEMERA (*Highly Evolutionary Methods for Extensive Reactor Analysis*), basata sul sistema di codici francesi SAPHYR composto da APOLLO2, CRONOS2 e FLICA4 e dal codice di sistema CATHARE2 (Figura 24) [Dubois, 2007; Bruna, 2007]. Gli obiettivi della catena di calcolo HEMERA sono quelli di operare calcoli best-estimate e di sviluppare schemi di calcolo per le analisi di sicurezza. La catena di calcolo HEMERA prevede quindi l'accoppiamento dei seguenti codici:

- il codice neutronico CRONOS2 che determina il comportamento neutronico del nocciolo in 3D;
- il codice termoidraulico FLICA4 che calcola la termoidraulica di nocciolo in 3D;
- il codice termoidraulico d'impianto CATHARE2 che simula, in una dimensione, i circuiti secondario e primario eventualmente con l'eccezione del nocciolo.

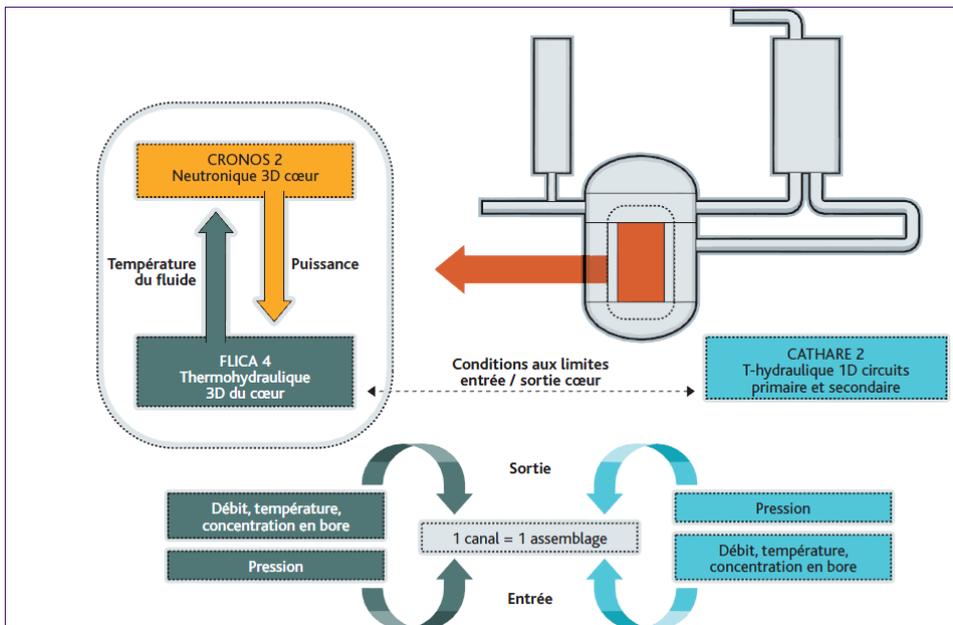


Figura 24. Accoppiamento neutronico-termoidraulico nella catena di calcolo HEMERA.

L'accoppiamento ha richiesto l'utilizzo di una tecnica specifica che risolve separatamente le equazioni neutroniche da quelle termoidrauliche. Tale accoppiamento è reso possibile da una condivisione di dati e da un algoritmo iterativo per la convergenza. Questa metodologia prevede iterazioni esterne e ha bisogno di uno strumento specifico, ISAS, che controlli lo scambio dei dati tra i codici (Figura 25).

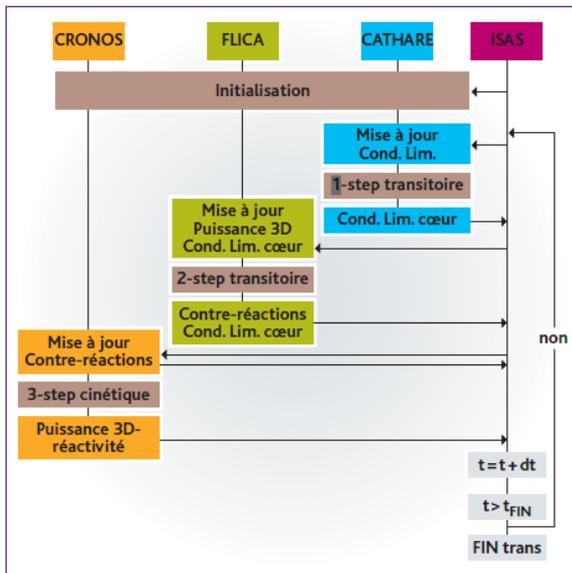


Figura 25. Gestione dell'accoppiamento tramite ISAS.

APOLLO2

Il calcolo di nocciolo richiede la conoscenza, al variare del burnup, delle sezioni d'urto efficaci, cioè della probabilità di interazione tra neutroni e nuclei in funzione dell'energia, per combustibile, moderatore e materiali strutturali. Il calcolo delle sezioni d'urto efficaci è realizzato grazie al codice di cella APOLLO2 che genera una biblioteca multi-parametro. La tabulazione delle diverse sezioni d'urto efficaci avviene in funzione dei principali parametri di funzionamento del reattore, che sono, nel caso specifico di un pressurizzato, la temperatura del combustibile, la densità del moderatore, la concentrazione in boro, il burnup, la fluenza e il tempo. Di questi i primi 4 sono tra loro linearmente indipendenti, mentre gli ultimi due, fluenza e tempo, dipendono direttamente dal valore del burnup.

CRONOS2 e FLICA4

Il calcolo neutronico e termoidraulico del nocciolo sono effettuati con i codici tridimensionali CRONOS2 e FLICA4 accoppiati tramite ISAS.

Il codice neutronico CRONOS2 risolve l'equazione di diffusione a più gruppi energetici con il metodo degli elementi finiti al fine di ottenere la distribuzione della potenza nel nocciolo in 3D su delle macro-regioni omogenee. Per ottenere informazioni a livello di barretta di combustibile richieste dall'autorità di sicurezza, la catena di calcolo HEMERA permette di realizzare uno zoom su un singolo elemento di combustibile.

Il codice termoidraulico tridimensionale FLICA4 è dedicato al calcolo di fluidi bifase (liquido-vapore) in stato stazionario o transitorio attraverso il metodo dei volumi finiti. Un fluido bifase è descritto da quattro equazioni di conservazione (conservazione della massa, della quantità di moto e dell'energia della miscela liquido-vapore e conservazione della massa della sola fase vapore) e da un set di leggi di chiusura (o correlazioni).

Come mostrato in Figura 26, l'accoppiamento dei codici CRONOS2 e FLICA4 permette lo scambio dei seguenti dati:

- il livello della potenza nel nocciolo e la distribuzione tridimensionale della stessa per macro regioni, calcolati tramite CRONOS2 e trasferiti a FLICA4 per essere utilizzati come termine sorgente nell'equazione dell'energia;
- la densità e la temperatura del moderatore, la concentrazione di boro e la temperatura efficace del combustibile (calcolata a partire dalla formula di Rowlands) calcolati da FLICA4 e ritrasmessi a CRONOS2 per ciascuna macro regione.

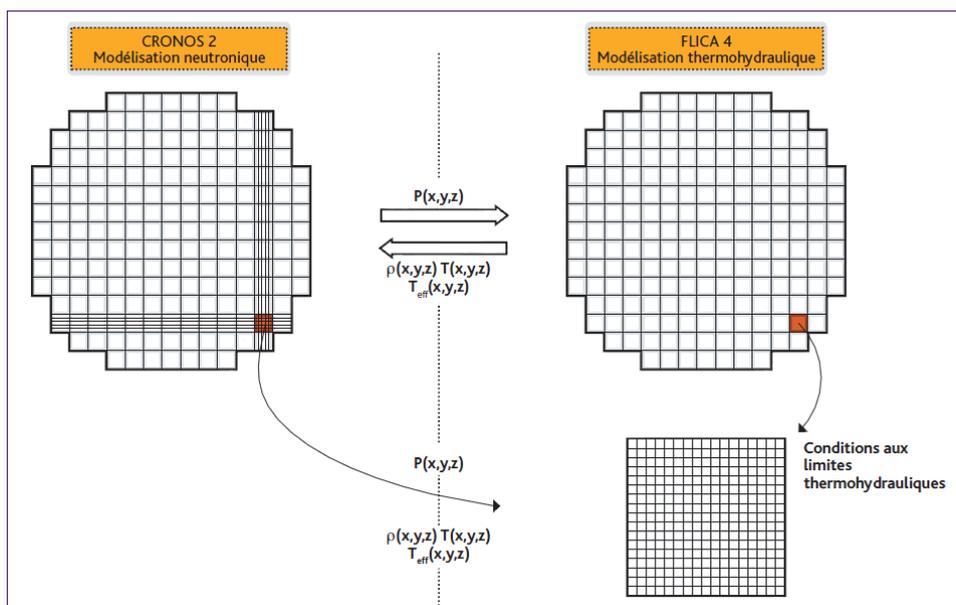


Figura 26. Modellizzazione 3D del nocciolo.

CATHARE2

CATHARE2 è un codice di sistema, sviluppato da CEA, EDF, Areva-NP e IRSN per le analisi di sicurezza nei PWR, la gestione di incidenti a livello di impianto, la definizione delle procedure operative dell'impianto e per ricerca e sviluppo. CATHARE2 presenta un modello a due fluidi (acqua e vapore) a sei equazioni (equazioni della massa, della quantità di moto e dell'energia per ciascuna fase) con opportune leggi di chiusura. In HEMERA, il codice CATHARE2 è utilizzato per simulare il circuito primario e quello secondario utilizzando per il nocciolo le condizioni al contorno fornite da CRONOS2 e FLICA4, qualora esso non sia esplicitamente trattato. La Figura 27 rappresenta un esempio di modellizzazione in CATHARE2 di un reattore ad acqua pressurizzata da 1300 MWe. L'accoppiamento dei codici FLICA4 e CATHARE2 permette lo scambio dei seguenti dati:

- la portata, l'entalpia e la concentrazione del boro all'ingresso del nocciolo e il profilo di pressione in uscita dal nocciolo sono calcolati da CATHARE2 e ritrasmessi a FLICA4;
- la portata, l'entalpia e la concentrazione di boro in uscita dal nocciolo e il profilo di pressione all'ingresso del nocciolo calcolati tramite FLICA4 sono trasmessi a CATHARE2.

Il mescolamento del fluido nel plenum è modellato con opportuni coefficienti di mescolamento scelti dall'utente.

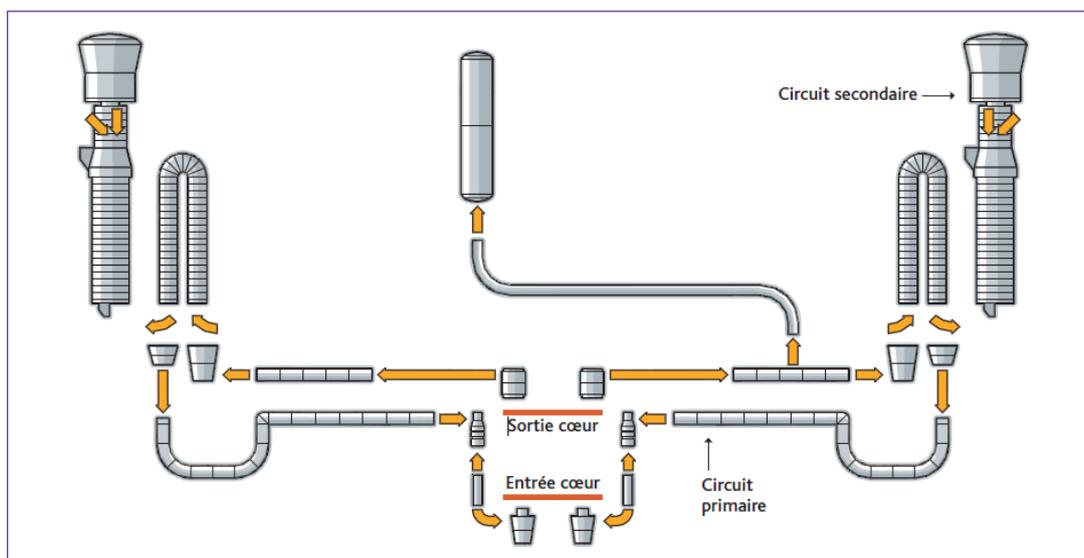


Figura 27. Modellizzazione del circuito primario e secondario di un PWR da 1300 MWe con CATHARE2.

4.1. Approccio multidisciplinare e accoppiamento di codici per analisi di sicurezza

La catena di calcolo HEMERA ha permesso di simulare, per un PWR, due importanti transitori incidentali quali l'incidente di inserzione di reattività (Reactivity Initiated Accident - RIA) e la rottura di una conduttura di vapore (MSLB – Main Steam Line Break).

Reactivity Insertion Accident - RIA

Questo incidente è generato dall'espulsione di una barra di controllo che genera nel nocciolo un'inserzione di reattività positiva che rende il reattore pronto-critico e innesca un rilascio di energia improvviso nell'area adiacente alla barra di controllo espulsa. Per la gestione di combustibili ad alto burnup (come sono quelli di un PWR), i metodi utilizzati per dimostrare l'integrità del combustibile in presenza di un incidente di reattività generato dall'espulsione di una barra di controllo si affidano alla cinetica 3D.

Di seguito sono descritte le quattro fasi compiute da HEMERA 2D/3D per simulare un RIA:

1. calcolo dello stato iniziale del nocciolo (calcolo statico 3D effettuato con modelli di analisi termica e termoidraulica semplificati);
2. individuazione della barra di controllo con il maggiore valore in termini di reattività e con una situazione di Xenon penalizzante;
3. calcolo cinetico 3D accoppiato con modelli sempre 3D di analisi termica e termoidraulica per localizzare il picco di potenza nel nocciolo al variare del tempo;
4. infittimento della mesh di calcolo 2D dell'elemento di combustibile più caldo per individuare la pin più calda.

Questo schema è stato utilizzato presso l'IRSN per simulare un incidente di tipo RIA in un PWR a 3 loop. Come mostrato in Figura 28 e in Figura 29, a fronte di un'inserzione di reattività di 1.26\$ per espulsione di una barra di controllo, il fattore di forma 3D dell'elemento di combustibile interessato, come menzionato

nel capitolo relativo ai limiti termoidraulici, è poco meno di 7 e la potenza generata dall'intero nocciolo supera di 8 volte il valore della potenza nominale. Il picco di potenza della pin più calda nell'elemento di combustibile più caldo è pari a 1.28.

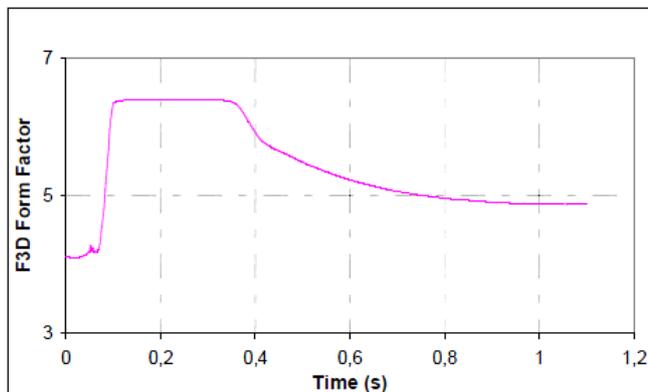


Figura 28. Fattore di forma in funzione del tempo.

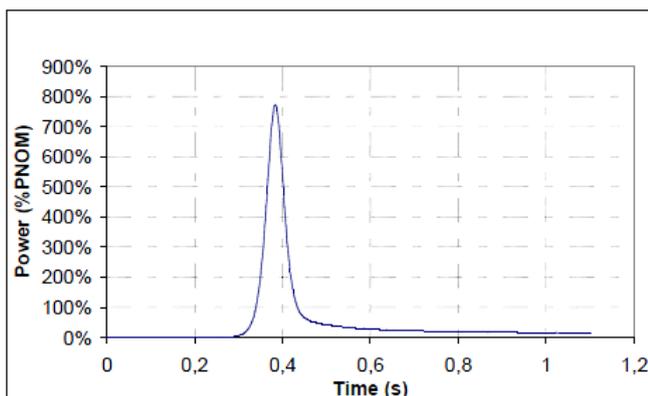


Figura 29. Potenza del nocciolo in funzione del tempo.

MSLB – Main Steam Line Break nei PWR

La rottura di una conduttura di vapore (Figura 30) è, per i reattori ad acqua pressurizzata, un DBA (*Design Basis Accident*) cioè un incidente di cui tener conto sin dalle fasi di progettazione. Questo tipo di incidente coinvolge fenomeni fisici tra loro eterogenei ma strettamente accoppiati quali quelli relativi alla termoidraulica del circuito secondario, allo scambio termico tra il circuito secondario e quello primario (attraverso il generatore di vapore), alla termoidraulica del circuito primario e alla neutronica e termoidraulica di nocciolo.

Il MSLB è un incidente che può essere scomposto nelle seguenti fasi:

- la rottura di una conduttura nella linea di vapore del circuito secondario del reattore;

- la fuoriuscita di vapore che provoca una depressurizzazione e quindi un raffreddamento del fluido secondario. Durante il transitorio incidentale il rilascio di vapore decresce proporzionalmente alla perdita di pressione;
- una riduzione della temperatura dell'acqua nel circuito primario che causa un'escursione della reattività del nocciolo (infatti riducendo la densità dell'acqua l'effetto della moderazione neutronica migliora) che può diventare sopra-critico e condurre ad una escursione di potenza;
- possibile perdita di integrità della guaina della barretta di combustibile (seconda barriera).

Gli interventi che permettono di limitare lo sviluppo e le conseguenze dell'incidente sono:

- lo spegnimento automatico del reattore con la caduta di tutti i gruppi di barre di controllo;
- l'iniezione di boro nel circuito primario attraverso il sistema di iniezione di sicurezza;
- l'isolamento automatico delle linee di vapore e della normale alimentazione dei generatori di vapore per limitare il raffreddamento del circuito primario. In effetti dopo l'isolamento delle linee di vapore, solo il generatore di vapore direttamente coinvolto dall'incidente continua a raffreddare il circuito primario.

Questo incidente di reattività conduce ad un aumento generalizzato della potenza nucleare. Ma poiché il raffreddamento del nocciolo non è uniforme la potenza avrà una distribuzione non omogenea con il rischio che in alcune specifiche zone del nocciolo il flusso di calore tra la guaina e il refrigerante superi il valore massimo rappresentato, come visto, dal *critical heat flux*. Fenomeno, questo, che determina un incremento repentino della temperatura della guaina con possibile fallimento della stessa.

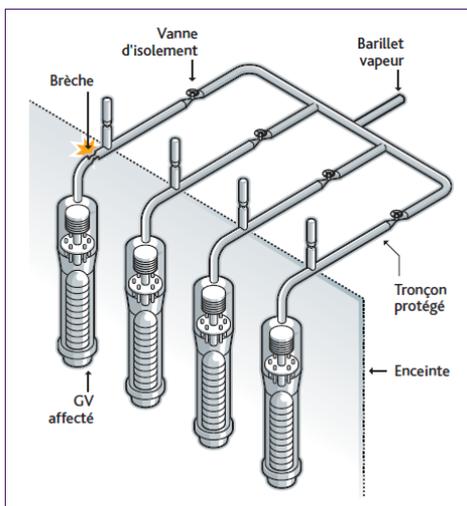


Figura 30. Rottura di una tubatura di vapore.

La simulazione di questo incidente è stata realizzata per un reattore ad acqua pressurizzato da 1300 MWe. Il nocciolo è stato simulato in 3D con i codici CRONOS2 e FLICA4 utilizzando, per ciascun elemento di

combustibile, 4 nodi nelle analisi neutroniche e 1 nodo in quelle termoidrauliche nel piano XY e 32 nodi in Z. Il vessel è stato suddiviso in 4 “canali” corrispondenti ai 4 loop dell’impianto. La simulazione del circuito primario e di quello secondario è stata fatta con il codice CATHARE2 utilizzando elementi OD-1D. Le condizioni iniziali prevedono che il reattore sia spento, la sola potenza da evacuare sia quella residua e che tutti i gruppi di barre di controllo siano inseriti ad eccezione di uno che si suppone bloccato all’esterno del nocciolo per simulare un secondo improvviso guasto.

La cronologia degli avvenimenti è la seguente:

- a 0 secondi, rottura di una conduttura di vapore che comporta una depressurizzazione del secondario e conseguentemente un rapido raffreddamento del fluido primario nei quattro generatori di vapore;
- a 10 secondi, isolamento automatico
- a 16 secondi, per il forte raffreddamento del moderatore, il reattore torna ad essere critico e la potenza riprende a crescere (Figura 31);
- a 20 secondi, iniezione automatica attraverso il sistema di sicurezza di acqua borata nel circuito primario (Figura 31);
- a 75 secondi, l’acqua borata raggiunge il nocciolo limitando la crescita della potenza (Figura 31);
- a 145 secondi, si raggiunge la massima potenza (5,3% della potenza nominale);
- a 300 secondi, fine della simulazione.

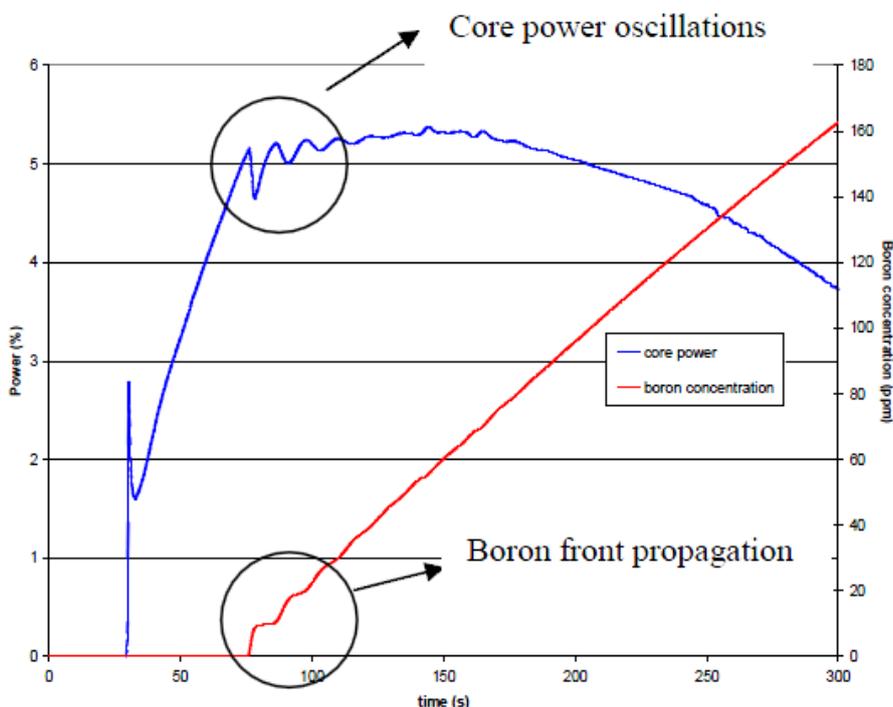


Figura 31. Potenza (blu) e concentrazione di boro (rosso) al variare del tempo.

Il MSLB è un tipo di incidente asimmetrico in quanto il comportamento del loop interessato dall'incidente differisce sensibilmente da quello degli altri. Il fatto che il raffreddamento del nocciolo non sia uniforme genera un disequilibrio nella distribuzione della potenza. L'aumento di potenza è però maggiore nell'elemento di combustibile senza barre di controllo inserite. La Figura 32 mostra infatti che tutta la potenza è localizzata nella parte alta del nocciolo attorno al gruppo di barre bloccato. In questa zona si trova la potenza locale massima.

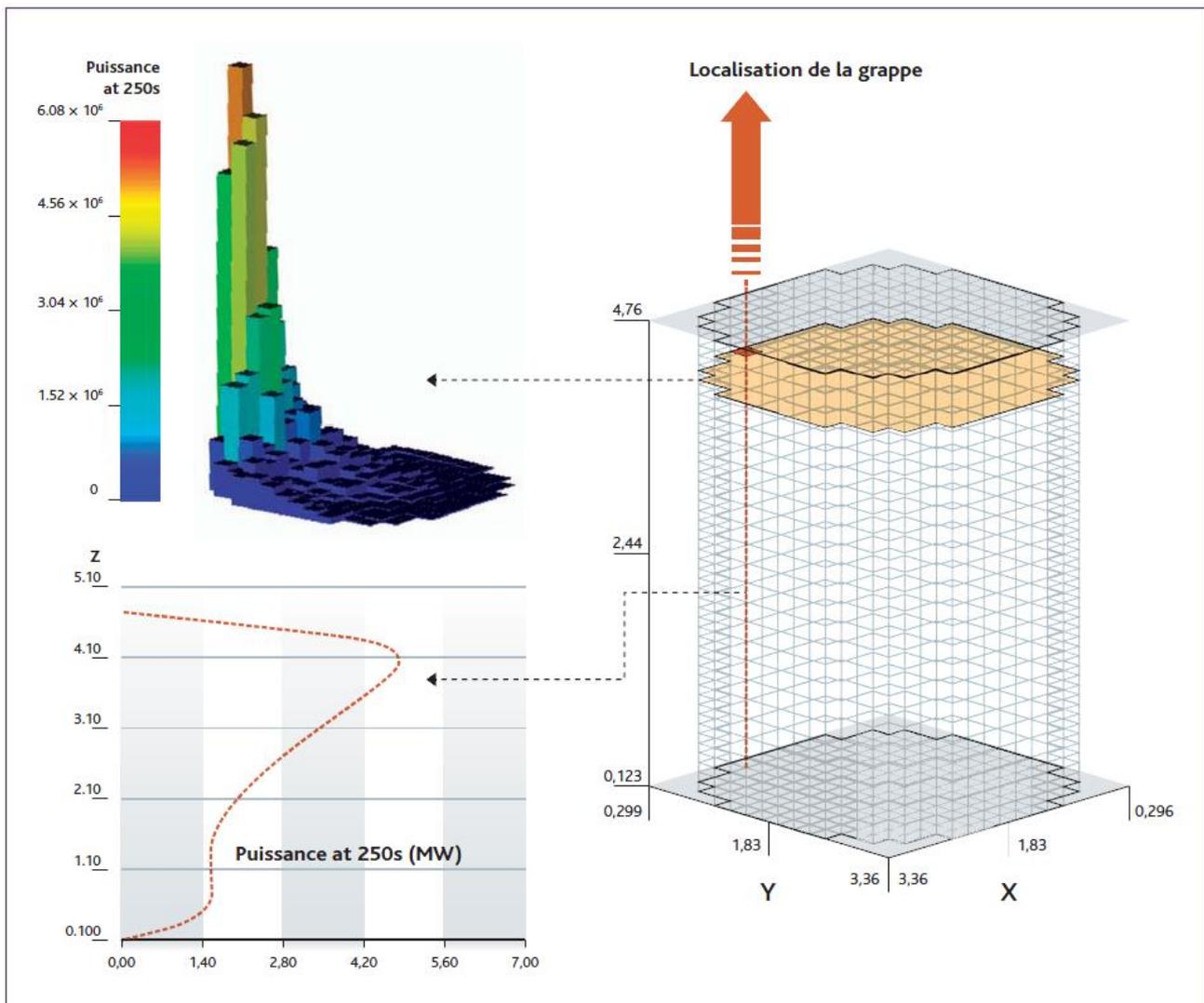


Figura 32. Distribuzione della densità di potenza a 250 s.

5. Il codice FLICA4 e il suo ruolo nella suite HEMERA

5.1 Scopo e applicazioni di FLICA4

I codici basati sull'analisi a sottocanale come quelle descritti nel capitolo 2, per le semplificazioni che introducono, risultano inadeguati a modellare i transitori incidentali dei reattori nucleari. Infatti questi codici non tengono conto della direzione dei flussi laterali una volta che questi hanno attraversato la sezione di passaggio tra due barre adiacenti. La semplificazione nell'equazione della conservazione del momento che ne deriva, consente di trattare adeguatamente situazioni in cui il flusso assiale sia preponderante rispetto a quello laterale. Viceversa nei transitori incidentali, come ad esempio quelli che si ingenerano in circolazione naturale o a valle di ostruzioni dei sottocanali, i fenomeni di inversione del flusso o della chiusura delle linee di flusso su loro stesse non consentono di trascurare la componente radiale del flusso nell'equazione della conservazione del momento.

Per questo motivo il CEA ha sviluppato, a partire dalla fine degli anni 80, FLICA4, codice a flusso bifase specificamente dedicato alla progettazione e all'analisi di sicurezza del nocciolo dei reattori nucleari. FLICA4 segna una discontinuità rispetto ai codici termoidraulici a sottocanale precedenti (tra cui FLICA3) per il fatto che risolve equazioni tridimensionali senza ipotesi restrittive sul flusso.

Le potenzialità di FLICA4 sono state testate in diverse applicazioni. Tra queste val la pena menzionare quelle relative all'analisi termoidraulica di nocciolo di un EPR da 1650 MWe al 60% della potenza nominale con una delle quattro pompe fuori uso e un'analisi termoidraulica di nocciolo di un PWR da 1300 MWe in caso di rottura di una conduttura di vapore a bassa pressione (low flow steamline-break).

In Figura 33 si possono apprezzare le linee di flusso di una sezione trasversale del nocciolo in prossimità dell'imbocco del fascio, mentre in Figura 34 è mostrato un campo di velocità tridimensionale in direzione assiale e radiale [Toumi, 2000].

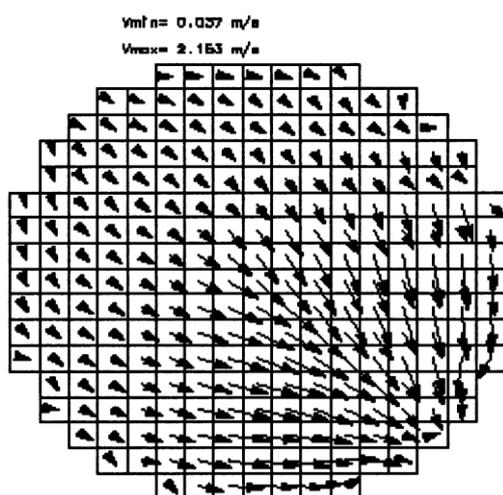


Figura 33. Velocità trasversali all'imbocco del fascio.

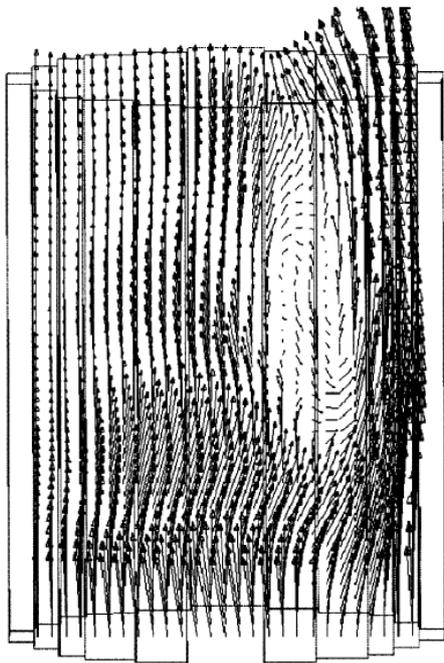


Figura 34. Campo di velocità tridimensionale.

A partire dal 2005 il CEA ha iniziato lo sviluppo di una nuova piattaforma per gli studi termoidraulici di nocciolo chiamata FLICA-OVAP che incorpora, oltre al modello di drift-flux del precedente FLICA4, anche altri modelli quali il modello di equilibrio omogeneo (HEM), un modello a due fluidi e un modello multifluido [Bucci, 2011]. Inoltre in FLICA-OVAP è possibile effettuare calcoli termoidraulici attraverso la tecnica della fluidodinamica computazionale (*Computational Fluid Dynamics* - CFD). FLICA-OVAP contiene diversi solutori numerici in aggiunta a quelli già disponibili in FLICA4.

5.2 Modello di drift-flux in FLICA4

Il modello implementato in FLICA4 [Aniel, 2006] è basato su una descrizione euleriana della miscela liquido-vapore e si colloca nella categoria drift-flux a quattro equazioni (tabella 2). Rispetto a quello a due fluidi per cui è necessario risolvere sei equazioni differenziali, nella fattispecie conservazione della massa della quantità di moto e dell'energia per le due fasi liquido-vapore, questo modello introduce alcune semplificazioni allo scopo di ridurre il numero a 4. Il disequilibrio cinematico e termico tra le due fasi è tenuto in conto tramite due leggi di chiusura.

Le proprietà fisiche della miscela sono definite a partire dalla densità ρ e dalla frazione di vuoto α :

$$\chi = \frac{\alpha \rho_v \chi_v + (1 - \alpha) \rho_l \chi_l}{\rho} = \frac{\sum \alpha_k \rho_k \chi_k}{\rho}$$

dove χ è una qualsiasi variabile del fluido (ad esempio la velocità \mathbf{u}) e l e v gli indici utilizzati per le fasi rispettivamente liquido e vapore.

Le tre equazioni differenziali di bilancio per la miscela liquido-vapore sono:

- massa:

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\sum_{i=v,l} \alpha_i \rho_i \right) + \nabla \cdot \left(\sum_{i=v,l} \alpha_i \rho_i \mathbf{u}_i \right) = 0$$

- quantità di moto:

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\sum_{i=v,l} \alpha_i \rho_i \mathbf{u}_i \right) + \nabla \cdot \left(\sum_{i=v,l} \alpha_i \rho_i \mathbf{u}_i \otimes \mathbf{u}_i \right) + \nabla P - \nabla \cdot \left(\sum_{i=v,l} \alpha_i \underline{\tau}_i \right) = \rho \mathbf{g} + \mathbf{F}_w$$

- energia:

$$\frac{\partial}{\partial t} \left(\sum_{i=v,l} \alpha_i \rho_i E_i \right) + \nabla \cdot \left(\sum_{i=v,l} \alpha_i \rho_i h_i \mathbf{u}_i \right) - \nabla \cdot \left(\sum_{i=v,l} \alpha_i \mathbf{q}_i \right) = q_w + \rho \mathbf{g} \cdot \mathbf{u}$$

In queste equazioni α_i , ρ_i , \mathbf{u}_i , E_i , h_i sono rispettivamente la frazione volumetrica, la densità, la velocità, l'energia totale e l'entalpia totale della fase k . P è la pressione, $\rho = \sum_{i=v,l} \alpha_i \rho_i$ la densità della miscela, \mathbf{g} il vettore gravità e \mathbf{F}_w le forze d'attrito. $\underline{\tau}_i$ rappresenta il tensore degli sforzi turbolenti e viscosi per la fase i , \mathbf{q}_i include i flussi di calore turbolenti e molecolari, q_w è il termine di sorgente volumetrica della potenza termica.

Allo scopo di considerare il disequilibrio termico tra le due fasi liquido-vapore, la quarta equazione differenziale è quella relativa alla conservazione della massa della sola fase vapore.

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_v \rho_v) + \nabla \cdot (\alpha_v \rho_v \mathbf{u}_v) - \nabla \cdot (K_c \nabla c) = \Gamma_v$$

dove $c = \alpha_v \rho_v / \rho$ è la concentrazione del vapore, K_c è la costante di diffusione per la concentrazione e Γ_v il tasso di scambio di massa tra le due fasi.

Il tensore $\underline{\tau}_i$ degli sforzi turbolenti e viscosi che compare nell'equazione della quantità di moto è definito per ogni fase da:

$$\tau_i^{jk} = \mu_i (1 + M_{t,i}^{jk}) \left(\frac{\partial u_i^j}{\partial x_j} + \frac{\partial u_i^k}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \sum_{l=x,y,z} \frac{\partial u_i^l}{\partial x_l} \delta_{jk} \right)$$

dove $\mu_i M_{t,i}^{jk}$ è la viscosità turbolenta che per applicazioni pratiche è limitata alla fase liquida. La formulazione anisotropa utilizzata per condizioni di turbolente è:

$$M_{t,i}^{jk} = M_{t0}^{jk} (Re - Re_t)^{b_M} f_M(f_{2\phi})$$

dove Re è il numero di Reynolds, M_{t0}^{jk} , b_M e Re_t sono dei parametri e $f_M(f_{2\phi})$ una funzione del moltiplicatore d'attrito tra le due fasi.

Come mostrato in tabella 1 vengono imposte le seguenti restrizioni:

- Una correlazione di drift-flux che sostituisce la seconda equazione differenziale della quantità di moto allo scopo di stimare la velocità relativa (o di drift) tra le due fasi. La forma generale di questa correlazione è la seguente:

$$\mathbf{u}_v = C_0 \langle \mathbf{j} \rangle + \langle \langle \mathbf{v}_{gj} \rangle \rangle = C_0 \langle \mathbf{j} \rangle + \mathbf{V}_{gj}$$

dove C_0 è il parametro di distribuzione, $\langle \mathbf{j} \rangle = \alpha \mathbf{u}_v + (1 - \alpha) \mathbf{u}_l$ il flusso volumetrico totale mediato sull'area e \mathbf{V}_{gj} è la velocità relativa mediata sull'area e pesata sulla frazione di vuoto.

- Una relazione che esprime i flussi di calore molecolare e turbolento che sostituisce la seconda equazione differenziale dell'energia:

$$\sum_{i=v,l} \alpha_i \mathbf{q}_i = \frac{\lambda_l}{C_{pl}} (\mathbf{1} + \mathbf{K}_{t,l}) \nabla h_x$$

dove $h_x = x h_v + (1 - \alpha) h_l$ è l'entalpia del fluido basata sulla qualità x . I coefficienti di conduttività turbolenta $K_{t,l}^{il}$ sono dati da:

$$K_{t,l}^{il} = K_{t0}^{il} (Re - Re_t)^{b_k} f_k(f_{2\phi})$$

dove K_{t0}^{il} , b_k , Re_t sono dei parametri e $f_{2\phi}$ è un moltiplicatore bifase (vedere dopo).

Per la chiusura del sistema sono necessarie tre legge costitutive. Di queste due sono condizioni alla parete e una all'interfaccia liquido-vapore.

- Wall temperature. La temperatura di parete è stimata sulla base della temperatura di bulk e del coefficiente di trasferimento del calore h come in:

$$T_w = T_b + \frac{q''}{h} = T_b + \frac{q''}{Nu \lambda / D_h}$$

Il numero di Nusselt dipende dal regime di trasferimento di calore. La temperatura di bulk per il regime convettivo in fase singola (controllare la traduzione) e per il subcooled nucleate boiling è uguale a quella della fase liquida mentre per il saturated nucleate boiling è uguale alla temperatura di saturazione.

- Pressure drop. Per la stima delle forze d'attrito tra fluido e pareti delle barre i due effetti dovuti alle perdite di carico concentrate e distribuite si sommano. La formulazione delle perdite di carico concentrate è la seguente:

$$\mathbf{F}_{sing} = -\frac{1}{2} \rho \mathbf{K}_{sing} \|\mathbf{u}\| \mathbf{u}$$

dove \mathbf{K}_{sing} è il tensore antisimmetrico. Mentre per le perdite di carico distribuite si ha:

$$\mathbf{F}_{frict} = -\frac{1}{2D_h} \rho (f_{iso} \times f_{heat} \times f_{2\phi}) \|\mathbf{u}\| \mathbf{u}$$

in cui il coefficiente f_{iso} , ricavato per fluidi monofase con isotermità tra fluido e parete, è moltiplicato per il coefficiente correttivo f_{heat} , che tiene conto del riscaldamento della parete, e per il coefficiente $f_{2\phi}$ detto moltiplicatore bifase la cui formulazione è la seguente:

$$f_{2\phi} = 1 + (\phi_{t0}^2 - 1) \left(1 + \frac{D_{heat}}{D_h} C_\phi \right)$$

dove ϕ_{t0}^2 è il moltiplicatore della perdita di pressione per attrito adiabatica in flusso bifase, C_ϕ una costante correlata al flusso di calore e D_{heat} il diametro equivalente del perimetro scaldato.

- Mass transfer. La valutazione del termine Γ_v che compare nell'equazione sulla conservazione della massa della sola fase vapore e che rappresenta lo scambio in massa tra le due fasi è la somma di due termini di cui il primo Γ_{wv} rappresenta la generazione di vapore alla parete mentre il secondo Γ_{vl} gli effetti di evaporazione e condensazione nelle regioni interne del fluido.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	ADPFISS – LP1 – 011	0	L	49	57

$$\Gamma_{wv} = \frac{\chi_v q''}{h_{fg}} \cdot \frac{4}{D_{heat}}$$

con χ_v coefficiente che rappresenta la frazione del flusso di calore per la vaporizzazione.

$$\Gamma_{vl} = \frac{q_{vl}}{h_v - h_l}$$

dove q_{vl} è il flusso di calore tra le due fasi.

Il sistema è completato dalle equazioni di stato che permettono di determinare le variabili di stato densità e energia delle fasi partendo dalle altre due temperature e pressione. Il sistema è risolto tramite il metodo dei volumi finiti basato, per i flussi convettivi, su un'estensione dell'approssimazione di Roe del solutore di Riemann mentre, per la stima dei flussi diffusivi, sullo schema VF9. La mesh è definita in due fasi: prima una descrizione radiale e poi una descrizione assiale. La mesh radiale può essere completamente non strutturata o anche non conforme. Una volta determinate le temperature sulla superficie esterna delle barrette, il problema della conduzione di calore nel combustibile è risolto tramite un semplice modello termico unidimensionale. FLICA4 oltre a poter essere accoppiato con codici di neutronica tridimensionali come CRONOS2 consente anche di simulare transitori di reattori grazie all'utilizzo di un modulo di cinetica puntiforme. Le equazioni implementate in questo modulo sono un sistema di equazioni differenziali non lineari con un numero arbitrario di gruppi di neutroni ritardati e prodotti di fissione.

5.3 Applicazioni e Validazione di FLICA4

Molti studi [Bergeron, 2001; Aniel, 2006; Fillion, 2011] sono stati condotti al fine di valutare la capacità del codice FLICA4 di predire correttamente i flussi bifase in reattori di tipo PWR sia in condizioni di normale funzionamento che in quelle incidentali. Tali studi hanno permesso di ottimizzare i modelli di chiusura confrontando i calcoli con i dati sperimentali e di indentificare, in funzione della precisione di calcolo desiderata, il tipo di mesh più adatto alle diverse applicazioni industriali.

La validazione di FLICA4 ha seguito un processo a tre fasi. La prima fase ha previsto una definizione dell'intervallo di applicazione fissando per esempio geometria e condizioni del flusso. La seconda fase ha previsto un lavoro di tipo bibliografico condotto allo scopo di identificare leggi di chiusura e dati sperimentali per l'intervallo applicativo selezionato. Con la terza fase infine è stato redatto un piano di validazione in modo da validare una ad una le leggi di chiusura in condizioni di flusso eterogenee quali quelle che si hanno con un flusso monofase e bifase in condizioni adiabatiche e non. A titolo di esempio si riportano due casi relativi alla validazione del coefficiente di attrito alla parete in condizioni di flusso monofase adiabatico e alla validazione della frazione di vuoto utilizzando diverse leggi di chiusura. La modellazione dei dati sperimentali con specifici set di leggi di chiusura richiede sempre l'ottimizzazione di alcuni parametri dei modelli fisici. Dei diversi programmi di validazione per FLICA4, nel seguito saranno riportati solo quelli relativi ai PWR.

Prima di considerare gli effetti del flusso bifase, è stato verificato che la distribuzione calcolata per flussi monofase fosse in accordo con i dati sperimentali. A tal fine il programma sperimentale è stato diviso tra la validazione per flussi monofase e quella per flussi bifase. La validazione del flusso monofase è basata sui dati sperimentali di due impianti del CEA: AGATE a Grenoble e HERMES a Cadarache.

Validazione del flusso monofase

AGATE consiste in un fascio non scaldato alto 1,5 m di barre di diametro 0,95 cm, passo 1,26 cm disposte in un lattice quadrato 5x5. Le velocità assiali e trasversali sono misurate con tecniche di velocimetria laser. Su questo impianto sono stati realizzati due diversi esperimenti. Nel primo esperimento è stato valutato l'impatto di una griglia spaziatrice sul flusso. I risultati sperimentali mostrano che la griglia induce una modestissima velocità trasversale e contemporaneamente una diminuzione della velocità assiale a valle della griglia. La comparazione tra i dati del modello e i dati sperimentali ha evidenziato un buon accordo. Il secondo esperimento è stato effettuato allo scopo di analizzare i fenomeni che si instaurano allorché un piccolo oggetto rimane bloccato nello spazio delimitato dalle quattro pin bloccando completamente un sottocanale. L'oggetto è stato collocato ad una distanza dall'imbocco del fascio tale da assicurare il completo sviluppo del flusso. L'esperimento ha mostrato che nel canale bloccato, a valle dell'ostacolo, il flusso si inverte creando un vortice di 2 cm. Il flusso assiale si ristabilisce dopo 8 cm. Il codice ha fornito una buona previsione della quota a cui si osserva l'inversione del flusso pur sovrastimando l'entità di tale inversione e sottostimando la rapidità con cui il flusso assiale si ristabilisce a valle del blocco (Figura 35).

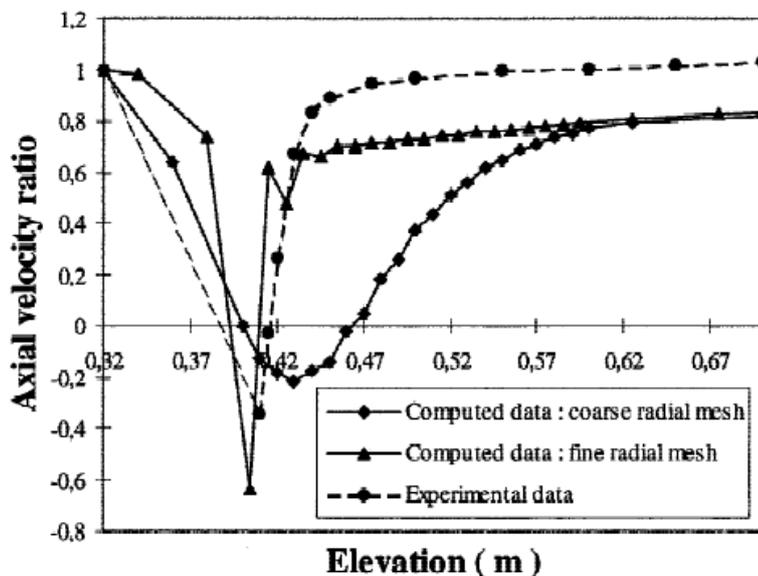


Figura 35. Influenza del tipo di mesh radiale nella simulazione di un'ostuzione del flusso assiale.

HERMES consiste in un circuito ad acqua non riscaldato in cui possono essere installati due elementi di combustibile di PWR. Anche in questo caso le velocità assiali e trasversali sono misurate con tecniche di velocimetria laser. L'esperimento utilizzato per la validazione del codice ha lo scopo di valutare il miscelamento del fluido refrigerante nel caso di una distribuzione di flusso all'ingresso non uniforme. A tal fine i due elementi di combustibile sono alimentati con fluidi che hanno una velocità in ingresso che differisce del 20%. Nell'esperimento si vede che l'altezza a partire dalla quale l'influenza delle differenti velocità in ingresso si esaurisce è di circa 80 cm. I calcoli realizzati con il codice FLICA4 pur sovrastimando leggermente questa quota mostrano un buon accordo con i dati sperimentali.

Validazione del flusso bifase

La validazione del flusso bifase in reattori di tipo PWR è stata inizialmente focalizzata sulla selezione dei modelli di chiusura quali: il modello per la stima del moltiplicatore bifase $f_{2\phi}$, quello di drift-flux e quelli per la determinazione degli effetti di evaporazione e condensazione nelle regioni interne del fluido (Γ_{vl}). Queste valutazioni sperimentali sono state svolte in tubi o configurazioni di flusso anulare caratterizzate da diametri idraulici simili a quelli dei PWR. Ad esempio gli studi condotti sull'impianto del CISE in condizioni di flusso bifase adiabatico hanno consentito di selezionare il modello più accurato per la valutazione del moltiplicatore bifase $f_{2\phi}$ per le perdite di pressione.

La validazione del flusso bifase è stata fatta con i dati dell'impianto sperimentale GRAZIELLA. L'impianto consiste di un fascio alto 3,65m con barre di diametro 0,95 cm, passo 1,26 cm disposte in un lattice quadrato (Figura 36). Il fascio è scaldato uniformemente in direzione assiale. In direzione radiale le nove barre più interne danno una potenza del 33% superiore rispetto alle altre. Nel fascio sono collocate complessivamente 6 griglie spaziatrici dislocate a una distanza di 52,2cm l'una dall'altra. Sono stati utilizzati due diversi set di griglie, di cui il primo semplice mentre il secondo dotato di alettature al fine di migliorare la miscelazione tra sottocanali. Il fluido utilizzato durante gli esperimenti è freon (R12) di cui è nota la proprietà di simulare bene i fenomeni di ebollizione dell'acqua ad alta pressione. L'aumento di entalpia nei vari sottocanali è stata ben simulata dal codice FLICA4 imponendo $K_{t0}=M_{t0}=0.003$ per l'esperimento con le griglie semplici e $K_{t0}=M_{t0}=0.04$ per le griglie alettate (Figura 37). Le predizioni della velocità assiale sono state meno precise con errori comunque non superiori al 10% (Figura 38). Da questi dati e tenendo conto che l'aspetto termodinamico nel sottocanale più caldo è il dato più rilevante, si è concluso che FLICA4, una volta introdotti, a seconda del tipo di griglie, i corretti valori per K_{t0} e M_{t0} , è in grado di simulare correttamente la distanza dal flusso di calore critico in un fascio a tubi.

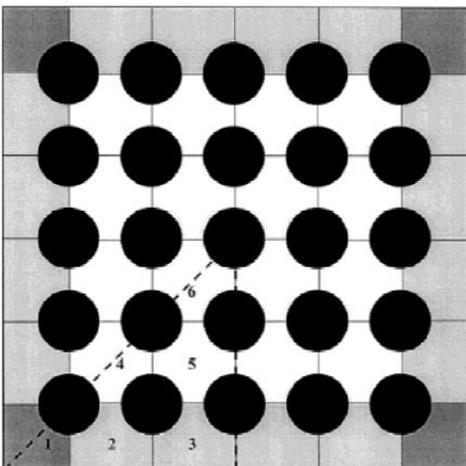


Figura 36. I 36 sottocanali nel fascio di barrette 5x5 utilizzato in GRAZIELLA.

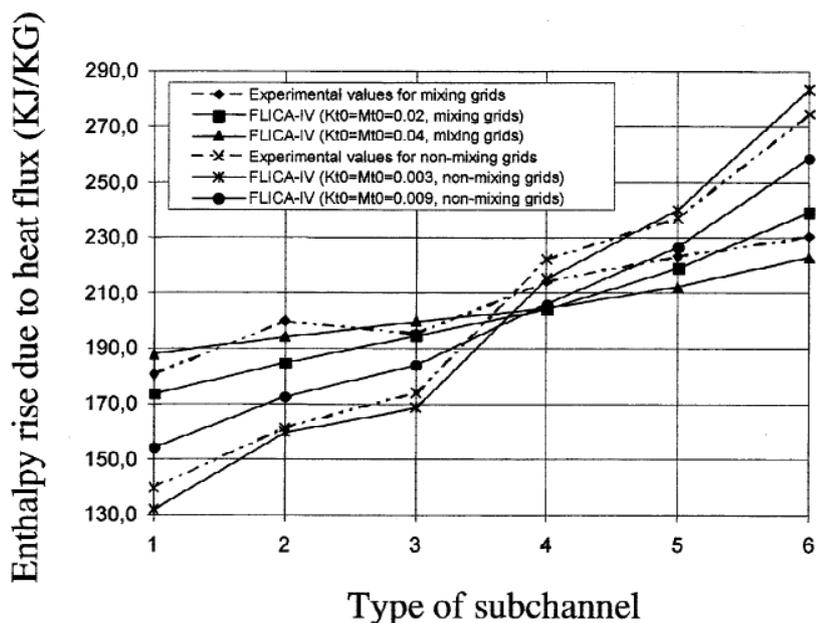


Figura 37. Confronto tra l'aumento di entalpia misurata e quella calcolata con FLICA4.

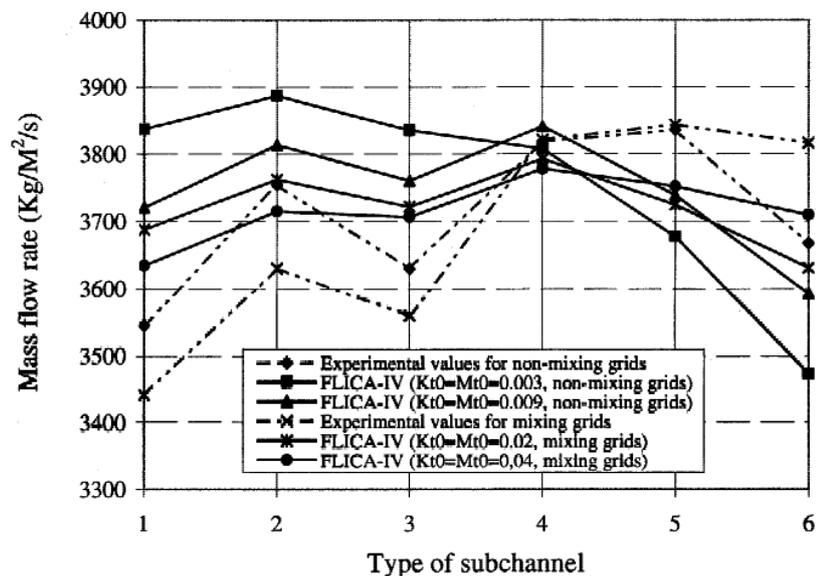


Figura 38. Confronto tra la velocità di massa misurata e quella calcolata con FLICA4.

6. I modelli termoidraulici implementati in CRONOS2

Pur essendo un codice di neutronica, CRONOS2 contiene al suo interno un modulo dedicato al calcolo della distribuzione delle temperature nel nocciolo [Moreau, 2011]. Scopo del feedback termoidraulico è infatti quello di aggiornare iterativamente, fino a convergenza, la temperatura del combustibile, la densità del moderatore e la concentrazione di boro utilizzate dai moduli di neutronica per determinare la distribuzione di potenza nel nocciolo. Di seguito verranno presentate le equazioni del modello a sottocanali indipendenti in geometria cilindrica contenuto in CRONOS2 utilizzate nell'analisi termoidraulica dei PWR.

Distribuzione energetica

Per ciò che riguarda il salto termico del refrigerante, il modello, assumendo che la temperatura sia uniforme radialmente, esegue un semplice bilancio di energia secondo l'equazione:

$$\frac{dH}{dz} = \frac{D_b \pi \Phi}{S \rho \bar{u}}$$

dove Φ è il flusso di calore superficiale in W/cm^2 generato nella barretta di combustibile, D_b è il diametro della barretta in cm, S è l'area di flusso in cm^2 , \bar{u} è la velocità media del fluido in cm/s , H è l'entalpia espressa in J/g e ρ è la densità del moderatore, che è funzione dell'entalpia, in g/cm^3 . Le principali ipotesi alla base del modello sono che:

- il fluido è monofase;
- la pressione è costante;
- ogni sottocanale è unidimensionale con area di flusso costante.

La temperatura e la densità del moderatore vengono calcolate a partire dall'entalpia con le seguenti formule polinomiali:

$$T = \sum_{i=1}^{NTMO} TMO(i) * H^{i-1}$$

$$\rho = \sum_{i=1}^{NRRO} RRO(i) * H^{i-1}$$

dove $TMO(i)$ e $RRO(i)$ sono coefficienti polinomiali e $NTMO$ e $NRRO$ il numero di coefficienti polinomiali presenti nelle due equazioni di stato.

Per conoscere la distribuzione della temperatura nella regione del combustibile, il modello utilizza l'equazione della conduzione stazionaria – integrale di conducibilità - sotto le ipotesi che la temperatura sia costante assialmente e la generazione di potenza uniforme radialmente nella barretta. Per un PWR l'equazione è quella di Fourier in geometria cilindrica:

$$-\frac{1}{r} \frac{d}{dr} r \lambda(T) \frac{dT}{dr} = q'''$$

dove T è la temperatura del combustibile in °C, q''' è la densità di potenza in W/cm^3 e $\lambda(T)$ è la conducibilità del mezzo in $W/cm/°C$ che viene espressa da una serie di funzioni polinomiali dello stesso grado con diversi coefficienti a a seconda dei diversi intervalli di temperatura:

$$\lambda(T) = \sum_{i=1}^{k_{fuel}} a(i, n) * T^{i-1}$$

con k_{fuel} numero di coefficienti per ciascun polinomio. Come si vede la conducibilità del mezzo è indipendente dal burnup.

Discretizzazione dell'equazione di bilancio termico

Al fine di determinare il flusso di calore superficiale Φ da inserire nell'equazione di bilancio termico, l'equazione di Fourier viene integrata su tutta la barretta ottenendo:

$$\Phi = -\lambda \frac{dT}{dr} = \frac{1}{2} r q'''$$

Sostituendo si ha:

$$\frac{dH}{dz} = \frac{D_b \pi \frac{1}{2} R_b \ddot{q}}{S \rho \bar{u}} = \frac{S_b q'''}{S \rho \bar{u}}$$

con R_b raggio della barretta di combustibile in cm e S_b area della barretta di combustibile in cm^2 . Discretizzando infine rispetto alle differenti quote assiali si ottiene:

$$H_{h+1} - H_h = (Z_{h+1} - Z_h) \frac{S_b q'''}{S \rho \bar{u}}$$

con H_h e H_{h+1} entalpia alle quote rispettivamente Z_h e Z_{h+1} .

Ma poiché i parametri relativi alla temperatura del combustibile e alla densità del moderatore variano assialmente, per una maggiore precisione l'entalpia viene calcolata a metà della mesh assiale. Perciò invece di calcolare direttamente H_{h+1} , si calcola prima:

$$H_{h+\frac{1}{2}} = \frac{H_{h+1} - H_h}{2}$$

Si aggiornano quindi i parametri con questo valore di entalpia e infine si calcola l'entalpia alla quota $(h + 1)$ come:

$$H_{h+1} = 2H_{h+\frac{1}{2}} - H_h$$

Risoluzione delle equazioni di conducibilità

Dal valore dell'entalpia a differenti quote si può ottenere la temperatura media del combustibile. Al fine di ricavare la temperatura alla parete, viene utilizzato il coefficiente ECH espresso in $W/cm^2/°C$ che rappresenta il trasferimento di calore tra guaina e fluido refrigerante:

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	ADPFISS – LP1 – 011	0	L	55	57

$$T_{parete} - T_{refr} = \frac{\Phi}{ECH}$$

A questo punto si integra l'equazione per la conduzione di calore nella barretta distinguendo tra combustibile, gap e guaina, cioè:

$$-\frac{1}{r} \frac{d}{dr} r \lambda(T) \frac{dT}{dr} = q'''$$

con le seguenti condizioni al contorno: $\frac{dT}{dr} = 0$ al centro della barretta e $T = T_{parete}$ sul contorno esterno della guaina. Si assume che nel gap e nella guaina non ci sia generazione di potenza, cioè che $q''' = 0$. Si assume poi la continuità di T e di $\lambda(T) \frac{dT}{dr}$ (che rappresenta il flusso di calore integrato sull'anello). Integrando su gap e guaina, si ottiene:

$$T_a = T_{parete} + \frac{1}{2} R_a^2 q''' \left[\frac{1}{\lambda_b} \text{Log} \frac{R_b}{R_a} + \frac{1}{\lambda_c} \text{Log} \frac{R_c}{R_b} \right]$$

Con λ_b e λ_c conduttività rispettivamente di gap e guaina. Per il calcolo di λ_b si utilizza la seguente formula:

$$\lambda_b = \lambda_b + \sum_{i=1, C_1} C_{1_i} q'^i + \sum_{i=1, nC_2} C_{2_i} BU^i$$

essendo q' la potenza lineare in W/cm, BU il valore del burnup e C_{1_i} e C_{2_i} due valori mediati ottenuti utilizzando opportuni calcoli termico-meccanici.

Integrando sul combustibile, si ottiene:

$$\int_{T_a}^{T(r)} \lambda(s) ds = \frac{1}{4} (R_a^2 - r^2) q'''$$

Da qui, la temperatura del combustibile nel centro si ottiene con:

$$\int_{T_a}^{T_0} \lambda(s) ds = \frac{1}{4} R_a^2 q'''$$

che si risolve utilizzando il metodo di Newton. La temperatura efficace del combustibile in °C è data dalla formula di Rowlands [Rowlands, 1962]:

$$T_{eff} = w_1 T_0 + w_2 T_a$$

con T_a temperatura del combustibile sulla superficie esterna in °C, T_0 temperatura del combustibile a centro pellet in °C e w_1 e w_2 in generale pari a, rispettivamente, 4/9 e 5/9.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	ADPFISS – LP1 – 011	0	L	56	57

Bibliografia

- [Aniel, 2006] S. Aniel, et al., “FLICA4: Status of numerical and physical models and overview of applications”, *Proc. 11th Int. Top. Meeting on Nuclear Thermo-Hydraulics (NURETH-11)*, Avignon, France, October 2-6, 2006.
- [Bergeron, 2001] A. Bergeron, D. Caruge, P. Clément, “Assessment of the 3-D thermal-hydraulic nuclear core computer code FLICA-IV on rod bundle experiments”, *Nuclear technology*, vol. 134, Apr. 2001.
- [Bruna, 2007] G. B. Bruna, et al., “HEMERA: a 3D coupled core-plant system for accidental reactor transient simulation”, *ICAPP 07*, Nice, France, May 13-18, 2007.
- [Bucci, 2011] M. Bucci, A. Charmeau, P. Fillion, “FLICA-OVAP: Elements of validation for LWRs thermal-hydraulic studies”, *ICAPP*, Nice, France, May 2-5, 2011.
- [Buongiorno, 2010] J. Buongiorno, “Notes on two-phase flow, boiling heat transfer and boiling crises in PWRs and BWRs”, *MIT OpenCourseWare*, <http://ocw.mit.edu>, 22.06 Engineering of Nuclear Systems, 2010.
- [Delhaye, 2008] J. Delhaye, “Thermohydraulique des reacteurs”, *EDP Sciences*, 2008.
- [Dubois, 2007] F. Dubois, F. Fouquet, E. Mury, “La chaine de calcul couplée HEMERA”, *IRSN*, 2007.
- [Duderstadt, 1976] J. Duderstadt, L. Hamilton, “Nuclear Reactor Analysis”, *John Wiley and Sons*, 1976.
- [Fillion, 2011] P. Fillion, M. Bucci, A. Charmeau, “Elements of validation for LWRs thermal-hydraulic studies with FLICA-OVAP”, *Proc. 14th Int. Top. Meeting on Nuclear Thermo-Hydraulics (NURETH-14)*, Toronto, Canada, September 25-30, 2011.
- [Kazimi, 1980] M. Kazimi, M. Massoud, “A condensed review of nuclear reactor thermal-hydraulic computer codes for two-phase flow analysis”, *Energy Laboratory Report No. MIT-EL 79-018*, Massachusetts Institute of Technology, February 1980.
- [Manservigi, 2012] S. Manservigi, R. Scardovelli, “Termoidraulica dei flussi bifase”, *Esculapio*, Bologna, Febbraio 2012.
- [Moreau, 2011] F. Moreau, C. Magnaud, I. Befeno, L. Caro, “CRONOS2.10: reference manual”, *Rapport Technique CEA*, Paris, France, April 2011.
- [Rowe, 1973] D.S. Rowe, “COBRA-3C: A digital Computer Program for Steady-State and Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Rod Bundle Nuclear Fuel Elements”, *BNWL-1965*, Battelle, Pacific Northwest Laboratory, Richland, Washington, March 1973.

 Ricerca Sistema Elettrico	Sigla di identificazione	Rev.	Distrib.	Pag.	di
	ADPFISS – LP1 – 011	0	L	57	57

- [Rowlands, 1962] G. Rowlands, “ Resonance absorption and non-uniform temperature distributions”, *Reactor Science and Technology (Journal of Nuclear Energy Parts A/B)*, vol. 16, pp.235 to 236, 1962.
- [Stewart, 1983] C.W. Stewart, et al., "VIPRE-01: a Thermal-Hydraulic Analysis Code for Reactor Cores", *EPRI NP-2511-CCM, Electric Power Research Institute Research Project 1584-1*, April 1983.
- [Todreas, 1993] N. E. Todreas, M. S. Kazimi, “Nuclear Systems I: Thermal Hydraulic Fundamentals”, Taylor & Francis, 1993.
- [Toumi, 2000] I. Toumi, et al., “FLICA4: a three dimensional two-phase flow computer code with advanced numerical methods for nuclear applications”, *Nuclear Engineering and Design*, 200, 129-155, 2000.
- [Wheeler, 1976] C.L. Wheeler, et al., "COBRA-IV-I: an Interim Version of COBRA for Thermal-Hydraulic Analysis of Rod Bundles Nuclear Fuel Elements and Cores", *BNWL-1962, Battelle, Pacific Northwest Laboratory*, Richland, Washington, March 1976.
- [Yan, 2011] J. Yan, B. Kochunas, M. Hursin, T. Downar, Z. Karoutas, E. Baglietto, “Coupled CFD and MOC neutronic simulations of Westinghouse PWR fuel assemblies with grid spacers” *Proc. NURETH14 – 254*, Toronto, Canada, 2011.
- [Yang, 2003] R. Yang, R.O. Montgomery, N. Waeckel, “ Revised reactivity initiated accident acceptance criteria for high burnup fuel” *Proc. ENS TopFuel-2003 conference*, Wurzburg, Germany, March 16-19, 2003.