

Titolo

Studio e sviluppo critico di metodi di analisi delle incertezze nei processi di analisi del rischio

Ente emittente CIRTEN

PAGINA DI GUARDIA

Descrittori
Tipologia del documento: Rapporto Tecnico

Collocazione contrattuale: Accordo di programma ENEA-MSE: tema di ricerca “Nuovo nucleare da fissione”

Argomenti trattati: Ingegneria: Ingegneria nucleare
Metodi deterministici
Sicurezza nucleare

Sommario

In questo rapporto il tema delle incertezze relative alla analisi di sicurezza di un impianto nucleare viene trattato sia in termini di incertezze relative agli studi di tipo probabilistico (PSA, Probabilistic Safety Assessment), le cui tecniche, basate sugli alberi dei guasti ed alberi degli eventi, vengono utilizzate per le analisi di rischio, sia in termini delle incertezze relative agli strumenti di calcolo, tipicamente le simulazioni di impianto tramite i codici termoidraulici, che vengono utilizzati per la analisi dei transitori incidentali. Il documento riporta anche un approfondimento relativo ad alcuni casi applicativi di notevole rilevanza, come la affidabilità dei sistemi passivi.

Note
REPORT PAR 2008-09 LP5.A3 CERSE-UNIP RL 1098/2011; CERSE-UNIBO RL 1311/2011
Autori:

UNIP/GRNSPG: D.Araneo, V.Cefali, E.Coscarelli, F.Fiori, A.Kovtonyuk, L.Mengali, A.Petruzzi, A.Raimato, M.Adorni, F.D’Auria

ENEA: L.Burgazzi

UNIBO/DIENCA: P.Vestrucci, M.Sperandii

Copia n.
In carico a:

2			NOME			
			FIRMA			
1			NOME			
			FIRMA			
0	EMISSIONE	22/09/2011	NOME		P. Meloni	
			FIRMA			
REV.	DESCRIZIONE	DATA		CONVALIDA	VISTO	APPROVAZIONE



CIRTEN

Consorzio Interuniversitario per la Ricerca TEcnologica Nucleare

UNIVERSITÀ DI PISA

Gruppo di Ricerca Nucleare San Piero a Grado

**STUDIO E SVILUPPO CRITICO DI METODI DI ANALISI
DELLE INCERTEZZE NEI PROCESSI DI ANALISI DEL
RISCHIO**

Autori

**D. Araneo – UNIFI/GRNSPG
V. Cefalì – UNIFI/GRNSPG
E. Coscarelli – UNIFI/GRNSPG
F. Fiori – UNIFI/GRNSPG
A. Kovtonyuk – UNIFI/GRNSPG
L. Mengali – UNIFI/GRNSPG
A. Petrucci – UNIFI/GRNSPG
A. Raimato – UNIFI/GRNSPG
M. Adorni – UNIFI/GRNSPG
F. D’Auria – UNIFI/GRNSPG
L. Burgazzi – ENEA
P. Vestrucci – UNIBO/DIENCA
M. Sperandii - UNIBO/DIENCA**

**CERSE-UNIFI RL 1098/2011
CERSE-UNIBO RL 1311/2011**

PISA, SETTEMBRE 2011

Lavoro svolto in esecuzione della linea progettuale LP5 punto A3
AdP MSE - ENEA “Ricerca di Sistema Elettrico” - PAR2008-09
Progetto 1.3 – “Nuovo Nucleare da Fissione”.

Sommario

Il presente lavoro è svolto nell'ambito dell'Accordo di Programma MSE-ENEA sulla Ricerca di Sistema Elettrico, Piano Annuale di Realizzazione 2008-2009, per quanto attiene all'Area "Governare, gestione e Sviluppo del Sistema Elettrico Nazionale", tematica di ricerca "Energia Nucleare"; nello specifico, si riferisce agli obiettivi del progetto 1.3 "Nuovo Nucleare da Fissione: collaborazioni internazionali e sviluppo competenze in materia nucleare".

Il rapporto è preparato allo scopo di documentare le attività svolte per la quinta linea progettuale in cui è suddiviso l'accordo stesso: "qualifica di sistemi e componenti". Nello specifico è preparato come deliverable della sezione LP5-A3: *"Studio e sviluppo critico di metodi di analisi delle incertezze nei processi di analisi del rischio"*.

La sicurezza degli impianti nucleari può essere valutata in maniera realistica a patto che tutti i dati di input siano descritti in maniera appropriata ed un modello di valutazione e di calcolo realistico venga adottato ed implementato. Sia i parametri di input che i modelli sono spesso disponibili sotto forma di grandezze affette da una certa incertezza, per la valutazione della quale si adottano dei metodi per lo più statistici. La considerazione delle incertezze in entrambi i dati ed i modelli è un importante prerequisito per una analisi realistica ed una idonea valutazione della sicurezza.

In questo rapporto il tema delle incertezze relative alla analisi di sicurezza di un impianto nucleare viene trattato sia in termini di incertezze relative agli studi di tipo probabilistico (PSA, Probabilistic Safety Assessment), le cui tecniche, basate sugli alberi dei guasti ed alberi degli eventi, vengono utilizzate per le analisi di rischio, sia in termini delle incertezze relative agli strumenti di calcolo, tipicamente le simulazioni di impianto tramite i codici termoidraulici, che vengono utilizzati per la analisi dei transitori incidentali. Il documento riporta anche un approfondimento relativo ad alcuni casi applicativi di notevole rilevanza, come la affidabilità dei sistemi passivi.

Il presente rapporto è suddiviso in tre sezioni principali, di cui nel seguito si riporta il sommario.

Sezione 1: METODOLOGIA REPAS E APPLICAZIONE

Questo documento descrive la metodologia REPAS (Reliability Analysis of PAssive System) sviluppata nell'ambito di una collaborazione tra ENEA e Università di Pisa, uno studio sinergico tra le applicazioni di PSA (Probabilistic Safety Assessment) e termoidraulica nella progettazione di nuovo tipo di reattore.

Questa metodologia nasce con l'obiettivo di valutare l'affidabilità di un sistema passivo basato sulla circolazione naturale di un fluido in grado di asportare il calore da una sorgente posta in basso rispetto al pozzo freddo collocato ad una certa quota rispetto al pretendente onde creare un dislivello tale da garantire la circolazione del fluido e l'asportazione del calore.

La necessità di un strumento analitico per questo tipo di analisi deriva dal fatto che l'affidabilità del sistema passivo non sempre è uguale all'unità in quanto sono diverse le cause che possono influenzarne il comportamento e rendere il sistema indisponibile a portare a termine la sua missione quando è chiamato in operazione.

In questa sezione del documento viene descritta la metodologia e vengono presentati e discussi alcuni esempi applicativi.

Sezione 2: ANALISI DI INCERTEZZA

Le analisi di sensitività e di incertezza sono in grado di fornire quantitativamente, su fondate basi matematiche e fisiche, risposte a tipiche domande scientifiche e ingegneristiche quali: quanto il modello in considerazione rappresenta il fenomeno fisico, quanto i risultati di un codice possono essere estrapolati, ecc...

La tecnologia degli Impianti di Potenza Nucleare (NPP) è stata sviluppata sulla base del tradizionale concetto di “difesa in profondità” supportato dai metodi di calcolo deterministici e conservativi per le analisi di sicurezza. Nel 1970, ipotesi conservative furono introdotte nell’analisi di sicurezza per trattare le esistenti incertezze dei codici. Da allora, un’intensa campagna sperimentale nel campo della termoidraulica ha generato un notevole aumento delle conoscenze e di conseguenza lo sviluppo di codici “best estimate” capaci di fornire informazioni più realistiche sul comportamento fisico del sistema e di identificare le questioni più rilevanti sulla sicurezza, consentendo la valutazione degli effettivi margini esistenti tra i risultati dei codici di calcolo e i criteri di accettazione.

Tuttavia, i risultati dei calcoli “best estimate” ottenuti dai complessi codici termoidraulici di sistema (come Relap5, Cathare, Athlet, Trace, ecc...) sono affetti da ineliminabili approssimazioni che sono non predicibili senza l’utilizzo di strumenti di calcolo che tengono conto delle varie sorgenti di incertezza. Di conseguenza, l’utilizzo di codici “best estimate” nella tecnologia nucleare, sia per scopi di progettazione che di sicurezza, implica la comprensione e l’accettazione delle limitazioni e delle deficienze dei codici stessi. Le incertezze dei codici di calcolo possono avere diverse origini: dalle approssimazioni dei modelli e delle soluzioni numeriche, alla mancanza di conoscenza di precisi valori per le condizioni iniziali e al contorno del problema.

L’ammontare di incertezza che influenza un calcolo può dipendere fortemente sia dal codice che dalle tecniche di modellizzazione (cioè dall’utilizzatore del codice). Una metodologia di incertezza per essere “robusta” e consistente deve prendere in considerazione tutti gli aspetti sopra menzionati. Ai fini della classificazione, si distinguono tre principali approcci indipendenti per effettuare le analisi di sensitività e di incertezza dei calcoli dei codici termoidraulici di sistema:

- a) la propagazione degli errori di input dei codici e il trattamento statistico della risultante incertezza,
- b) la propagazione degli errori di output dei codici e il trattamento deterministico dell’incertezza e
- c) la metodologia di validazione sperimentale e di calibrazione di complessi modelli di simulazione numerica dipendenti dal tempo in grado di incorporare in modo consistente sia le incertezze sperimentali che computazionali, facendo un uso estensivo dei concetti dell’analisi di sensitività.

La metodologia di incertezza CIAU proposta dell’Università di Pisa ha ormai raggiunto livello di maturità e qualifica attraverso la sua applicazione nell’ambito del progetto BEMUSE promosso dall’OECD. La metodologia proposta permette:

- a) di stabilire le incertezze di ogni parametro che caratterizza il sistema, attraverso un approccio matematico deterministico in cui le evidenze sperimentali giocano un ruolo fondamentale e
- b) di predire una stima ‘migliorata’ sia delle risposte calcolate dai codici di calcolo che delle relative incertezze.

Sezione 3 ANALISI DI IMPORTANZA, INCERTEZZA E SENSIBILITA' NELLA PROCEDURA PSA

In questa sezione vengono sviluppate le tematiche dell'importanza, della incertezza e della sensibilità in relazione alla parte più precisamente probabilistica dell'analisi di rischio, a completamento delle sezioni precedenti relative alle medesime tematiche riferite alla parte deterministica.

La valutazione delle incertezze insite nella stima dei rischi associati all'esercizio di impianti nucleari commerciali di potenza è stata riconosciuta come un obiettivo essenziale fin dall'introduzione della procedura di "Probabilistic Safety Assessment" (PSA).

Già nel primo importante studio dei possibili eventi incidentali (WASH-1400), le incertezze associate ai dati di base sono "propagate" all'interno del modello probabilistico con l'obiettivo di stimare l'incertezza associata alle variabili oggetto di stima. Il successivo rapporto NUREG-1150 ha introdotto significativi miglioramenti nella integrazione delle valutazioni di incertezza all'interno della procedura di PSA. In luogo di valori puntuali delle variabili di ingresso del modello sono introdotte opportune distribuzioni di probabilità; metodi di elicitazione basati sul "giudizio degli esperti" sono utilizzati a supporto dei dati sperimentali disponibili; tecniche di campionamento sono utilizzate per la propagazione delle incertezze sulle variabili di uscita del modello.

Differenze sostanziali riguardanti la tipologia e le modalità di trattazione delle incertezze derivano dalle specifiche caratteristiche dei tre "livelli" in cui è articolata la procedura di PSA, finalizzati alla identificazione delle combinazioni e sequenze di eventi che possono portare al danneggiamento del nocciolo, alla identificazione delle cause e dei "percorsi" attraverso i quali può essere perduta la funzionalità del contenimento con conseguente rilascio radioattivo ed alla stima delle conseguenze prodotte sulla salute dell'uomo e sull'ambiente.

Con particolare riferimento alla comunicazione dei risultati avuti dalla analisi di sicurezza, è essenziale distinguere tra incertezza "aleatoria", riferita alla presenza di processi stocastici, ed incertezza "epistemica", riferita ai valori non noti dei parametri che caratterizzano le distribuzioni di probabilità (per modelli probabilistici) ed i modelli di calcolo impiegati, alle relative assunzioni ed ipotesi di base ed ai presumibili aspetti di non completezza.

Un chiarimento preliminare, che si rende necessario per la differenza dei metodi utilizzabili e per il diverso contenuto informativo dei risultati ottenibili, riguarda lo sviluppo di analisi di Importanza e Sensibilità. Entrambe si concretizzano nella stima di misure che permettono di definire un ordinamento delle variabili di ingresso, in relazione al proprio contributo sulle variabili di uscita (analisi di Importanza) e sull'incertezza associata (analisi di Sensibilità).

Storicamente, l'analisi di Importanza, Incertezza e Sensibilità si è sviluppata secondo un approccio "locale" nel dominio delle variabili di ingresso. In tale contesto, interessa valutare l'effetto di "piccole" variazioni delle variabili rispetto a predefiniti valori nominali, considerate singolarmente.

Se il modello è fortemente non lineare e non si è focalizzati ai valori nominali delle variabili di ingresso / uscita del modello, ma interessa considerare un intervallo di variazione relativamente ampio e tener conto dell'effetto della loro variazione contemporanea è necessario adottare un approccio "globale".

In anni recenti sono stati proposti diversi metodi che permettono di considerare il contributo singolo (One-At-Time) delle variabili di ingresso del modello nonché le interazioni che tra queste intercorrono a causa della non linearità del modello, che si manifestano per la loro variazione contemporanea nell'intero spazio di variabilità. Tali metodi, anche se non attualmente indicati dalle linee guida e standard applicabili in campo nucleare, rappresentano lo stato dell'arte in materia ed è ragionevole ipotizzarne l'utilizzo in future applicazioni.

La Sezione 3 del presente rapporto, si pone i seguenti obiettivi:

- inquadrare le problematiche da affrontare nello sviluppo di analisi di Importanza, Incertezza e Sensibilità nel contesto delle valutazioni probabilistiche di sicurezza (PSA) per un impianto nucleare di potenza;
- fornire un quadro sufficientemente esaustivo dei metodi utilizzabili per lo sviluppo di analisi di Importanza, Incertezza e Sensibilità, sulla base di quanto indicato dagli standard e linee guida applicabili e dello stato dell'arte in materia;
- riportare un esempio di applicazione di alcuni metodi proposti ad uno studio probabilistico di sicurezza sviluppato per un impianto nucleare, desunto dalla letteratura applicabile.

Ciò, a complemento di quanto contenuto nelle sezioni precedenti, relativamente, ad esempio, alla gestione delle incertezze associate all'utilizzo di codici di calcolo ed alla affidabilità dei sistemi passivi.

Contenuto

SOMMARIO.....	3
LISTA DELLE FIGURE	9
LISTA DELLE TABELLE	11
LISTA DELLE ABBREVIAZIONI	12
SEZIONE 1: METODOLOGIA REPAS E APPLICAZIONE	15
SOMMARIO.....	16
1 INTRODUZIONE	17
1.1 LA METODOLOGIA REPAS	18
1.2 DESCRIZIONE DEI SISTEMI ANALIZZATI.....	24
2 APPLICAZIONI DELLA METODOLOGIA REPAS	27
2.1 CARATTERIZZAZIONE DI PROGETTO/STATO DI FUNZIONAMENTO DEL SISTEMA	27
2.2 DEFINIZIONE DI CRITERI DI FALLIMENTO	28
2.3 MODELLO PER IL CODICE	28
2.4 SIMULAZIONE MONTE CARLO DIRETTA APPLICATA AL CODICE TERMOIDRAULICO	29
2.5 CAMPIONAMENTO	29
2.6 ANALISI AGGIUNTIVE	35
2.7 VALUTAZIONE QUANTITATIVA DELL’AFFIDABILITÀ	37
2.8 MODIFICA DEL LAYOUT	37
3 I PRINCIPALI RISULTATI DEI CASI (B) E (C).....	40
3.1 CASO (B) CONDENSATORE DI ISOLAMENTO (IC) DI UN SBWR.....	40
3.2 CASO (C) APPARATO TTL-1.....	46
4 CONCLUSIONE.....	53
REFERENZE.....	55
SEZIONE 2: UNCERTAINTY EVALUATIONS FOR SYSTEM THERMAL-HYDRAULIC CODES	58
ABSTRACT	59
INTRODUCTION.....	60
1.1 HISTORICAL BACKGROUND	61
1.2 STRUCTURE OF THE REPORT	63
2 SENSITIVITY AND UNCERTAINTY ANALYSIS	64
2.1 ACCURACY, SENSITIVITY AND UNCERTAINTY	64
2.2 NEEDS FOR UNCERTAINTY ANALYSIS	66
3 SOURCES OF UNCERTAINTIES IN THERMAL-HYDRAULIC SYSTEM CODES	70
4 THE METHODS TO EVALUATE THE UNCERTAINTY.....	75
4.1 THE PROPAGATION OF CODE INPUT ERRORS	75
4.2 THE PROPAGATION OF CODE OUTPUT ERRORS	77
4.3 THE DETERMINISTIC METHOD.....	78
5 TOPICS RELEVANT FOR THE UNCERTAINTY EVALUATION (TRUE)	80
5.1 THE NODALIZATION CHOICES	80
5.2 THE CODE VERSIONS.....	81
5.3 THE BIFURCATION ANALYSIS.....	82
6 THE CIAU METHOD	83

6.1	THE BASES OF THE METHOD	83
6.1.1	<i>The UMAE Qualification Process (the Engine of CIAU).....</i>	83
6.1.2	<i>The NPP Status Approach.....</i>	84
6.1.3	<i>The Separation and Recombination of Time and Quantity Error</i>	86
6.1.4	<i>The Separation and Recombination of Time and Quantity Error</i>	86
6.2	THE CIAU PROCESS	87
6.2.1	<i>CIAU, Development Process.....</i>	89
6.2.2	<i>CIAU, Application Process</i>	91
6.3	THE CIAU DATABASE STATUS	91
7	KEY INDUSTRIAL APPLICATIONS OF CIAU.....	95
7.1	UNCERTAINTY ANALYSIS OF THE LBLOCA-DBA OF THE ANGRA-2 PWR NPP	95
7.2	KOZLODUY-3 200 MM BREAK TO SHOW SIMILARITY OF CODE RESULTS	97
7.3	BEST ESTIMATE AND UNCERTAINTY EVALUATION OF LBLOCA 500 MM FOR KOZLODUY-3	98
8	CONCLUSIONS	99
	REFERENCES	101
	SEZIONE 3: ANALISI DI IMPORTANZA, INCERTEZZA E SENSIBILITA' NELLA PROCEDURA PSA	104
	ABSTRACT	105
9	STANDARD E LINEE GUIDA.....	108
9.1	U.S NUCLEAR REGULATORY COMMISSION.....	108
9.1.1	<i>Orientamenti principali.....</i>	108
9.1.2	<i>Nureg-1150</i>	109
9.2	INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY.....	111
9.2.1	<i>Orientamenti principali.....</i>	111
9.2.2	<i>Livello 1 di PSA.....</i>	112
9.2.3	<i>Livello 2 di PSA.....</i>	113
9.2.4	<i>Livello 3 di PSA.....</i>	114
10	METODI PER L'ANALISI DI IMPORTANZA, INCERTEZZA E SENSIBILITA'.....	116
10.1	METODI PER L'ANALISI DI IMPORTANZA	116
10.1.1	<i>Misure di Importanza "tradizionali".....</i>	117
10.1.2	<i>Misure Differenziali di Importanza</i>	119
10.2	METODI PER L'ANALISI DI INCERTEZZA E SENSIBILITA'	121
10.2.1	<i>Metodi analitici approssimati.....</i>	122
10.2.2	<i>Tecniche di campionamento.....</i>	124
10.2.3	<i>Tecniche di regressione lineare.....</i>	126
10.2.4	<i>Decomposizione della varianza</i>	127
11	ESEMPIO APPLICATIVO	131

Lista delle Figure

Sezione 1

Fig. 1. Diagramma di flusso della metodologia REPAS [14]	20
Fig. 2. Standard IC di un SBWR.....	1
Fig. 3. Schema del circuito TTL-1	1
Fig. 4. Nodalizzazione semplificata RELAP5 per il caso a	1
Fig. 5. Cobweb plot di un intervallo di parametri normalizzati	30
Fig. 6. Comportamento della pressione su scala normalizzata a breve termine.....	32
Fig. 7. Comportamento del rapporto della potenza a lungo termine.....	32
Fig. 8. Evoluzione della pressione su scala normalizzata a lungo termine	33
Fig. 9. Indicatore delle prestazioni durante il transitorio – risultato 1 (a lungo termine)	34
Fig. 10. Indicatore delle prestazioni durante il transitorio – risultato 2 (a lungo termine)	34
Fig. 11. Indicatore delle prestazioni durante il transitorio – risultato 3 (a lungo termine)	35
Fig. 12. Analisi di sensibilità per identificare la peggiore condizione per il sistema.....	36
Fig. 13. SRCs per un definito PI	36
Fig. 14. Layout della modifica: “ <i>scope calculation</i> ”	38
Fig. 15. Confronto tra il rapporto di potenza tra il sistema originale e quello modificato.....	38
Fig. 16. Confronto tra i TPIs ottenuti dal sistema originale con quello modificato.....	39
Fig. 17. Nodalizzazione RELAP5 per un IC di un SBWR caso b	41
Fig. 18. le prestazioni del sistema di riferimento: potenza scambiata attraverso IC.....	43
Fig. 19. Profili temporali collegati a un insieme di 75 risultati di calcoli (6 stati deterministici e 69 stati probabilistici – probabilità di distribuzioni discrete): Potenza scambiata all’IC.....	43
Fig. 20. Profili temporali collegati a un insieme di 75 risultati di calcoli (6 stati deterministici e 69 stati probabilistici – probabilità di distribuzioni continue): Potenza scambiata all’IC	44
Fig. 22. Caratterizzazione di stato del sistema sulla base della probabilità. Sei stati di sistema (1 a 6 in figura) sono derivati in modo deterministico e 69 (7 a 75 in figura) sono derivati in modo statistico assumendo una distribuzione di probabilità discreta	44
Fig. 23. Caratterizzazione di stato del sistema sulla base della probabilità. Sei stati di sistema (1 a 6 in figura) sono derivati in modo deterministico e 69 (7 a 75 in figura) sono derivati in modo statistico assumendo una distribuzione di probabilità continua.....	45
Fig. 23. Curve di merito: probabilità per il PI “IC power integral ratio” (distribuzione di probabilità discreta).....	45
Fig. 24. Nodalizzazione RELAP5 per l’apparecchiatura TTL-1 caso c.....	46
Fig. 26. Andamento temporale relative all’insieme dei 137 run del codice: potenza scambiata nel cooler.....	49
Fig. 27. Distribuzione di probabilità per il PI: “ <i>integral power ratio</i> ” scambiato nel cooler	51
Fig. 28. Confronto tra affidabilità termoidraulica per I due diversi sistemi: IC-SBWR (sistema NC bifase) e TTL-1	52
Fig. 29. SRCs per la definizione del PI: W/Wref.....	52

Sezione 2

Figure 2.1 :	Concept of safety margins respect to BEPU and conservative approaches.	68
Figure 3.1:	Comparison between results of the original Shah correlation for condensation heat transfer coefficient and Shah correlation after implementation in the Cathare code.	72
Figure 3.4:	Computer/compiler effect: same code version and same input deck run on different computational platforms produces different results.	73
Figure 3.5:	Nodalization effect: same facility modeled with different number of control volumes.	74
Figure 3.6:	Imperfect knowledge of boundary conditions: effect of steam generator secondary side heat losses on the prediction of the peak cladding temperature.	74
Figure 4.1:	Uncertainty methods based upon propagation of input uncertainties.	76
Figure 4.2:	Spread of the upper limit of PCT using Wilks' formula at first and second order (KAERI analysis).	76
Figure 4.3:	Uncertainty methods based upon propagation of output uncertainties.	77
Figure 4.4:	Uncertainty methodology based on Adjoint Sensitivity Analysis Procedure and Data Adjustment/Assimilation.	79
Figure 5.1:	TRUE, influence of the nodalization choices.	81
Figure 5.2:	TRUE, influence of the code versions.	81
Figure 5.3:	TRUE, consideration of bifurcation analysis by CIAU (tree of uncertainty bands).	82
Figure 6.1:	UMAE flow diagram (also adopted within the process of development and application of CIAU).	84
Figure 6.2:	Comparison between 'time domain' and 'phase-space' representation among selected quantity evolutions characterizing different transients.	85
Figure 6.3:	Comparison between 'time domain' and 'phase-space' representation among selected quantity evolutions characterizing different transients.	86
Figure 6.4:	The error filling process and the error extraction process.	87
Figure 6.5:	CIAU flow diagram.	90
Figure 7.1:	Result of CIAU application to Angra-2 LBLOCA analysis: uncertainty bands for rod surface temperature at 'axial level 9' of the realistic hot rod, obtained by the reference run.	95
Figure 7.2:	Angra-2 LBLOCA uncertainty evaluation: final result from the CIAU study and comparison with results of the applicant.	96
Figure 7.3:	Uncertainty analysis of the '200 mm' LOCA-DBA of VVER-440 NPP: main result from CIAU application.	97
Figure 7.4:	BE reference 500 mm LBLOCA analysis for Kozloduy Unit 3 NPP: Surface temperature at the PCT location in hot rod and uncertainty bands derived by CIAU application.	98

Lista delle Tabelle

Sezione 1

Tabella 1. Parametri critici per il caso a	1
Tabella 2. Parametri di progetto per il caso a	1
Tabella 3. Parametri di progetto caso b	42
Tabella 4. Parametri critici caso b	42
Tabella 5. Parametri di progettazione e critici caso c	47
Tabella 6. PI scelti del sistema per l'individuazione degli individuali intervalli di probabilità ..	50

Sezione 2

Table 2.1 : Drawbacks and benefits of the conservative and BEPU approaches	69
Table 6.1 : Subdivision of driving quantities (Q) into intervals	88
Table 6.2 : Subdivision of transient time into intervals*.	88
Table 6.3: Transients belonging to the CIAU database 2008 (DB 2008).	91
Table 6.4 : Subdivision of the tests of CIAU DB 2008 in transient classes	93

Sezione 3

Tabella 1 – Eventi base, probabilità/frequenza di guasto, parametri caratteristici (continua)	133
Tabella 2 – Misure di importanza (DIM e FV) e Indici (principale e globale) di Sensibilità	135

Lista delle Abbreviazioni

Sezione 1

BIC	Boundary and Initial Conditions
IC	Isolation Condenser
NPP	Nuclear Power Plant
PSA	Probabilistic Safety Assessment
REPAS	Reliability Analysis of PAssive System

Sezione 2

AA	Accuracy Analysis
AFE	Accuracy Finalized to Extrapolation (tool in CIAU)
ASAP	Adjoint Sensitivity Analysis Procedure
ASM	Analytical Simulation Model
BC	Base Case
BDBA	Beyond Design Basis Accident
BE	Best Estimate
BEMUSE	Best-Estimate Methods, Uncertainty and Sensitivity Evaluation
BEPU	Best Estimate Plus Uncertainty
BIC	Boundary and Initial Conditions
BT	Bayesian Theorem
BWR	Boiling Water Reactor
CCFL	Counter Current Flow Limiting or Limitation
CFR	Code of Federal Regulations
CIAU	Code with capability of Internal Assessment of Uncertainty
CL	Cold Leg
CSAU	Code Scaling, Applicability and Uncertainty
CSNI	Committee on the Safety of Nuclear Installations
CV+J	Control Volume plus Junction (approach)
DAA	Data Adjustment and Assimilation
DB	DataBase
DBA	Design Basis Accident
DC	DownComer
DEGB	Double Ended Guillotine Break
DIMNP	Department of Mechanical, Nuclear and Production Engineering
DNB	Departure from Nucleate Boiling
DNBR	DNB Ratio
ECCS	Emergency Core Cooling Systems
EM	Evaluation Model
FA	Fuel Assembly
FSAP	Forward Sensitivity Analysis Procedure
FSAR	Final Safety Analysis Report
GASAP	Global Adjoint Sensitivity Analysis Procedure
GRS	Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit mbH
HL	Hot Leg
HPIS	High Pressure Injection System
IAEA	International Atomic Energy Agency

IAU	Internal Assessment of Uncertainty
IBLOCA	Intermediate Break Loss Of Coolant Accident
ID	Identification
ISP	International Standard Problem
ITF	Integral Test Facility
LB	Lower Band (of uncertainty)
LBLOCA	Large Break Loss Of Coolant Accident
LOCA	Loss Of Coolant Accident
LOFT	Loss Of Fluid Test (facility)
LOFW	Loss Of Feed-Water
LP	Lower Plenum
LPIS	Low Pressure Injection System
LSTF	Large Scale Test Facility
LUB	Lower Uncertainty Bands
LWR	Light Water Reactor
MCP	Main Coolant Pump
MSLB	Main Steam Line Break
NEA	Nuclear Energy Agency
NPP	Nuclear Power Plant
NRC	Nuclear Regulatory Commission
OECD	Organization for the Economic Cooperation and Development
PCT	Peak Cladding Temperature
PDF	Probability Density Function
Ph.W	Phenomenological Window
PIE	Postulated Initiating Event
PIRT	Phenomena Identification and Ranking Table
PML	Principle of the Maximum Likelihood
PORV	Pilot Operated Relief Valve (typically installed in PRZ)
PS	Primary System (including the steam generators) up to the isolation valves
PWR	Pressurized Water Reactor
QAM	Quantity Accuracy Matrix
QU	Quantity Uncertainty
QUM	Quantity Uncertainty Matrix
RC	Reference Calculation
RG	Regulatory Guide (of US NRC)
RPV	Reactor Pressure Vessel
RTA	Relevant Thermalhydraulic Aspect
SA	Sensitivity Analysis
SBLOCA	Small Break Loss Of Coolant Accident
SETF	Separate Effect Test Facility
SPDF	Subjective Probability Distribution Functions
SYS-TH	System Thermal-Hydraulics
TA	Time Accuracy
TAV	Time Accuracy Vector
TH	Thermal-Hydraulics
TRUE	Topics Relevant for Uncertainty Evaluation
TU	Time Uncertainty
TUV	Time Uncertainty Vector
UA	Uncertainty Analysis
UAM	Uncertainty Analysis in Best Estimate Modeling
UB	Upper Band (of uncertainty)
UBEP	Uncertainty Bands Extrapolation Process (tool of CIAU)

UE	User Effect
UMAE	Uncertainty Method based on Accuracy Extrapolation
UMS	Uncertainty Method Study
UNIPi	UNiversity of Pisa
UP	Upper Plenum
UPI	Upper Plenum Injection
US NRC	United States Nuclear Regulatory Commission
UUB	Upper Uncertainty Bands
V&V	Verification and Validation (for computational tools)
VVER	Water-cooled Water-moderated Energy Reactors (also WWER)

Sezione 3

ANOVA	ANalysis Of VAriance
APET	Accident Progression Event Tree
ATR	Advanced Test Reactor
BE	Basic Event
CDF	Core Damage Frequency
CET	Containment Event Trees
DIM;	Differential Importance Measure
EF	Error Factor
FAST	Fourier Amplitude Sensitivity Test
FIS;	Firewater Injection System
FV	Fussell- Vesely
IAEA	International Atomic Energy Agency
IE	Initiator Event
(L)LOCA	(Large) Loss Of Coolant Accident
MCS	Minimal Cut Set
NRC	Nuclear Regulatory Commission
OAT	One At Time
POS	Plant Operating State
PDS	Plant Damage States
PRA	Probabilistic Risk Assessment
PSA	Probabilistic Safety Assessment
RAW	Risk Achievement Worth
RRW	Risk Reduction Worth
SS	Scram System
Var	Varianza

Sezione 1: METODOLOGIA REPAS E APPLICAZIONE

Sommario

Questo documento descrive la metodologia REPAS (Reliability Analysis of PASSive System) sviluppata nell'ambito di una collaborazione tra ENEA e Università di Pisa, uno studio sinergico tra le applicazioni di PSA (Probabilistic Safety Assessment) e termoidraulica nella progettazione di nuovo tipo di reattore.

Questa metodologia nasce con l'obiettivo di valutare l'affidabilità di un sistema passivo basato sulla circolazione naturale di un fluido in grado di asportare il calore da una sorgente posta in basso rispetto al pozzo freddo collocato ad una certa quota rispetto al pretendente onde creare un dislivello tale da garantire la circolazione del fluido e l'asportazione del calore.

La necessità di un strumento analitico per questo tipo di analisi deriva dal fatto che l'affidabilità del sistema passivo non sempre è uguale all'unità in quanto sono diverse le cause che possono influenzarne il comportamento e rendere il sistema indisponibile a portare a termine la sua missione quando è chiamato in operazione.

In questo documento viene descritta la metodologia e vengono presentati e discussi alcuni esempi applicativi.

1 Introduzione

I sistemi passivi meritano una particolare attenzione all'interno della tecnologia nucleare a causa del loro potenziale di ridurre il costo per la produzione di energia elettrica e di aumentare il livello di sicurezza delle centrali elettriche. Ciò nonostante, alcuni svantaggi per il loro impiego nascono dalla difficoltà nella progettazione termoidraulica (rispetto ai sistemi attivi) e da considerazioni di affidabilità specificamente connesse con il funzionamento del sistema.

Dalla letteratura scientifica si evince che fino agli anni 1990-2000 l'affidabilità dei sistemi di sicurezza passiva non era ancora un'area sufficientemente consolidata. Alcune analisi venivano effettuate più per singoli aspetti del problema più che in un approccio sistematico e globale. Da citare alcuni lavori che analizzavano singoli aspetti dell'affidabilità di questi sistemi effettuati da Buchner e Fabian [1] e Burgazzi et al. [2] .

Alcuni dei problemi legati all'affidabilità dei sistemi passivi termo-idraulici sono sintetizzati di seguito:

- Vi è la difficoltà nel modellare il comportamento di un sistema passivo in qualsiasi condizione in cui si può trovare durante la sua vita operativa.
- La definizione di modalità di guasto per un sistema termo-idraulico passivo (comprese modalità di guasto intrinseco) deve essere chiarito.
- C'è il problema di come verificare che in tutte le situazioni diverse di interesse per l'operazione del sistema passivo sono coperte.
- Esiste il problema della mancanza di banche dati e quindi c'è la necessità di utilizzare il giudizio dell'esperto per l'analisi di affidabilità dei sistemi passivi.
- Quando si tenta di includere l'affidabilità dei sistemi passivi nel PSA, un'altra difficoltà ha a che fare con l'incertezza nella predizione e livello di qualifica degli strumenti computazionali usati nell'analisi termo-idraulica.

Una varietà di sistemi passivi sono di interesse per la tecnologia nucleare, in particolare per la progettazione di reattori di generazione futura. Queste vanno dagli Accumulatori, ai Serbatoi del Core Make-up ai sistemi passivi per la rimozione del calore residuo, all'Isolation Condenser (IC), al sistema di rimozione del calore del core in condizioni nominali, al raffreddamento del contenimento in condizioni incidentali. La circolazione naturale (NC) svolge un ruolo di primo piano in relazione a quasi tutti i sistemi citati come si possono trovare in un documento della AIEA alla referenza [3] .

L'affidabilità della circolazione naturale costituisce l'area di indagine descritta nel presente documento. Essendo questo fenomeno basato sulla esistenza della forza di gravità si è portati a pensare che sia sempre disponibile. Purtroppo diverse sono le perturbazioni che possono influenzare l'innesco e il mantenimento della circolazione naturale all'interno di un sistema passivo reale. La presenza di gas incondensabili, il cambiamento delle condizioni superficiali dei tubi, cambiamenti della temperatura e delle condizioni operative etc., sono tutte sorgenti di incertezza che rendono molto delicata e complessa la fase di progettazione del sistema passivo, anche se la configurazione geometrica e dei materiali non variano.

Pertanto, il funzionamento 'affidabile' nel lungo periodo di tale sistema può essere messo in discussione. Occorre quindi valutare la probabilità con cui questi eventi indesiderati si possono verificare e di conseguenza qual è l'affidabilità termo-idraulica del sistema.

Nella tecnologia nucleare l'affidabilità dei fenomeni governati dalla forza di gravità (es. la circolazione naturale) o connessi con l'espansione di un gas (ad esempio lo scarico di un liquido da un accumulatore) non è mai stato messo in discussione.

Per poter rispondere affrontare il problema dell'affidabilità, occorre stabilire la missione per il sistema, questo comporta inevitabilmente la necessità e la capacità di calcolarne le prestazioni. In ogni caso il calcolo del transitorio termoidraulico è affetto da errori, generalmente identificato come l'incertezza legata al codice (ad esempio si veda [4]).

Pertanto, l'affidabilità termoidraulica del sistema e le incertezze collegate alla previsione degli strumenti di calcolo adottati interferiscono. Questo aggiunge difficoltà al problema, anche se l'affidabilità (di un sistema) e l'incertezza (di una previsione codice) devono essere visti come concetti diversi.

Una attività pionieristica finalizzata alla valutazione dell'affidabilità dei sistemi passivi è stata proposta a metà degli anni '90, nel quadro dei contatti bilaterali tra ENEA e CEA. Più tardi, una collaborazione tra ENEA, Università di Pisa e Politecnico di Milano ha portato alla proposta di una metodologia di valutazione chiamata RELiability Analysys of Passive Systems (REPAS) come discusso nel lavoro di D'Auria e Galassi alla referenza [5] . La metodologia è stata applicata alla valutazione dell'affidabilità del progetto di un sistema basato sulla circolazione naturale in bi-fase. Il sistema è identificato come (IC) Isolation Condenser, come descritto nelle due referenze [6] e [7] .

In questo documento verranno indagati i seguenti punti:

- Dare uno sguardo critico alla metodologia REPAS, sottolineando i limiti principali del processo;
- Risultati dell'applicazione della metodologia per derivare l'affidabilità termoidraulica e per raggiungere l'ottimizzazione del progetto di un circuito che lavora in circolazione naturale.

I risultati della attività all'ultimo punto può essere usato per confermare la versatilità della metodologia e interpretato come una prova della coerenza e della qualifica della metodologia stessa.

1.1 La metodologia REPAS

La REPAS costituisce una metodologia volta alla valutazione dell'affidabilità termoidraulica di un sistema passivo, cioè l'affidabilità connessa con il verificarsi di fenomeni termo-idraulici. L'affidabilità complessiva del sistema si ottiene combinando l'affidabilità del fenomeno termo-idraulico e l'affidabilità dei sottosistemi attivi e componenti collegati al sistema principale e che influenzano il suo funzionamento.

La combinazione di affidabilità non è considerata dal REPAS e può essere ottenuto classici metodi statistici.

L'obiettivo generale del REPAS è quello di caratterizzare in modo analitico le prestazioni di un sistema passivo in modo da aumentare la confidenza verso il suo funzionamento, per confrontare le prestazioni di sistemi attivi e passivi e le prestazioni di diversi sistemi passivi. Pertanto, la metodologia può fornire valori numerici che possono essere utilizzati in studi di sicurezza più complessi e potrebbe essere visto come l'equivalente della 'Fault-Tree' analisi che viene utilizzato come supporto per uno studio probabilistico di valutazione del rischio.

Inoltre, la metodologia può essere utilizzata per ottimizzare un sistema passivo, anche se non tutti gli aspetti del processo di ottimizzazione (ad esempio il costo di un componente assegnato o soluzione di sistema) sono presi in considerazione.

Il diagramma di flusso della metodologia adottata è raffigurato in Fig. 1 e brevemente descritta nei punti di seguito riportati:

i) *Caratterizzazione del progetto/stato operativo per il sistema*: in questa fase l'analista deve sottolineare la missione del sistema passivo e le relative fenomenologia coinvolta (ad es. NC, condensazione), possibilmente deve identificare i legami con il sistema completo (per esempio il circuito primario di un reattore nucleare) e selezionare quei parametri che debitamente definiscono il funzionamento e il comportamento in transitorio del sistema passivo.

I parametri selezionati sono strettamente correlati alla missione del sistema passivo. Essi sono stati suddivisi in parametri critici e di progetto da D'Auria e Galassi [5]. I parametri di progetto sono principalmente legati alla configurazione del sistema nominale, ad esempio, pressioni, livelli e può includere parametri come il diametro del tubo e la lunghezza a seconda del sistema considerato (vale a dire sistema già progettati o in fase di progettazione). I parametri critici sono quantità fisiche che possono influenzare la missione di il sistema passivo come la presenza di gas non condensabile in un sistema a circolazione naturale.

Nel seguito i parametri critici e di progetto sono semplicemente indicati come 'parametri' e tutti loro si riferiscono alle condizioni iniziali e al contorno (tra cui parametri di progetto come i diametri dei tubi) per il sistema passivo in questione. Per la caratterizzazione completa di un sistema termo-idraulico potrebbe essere necessaria una grande quantità, e quindi ingestibile, di tali parametri. Pertanto, un numero limitato di parametri dovrebbe essere selezionato. Il giudizio dell'esperto viene adottato per identificare e selezionare i parametri di sistema.

ii) *Definire adeguati criteri di guasto*: La missione del sistema passivo o componente in esame deve essere debitamente considerata nel processo di definizione dei criteri di fallimento come ad esempio, mantenere il picco di temperatura delle camere del combustibile entro i limiti di progettazione, per prevenire il superamento della pressione, per mantenere allagata una zona assegnata del circuito sono tipici missioni o obiettivi di progettazione per un sistema passivo. Criteri di fallimento possono cambiare durante un transitorio (per esempio il target rimozione di potenza potrebbe essere una funzione della potenza prodotta o di temperatura del sistema). Pertanto, non solo criteri di soglia, ma anche criteri sul tempo o sull'integrale temporale potrebbero essere adottati.

I passi (iii) - (vii) trattano degli strumenti, procedure o raccomandazioni per affrontare meglio con i passaggi (i) e (ii). Questi vengono messi in una serie-tipo di configurazione in Fig. 1, al fine per mostrare la loro rilevanza nel processo.

iii) *Identificare le cause principali e correlate*: un processo sistematico è necessario per garantire che tutte le possibili cause di fallimento sono correttamente affrontate. Questo può essere fatto attraverso una gerarchia strutturata, per esempio via analitica Hierarchy Process (AHP) o i più classici approcci Fault-Tree e Event-Tree. Se il sistema passivo è parte di un sistema più ampio e più complesso, l'intero sistema deve essere considerato.

iv) *Gerarchia strutturata per i parametri*: Questo passo della metodologia consiste nella decomposizione dei fenomeni che si verificano (o che si assume che si verifichino) in termini dei parametri pertinenti fondamentali del sistema. Per esempio, la circolazione naturale è caratterizzata da, portata di massa, che, a sua volta, dipende dalla caduta di pressione. Le perdite di carico sono influenzate dall'attrito delle tubazioni e dai coefficienti di perdita locali che possono essere visti come i "parametri fondamentali del sistema".

Questa operazione porta alla identificazione di "tutti" i parametri coinvolti nel processo che influiscono, o coincidono con i parametri selezionati nei passi (i) e (ii). L'applicazione di procedure sistematiche deve garantire che "tutti" i parametri rilevanti siano stati considerati.

v) *Classifica dei parametri più importanti*: La considerazione di "tutti" i parametri potrebbe non essere gestibile per i programmi informatici, come già accennato. Si rende necessario effettuare un "ranking" che può anche comportare il raggruppamento di parametri simili (ad esempio l'attrito in due diverse tubazioni). Questa fase può essere gestita effettuando una identificazione dei Phenomena Identification and Ranking Table (PIRT), così come utilizzando strumenti come Analytic Hierarchy Process (AHP) coppie di confronti.

A uno stadio più avanzato delle attività (vedasi l'anello intorno al passo (xiv) in Fig. 1) questa fase potrebbe essere ripetuta per una valutazione quantitativa utilizzando il Standard Regression Coefficient (SRC) o adozione di strumenti come il pacchetto SUSA alla referenza [8] sviluppato dal GRS. Il raggiungimento di risultati possono sostenere o meno la scelta dei parametri fatti passi sotto (i) e (ii).

vi) *Lo screening dei parametri meno importanti*: Questa fase deve essere completata in modo coerente con il passaggio precedente e diverse tecniche possono essere adottate.

L'obiettivo, come nel caso precedente, è quello di ridurre il numero dei parametri di progetto e critici.

vii) *Identificazione delle relazioni tra i parametri e le dipendenze*: All'interno di questo passo, i vincoli fisici e le dipendenze stocastiche tra i parametri selezionati devono essere sottolineato, come fatto per lo sviluppo di un classico studio di PSA. Per esempio, la presenza di gas non-condensabili deve essere coerente con formazione di livello in un ambiente condensante, temperatura del liquido deve essere coerente con la pressione, ecc.

Da questo livello in poi, si distinguono tre percorsi nello schema di Fig. 1. Tuttavia, il percorso "nominale" già seguita nella prima applicazione del REPAS, ([15]) include il passi (viii), (ix), (xi.b), (xiv) e (xv) da seguire nella giusta sequenza. Il passi (x) - (xiii) compreso (XI.A), sono raccomandati nel caso di studi fondamentali o nei casi in cui vi è la possibilità di sviluppare un modello semplificato per la simulazione del sistema passivo in esame. Il vantaggio è quello di evitare l'uso di un codice complesso di sistema che potrebbero richiedere una competenza adeguata per una applicazione ottimale. La stessa procedura (vale a dire (x) - (xiii) compresi (XI.A)) possono fornire informazioni utili per compiere il passo (xi.b).

viii) *Modellazione dettagliata*: L'applicazione di un codice di sistema è necessaria nei passi (ix) e (xiv). Un prerequisito per tale applicazione è lo sviluppo di una adeguata nodalizzazione (input deck). Il processo di sviluppo della nodalizzazione implica il trasferimento dei dati geometrici, materiale e termo-idraulici del sistema considerato (o progetto del sistema) allo strumento di calcolo adottato. Il processo richiede competenza adeguata nell'uso del codice e un processo di qualifica, come descritto da D'Auria e Galassi in [4] .

ix) *Valutazione deterministica (caso nominale)*: Un obiettivo di riferimento per il sistema potrebbe essere proposto dai progettisti. Tuttavia, nel caso di sistemi passivi, uno scenario variabile nel tempo non può essere evitata nel caso generale (esempio, lo scarico degli Accumulatori, il funzionamento dei Serbatoi del Core Make-up, ecc.) quindi un comportamento accettabile del sistema di riferimento è o il risultato di un esperimento o il risultato di un calcolo di "best-estimate", con l'ultima alternativa che è l'unica possibile in un certo numero di situazioni (per esempio quando il sistema considerato è in fase di progettazione).

Quindi, un transitorio di riferimento deve essere determinato e un calcolo di "best-estimate" deve essere effettuato.

I risultati del transitorio di riferimento costituiscono la missione del sistema e vengono utilizzati nel passo (xv) da confrontare con i risultati degli studi di sensibilità per ricavare il valore dell'affidabilità, per il sistema in esame. Si spiega così la linea tratteggiata che collega i passaggi (ix) e (xv).

Molte analisi di sensibilità in condizioni "nominali" o transitori di riferimento potrebbero essere richieste, sulla base delle varie missioni che il sistema passivo deve adempiere (differenti scenari incidentali da valutare). In questo caso missioni diverse del sistema e diverse analisi di transitorio vengono eseguite.

x) *Modellazione e validazione*: un modello semplificato termo-idraulico dovrebbe essere sviluppato che simuli le prestazioni transitorie del sistema passivo in esame. L'uso complementare di uno strumento di calcolo semplificato, supportato da calcoli con un codice di calcolo di "best-estimate" permette la valutazione di un numero maggiore di transitori, ottenendo così informazioni rilevanti sulla sensibilità e l'importanza dei parametri del sistema.

La verifica e la validazione dei processi deve essere completato in modo consistente (e documentato) e questo può rappresentare il collo di bottiglia per un certo numero di applicazioni.

xi) xi.a e xi.b) *Assegnare e/o aggiornare la distribuzione di probabilità*: Assegnazione (e/o aggiornamento) della distribuzione di probabilità deve essere fatto in relazione a ciascun parametro risultante dal passo (vii). Ciò implica l'assegnazione di intervalli di variazione e Funzioni di Densità di Probabilità (PDF) in relazione a ciascun parametro selezionato. Inevitabilmente, tale processo richiede il giudizio dell'esperto che può essere supportato dall'attività svolte sotto i punti (ix) - (xiii).

Una semplificazione del processo, che non causa alcuna diminuzione del livello (o quantità) del giudizio tecnico necessario, può essere completata suddividendo il già selezionato intervallo di variazione dei parametri in intervalli discreti e assegnando valori discreti di probabilità a ciascun intervallo. Una tale semplificazione impedisce l'utilizzo di PDF, ma introduce una maggiore arbitrarietà nel processo (per esempio numero e 'spessore' di ciascun intervallo) e rende più problematico il processo al passo (xiv).

xii) *Probabilità di propagazione, l'incertezza, e analisi di sensitività*: questo passaggio è eseguito tramite il modello semplificato sviluppato sotto il passo (x). A causa del risparmio di tempo previsto in termini di prestazioni del codice eseguito, il modello semplificato consente la valutazione di una più ampio insieme di condizioni iniziali configurazioni, cioè permette un maggior numero di run di codice come già accennato, rispetto ai codici di "best-estimate". Questo rende più facile per l'analista lo studio degli effetti sugli scenari calcolati di più gruppi di parametri e non solo gli effetti di un parametro per volta.

xiii) *Elaborazione con metodologie esterne*: Modelli di reti neurali, Superfici di Risposta (RS) e metodologie "fuzzy logic" sono considerati esempi di metodologie 'esterne' il cui uso si raccomanda in questa fase del processo.

Questi metodi di indagine, anche se non pienamente stabilito nella tecnologia, cioè la modalità della loro applicazione non è ancora standard ed uniforme, sono pienamente in grado di ricavare informazioni essenziali da insiemi di dati relativi a complessi comportamenti del sistema non lineari, senza la necessità di modelli matematici espliciti. Essi sono adottati perché metodi più veloci, anche se approssimativi, per una ricerca completa delle caratteristiche rilevanti del sistema passivo conseguenza del comportamento della variazione di diversi parametri singoli o insiemi di parametri.

L'applicazione di questi metodi è consigliato, diversi da quelli a valle il passo (xii) (come risulta dalla Fig. 1), a seguito del passo (xiv). In questo caso, i risultati possono confermare la qualità delle scelte (giudizio dell'ingegnere) fatte nei passi (vii) e (xi).

xiv) *Probabilità di propagazione e analisi*: una volta che la PDF o i valori di probabilità discreti sono stati stabiliti insieme a gamme di variazioni per i parametri selezionati, il problema sorge in relazione a come tali risultati aiutano a determinare l'affidabilità del sistema in esame. Un risposta immediata è quella di eseguire studi di sensibilità che comprende tutte le possibili combinazioni di parametri e relativi valori trovati dal passo (vii), tenendo in conto le probabilità trovate al passo (xi). Questo rivela come un compito impraticabile anche per il più semplice sistema termo-idraulico che si possa immaginare.

Pertanto, il problema può essere indicato nel seguente modo: "come trovare il minimo numero di run di codice (o dei transistori) che danno informazioni sufficienti sulle prestazioni del sistema globale quando un adeguato insieme di parametri e gli intervalli di variazione e probabilità sono presi in considerazione?"

Diversi modi possono essere seguiti per risolvere il problema, che vanno dal giudizio dell'esperto a complesse tecniche statistiche. È stato suggerito da D'Auria e Galassi [5] di adottare lo stesso approccio perseguito da Glaeser [9] (metodo di incertezza GRS) per il calcolo dell'incertezza per le previsioni del codice di sistema. Questo si ottiene con la formula di Wilks [10] che collega, sotto adeguate ipotesi, il numero di calcoli necessario con la probabilità (e livello di confidenza) di valutazione dei limiti superiore ed inferiore per le prestazioni del sistema, una volta che una serie di input (incerti) dei parametri incluso l'intervallo di variazione e la PDF è assegnata. Sotto l'attuale approccio, la stessa formula viene adottata per risolvere il minimo numero di calcoli che caratterizzano le prestazioni del sistema e può essere utilizzato nell'ultimo passo (step (xv)) della valutazione dell'affidabilità.

Tre sono i risultati di questo passo. Il primo è costituito dal minimo numero 'ragionevole' (N) di run di codice che sono necessari per caratterizzare le prestazioni del sistema (questo è collegato con un livello di confidenza). Il secondo è costituito nella serie N di parametri di input che identificano ogni calcolo (o run di codice): la probabilità di occorrenza di ogni scenario è inoltre calcolato. Il terzo è costituito dagli N scenari e relativi profili temporali delle variabili importanti.

xv) *Valutazione quantitativa dell'affidabilità:* A questo punto nel processo REPAS, i risultati relativi agli N scenari (dal passo (xiv)) e le prestazioni di riferimento/target del sistema (cioè la missione del sistema, calcolata dal passo (ix)) sono disponibili.

Un confronto 'analitico' viene fatta tra i risultati degli N scenari ed i risultati dal riferimento/ le prestazioni del sistema target, considerando la criteri di rottura definiti al punto (ii). Questa procedura porta alla figura di merito per il sistema in esame ([5]), dove la probabilità di guasto del sistema viene segnalato come una funzione della probabilità che uno scenario assegnato si verifica.

Anche in questo caso, modi diversi possono essere perseguiti per elaborare i risultati dei calcoli come dimostrato da Marques alla referenza [13] , dove il più classico “funzione cumulativa” è stata adottata.

1.2 Descrizione dei sistemi analizzati

La metodologia REPAS è stata applicata a tre sistemi di circolazione naturale la cui applicazione viene descritta di seguito:

- 1) Un prototipo di sistema integrato: la relativa analisi può essere considerata come un esercizio di calcolo;
- 2) Un condensatore di isolamento in scala (Isolation Condenser – IC) di un Simplified Boiling Water Reactor (SBWR) [5] ;
- 3) Un apparato sperimentale TTL-1 [16] .

Nel primo caso il sistema analizzato è un tipico sistema di rimozione del calore a piscina (“pool heat removal system”). La sorgente di calore, il generatore di vapore ed il circuito primario (di ricircolo) sono contenuti all'interno del Reactor Pressure Vessel [3] .

Il layout semplificato di questo reattore è mostrato in Fig. 2, dove viene anche evidenziato il sistema passivo di sicurezza esterno. La prestazione di questo sistema è il principale obiettivo dell'analisi.

Il secondo sistema analizzato è il IC, che fa parte del progetto SBWR. Un disegno del sistema è riportato in Fig. 3.

Il terzo sistema analizzato, l'apparecchiatura sperimentale TTL-1 [16] [21], è un “*separate effect test facility*” che è stata progettata presso l'Organizzazione iraniana dell'energia atomica (AEOI), nell'ambito del programma di ricerca nel campo della Circolazione Naturale. Il disegno del circuito è mostrato in Fig. 4. La pressione e la potenza massima a cui può operare sono rispettivamente 1Mpa e 50kW. Maggiori dettagli circa la configurazione del sistema si possono trovare in [16].

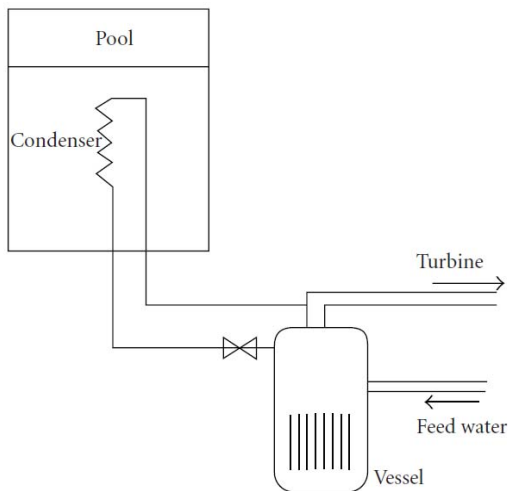
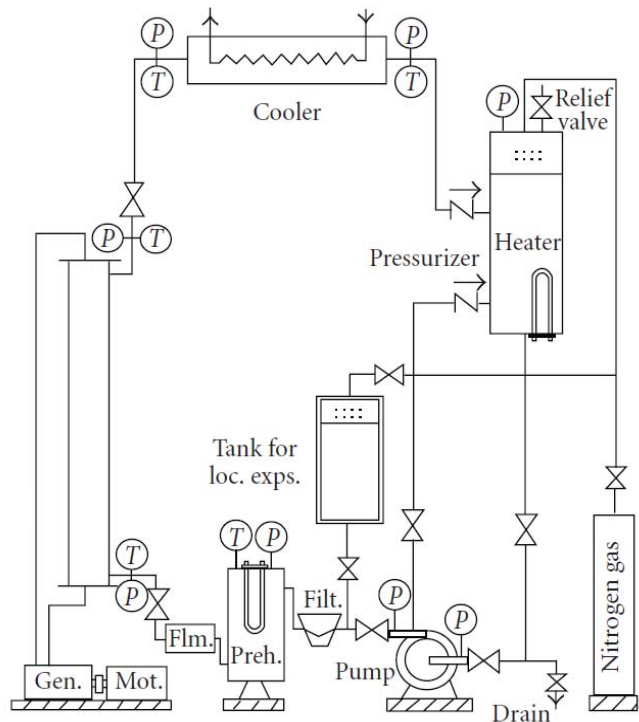


Fig. 2. Standard IC di un SBWR



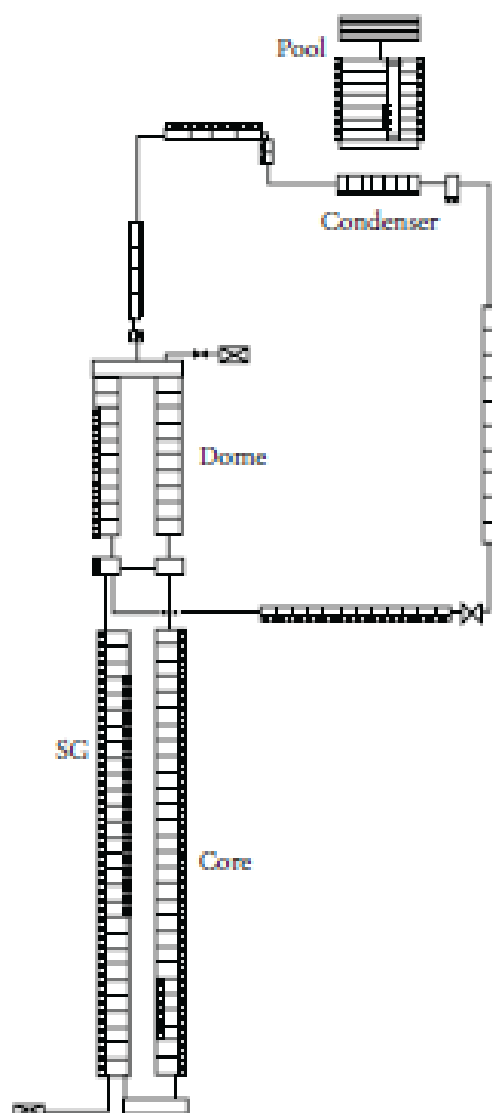


Fig. 4. Schema del circuito TTL-1

2 Applicazioni della metodologia REPAS

Nei paragrafi seguenti sono riportate le fasi applicative della metodologia descritta precedentemente. In particolare, vengono descritti in maniera dettagliata l'applicazione e i risultati ottenuti dalla metodologia REPAS applicata ad un sistema di rimozione del calore a piscina di un prototipo di sistema integrato (“sistema di rimozione del calore a piscina di un sistema integrato prototipo”) (caso a), mentre per gli altri due sistemi (casi b e c) sono riportati solo i principali risultati della applicazione (vedi sezione 6).

2.1 Caratterizzazione di progetto/stato di funzionamento del sistema

Il primo passo consiste nella caratterizzazione del sistema, in particolare nell'identificazione dei parametri rilevanti connessi al fenomeno TH. I parametri rilevanti sono definiti come parametri critici e di progettazione.

Parametri di progettazione. Sono principalmente legati alla configurazione del sistema nominale, per esempio, la potenza nominale, la pressione, il livello e può includere anche parametri geometrici.

Parametri Critici. Sono grandezze fisiche che possono influire sulla missione del sistema passivo, come la presenza di un gas non condensabile in un sistema che funziona in circolazione naturale. Nelle tabelle 1 e 2 sono riportati i parametri critici e i parametri di progettazione; per ciascuno di questi parametri vengono definiti i valori nominali, l'intervallo di variazione e le distribuzioni di probabilità assegnate. La caratterizzazione completa di un sistema termoidraulico potrebbe richiedere un numero elevato di parametri.

Pertanto, deve essere scelto, in modo deterministico (basato sulla valutazione ingegneristica) e statistico (ad esempio, attraverso il metodo Monte Carlo), un numero limitato di parametri.

Design parameter ID	Description
OP	Nominal Power
SD	SRAM delay
DF	Decay power factor
P1	Reactor nominal pressure
SP	SCRAM: pressure set point
P2	PHRS: pressure set point
L1	RPV: dome water level
M	PCS: mass flow rate
T1	PHRS: valves opening time
PT	PHRS: pool temperature
TT	PHRS: tube thickness

Tabella 2. Parametri di progetto per il caso a

Critical parameter ID	Description
C2	Heat Losses piping
W1	PHRS tube thickness
HL	RPV dome heat losses
F	PHRS friction
Psp	Safety valves: pressure set point

Tabella 1. Parametri critici per il caso a

2.2 Definizione di criteri di fallimento

La conoscenza della funzione del sistema e delle modalità di danneggiamento permettono di valutare i criteri di fallimento. Lo scenario considerato per l'incidente consiste in una perdita del pozzo di calore con l'ipotesi di perdita di tutti i sistemi di sicurezza coinvolti, nessuna strategia di “*feed and bleed*” è presa in considerazione, e così via. Considerando questo transitorio, la funzione del sistema è quella di rimuovere il calore di decadimento riducendo la pressione nel sistema primario. La progettazione del *Failure Criterion* (FC), definita per il transitorio, consiste nell'aprire le valvole di sicurezza durante ogni fase del transitorio. Per caratterizzare il comportamento passivo del sistema (o la prestazione del sistema passivo), sono stati definiti tre Transient Performance Indicators (TPI). In particolare, questi ultimi hanno lo scopo di indicare quanto il sistema si discosta dalla condizione di apertura della valvola di sicurezza passiva del sistema condensatore.

Per quanto riguarda la funzione del sistema possono essere definiti due obiettivi di progettazione: obiettivo di progettazione a lungo termine (esempio, ‘hot shutdown condition’) e obiettivi di progettazione a breve termine. Il sistema “fallisce” quando le valvole di sicurezza passiva sono aperte. I TPIs sono definiti:

$$i) \quad X_{(CASEI)} \Big|_{65000} \geq 0.9 \cdot X_{(NOMINAL CASE)} \Big|_{65000}$$

$$ii) \quad \frac{1}{(EOT - T_i)} \cdot \int_{T_i}^{EOT} X_{CASE_i}(t) dt \geq 0.9 \cdot \frac{1}{(EOT - T_i)} \cdot \int_{T_{NOM}}^{EOT} X_{NOMINAL CASE}(t) dt$$

$$iii) \quad p_{CASEI} \Big|_{65000} < 1.1 \cdot p_{NOMINAL CASE} \Big|_{65000}$$

$$X(t) = \frac{P_{HX}(t)}{P_{CORE}(t)}$$

dove P_{HX} è la potenza scambiata attraverso i tubi del condensatore, P_{CORE} è la potenza del “core”, T_{PRHS} è il tempo di attivazione, p è la pressione del circuito primario, EOT è la fine del transitorio (65000 secondi).

2.3 Modello per il Codice

“L’input deck” in *RELAP5 mod 3.3* è stato sviluppato per effettuare le analisi termoidrauliche. Il modello comprende il sistema primario e la piscina per la rimozione del calore di decadimento (Fig. 4).

Il circuito primario è costituito dalla modellazione delle componenti più rilevanti: Reactor Pressure Vessel (RPV), Steam Generator (SG), Down-Comer (DC), Core, Lower Plenum(LP) and Upper Plenum (UP).

La nodalizzazione del sistema passivo per la rimozione del calore include la linea di vapore (steam line), la linea di ritorno (return line), i condensatori (condensers) e la piscina (pool).

Al fine di simulare correttamente la circolazione naturale all'interno della piscina, un modello dettagliato è stato adottato con funzioni specifiche ricavate dalle scelte ingegneristiche e dalle esperienze dell'utente (ad esempio by-pass line, slice nodalization).

2.4 Simulazione Monte Carlo diretta applicata al codice termoidraulico

Lo scopo della simulazione diretta Monte Carlo è quello di valutare la propagazione dell'incertezza attraverso il codice termoidraulico in modo da ottenere una risposta del modello (un insieme di run di codice da eseguire). In particolare, consiste nel campionamento dei parametri individuati, nell'esecuzione, per ogni campione ottenuto, del modello di codice e nel valutare le caratteristiche delle variabili di output.

Questo metodo è stato utilizzato per valutare la probabilità di guasto p_f (una stima può essere ottenuta dividendo il numero di cicli di simulazione in cui si verificano le condizioni di errore per il numero totale di cicli di simulazione) associata ai *failure criteria* del sistema definito sopra ([11] [13]).

Nelle sottosezioni seguenti vengono descritte le fasi principali della simulazione Monte Carlo diretta (ovvero, il campionamento e l'esecuzione del codice di “best-estimate”).

2.5 Campionamento

Il metodo Simple Random Sampling (SRS) è stato adottato per ottenere i parametri campionati. Il metodo genera in modo casuale tutti i valori dei campioni dei parametri in base alla loro distribuzione.

Procedura *Simple Random Sampling*. I campioni dei parametri sono ottenuti sulla base dei tre passi seguenti:

- 1) disegnare il valore della funzione distribuzione cumulativa troncata utilizzando per il campionamento una distribuzione uniforme $u = U(0, 1)$;
- 2) ottenere il valore corrispondente ($y = F(x)$) della distribuzione cumulativa non troncata mediante la seguente correzione:

$$y = F(x_{\min}) + u[F(x_{\max}) - F(x_{\min})]$$

- 3) ricavare l'inverso della funzione di distribuzione cumulativa al fine di ottenere il parametro campionato (x):

$$x = F^{-1}(y)$$

Considerando le seguenti definizioni.

Per la distribuzione normale:

- i) La funzione cumulativa è:

$$F(x) = \frac{1}{2} \left[\operatorname{erf} \left(\frac{x - \mu}{\sqrt{2} \sigma} \right) \right]$$

- ii) La funzione inversa di F è:

$$F^{-1}(y) = \mu + \sqrt{2} \cdot \sigma \cdot \operatorname{erf}^{-1}(2y)$$

Per la distribuzione lognormale:

i) La funzione cumulativa è:

$$F(x) = \frac{1}{2} \left[\operatorname{erf} \left(\frac{\ln \left(\frac{x}{e^\mu} \right)}{\sqrt{2} \sigma} \right) \right]$$

ii) La funzione inversa di F è:

$$F^{-1}(y) = e^\mu + \exp \left(\sqrt{2} \cdot \sigma \cdot \operatorname{erf}^{-1}(2y - 1) \right)$$

Risultati dei parametri campionati. Lo strumento utilizzato per analizzare i risultati del campionamento è il “cobweb plot”. I campioni dei parametri sono rappresentati come punti di linee verticali. Ogni insieme di input può essere visto come un vettore, i cui elementi rappresentano un campione per ogni parametro. Nel grafico mostrato in Fig. 5 sono riportati i complessivi valori di input.

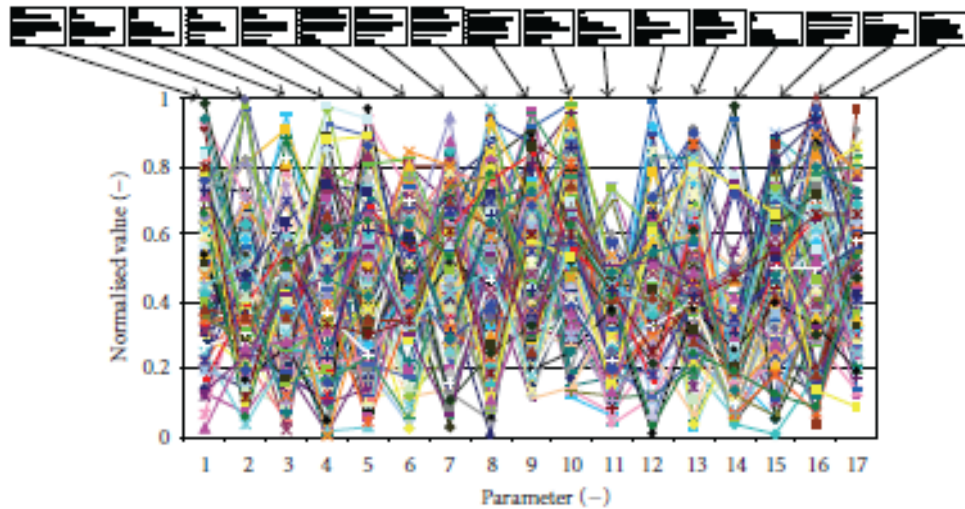


Fig. 5. Cobweb plot di un intervallo di parametri normalizzati

Dal grafico si può notare che alcuni parametri non sono stati campionati nel loro intervallo completo (regioni in bianco), questo risultato ha portato alla necessità di generare ulteriori casi deterministici per dare una maggiore completezza allo studio.

Selezione stocastica e deterministica di casi di ingresso. La selezione stocastica è stata eseguita campionando i parametri critici e di progettazione (Tabella 1 e Tabella 2). Per ogni parametro sono stati ottenuti un centinaio di campioni, eseguendo il codice per lo stesso numero di volte. Il set di ingresso è stato costruito come segue:

$$S_j = (P_{i-j})$$

S_j è il set dei parametri usati per eseguire lo j-esimo codice (con $j=1,2,...,100$)

P_{i-j} è il j-esimo campione del parametro i .

Il numero delle esecuzione del codice (e quindi il numero dei campioni di ogni parametro) è stato calcolato con l’ausilio della formula di Wilks [22] .

La formula di Wilks dà il giusto numero di osservazioni indipendenti di un output casuale (Y) (minimizzando il numero di calcoli che caratterizzano le prestazioni del sistema) in modo da soddisfare la seguente relazione:

$$P[P(U \leq Y \leq L) > \alpha] \geq \beta$$

Sulla base delle ipotesi si che non si conosce nulla della funzione di distribuzione di uscita ($f_Y(y)$) tranne che sarà continua.

Dove:

- α : *Probability content limit*. Indica il limite inferiore della distribuzione compresa nell'intervallo di tolleranza [L, U] Questa parte è detta *probability content (pc)* ed è data dalla seguente espressione:

$$pc = \int_L^U f_Y(y) dy$$

- β *Confidence level*. Indica la probabilità che l'intervallo di tolleranza [L,U] ha una *probability content* maggiore di α .

Il numero di osservazioni indipendenti della variabile di uscita (cioè il numero di esecuzioni del codice) per i “due intervalli estremi” (dell'intervallo di tolleranza è calcolato con la seguente equazione:

$$1 - \alpha^N - N(1 - \alpha)\alpha^{N-1} \geq \beta$$

L'intervallo di tolleranza [L, U] è dato ponendo $L=y_1$, $U=y_N$; dove $y_1=\min[y_k]$ e $y_N=\max[y_k]$, con $1 \leq k \leq N$.

In base a questo, il numero di esecuzioni del codice ottenuti (N) risulta indipendente dal numero di parametri di ingresso, dalle distribuzioni a loro assegnate e dal metodo di campionamento adottato. La dimensione del campione selezionato, 100 campioni, soddisfa i criteri del 95% / 99% (probabilità contenuta = 95%, un livello di confidenza = 99%) per un solo lato dell'intervallo di tolleranza.

I casi deterministici selezionati sono stati realizzati in modo da aumentare la completezza delle analisi; sono stati aggiunti, inoltre, dieci casi, sulla base di scelte ingegneristiche, cinque "a priori", per valutare le combinazioni dei parametri non ottenuti con la selezione stocastica (regione vuota della “cobweb plot”), e cinque "a posteriori" prendendo in considerazione il feedback dei risultati scaturiti dalle “sensitivity analysis”.

Simulazione Monte Carlo Diretta: Risultati del calcolo RELAP5

I principali risultati ottenuti dalla simulazione Monte Carlo diretta, sono legati al progetto FC (Failure Criterion) selezionato per il sistema passivo. Le esecuzioni del codice Best-Estimate associati al vettore di input vengono riportati in seguito:

- i) l'andamento della pressione
 - a) a breve termine (Fig. 6 e Fig. 12);
 - b) a lungo termine (Fig. 9);
- ii) la rapporto della potenza scambiata attraverso i tubi del condensatore e la potenza del core) a lungo termine (Fig. 7).

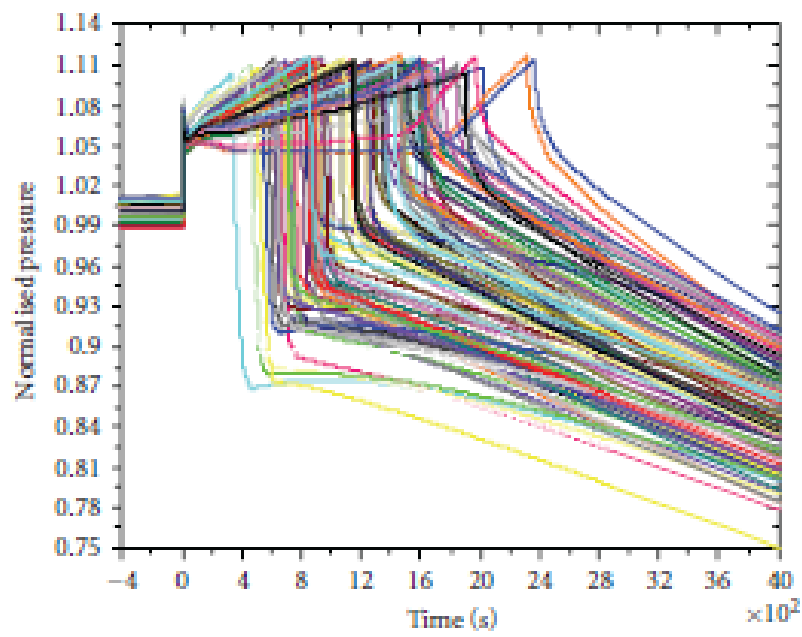


Fig. 6. Comportamento della pressione su scala normalizzata a breve termine

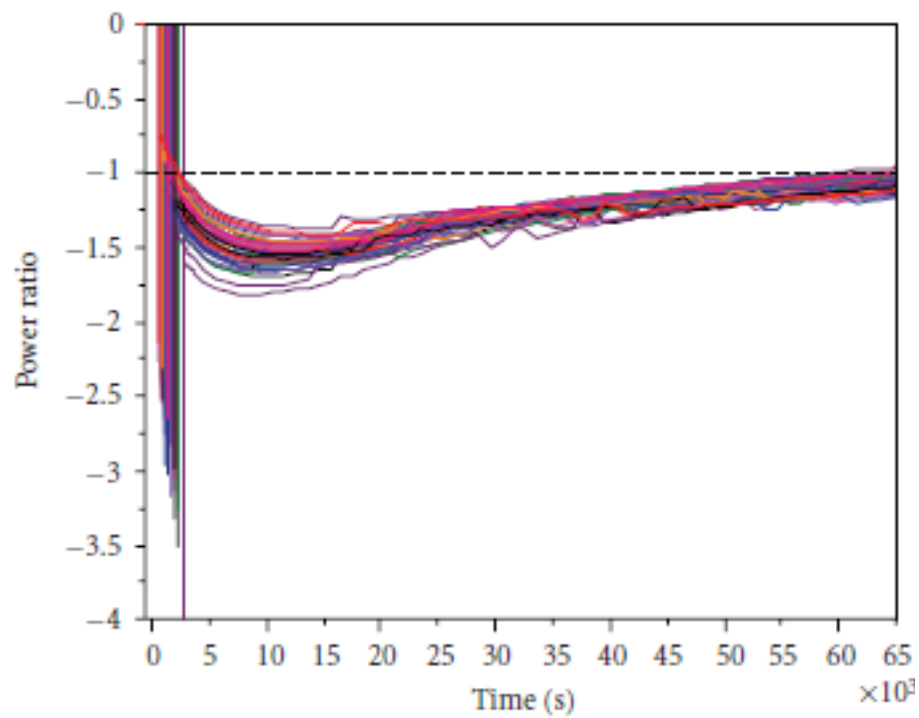


Fig. 7. Comportamento del rapporto della potenza a lungo termine

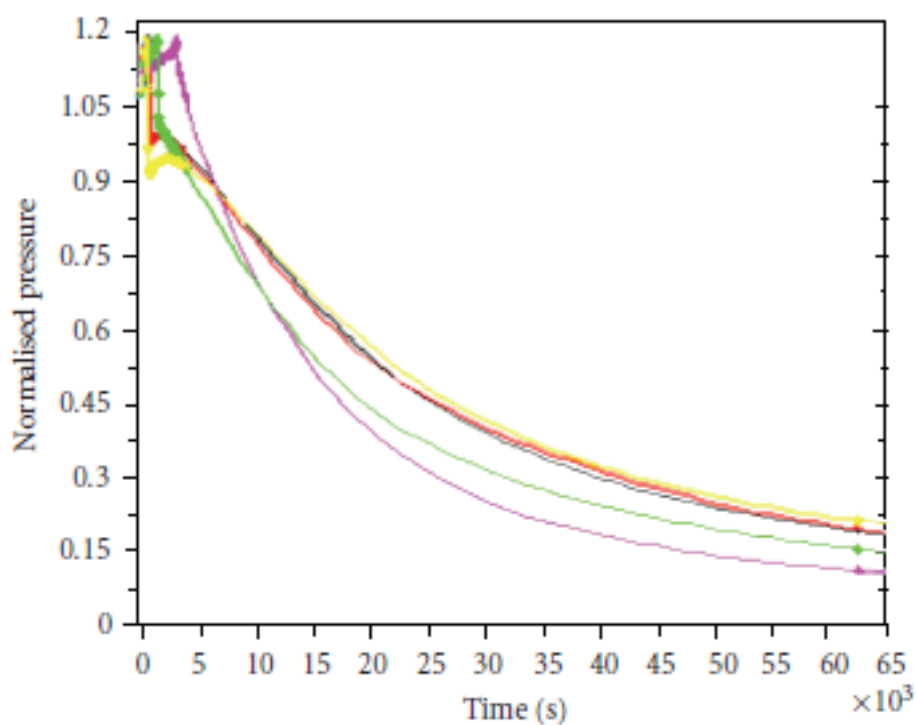


Fig. 8. Evoluzione della pressione su scala normalizzata a lungo termine

Di seguito sono riportati i principali risultati delle tre TPIs sopra definite (Fig. 9, 10 e 11).

- i) *TPI-I*. Solo tre casi selezionati in modo probabilistico su 100 non soddisfano il primo requisito (primo TPI selezionato).
- ii) *TPI-II*. Il secondo requisito (secondo TPI selezionato) è verificato probabilisticamente per tutti i 100 casi selezionati.
- iii) *TPI-III*. Il terzo requisito (terzo TPI selezionato) è verificato da 78 di 100 casi selezionati probabilisticamente.

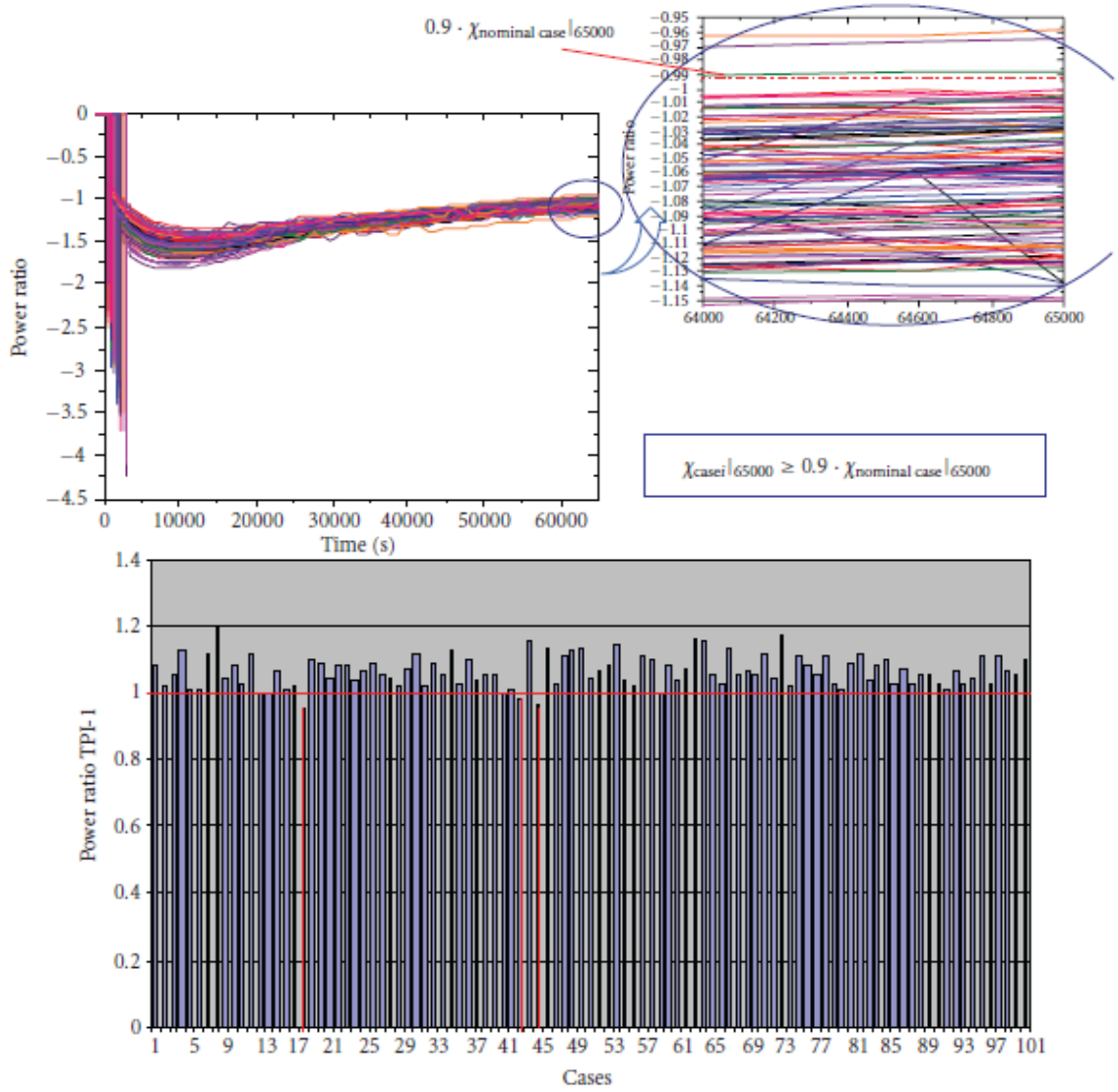


Fig. 9. Indicatore delle prestazioni durante il transitorio – risultato 1 (a lungo termine)

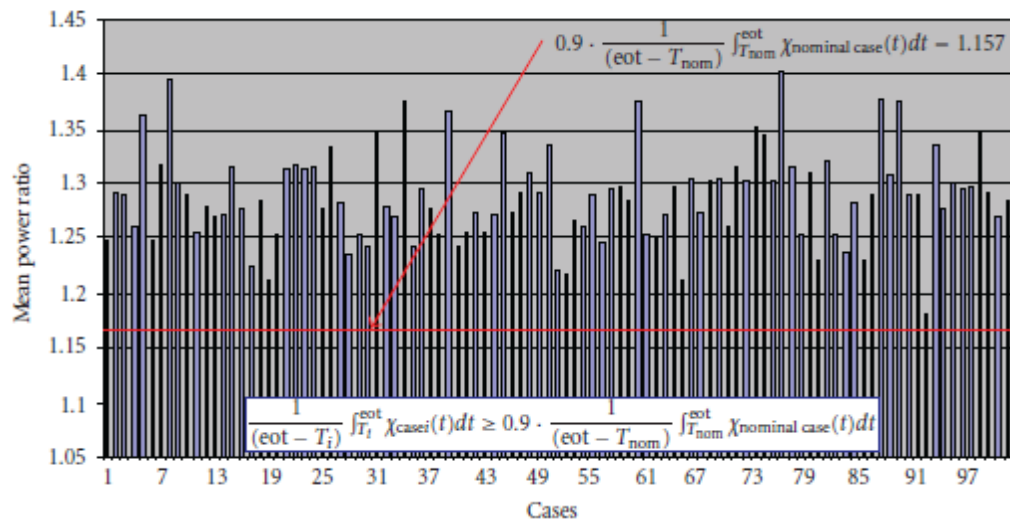


Fig. 10. Indicatore delle prestazioni durante il transitorio – risultato 2 (a lungo termine)

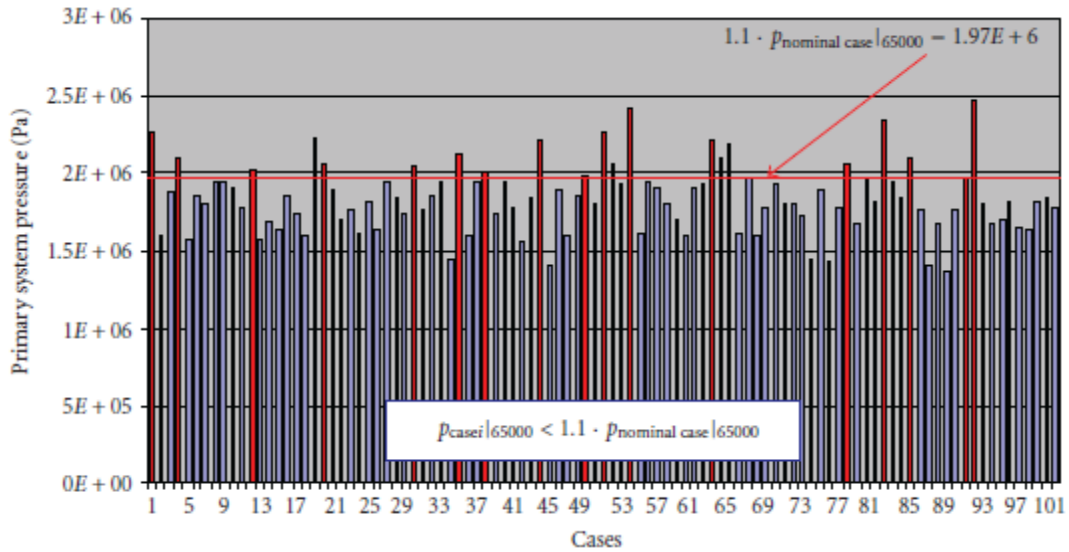


Fig. 11. Indicatore delle prestazioni durante il transitorio – risultato 3 (a lungo termine)

2.6 Analisi aggiuntive

L'analisi di sensibilità può fornire ulteriori criteri al fine di effettuare un ulteriore screening dei parametri incerti. In questo caso, poiché il numero selezionato di parametri rilevanti è ragionevolmente basso, l'analisi di sensibilità verrà utilizzata solo per determinare i parametri che influenzano principalmente il comportamento del sistema del condensatore.

Come si può osservare (Fig.12) la condizione peggiore per il sistema è collegata ai transitori in cui si hanno fasi di pressurizzazione lenta, in quanto consentono un più alto accumulo di energia del sistema.

La tecnica dei coefficienti di regressione standardizzati (SRCs - Standardized Regression Coefficients) permette di classificare i parametri in base al loro contributo relativo sul Performance Indicator (PI) del sistema e di quantificare questo contributo per ciascun parametro.

La tecnica si basa sull'ipotesi di relazione lineare tra risposta del sistema e parametri di input.

Per l'utilizzo della tecnica SRC va fatta l'ipotesi che la risposta Y (in questo caso PI definito sopra) sia una funzione lineare delle variabili di input casuali X_i , ovvero:

$$Y = \beta_0 + \sum_{i=1}^P \beta_i X_i$$

Gli RCS sono dati da:

$$SCR(Y, X_i) = \beta_i \sqrt{\frac{Var(X_i)}{Var(Y)}}$$

e indicano l'importanza delle variabili di input individuali X_i rispetto alla uscita Y .

Le SRC quantificano l'effetto della variazione di ogni variabile di input dal loro valore medio di una frazione fissa della sua varianza (mantenendo tutte le altre variabili ai loro valori attesi). I valori SRC sono riportati in Fig. 13 in relazione ad ognuno dei parametri elencati nelle Tabelle 1 e 2.

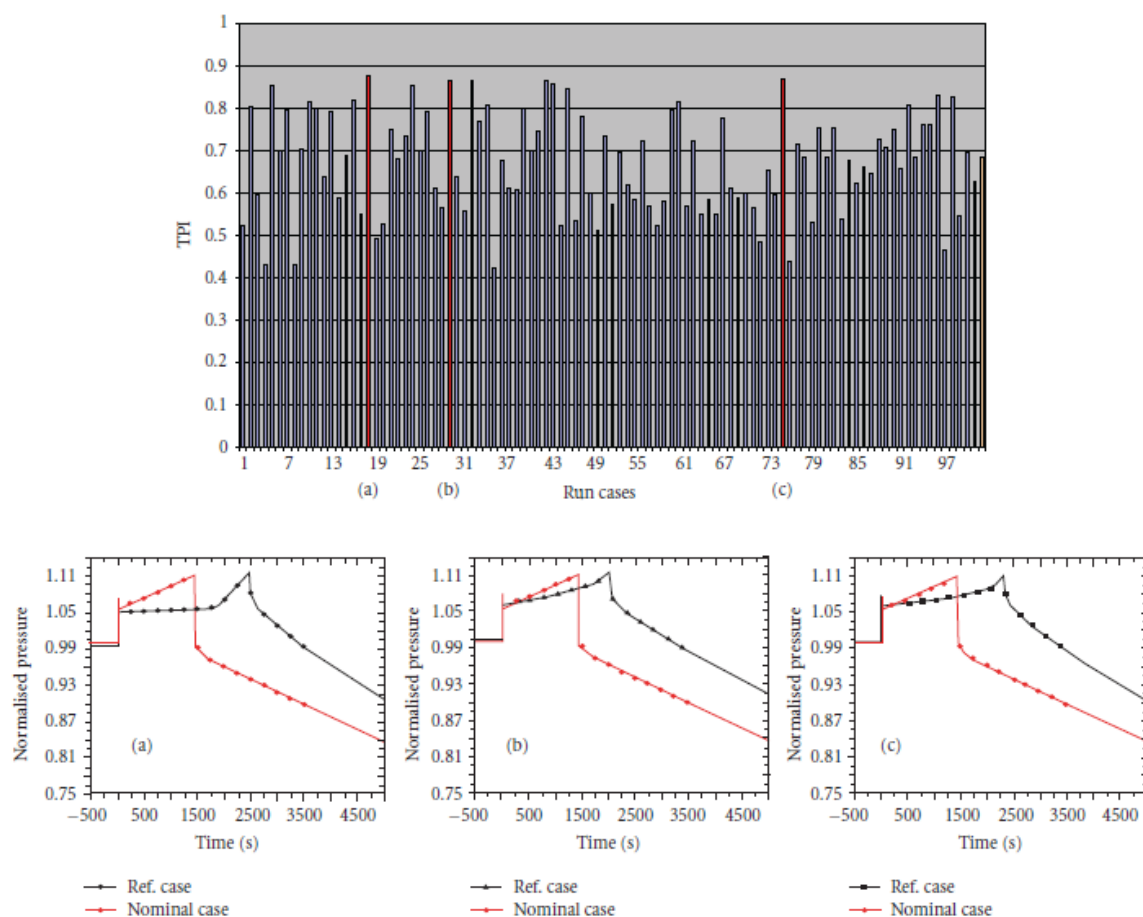


Fig. 12. Analisi di sensibilità per identificare la peggiore condizione per il sistema

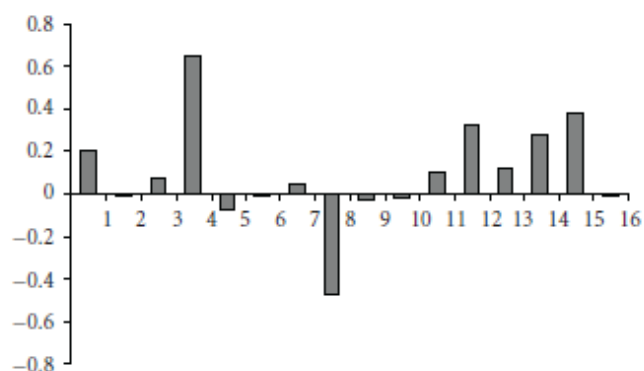


Fig. 13. SRCs per un definito PI

2.7 Valutazione quantitativa dell'affidabilità

Una preliminare valutazione qualitativa dell'affidabilità è effettuata per mezzo di un calcolo cosiddetto della superficie risposta [22] [24] . Quest'ultimo si basa su un modello equivalente semplificato che si adatta ai dati iniziali, che ha una buona capacità di predizione. Dopo aver determinato la superficie di risposta, è stata effettuata una simulazione Monte Carlo per valutare l'affidabilità del sistema di sicurezza passiva.

Diverse esecuzioni del codice sono state lanciate senza ottenere casi di errore, dimostrando che l'utilizzo del metodo Monte Carlo è limitato a stimare le probabilità degli eventi rari. Questo consente di stimare un limite conservativo della probabilità di fallimento per mezzo di un'equazione utilizzata per valutare il numero di esecuzioni del codice necessario per impostare y come un limite della probabilità di guasto (p):

$$1 - (1 - y)^k \geq \beta$$

dove β rappresenta la “confidenza” per cui p sarà inferiore a y , e k può assumere, alternativamente, i valori N o $N+1$.

Considerando $k=N=105$ e $\beta=0.95$, il limite per la probabilità di guasto sarà $y=3 \cdot 10^{-5}$. Lo stesso può essere ottenuto con l'applicazione della formula di Wilks [10] [24] .

Il risultato ottenuto mostra l'elevata affidabilità del sistema di sicurezza passivo analizzato.

2.8 Modifica del layout

È stata anche effettuata una modifica del layout (Fig.14) del caso di studio:

- per analizzare la metodologia ed il modello sviluppato;
- per valutare il transitorio nel lungo periodo;
- per dare un supporto alla progettazione del sistema aggiungendo ulteriore criterio di giudizio;
- per dare maggiore completezza alla sensitivity analysis.

In particolare è stata ridotta di circa 3 metri la lunghezza delle linee di connessione tra la piscina di condensazione e il reattore.

Una conseguenza di questa riduzione delle tubazioni del sistema di sicurezza è l'allagamento dei tubi del condensatore al momento che il sistema è chiamato in operazione. Ciò è dovuta al fatto che l'altezza della colonna di liquido è fortemente influenzata dall'attrito nel circuito del sistema di sicurezza.

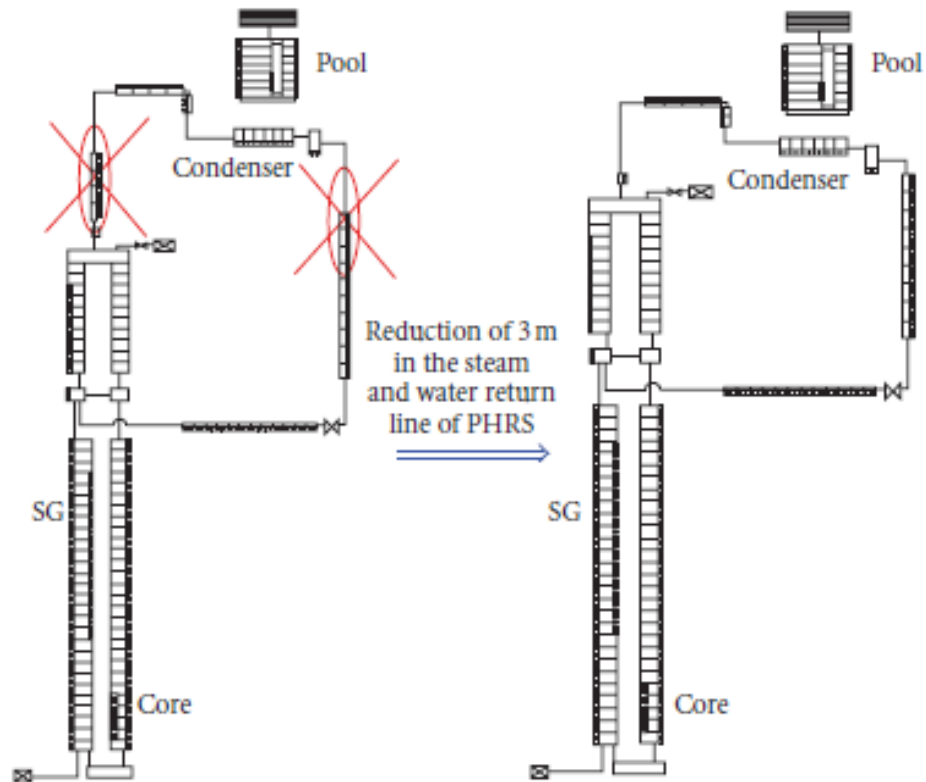


Fig. 14. Layout della modifica: “scope calculation”

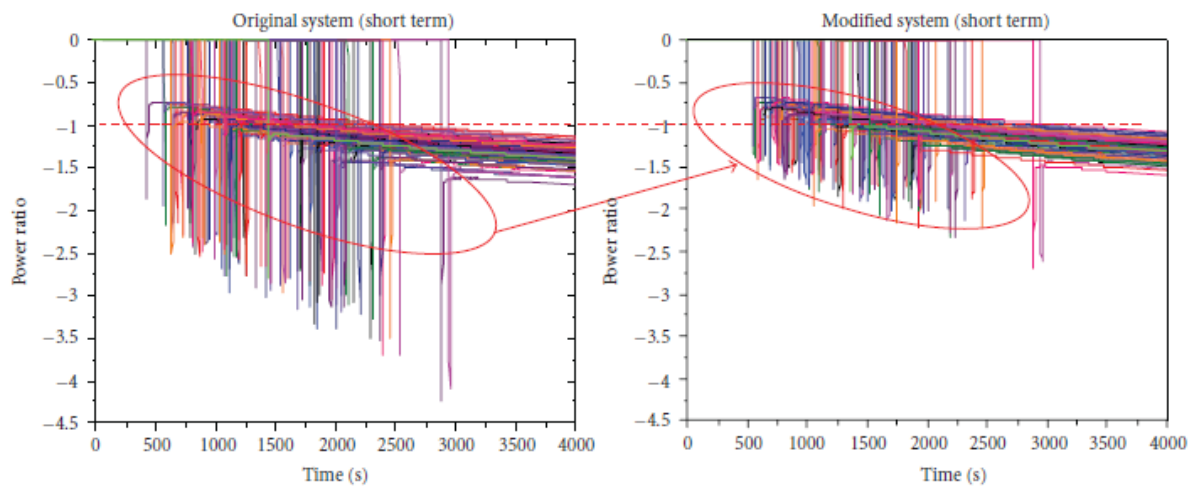


Fig. 15. Confronto tra il rapporto di potenza tra il sistema originale e quello modificato

La modifica proposta influisce solo sulle forze di attrito distribuite non rilevanti; quindi il livello del liquido della linea di ritorno è all'incirca mantenuto agli stessi valori del sistema originale.

Il liquido presente nelle tubazioni influisce sulla trasmissione del calore riducendo la potenza scambiata attraverso i condensatori. L'importanza di questo effetto può essere notata confrontando i valori del rapporto tra la potenza del sistema originale e quella del sistema modificato (Fig.15).

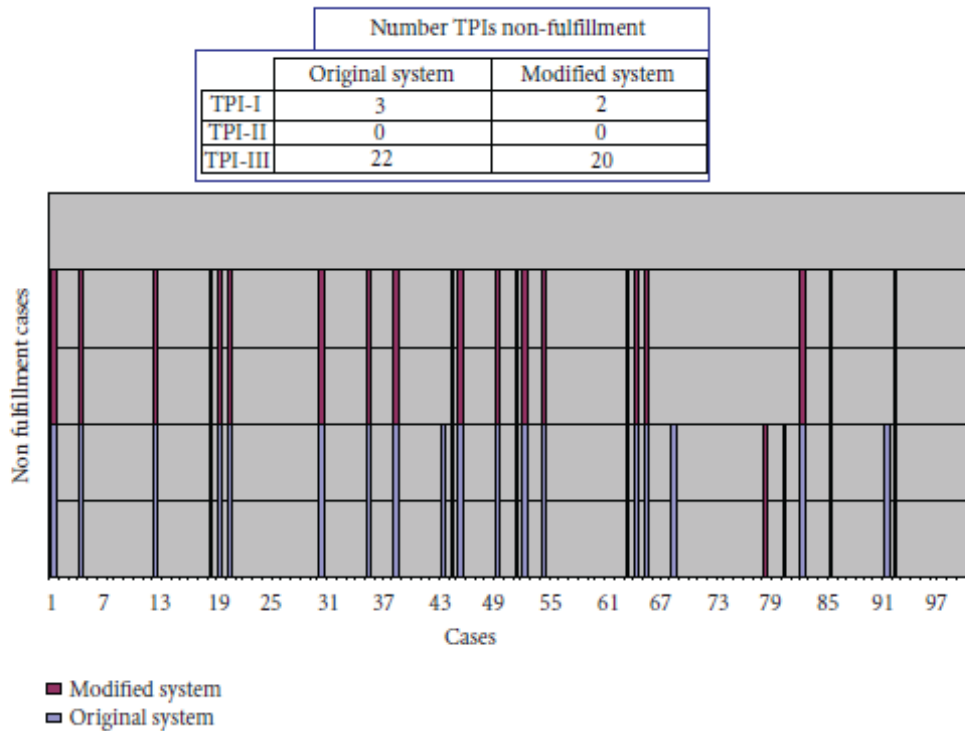


Fig. 16. Confronto tra i TPIs ottenuti dal sistema originale con quello modificato

Dai risultati delle simulazioni (Fig.16) si dimostra come non ci siano differenze nel comportamento a lungo termine del sistema. L'applicazione a lungo termine definito dal TPI dà un risultato prestazionale simile, riflettendo le condizioni menzionate precedentemente.

3 I principali risultati dei casi (b) e (c)

Vengono riportati i principali risultati dell'applicazione REPAS per i seguenti sistemi:

- un condensatore di isolamento in scala di un SBWR (caso b) [11],
- un apparato sperimentale TTL-1 (caso c) [15].

In particolare, in accordo con la sezione 3 (la *metodologia REPAS*) e la Sezione 5 (*descrizione dettagliata del caso a*), vengono presentati solo i passaggi principali. Lo scopo principale di questa sezione è solo quello di mostrare i miglioramenti introdotti dall'applicazione della REPAS .

3.1 Caso (b) condensatore di isolamento (IC) di un SBWR.

Il sistema è stato modellato (Fig.17) e i parametri di progettazione ed quelli critici sono stati selezionati (tabelle 3 e 4).

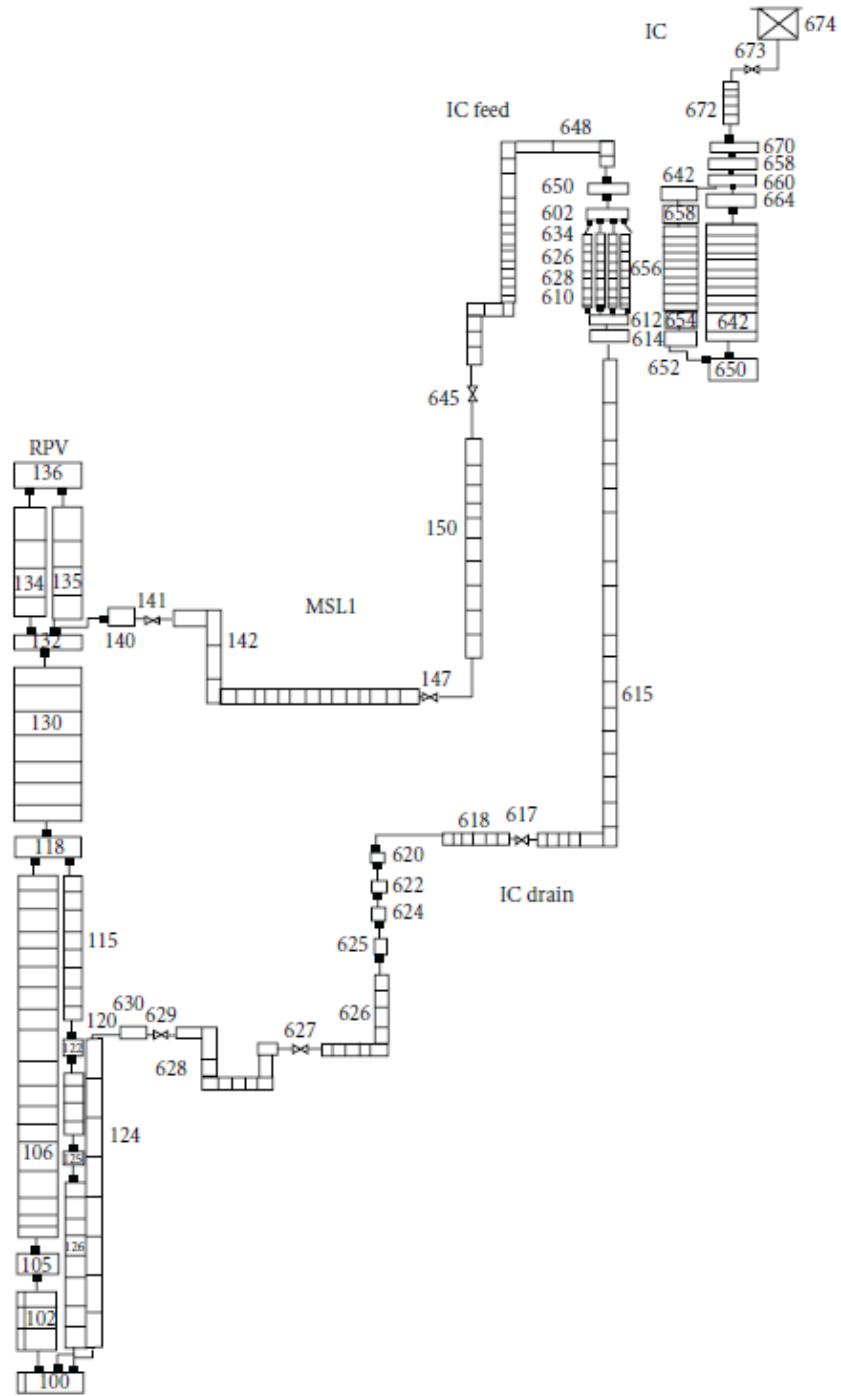


Fig. 17. Nodalizzazione RELAP5 per un IC di un SBWR caso b

Design parameter ID	Description	UNIT	Nominal value	Range	Discrete initial value				
P1	RPV Pressure	MPa	7	0.2–9	0.2	1	3	7	10
					0.05	0.1	0.15	0.5	0.2
L1	RPV collapse level	M	8.7	5–12	5	7	8.7	10	12
					0.05	0.1	0.5	0.2	0.15
L3	POOL level	M	4.3	2–5	2	4.3	5		
					0.1	0.8	0.1		
Tp (0)	POOL initial temperature	K	303	280–368	280	303	368		
					0.1	0.8	0.1		
—	System geometry layout	—	—	Not assigned	—				
					1.0				

Tabella 3. Parametri di progetto caso b

Critical parameter ID	Description	Unit	Nominal value	Range	Discrete initial value							
X1	RPV Non-condensable fraction	—	0	0-1	0	0.01	0.1	0.2	0.5	0.8	1	
					0.719	0.12	0.07	0.05	0.03	0.01	0.001	
X2	Non-condensable fraction at the inlet of IC piping	—	0	0-1	0	0.01	0.1	0.2	0.5	0.8	1	
					0.71	0.12	0.07	0.05	0.03	0.01	0.01	
Θ	Inclination of the IC piping on the suction side	deg	0	0–10	0	1	5	10				
					0.5	0.4	0.08	0.02				
C2	Heat Losses piping –IC suction	kW	5	0–100	0	5	20	100				
					0.10	0.7999	0.10	0.0001				
L2 (0)	Initial condition liquid level –IC tubes, inner side	%	100	0–100	0	50	100					
					0.10	0.10	0.80					
UL	Undetected leakage	m ²	0	0–10e ⁻⁵	0	1e ⁻⁵	5e ⁻⁵	10e ⁻⁵				
					0.8899	0.1	0.001	0.0001				
POV	Partially opened valve in the IC discharge line	%	100	1–100	1	10	50	100				
					0.001	0.01	0.1	0.889				

Tabella 4. Parametri critici caso b.

Per l'analisi sono state scelte sei configurazioni del sistema selezionate in maniera deterministica e altre 69 in modo probabilistico (per ciascuna delle due distribuzioni di probabilità) discrete e continue (Fig. 18-23).

Il Failure Criterion (FC) è stato considerato:

$$FC = \frac{Z - Z_{ref}}{Z_{ref}} = \leq (-0,2)$$

dove Z è:

- la potenza termica scambiata attraverso il IC (W2);
- il mass-flow rate all'ingresso del IC (Γ2).

“ref” è riferito al calcolo del codice per il riferimento o di configurazione del sistema nominale.

Gli Indicatori delle prestazioni del sistema sono:

- 1) Il tempo di calcolo durante il quale è verificato lo FC, “*failure time*” Ft(s)

$$2) \quad \frac{\int_{T_{nom}}^{eoc} W_2(t) dt}{\int_{T_{ref}}^{eoc} W_{2_{ref}}(t) dt} = \frac{\frac{1}{eoc - T_{nom}} \int_{T_{nom}}^{eoc} \frac{P_{HX}(t)}{P_{CORE}(t)} dt}{\frac{1}{eoc - T_{ref}} \int_{T_{ref}}^{eoc} \left(\frac{P_{HX}(t)}{P_{CORE}(t)} \right)_{ref} dt} \quad \text{and} \quad \frac{\int_{T_{nom}}^{eoc} \Gamma_2(t) dt}{\int_{T_{ref}}^{eoc} \Gamma_{2_{ref}}(t) dt}$$

3) rapporto tra il tempo di guasto e il tempo di calcolo.

Dove:

P_{HX} è la potenza scambiata attraverso i tubi di condensatori,

P_{CORE} è la potenza del Core,

T è il tempo di attivazione del sistema,

eoc è la fine del calcolo per il transitorio.

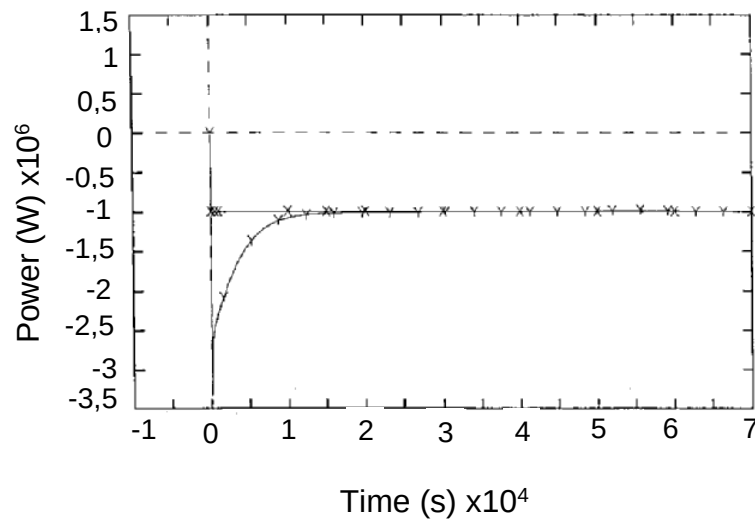


Fig. 18 le prestazioni del sistema di riferimento: potenza scambiata attraverso IC

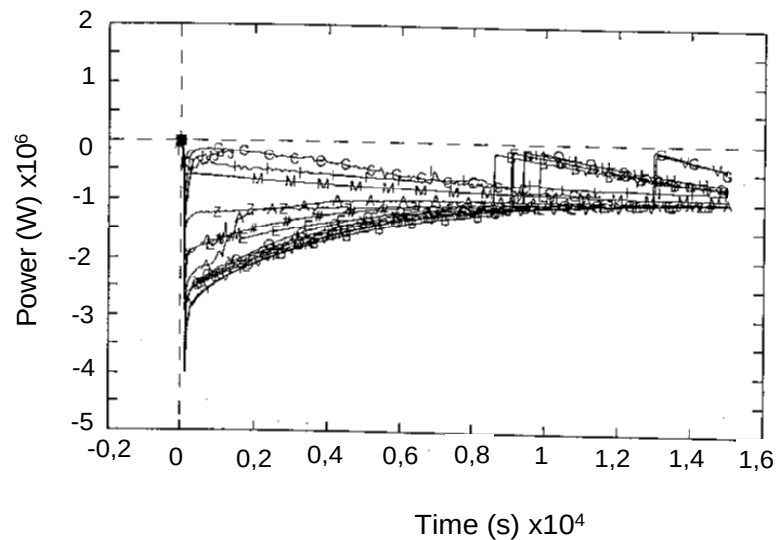


Fig. 19 Profili temporali collegati a un insieme di 75 risultati di calcoli (6 stati deterministici e 69 stati probabilistici – probabilità di distribuzioni discrete): Potenza scambiata all'IC

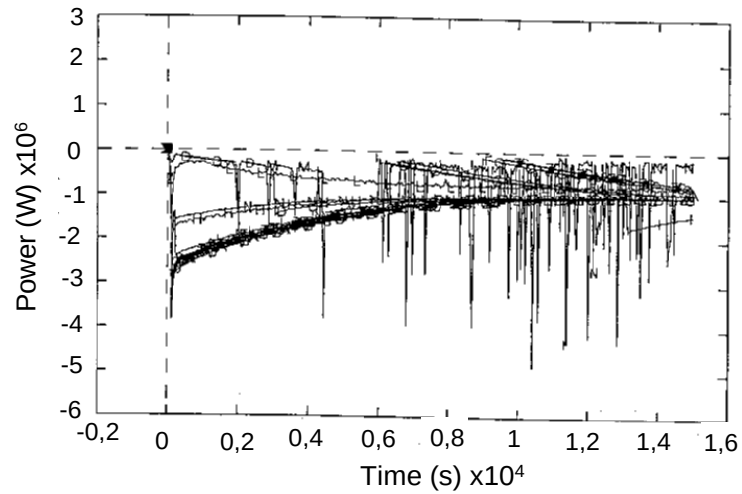


Fig. 20 Profili temporali collegati a un insieme di 75 risultati di calcoli (6 stati deterministici e 69 stati probabilistici – probabilità di distribuzioni continua): Potenza scambiata all'IC

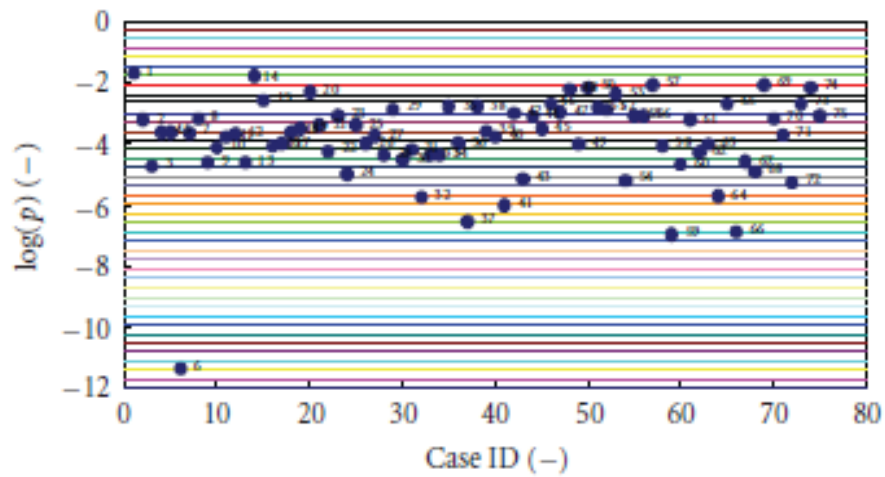


Fig. 21. Caratterizzazione di stato del sistema sulla base della probabilità. Sei stati di sistema (1 a 6 in figura) sono derivati in modo deterministico e 69 (7 a 75 in figura) sono derivati in modo statistico assumendo una distribuzione di probabilità discreta

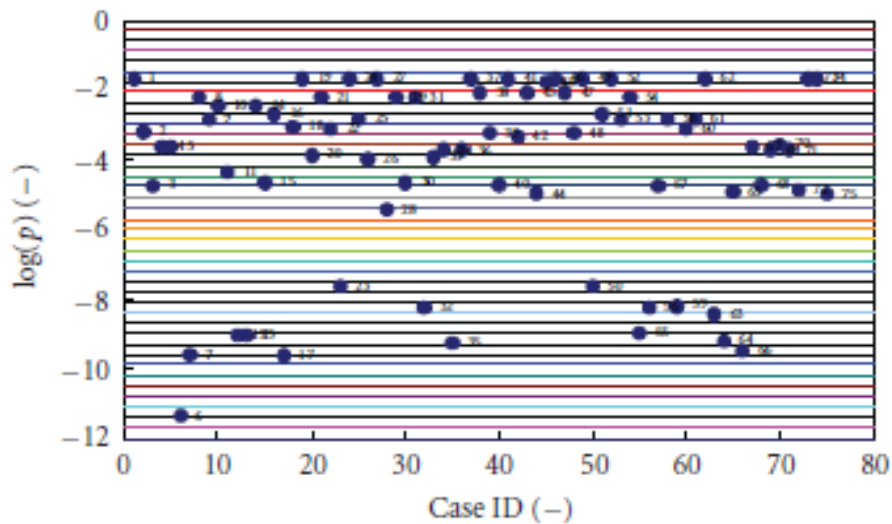


Fig. 22. Caratterizzazione di stato del sistema sulla base della probabilità. Sei stati di sistema (1 a 6 in figura) sono derivati in modo deterministico e 69 (7 a 75 in figura) sono derivati in modo statistico assumendo una distribuzione di probabilità continua

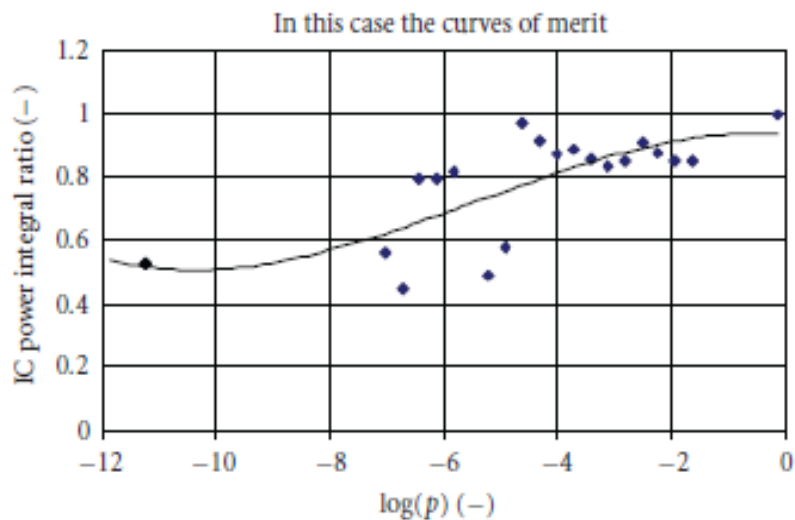


Fig. 23. Curve di merito: probabilità per il PI “IC power integral ratio” (distribuzione di probabilità discreta)

In questo caso le curve di merito (Fig.23) sono state utilizzate per valutare l'accettabilità del sistema e per confrontare il sistema selezionato con un altro. Tali curve mostrano i valori PI ($W2/W2_{ref}$) in funzione dell'intervallo di probabilità.

3.2 Caso (c) apparato TTL-1.

Il sistema è stato modellato (Fig.24) e i parametri di progettazione ed quelli critici sono stati selezionati (tabella 5).

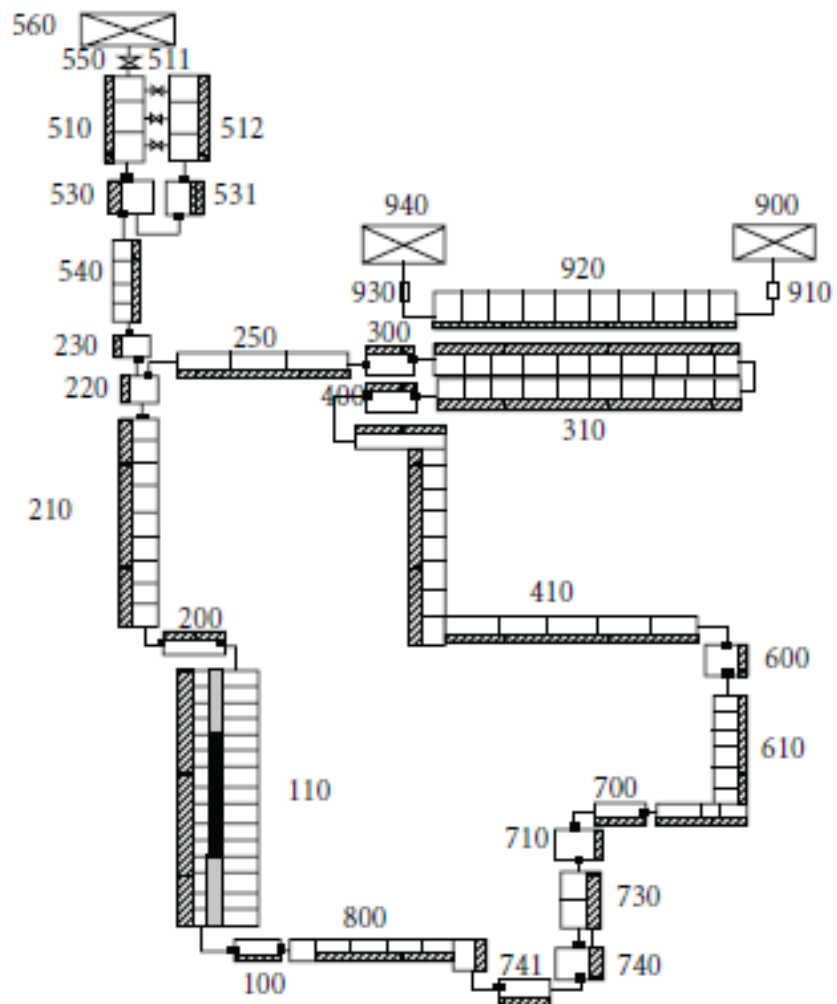


Fig. 24. Nodalizzazione RELAP5 per l'apparecchiatura TTL-1 caso c

Parameter ID	Description	Unit	Nominal value	Range	Discrete initial value and associated probabilities				
LP	Linear power of electrically heated rod	W/m	$30e^6$	0– $30e^6$	— 1.0				
P1	Initial Pressure of the loop	bar	5	1–10	1	3	5	8	10
					0.02	0.13	0.7	0.1	0.05
T2	Temperature of the SS fluid at the cooler inlet	K	303	295–350	295	303	325	350	
					0.18	0.65	0.15	0.02	
HL1	Heat losses from the test section (TS). % of TS power	%	0.2	0–4.5	0.0	0.2	1.0	4.5	
					0.1	0.69	0.15	0.06	
HL2	Heat losses from the loop w/o (TS). % of TS power	%	3	0–20	0.0	3	10	20	
					0.1	0.69	0.15	0.06	
L1	Total length of the loop	m	21	12–34	12	21	28	34	
					0.05	0.69	0.14	0.12	
LV	Loop volume (change of the pre-heater tank)	m ³	0.09	0.07–0.2	0.07	0.09	0.12	0.2	
					0.05	0.65	0.18	0.12	
PV	Volume of PRZ	m ³	0.06	0.03–0.12	0.03	0.06	0.09	0.12	
					0.05	0.65	0.18	0.12	
PN	Noding of the PRZ	—	N	N1–N2	N1	N	N2		
					0.1	0.8	0.1		
PP	Position of the PRZ								
	Upstream the cooler (U)	—	U	U–D	U	D			
	Downstream the cooler (D)				0.85	0.15			
K1	Local pressure drop coefficient (K) at the inlet of the TS	—	0.2	0–1.2	0.0	0.2	0.4	1.2	
					0.05	0.53	0.3	0.12	
K2	K factor at the outlets of the TS	—	0.6	0–1	0.0	0.6	0.8	1.2	
					0.05	0.53	0.22	0.2	
TK	Sum of the K factors, w/o TS inlet and outlet	—	7.5	3–25	3	7.5	15	25	
					0.05	0.55	0.22	0.18	
EI	Electrical Insulation in the heater								
	AL ₂ O ₃ (A)	—	A	A–B	A	B			
	Boron nitride (B)				0.85	0.15			
CIT	Thickness of cooler tubes	mm	2	1–3	1	2	3		
					0.05	0.65	0.3		
CT	Cooler tubes	—	Cu	Cu–SS	Cu	SS			
					0.85	0.15			
E2	Equivalent diameter of secondary side of the cooler	mm	10	7–20	7	10	20		
					0.25	0.7	0.05		
E1	TS Equivalent diameter (coolant passage)	mm	8	5–12	5	7	8	12	
					0.05	0.3	0.55	0.1	
AR	Ratio of Heater heat transfer area to cooler heat transfer area	—	0.18	0.05–0.37	0.05	0.12	0.18	0.37	
					0.05	0.3	0.6	0.05	
PD	Axial power distribution								
	Uniform (U)	—	U	C–S	C	U	S		
	Cosine (C)				0.1	0.65	0.25		
	Semi cosine (S)								
CO	Orientation of the cooler								
	Vertical (V)	—	H	I–V	I	H	V		
	Horizontal (H)				0.08	0.65	0.27		
	Inclined (I)								
MF2	Secondary side mass flow rate	Kg/s	1.2	0.4–1.8	0.4	1.2	0.8	1.8	
					0.05	0.55	0.23	0.17	

Tabella 5. Parametri di progettazione e critici caso c

Parameter ID	Description	Unit	Nominal value	Range	Discrete initial value
P2	Secondary side pressure	bar	1	1–10	1 5 10 0.6 0.3 0.2
LS	Presence of U-pipe or loop seal in the cold part of the loop	—	No	Yes-No	Y N 0.2 0.8
D1	Riser diameter	mm	25	25–100	25 50 75 100 0.55 0.25 0.15 0.05
D2	Down comer diameter	mm	25	25–75	25 50 75 0.55 0.25 0.2
PC	PRZ Connection	Direct (D) Surge Line (S)	S	D–S	S D 0.8 0.2
G1	Non-condensable gas mass fraction at the inlet of cooler piping	—	0	0–1	0.0 0.05 0.2 0.5 0.8 0.58 0.3 0.1 0.01 0.01
G2	Non-condensable gas mass fraction inside the TS	—	0	0–1	0.0 0.05 0.3 0.5 0.8 0.58 0.3 0.1 0.01 0.01
UL	Undetected leakage	Kg/s	0	0–1e ⁻²	0.0 0.1e ⁻⁵ 0.1e ⁻³ 0.1e ⁻² 0.65 0.25 0.09 0.01

Tabella 5. Parametri di progettazione e critici caso c (continua)

Il Failure Criterion (FC) è stato considerato:

$$FC = \frac{W - W_{ref}}{W_{ref}} \leq 0.2$$

Dove

$$W = \frac{\int_0^{\tau_{obs}} W(t) dt}{\tau_{obs}}$$

In cui W è l'integrale della potenza termica scambiata nello scambiatore,
“ref” è riferito al calcolo del codice per il riferimento o di configurazione del sistema nominale,
 τ_{obs} è il “tempo di osservazione”.

I PI per valutare la Thermal Hydraulic Reliability (TH-R) sono:

- valore integrale su funzione tempo (integral value over a mission time);
- rapporto tra W/W_{ref} .

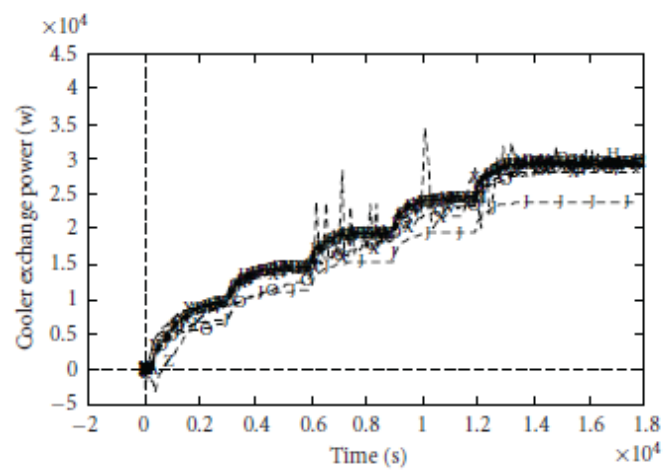


Fig. 25. Andamento temporale relative all'insieme dei 137 run del codice: potenza scambiata nel cooler

Case ID	Probability	Accepted Run	Failed Run	W/W_{ref}
Reference	4.25E-06	☐	—	1
1	1.21E-07	☐	*	0.785
2	1.18E-06	☐	—	1.004
3	1.31E-07	☐	—	0.97
4	3.69E-07	☐	—	0.953
5	3.69E-07	☐	*	0.782
6	3.08E-07	☐	—	1.02
7	7.39E-07	☐	—	0.996
8	7.84E-07	☐	—	1
9	3.27E-07	☐	—	0.99
10	7.84E-07	☐	—	0.995
11	5.31E-07	☐	—	1
12	7.50E-07	☐	—	1
13	9.62E-07	☐	—	1
14	1.60E-06	☐	—	1
15	1.39E-06	☐	—	1
16	7.50E-07	☐	—	1.007
17	1.96E-06	☐	—	1
18	7.50E-07	☐	—	1
19	3.03E-07	☐	—	0.99
20	3.86E-07	☐	—	0.995
21	7.72E-07	☐	—	1
22	3.54E-07	☐	—	1
23	3.54E-07	☐	—	0.9
24	6.54E-07	☐	—	1
25	1.77E-06	☐	—	1
26	1.31E-06	☐	—	1
27	1.42E-06	☐	—	1
28	1.06E-06	☐	—	0.98
29	3.86E-07	☐	—	0.91
30	1.16E-06	☐	—	0.95
31	1.06E-06	☐	—	0.98
32	7.32E-08	☐	—	1
33	7.32E-08	☐	—	1
34	5.88E-07	☐	*	0.77
35	1.87E-07	☐	—	0.97
36	7.79E-08	☐	*	0.4
37	1.08E-14	☐	*	0.26
38	9.39E-11	☐	—	0.9
39	4.48E-11	☐	—	1.007
40	4.59E-12	☐	—	0.83
41	1.66E-10	☐	—	0.93
42	6.65E-14	☐	—	0.8
43	6.66E-10	☐	—	0.94
44	1.16E-09	☐	—	0.94
45	2.54E-14	☐	—	1
46	4.64E-14	☐	*	0.62
47	2.02E-12	☐	*	0.67

Tabella 6. PI scelti del sistema per l'individuazione degli individuali intervalli di probabilità

La scelta e gli scenari del sistema è stata effettuata in modo deterministico e statistico adoperando il metodo Monte Carlo. Sono state intraprese quattro diverse vie per ottenere altrettante definizioni per il Thermal Hydraulic Reliability (TH-R) per il loop TTL-1:

- 1) La “figura di merito” secondo l’approccio suggerito alla referenza [5] : il risultato è riportato in Fig.27.
- 2) La “probabilità cumulativa” secondo l’approccio suggerito da [25] : il risultato è mostrato in Fig.28, dove viene illustrato il confronto con i risultati ottenuti dalla precedente applicazione REPAS (caso b).
- 3) La definizione di affidabilità R1 a valore singolo è la seguente:

$$R_1 = 1 - \frac{NF}{N} = 0.70$$

dove NF è numero delle esecuzioni con errore e N è il numero totale di esecuzioni.

La definizione di affidabilità R2 a valore singolo è la seguente:

$$R_2 = \frac{\sum_1^N \frac{W}{W_{ref}}}{N} = 0.85$$

La definizione TH-R riportata in Fig.27 (la prima definizione TH-R) utilizza l’elaborazione dei dati riportata in Tabella 6.

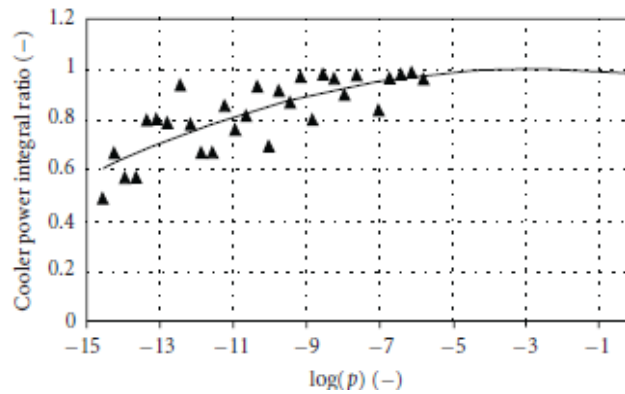


Fig. 26. Distribuzione di probabilità per il PI: “integral power ratio” scambiato nel cooler

La definizione TH-R riportata in Fig.28 (la seconda definizione TH-R) si avvale del classico concetto di Cumulative Distribution Function (CDF). Il TH-R si ottiene ordinando il rapporto di potenza scambiata integrale (W/W_{ref}) rispetto alla probabilità di occorrenza di ogni configurazione ricavata dai set di valori probabilistici e deterministici.

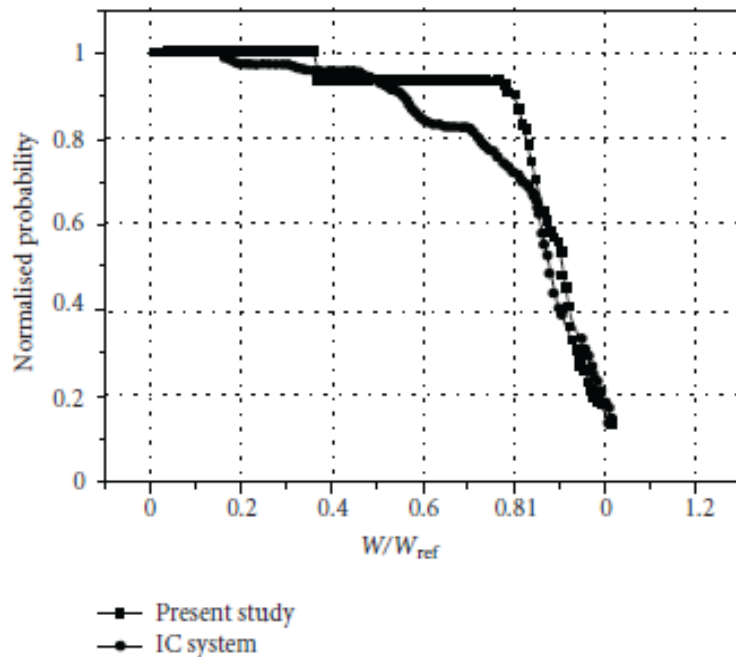


Fig. 27. Confronto tra affidabilità termoidraulica per I due diversi sistemi: IC-SBWR (sistema NC bifase) e TTL-1

L'analisi di sensitività identifica i principali parametri di influenza per prestazioni del sistema passivo. È stato utilizzata la tecnica SRC, vedere la sezione precedente. I valori SRC sono riportati in Fig.29 in relazione a ciascuno dei parametri critici definiti e di progetto.

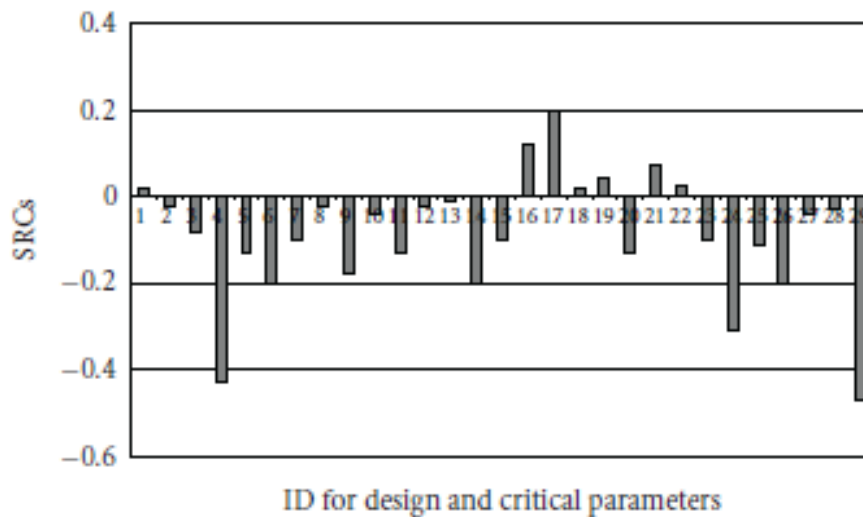


Fig. 28. SRCs per la definizione del PI: W/W_{ref}

4 Conclusione

La valutazione della affidabilità dei sistemi passivi è una questione cruciale da risolvere per il loro ampio impiego futuro nelle centrali nucleari.

Diversi parametri fisici incidono in modo significativo sul comportamento di un sistema passivo ed i loro valori durante il funzionamento sono incerti "a priori": si viene così a creare la necessità di considerare una moltitudine di scenari di risposta (comportamenti) del sistema. Questo porta ad avere una valutazione dell'affidabilità non gestibile, il collo di bottiglia è la necessità di simulare i diversi comportamenti del sistema con codici di calcolo con differenti tempi computazionali.

Per superare queste difficoltà, è necessario identificare quei parametri che sono più rilevanti per la risposta del sistema e limitare l'analisi probabilistica a loro stessi. La procedura REPAS può essere applicate:

- i) **per valutare l'accettabilità di un sistema passivo;**
- ii) **per confrontare due diversi sistemi passivi aventi lo stesso scopo, inoltre la metodologia per la valutazione dell'affidabilità assoluta è ancora in fase di assessment (per mezzo di idonei "test sperimentali");**
- iii) **per valutare le prestazioni di un sistema attivo e di uno passivo a parità di condizioni;**
- iv) **per integrare i criteri deterministici e le analisi del processo di progettazione prendendo in considerazione l'affidabilità di prevenzione e le funzioni atte alla limitazione dei guasti;**
- v) **per ottimizzare la progettazione di un sistema di sicurezza passiva;**
- vi) **per valutare l'impatto economico delle modifiche apportate progetto.**

La metodologia REPAS è stata descritta insieme a tre applicazioni: un sistema di rimozione del calore a piscina, un prototipo di sistema integrato, un circuito integrato in scala di un SBWR e apparato sperimentale TTL 1.

La metodologia è testata su esempi di sistemi passivi termoidraulici.

È stata effettuata l'identificazione, la quantificazione delle fonti di incertezze e determinazione delle variabili più influenti. State identificate le fonti di incertezza, quali:

- i) **approssimazioni sulla modellizzazione fisico del processo;**
- ii) **approssimazioni sulla modellizzazione della geometria del sistema,**
- iii) **variabili di ingresso.**

La scelta ingegneristica svolge un ruolo fondamentale nel REPAS e per l'identificazione della fonte di incertezza selezionando un opportuno range di incertezza, una opportuna funzione di densità di probabilità, e così via.

L'analisi dei risultati e l'utilizzo dell'indicatore di prestazioni del sistema (PI o TPI) hanno permesso il raggiungimento della valutazione delle prestazioni del sistema. I principali risultati sono stati riassunti per tutti e tre i casi esaminati. Le sensitivity analysis sono state completata adoperando la tecnica dei coefficienti di regressione standardizzati (SRCs - Standardized Regression Coefficients).

Sono state identificate i settori da implementare per ottenere ulteriori sviluppi ed il miglioramento della procedura. Essi sono riassunti:

i) necessità un test sperimentali ad hoc per valutare l'affidabilità assoluta.

È necessario considerare basi più rigorose e sistematiche per selezionare i parametri che caratterizzano lo stato del sistema, che riduca l'effetto del giudizio dell'esperto.

In tale direzione la IAEA ha realizzato il CRPI31018 (Coordinate Research Project) che ha lo scopo di trovare un consenso tra gli stati membri su una metodologia per le analisi di affidabilità dei sistemi passivi. Una delle attività principali del CRPI31018 è lo sviluppo di un benchmark per la validazione di metodologie di analisi dei sistemi passivi.

Inoltre è in corso di definizione la realizzazione di un databank che raccoglie le PDF di diversi parametri che regolano il comportamento di un sistema passivo, con l'obiettivo di creare un riferimento per il progettista nella scelta della PDF più adeguata per la progettazione e ottimizzazione di un sistema passivo.

La fine del CRPI31018 è prevista per Dicembre 2011 quando tutte le attività saranno concluse sia quelle sperimentali che di simulazione.

Referenze

- [1] **Buchner, H., Fabian, H.**, 1994. Comparative evaluation of actives, passive system designs. *Reliability Eng. Syst. Safety* 45,195–200.
- [2] **Burgazzi, L., Fiorini, G.L., De Magistris, F.**, 1998. Reliability assessment of passive safety systems. In: *Proceedings of the Sixth International Conference on Nuclear Engineering ICONE6-6340*, San Diego, USA, May 10–15.
- [3] IAEA, 2002. *Natural Circulation Data and Methods for Advanced Water Cooled Nuclear Power Plants Designs*, TECDOC 1281, Vienna, Austria.
- [4] **D’Auria, F., Galassi, G.M.**, 1998. Code validation and uncertainties in system thermal-hydraulics. *J. Prog. Nucl. Energy* 33 (1/2),175–216.
- [5] **D’Auria, F., Galassi, G.M.**, 2000. *Methodology for the evaluation of the reliability of passive systems*. University of Pisa, DIMNPNT 420 (00), Pisa, Italy.
- [6] **Bianchi, F., Burgazzi, L., D’Auria, F., Galassi, G.M., Ricotti, M.E., Oriani, L.**, 2001. Evaluation of the reliability of a passive system. In: *Proceedings of the International Conference on Nuclear Energy in Central Europe, Portoroz, Slovenia*, September 10–13.
- [7] **D’Auria, F., Bianchi, F., Burgazzi, L., Ricotti, M.E.**, 2002a. The REPAS study: reliability evaluation of passive safety systems. In: *Proceedings of the 10th International Conference on Nuclear Engineering ICONE 10-22414*, Arlington, Virginia, USA, April14–18.
- [8] **Krzykacz, B., Hofer, E., Kloos, M.**, 1994. A software system for probabilistic uncertainty and sensitivity analysis of results from computer models. In: *Proceedings of PSAM-II*, San Diego, CA, USA, March 20–25.
- [9] **Glaeser, H.**, 2000. Uncertainty evaluation of thermal-hydraulic code results. In: *ANS International Meeting on Best-Estimate Methods in Nuclear Installations Safety Analysis (BE-2000)*, Washington, DC, USA, November 17–20
- [10] **Wilks, S.S.**, 1942. Statistical prediction with special reference to the problem of tolerance limits. In: *Conference of American Mathematical Society*, September.

- [11] **L. Burgazzi.** Evaluation of uncertainties related to passive systems performance. Nuclear Engineering and Design, vol.230, no. 1–3, pp. 93–106, 2004.
- [12] **F. D’Auria and G. Galassi,**“Methodology for the evaluate on of reliability of passive systems. Work performed in the frame of cooperation with DIMNP of Pisa University and ENEA (contract n. 9840 series 3A); DIMNP NT 420 (00) Rev. 01, October 2000.
- [13] **M. Marques, J. F. Pignatel, P. Saignes, et al.** Methodology for the reliability evaluation of a passive system and its integration into a Probabilistic Safety Assessment. Nuclear Engineering and Design, vol. 235, no. 24, pp. 2612–2631, 2005.
- [14] **M. E. Ricotti, E. Zio, F. D’Auria, and G. Caruso.** Reliability methods for passive systems (RMPS) study strategy and results. In Proceedings of the NEA CSNI/WGRISK Workshop on Passive Systems Reliability—A Challenge to Reliability, Engineering and Licensing of Advanced Nuclear Power Plants, Cadarache, France, March 2002.
- [15] **F. Bianchi, L. Burgazzi, F.D’Auria, and M. Ricotti.** The REPAS approach to the evaluation of passive system reliability. In Proceedings of the OECD International Workshop Passive System Reliability—A Challenge to Reliability Engineering and Licensing of Advanced Nuclear Power Plants, Cadarache, France, March 2002.
- [16] **J. Jafari, F. D’Auria, H. Kazeminejad, and H. Davilu.** Reliability evaluation of a natural circulation system. Nuclear Engineering and Design, vol. 224, no. 1, pp. 79–104, 2003.
- [17] **F. Pierro, F. D’Auria, G. M. Galassi, and J. Jafari.** Application of REPAS method for reliability assessment of passive system. In Proceedings of the IAEA Technical Meeting “Status of Validation and Testing of Passive Safety Systems for Small and Medium Sized Reactors (SMRs)”, IAEA, Vienna, Austria, June 2006.
- [18] **G. Lorenzo, P. Zanocco, M. Giménez, et al.** Reliability assessment of the thermal hydraulic phenomena related to a CAREM-like passive RHR system. In Proceedings of the European Safety and Reliability Conference (ESREL ’08), 2008.
- [19] **M.Marques.** Reliability of passive systems that utilize natural circulation. In Proceedings of the IAEA Course on Natural Circulation in Water-Cooled Nuclear Power Plants, International Centre for Theoretical Physics (ICTP), Trieste, Italy, June-July 2004, paper id: T23 and T24.

- [20] **IAEA.** Status of innovative small and medium sized reactor designs 2005. IAEA Tecdoc-1485. 2006.
- [21] **J. Jafari, F. D’Auria, H. Kazeminejad, and H. Davilu.** Codebased design and stability analysis of a low pressure two-phase natural circulation test loop. *International Journal of Heat and Technology*, vol. 20, no. 2, pp. 87–95, 2002.
- [22] **S. S.Wilks,** Statistical prediction with special reference to the problem of tolerance limits. In *Proceedings of the Conference of the American Mathematical Society*, September 1942.
- A. Saltelli, K. Chan, and E. M. Scott.** Sensitivity Analysis. John Wiley & Sons, New York, NY, USA, 2000.
- [23] **E. Volkova, B. Iooss, and F. Van Dorpe,** Global sensitivity analysis for a numerical model of radionuclide migration from the RRC “Kurchatov Institute” radwaste disposal site. *Stochastic Environmental Research and Risk Assessment*, vol. 22, no. 1, pp. 17–31, 2008.
- [24] **G. B. Wallis.** Evaluating the probability that the outputs of a computer code with random inputs will meet a set of evaluation criteria. *Reliability Engineering and System Safety*, vol. 91, no. 7, pp. 820–827, 2006.
- [25] **M.Marques, F. D’Auria, G. Cojazzi, et al.,** Reliability methods for passive safety functions. In *Proceedings of the 10th ASME-JSME International Conference on Nuclear Engineering (ICONE ’02)*, Arlington, Va, USA, April 2002, paper no. 22274.
- [26] **NEA/CSNI/R(2002)10.** Passive system reliability—a challenge to reliability engineering and licensing of advanced nuclear power plants. In *Proceedings of the International Workshop Hosted by the Commissariat à l’Energie Atomique (CEA ’02)*, Cadarache, France, March 2002.
- [27] **L. Burgazzi.** State of the art in reliability of thermal-hydraulic passive systems. *Reliability Engineering and System Safety*, vol.92, no. 5, pp. 671–675, 2007.
- [28] **EUROPEAN COMMISSION.** 5th EURATOM framework programme 1998–2002 key action: nuclear fission. “*RMPS PROJECT*”, CONTRACT No. FIKS-CT-2000-00073, PROJECT No. FIS5-1999-00250, April 2002.

Sezione 2: UNCERTAINTY EVALUATIONS FOR SYSTEM THERMAL-HYDRAULIC CODES

Abstract

Sensitivity and uncertainty analyses can provide quantitatively in a mathematically and physically well-founded way answers to typical scientific and engineering questions such as: how much the model under consideration represents the physical phenomena, how far the calculated results can be extrapolated and etc...

Nuclear Power Plant (NPP) technology has been developed based on the traditional defense in depth philosophy supported by deterministic and overly conservative methods for safety analysis. In the 1970s [1], conservative hypotheses were introduced for safety analyses to address existing uncertainties. Since then, intensive thermal-hydraulic experimental research has resulted in a considerable increase in knowledge and consequently in the development of best-estimate codes able to provide more realistic information about the physical behaviour and to identify the most relevant safety issues allowing the evaluation of the existing actual margins between the results of the calculations and the acceptance criteria.

However, the best-estimate calculation results from complex thermal-hydraulic system codes (like Relap5, Cathare, Athlet, Trace, etc..) are affected by unavoidable approximations that are unpredictable without the use of computational tools that account for the various sources of uncertainty. Therefore the use of best-estimate codes within the reactor technology, either for design or safety purposes, implies understanding and accepting the limitations and the deficiencies of those codes.

Uncertainties may have different origins ranging from the approximation of the models, to the approximation of the numerical solution, and to the lack of precision of the values adopted for boundary and initial conditions. The amount of uncertainty that affects a calculation may strongly depend upon the codes and the modeling techniques (i.e. the code's users). A consistent and robust uncertainty methodology must be developed taking into consideration all the above aspects.

Three main independent ways to perform the sensitivity and uncertainty analysis of thermal-hydraulic system code calculations have been identified in the present effort with approaches based on: a) propagation of code input errors and statistical treatment of the resulting uncertainty, b) propagation of code output errors and 'deterministic' treatment of the resulting uncertainty and c) experimental validation and calibration methodology of complex time-dependent numerical simulation models able to consistently incorporate both computational and experimental uncertainties making extensive use of the concepts of the sensitivity analysis.

The main features of the CIAU (Code with the capability of Internal Assessment of Uncertainty) method developed by University of Pisa and based on propagation of code output errors, are summarized. The attained results demonstrate, within the framework of an international initiative, the level of robustness and adequacy of the proposed uncertainty methodology. The achieved advancements and the performed applications, constitute fundamental supports for the use of the CIAU method in the NPP licensing process, like for Angra-2 NPP (Brazil) in the recent past (2000, [8]) and for Atucha-2 NPP (Argentina) currently under application [9, 10, 11].

INTRODUCTION

Nuclear power technology has been developed based on the traditional defense in depth philosophy for the design of the plant that was supported by deterministic and overly conservative methods for safety analysis.

In the 1970s conservative hypotheses were introduced for safety analyses to address existing uncertainties. Since then, intensive thermal-hydraulic experimental research has resulted in a considerable increase in knowledge, and the development of computer codes has improved their ability to calculate results that agree with experimental evidences.

The use of a conservative methodology may be so conservative that important safety issues may be masked. For example, the assumption of high core power may lead to high mixture level in the core in the case of Small Break Loss Of Coolant Accident (SBLOCA). Consequently, the calculated peak clad temperature may not be conservative as expected. Therefore, it may be preferable to use a more realistic approach together with an evaluation of the related uncertainties to compare with acceptance criteria. This type of analysis is referred to as a Best Estimate Plus Uncertainty (BEPU) approach and can provide more realistic information about the physical behavior, identifying the most relevant safety issues and supplying information about the actual existing margins between the results of calculations and acceptance criteria.

In addition to the establishment of best-estimate calculations for design and safety analysis, understanding uncertainties is important for introducing appropriate design margins and deciding where additional efforts should be undertaken to reduce uncertainties. For this reason the sensitivity and uncertainty analyses are fundamental tools for providing quantitatively in a mathematically and physically well-founded way answers to typical scientific and engineering questions such as how much the model under consideration represents the physical phenomena, how far the calculated results can be extrapolated and etc...

Models of complex physical systems, like the nuclear reactor power plants, usually involve two distinct sources of uncertainties, namely the stochastic uncertainty, which arises because the system under investigation can behave in many different ways, and the subjective or epistemic uncertainty, which arises from the inability to specify an exact value for a parameter that is assumed to have a constant value in the respective investigation.

Comprehensive uncertainty analysis methodology in complex system models requires treatment of all sources of uncertainty, considering all available information. Complexity of systems and their models with dependency of processes and phenomena can lead to insufficient understanding of simulation code behavior and predictions. In this case, the availability of information and data plays an important role in how uncertainties are quantified. Due to the multiplicity of sources and types of uncertainty and form of available information (qualitative and quantitative), the quantification of uncertainty requires a formal and comprehensive analysis methodology. The methodology shall consider uncertainties in inputs (broadly defined), in models (individual models and interaction among them), and in the outputs.

Based on the above, nuclear power plant analysis and design needs experimentally validated numerical simulation tools, capable of handling the inherently time-dependent and nonlinear nature of the underlying physical phenomena. The existence of large uncertainties in system parameters contributes significantly to discrepancies observed between measured and calculated quantities of interest (henceforth referred to as system responses). A comprehensive and efficient methodology for the experimental validation and calibration of complex time-dependent numerical simulation models has to incorporate both computational and experimental uncertainties. The resulting validated and calibrated models are capable of yielding true

“improved-estimate” values for the quantities computed by the respective simulation tools and at the same time can provide a robust way for quantifying the uncertainties in the system parameters.

For those reasons the modeling aspects of Uncertainty Analysis (UA) and Sensitivity Analysis (SA) are at the center of the present activity that has the objective to contribute to the further development and validation on scientific ground of the proposed tools and to support their performance.

1.1 Historical Background

The concepts of Design Basis Accident (DBA) and the rules and the criteria for the related analysis constitute the fundamentals of nuclear reactor safety that were fixed in the seventies (e.g. US NRC 10 CFR50 and Appendix K, [1]) when the large majority of NPP now in operation were designed. Owing to several weaknesses in the knowledge and understanding, conservatisms were introduced at each level of the safety analysis (e.g. acceptance criteria, conservative assumptions in models, conservative input conditions, etc.).

The availability of only conservative models did not allow the calculation of the actual ‘distance’ between a plant status and the acceptability criteria, even in the case of an accident. Thus, nor the ‘safety margins’ could be established in a quantitative manner, neither the optimization of a safety solution could be demonstrated.

This brought to huge research programs in thermal-hydraulics that went on since the seventies and basically were completed in the nineties. The knowledge and the understanding acquired in this period is at the basis of the ‘modern’ safety culture, independent upon the NPP design, and if the case, upon the number of operational years.

Therefore, a modern safety analysis, though accounting for the historical acceptance criteria and established rules, namely of the Regulatory Body in the Country, should also make reference to the fundamentals of the safety technology:

- The physical barriers to the release of the fission products;
- The safety functions realized by protective systems or features intended to preserve the integrity of barriers or to mitigate the effect of barrier failures.

This implies the consideration of: a) the most advanced computational tools and techniques, b) the interdisciplinary approach for accident analysis including the connection among different disciplines needed to address complex problems, c) the recent guidelines issued by US Nuclear Regulatory Commission (NRC) and International Institutions like IAEA and OECD/CSNI and the European Utility Requirements (EUR).

A qualitative understanding of thermal-hydraulic phenomena till the seventies, including a qualitative understanding of the meaning of frequency and probability (i.e. with negligible operational feed-back at the time), was at the origin of the key associated concepts: DBA and Conservatism (code, boundary conditions, Acceptance Criteria, Appendix K approach).

The DBA was intended as a minimum set of enveloping scenarios whose positive-conservative evaluation, within the (overly) conservative Appendix K approach, could ensure that an adequate level of protection is provided by the designers. TMI-2 and also Chernobyl-4 were practical demonstrations that complex accidents out of the DBA list may occur. The needs from operator training and, above all, the progress in the techniques for deterministic and probabilistic accident analysis, i.e. an outcome of the research programs carried out during three-four decades, suggested a change in the conservative approach.

A recent issued OECD/CSNI report, ref. [2], identifies four classes of deterministic methods that can be seen as a historical progress for the licensing approach:

- 1) Very Conservative (Appendix K for LOCA);
- 2) Best Estimate Bounding;
- 3) Realistic Conservative;
- 4) Use of Best-Estimate Plus Uncertainty (BEPU).

A similar classification was proposed earlier (2003) by IAEA, e.g. ref. [3], in a well known table where “Type of Applied Code”, “Type of BIC (Boundary and Initial Conditions”, “Assumption on System Availability” and “Type of Approach”, are distinguished.

Without entering into detail of the four classes of methods nor of the IAEA table, refs [2] and [3], two remarks apply:

- Drawbacks from the Applicant and from the Licensing Authority side are identified when the approaches 1) to 3) or the ‘conservative’ approaches of the IAEA table are pursued;
- BEPU constitutes the current trend (as also testified by ongoing projects like BEMUSE, IAEA CRP on uncertainty, or recently issued documents like US NRC RG 1.203 and IAEA Safety Series Report on uncertainty methods [4]).

The development of BEPU methods had, as specific reference framework, the deterministic accident analysis and the acceptance criteria valid within the conservative approach, i.e. items 1) to 3) above. The BEPU approach in ref. [2] is considered as “... *the biggest effort for a proper use of best estimate models in order to minimize unnecessary conservatism while accounting for uncertainties associated to simulation results.*”.

The first framework for calculating the uncertainty was proposed by U.S. NRC and denominated Code Scaling, Applicability, and Uncertainty (CSAU) evaluation methodology [5]. The first application of the CSAU methodology resulted in the calculation of the Peak Cladding Temperature (PCT) during a Large Break LOCA (LBLOCA) design basis accident event for a Westinghouse 4-loop pressurized water reactor with the uncertainty to a 95% confidence level. The peak temperature was calculated using the TRAC thermal-hydraulic system code and was given as a single-valued number with uncertainty bands.

In the meantime, a number of uncertainty methodologies were proposed in other countries. These methods, although sharing a common goal with CSAU, use different techniques and procedures to obtain the uncertainties on key calculated quantities. More important, these methods have progressed far beyond the capabilities of the early CSAU analysis. Presently, uncertainty bands can be derived (both upper and lower) for any desired quantity throughout the transient of interest, not only point values like peak cladding temperature.

The current challenge is the ‘distributed’ and ‘comprehensive’ application of the BEPU methods within the FSAR (Final Safety Analysis Report), making reference to the physical barriers to the release of the fission products and to the safety functions (i.e. the two dashed items above), other than considering the existing acceptability threshold (i.e. the heredity from the conservative approach). In this manner a homogeneous level of safety can be ensured for all the aspects that are part of the FSAR. Furthermore, nowadays the application of the BEPU methods must be consistent with the best-latest available information in various technological sectors (e.g. Computational Fluid Dynamics and 3D Neutron Kinetics).

1.2 Structure of the Report

The present report has been organized in eight chapters including the present one dealing with introductory remarks and the organization of the performed work.

Chapter 2 provides with a comprehensive overview about the sensitivity and uncertainty analysis including definitions and complementary roles. Drawbacks and benefits of the conservative and best estimate analysis are then summarized and the need to perform an uncertainty evaluation associated with the best-estimate results obtained by a best-estimate thermal-hydraulic system code is emphasized.

Chapter 3 summarizes the sources of uncertainty affecting the Best Estimate codes, and the salient features of the three independent approaches for estimating the uncertainties are reviewed in Chapter 4.

Chapter 5 discusses the relevant topics to be considered and addressed by a consistent uncertainty methodology, and in particular Chapter 6 supplies ‘spot-information’ about the CIAU methodology proposed by the University of Pisa, giving emphasis mostly to the idea behind the method and to the tools that have been implemented for realizing the idea and for constituting the actual CIAU code-software-package.

Finally, Chapter 7 summarizes main applications of CIAU methodology to some cases of industrial interest (LBLOCA transients in Angra-2 NPP and Kozloduy-3 NPP) for demonstrating the maturity level of the method.

2 SENSITIVITY AND UNCERTAINTY ANALYSIS

Sensitivity and Uncertainty analysis are becoming increasingly widespread in many fields of engineering and sciences, as diverse as nuclear and chemical engineering, electrical engineering, atmospheric and geophysical sciences, encompassing practically all of the experimental data processing activities as well as many computational modeling and process simulation activities. Notwithstanding the efforts made in the thermal-hydraulics nuclear safety analysis for qualifying the codes and the feedback upon the development, results of system thermal-hydraulics predictions are still affected by noticeable errors. Sensitivity and Uncertainty analysis are needed, respectively, to identify the main sources of errors and to quantify the errors. The result of a Best Estimate (BE) prediction by a system thermal-hydraulics code not supplemented by the proper uncertainty evaluation constitutes a non-sense. This consideration provides the motivation for this chapter of the report.

2.1 Accuracy, Sensitivity and Uncertainty

Let's start with three relevant definitions, i.e., in alphabetic order, accuracy, sensitivity and uncertainty, as they are commonly accepted in the sector of deterministic accident analysis within the more general framework of nuclear reactor safety technology.

Accuracy is defined, ref. [18], as *“the known bias between a code prediction and the actual transient performance of a real facility”*. Therefore, the evaluation of accuracy implies the availability of a calculation result and of a measured value. Point values and continuous time trends shall be included in the definition. The experimental error is *not* part of the definition. However, in the majority of cases of practical interest in the area of accident analysis of Nuclear Power Plants (NPP) the error that characterizes the measurement is much lower of the error (i.e. the accuracy) that characterizes the comparison between measured and predicted values.

The sensitivity is, according to ref. [19], *“... the study of how the variation in the output of a model (numerical or otherwise) can be apportioned, qualitatively or quantitatively, to different sources of variation, and of how the given model depends upon the information fed into it”*. Furthermore, *“Sensitivity analysis studies the relationships between information flowing in and out of the model.”*. These definitions imply that the parameter values that characterize both (and only) the boundary and initial conditions, e.g. representative of a system, and the numerical structure of a correlation embedded into the model (or code) constitute the typical objective of a Sensitivity Analysis (SA). Terms such as influence, ranking by importance and dominance, are all related to SA.

The uncertainty is the unknown error that characterizes the prediction of any code or model. The uncertainty analysis is, according to ref. [18] and related to system thermal-hydraulic code predictions, *“An analysis to estimate the uncertainties and error bounds of the quantities involved in, and the results from, the solution of a problem. Estimation of individual modelling or overall code uncertainties, representation (i.e. nodalization related) uncertainties, numerical inadequacies, user effects, computer compiler effects and plant data uncertainties for the analysis of an individual event”*. Furthermore, to conclude with a citation from ref. [19], *“... uncertainty is not an accident of the scientific method but its substance”*. Within the present context, the uncertainty is the necessary supplement for a best-estimate thermal-hydraulic code prediction; see also ref. [20] and generally speaking the objective of an Uncertainty Analysis (UA) is to assess the effects of parameter uncertainties on the uncertainties in computed results.

The reason why an Accuracy Analysis (AA) is performed is mainly connected, in the sector under investigation here (i.e. the deterministic accident analysis), with the demonstration of

qualification for computer codes. The accuracy analysis implies the availability of relevant experimental data and of tools to characterize the resulting discrepancies from a qualitative and a quantitative point of view, e.g. refs. [21] and [22].

The reasons why a SA is performed are strongly affected by the type and the objectives of the model and may range from verification purposes, to finding singular points (e.g. maximum and minimum) of an assigned output quantity, or the factors that mostly contribute to that output, or the correlation among input variables. It can be premised that needs for SA come from the fundamental principles of quality assurance.

The reasons why an UA is performed come from nuclear safety principles and primarily from concepts like defense-in-depth. It must be ensured that the nominal result of a code prediction, 'best-estimate' in the present case, is supplemented by the uncertainty statement, that can be simplified as 'uncertainty bands', in such a way that connected safety margins are properly estimated (see § 2.2).

The key result from AA is the demonstration of the qualification level of a code and the characterization of the range of parameters over which the code should be considered as qualified and applicable to situation of interest to nuclear reactor safety. The AA should also provide an answer to the scaling issue, e.g. ref. [23].

The key result from SA is the influence of input parameters upon selected output quantities and the evaluation of the relative influence of input parameters, according to the definition given above.

The key results from UA are error bands that bound the best-estimate predictions. Point value error bands can be distinguished from continuous error bands that bound one or several curves, as well as from three-dimensional graphic representations where instantaneous values for quantity-error (e.g. pressure) are reported together with time-error as a function of time [24, 25].

Therefore AA, SA and UA are closely linked, but important differences can be identified. All that is needed for a meaningful SA is the model and the input values, while UA attempts to estimate the actual error band value for an output; as a consequence, it needs a reference value typically not available (thus the definition of 'unknown' error). AA, on the other hand needs relevant experimental data. As an example, the check that an assigned model satisfies the first or the second principle of thermodynamics may not be the objective of SA, but it is the objective for UA and can be confirmed following AA. Furthermore, when performing SA, the values of the concerned input parameters are varied arbitrarily around the initial (or nominal) value to a 'small' or to a 'large' extent depending upon the scope of the analysis; when performing the UA, whatever is the method adopted, a range of variation for the concerned input parameters must be assigned or available. SA may be a way to perform UA if input parameters are properly selected with proper ranges of variation. Moreover, SA and UA can be considered as formal methods for evaluating data and models because they are associated with the computation of specific quantitative measures that allow, in particular, assessment of variability in output variables and importance of input variables.

Specific aspects of thermal-hydraulic computer codes should be considered when performing either AA or SA or UA. One example is the impact of the nodalization upon the results: there are phenomena like Critical Heat Flux (CHF) or Two-Phase Critical Flow (TPCF) characterized by explicit or implicit equations implemented in the codes and phenomena like Natural Circulation that depend upon both the equations implemented into the code and upon the structure and the parameters related to the nodalization. In this last case a significant (AA, or SA or UA) analysis must account for nodalization parameters like individual node length, equivalent diameters, node

density (i.e. average node length) and relative position of nodes (i.e. thermal-hydraulic centers of nodes).

Moreover, sensitivity and uncertainty analysis procedures can be either local or global in scope [14]. The objective of *local analysis* is to analyze the behavior of the system response locally around a chosen point or trajectory in the combined phase space of parameters and state variables. On the other hand, the objective of *global analysis* is to determine all of the system's critical points (bifurcations, turning points, response maxima, minima, and/or saddle points) in the combined phase space formed by the parameters and dependent (state) variables, and subsequently analyze these critical points by local sensitivity and uncertainty analysis. Once the local sensitivities become available they can be used for the following purposes: (i) understand the system by highlighting important data; (ii) eliminate unimportant data; (iii) determine effects of parameter variations on the system's behavior; (iv) design and optimize the system (e.g., maximize availability/minimize maintenance); (v) reduce over-design; (vi) prioritize the improvements effected in the respective system; (vii) prioritize introduction of data uncertainties; (viii) perform local uncertainty analysis.

The methods for sensitivity and uncertainty analysis are based on either deterministic or statistical procedures. In principle, both types of procedures can be used for either local or for global sensitivity and uncertainty analysis, although, in practice, deterministic methods are used mostly for local analysis while statistical methods are used for both local and global analysis.

2.2 Needs for Uncertainty Analysis

In the past, large uncertainties in the computer models used for nuclear power system design and licensing have been compensated using highly conservative assumptions. The Loss-Of-Coolant-Accident Evaluation Model is one of the main examples about this approach. However, the use of excessive conservatism results in significant economic penalty and not necessarily provides commensurate safety benefits. As a consequence, today the use of “best-estimate” code predictions rather than “conservative” estimates can be identified. This approach requires to replace subjective judgments about the adequacy of a code or of the degree of conservatism in the adopted assumptions with logical quantitative measures.

However, notwithstanding the important achievements and progresses made in recent years, the predictions of the best estimate system codes are not exact but remain uncertain because (see Chapter 3 and Ref. [26]):

1. The assessment process depends upon data almost always measured in small scale facilities and not in the full power reactors;
2. The models and the solution methods in the codes are approximate: in some cases, fundamental laws of the physics are not considered.

Consequently, the results of the code calculations may not be applicable to give exact information on the behavior of a NPP during postulated accident scenarios. Therefore, BE predictions of NPP scenarios must be supplemented by proper uncertainty evaluations in order to be meaningful. Three main areas, among other, can be easily identified where the need of UA is mandatory or strongly suggested:

- a. Licensing and Safety: if calculations are performed in best estimate fashion with quantification of uncertainties, a “relaxation” of licensing rules is possible and a more realistic estimates of NPPs' safety margins can be obtained;
- b. Accident Management: the evaluation of code uncertainties may also have potential for improvements in Emergency Response Guidelines;

- c. Research Prioritization: the UA can identify correlations and code models that need improvements, i.e. the code development and validation activity can become more cost-effective. UA also shows what kind of experimental tests are most needed.

Hereafter the attention is mostly focused on the licensing and safety aspects of the UA. The main objective of safety analysis is to demonstrate in a robust way that all safety requirements are met, i.e. that sufficient margins exist between real values of important parameters and their threshold values at which damage of the barriers against release of radioactivity would occur. The concept of safety margins is introduced in Figure 2.1 where two definitions are given: either in absolute terms, in relation to expected damage of safety barriers or in relation to acceptance criterion, typically set up by the regulatory body. Within the framework of this report, only margins to acceptance criteria will be considered further. Figure 2.1 also illustrates the difference between results of conservative and best-estimate analysis. While in conservative approach, the results are expressed in terms of a set of calculated conservative values of parameters limited by acceptance criteria, in best estimate approach the results are expressed in terms of uncertainty ranges for the calculated parameters.

In simple terms, a conservative approach is adopted to ensure that the actual plant response in relation to a selected criterion is bounded by the conservative value for that response, i.e. for the Peak Cladding Temperature (PCT) the conservative approach ensures that:

$$PCT_{\text{conservative}} \geq PCT_{\text{actual}} \quad (2.1)$$

A BE approach ensures that the predicted plant behavior with given uncertainty includes the actual value, i.e.:

$$PCT_{\text{BE}} - PCT_{\text{uncertainty}} \leq PCT_{\text{actual}} \leq PCT_{\text{BE}} + PCT_{\text{uncertainty}} \quad (2.2)$$

As already underlined the word ‘uncertainty’ and the need for uncertainty evaluation are connected with the use of BE codes instead of ‘conservative’ codes or assumptions in the code application. Moreover, nowadays the application of 3-D neutron-kinetics thermal-hydraulic coupled codes implies the choice of the BE approach and consequently the evaluation of uncertainty.

The selection of a best estimate analysis in place of a conservative one depends upon a number of conditions that are away from the analysis itself. These include the available computational tools, the expertise inside the organization, the availability of suitable NPP data (e.g. the amount of data and the related details can be much different in case of best estimate or conservative analysis), or the requests from the national regulatory body. In addition, conservative analyses are still widely used to avoid the need of developing realistic models based on experimental data, task that may reveal ‘un-

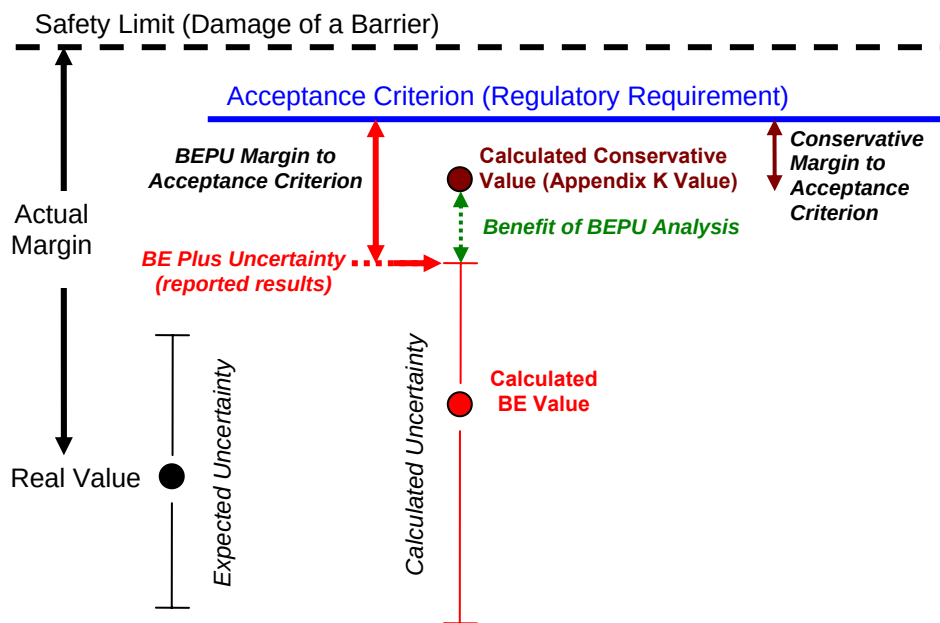


Figure 2.1 : Concept of safety margins respect to BEPU and conservative approaches.

realistic' in the case of BDBA, or simply to avoid the burden to change approved code and/or the approaches or procedures to get the licensing.

A summary of drawbacks and benefits of the conservative and BEPU approaches is provided in Table 2.1. The conservative approach does not give any indication of the actual margins between the actual plant response and the conservatively estimated response. By contrast, the uncertainty evaluation provided in the best estimate approach is a direct measure of such margins. As a result the best estimate approach may allow for the elimination of unnecessary conservatism in the analysis and may allow the regulatory body and plant operating organization to establish a more consistent balance for a wide range of acceptance criteria. Moreover, a conservative approach does not give any indication about actual plant behavior including time-scale for preparation of emergency operating procedures, or for the use in accident management and preparation of operation manuals for abnormal operating conditions.

Table 2.1 : Drawbacks and benefits of the conservative and BEPU approaches.

	CONSERVATIVE	BEST ESTIMATE PLUS UNCERTAINTY
DRAWBACKS	Intentional conservatism may not always lead to conservative results. For example, high power during Small Break LOCA (SBLOCA) may lead to over-prediction of swell level and over-prediction of core cooling, thus lower peak cladding temperatures, which is opposite to pessimistic expectations when evaluating the peak cladding temperature acceptance criterion	Practical application can be seriously time consuming – long and exhausting preparation of data, high number of calculations etc. This has also the impact on the requirements on the computation tools (high computer power, large data storage space)
	Degree of conservatism can change during a course of the event – specifically selected value of the parameter can be conservative in the beginning of the event but can change to even favorable value in another period of the event	Selection of uncertain parameters and definition of probabilistic distribution functions can be difficult due to the lack of information. Definition of uncertain parameters is also usually based on expert judgment leading to a possible user effect
	Intentional conservatism can result in misleading sequences of events and unrealistic time-scales	Extensive experimental and operational data are needed to reference applied values
	Conservative values of important parameters are typically selected based on engineering judgment (possible user effect) in combination with sensitivity calculations. Sensitivity calculations are usually limited in scope and typically do not include the investigation of the combined dependency, which means that each important parameter is tested individually without examining the possible influence when other parameters change. Moreover each of these parameters is tested for limited number of values (typically minimum and maximum is tested) so the most penalizing value can be easily omitted	
	When applying the best-estimate code in the conservative approach, the uncertainty and shortcomings of the code models are neglected assuming the intentional conservatism about the availability of the systems and components and about initial and boundary conditions is sufficient to compensate for it. This compensation is never quantified and demonstration of sufficient conservatism over code model approximations is not achieved	
BENEFITS	There is a long experience and well established procedures for conservative approach reducing the user effect	Prediction of ‘realistic’ response of the plant to the Postulated Initiating Event (PIE) is given
	There is a large amount of supporting materials – various FSARs, technical documents and reports with sensitivity calculations to provide the background information	Safety margins can be clearly determined
	Simple, clear and understandable procedures to demonstrate conservatism to convince the regulator.	Statistically sound evaluation of combined influence of input parameters is performed
		There are close links to experimental results justifying applied procedures

3 Sources of Uncertainties in Thermal-Hydraulic System Codes

Models of complex physical systems usually involve two distinct sources of uncertainties, namely: (i) *stochastic uncertainty*, which arises because the system under investigation can behave in many different ways, and (ii) *subjective or epistemic uncertainty*, which arises from the inability to specify an exact value for a parameter that is assumed to have a constant value in the respective investigation. Epistemic (or subjective) uncertainties characterize a degree of belief regarding the location of the appropriate value of each parameter. In turn, these subjective uncertainties lead to subjective uncertainties for the response, thus reflecting a corresponding degree of belief regarding the location of the appropriate response values as the outcome of analyzing the model under consideration. A typical example of a complex system that involves both stochastic and epistemic uncertainties is a nuclear power reactor plant: in a typical risk analysis of a nuclear power plant, stochastic uncertainty arises due to the many hypothetical accident scenarios which are considered in the respective risk analysis, while epistemic uncertainties arise because of the many uncertain parameters that underlie the estimation of the probabilities and consequences of the respective hypothetical accident scenarios.

A fundamental step in the application of BE method to the safety analysis of NPP is the identification and characterization of uncertainties. This is connected with the approximate nature of the codes and of the process of code applications. In other words, ‘sources of uncertainty’ affect the predictions by BE codes and must be taken into account. The major sources of uncertainty in the area of safety analysis are represented by the:

- 1) Code or Model Uncertainty (associated with the code models and correlations, solution scheme, model options, data libraries, deficiencies of the code and simplified assumptions and approximations);
- 2) Representation or Simulation Uncertainties (accuracy of the complex facility geometry, 3D effects, control and system simplifications);
- 3) Scaling Issue (prototype are typically characterized by different geometric dimensions as well as adopted materials, including working fluids, and different ranges of variation for thermal-hydraulic quantities respect with a NPP);
- 4) Plant Data Uncertainties (unavailability of some plant parameters, instrument errors and uncertainty in instrument response);
- 5) User Effect (it is implicitly present and characterizes each of the broad classes of uncertainty above mentioned).

A more detailed list of uncertainty sources, some of them supported by documented evidences (see Figures 3.1 – 3.6), is given hereafter, where an attempt has been made to distinguish ‘independent’ sources of ‘basic’ uncertainty. Complex interactions among the basic uncertainty sources are expected and justify (in advance) the complex structure of an uncertainty method. Comprehensive research programs have been completed [26] or are in progress [27, 28] aimed at thermal-hydraulic system code assessment and improvement to reduce the influence of the basic uncertainties upon the results [29, 30].

A) *Balance (or conservation) equations are approximate:*

- all the interactions between steam and liquid are not included,
- the equations are solved within cylindrical pipes: no consideration of geometric discontinuities, situation not common for code applications to the analysis of NPPs transient scenarios

B) *Presence of different fields of the same phase:* e.g. liquid droplets and film. Only one velocity per phase considered by codes, thus causing another source or uncertainty.

- C) *Geometry averaging at a cross section scale*: the need “to average” the fluid conditions at the geometry level makes necessary the ‘*porous media approach*’. Velocity profiles happen in the reality: These correspond to the ‘*open media approach*’. The lack of consideration of the velocity profile, i.e. cross-section averaging, constitutes an uncertainty source of ‘geometric origin’.
- D) *Geometry averaging at a volume scale*: only one velocity vector (each phase) is associated with a hydraulic mesh along its axis. Different velocity vectors may occur in the reality (e.g. inside lower plenum of a typical reactor pressure vessel, at the connection between cold leg and down-comer, etc.). The volume-averaging constitutes a further uncertainty source of ‘geometric origin’.
- E) *Presence of large and small vortex or eddy*. Energy and momentum dissipation associated with vortices are not directly accounted for in the equations at the basis of the codes, thus introducing a specific uncertainty source. In addition, a large vortex may determine the overall system behaviour (e.g. two-phase natural circulation between hot and cold fuel bundles), not necessarily consistent with the prediction of a code-discretized model.
- F) *The 2nd principle of thermodynamics is not necessarily fulfilled by codes*. Irreversible processes occur as a consequence of accident in nuclear reactor systems. This causes ‘energy’ degradation, i.e. transformation of kinetic energy into heat. The amount of the transformation of energy is not necessarily within the capabilities of current codes, thus constituting a further specific energy source.
- G) *Models of current interest for thermal-hydraulic system codes are constituted by a set of partial derivatives equations*. The numerical solution is approximate; therefore, approximate equations are solved by approximate numerical methods. The ‘amount’ of approximation is not documented and constitutes a specific source of uncertainty.
- H) *Extensive and unavoidable use is made of empirical correlations*. These are needed ‘to close’ the balance equations and are also reported as ‘constitutive equations’ or ‘closure relationships’. Typical situations are:
- The ranges of validity are not fully specified. For instance, pressure and flowrate ranges are assigned, but void fraction, or velocity (or slip ratio) ranges may not be specified.
 - Relationships are used outside their range of validation. Once implemented into the code, the correlations are applied to situations, where, for instance, geometric dimensions are different from the dimensions of the test facilities at the basis of the derivation of the correlation. One example is given by the wall-to-fluid friction in the piping connected with reactor pressure vessel: no facility has been used to derive (or to qualify) friction factors in two phase conditions when pipe diameters are of the order of one meter. In addition, once the correlations are implemented into the code, no (automatic) action is taken to check whether the boundaries of validity, i.e. the assigned ones, are over-passed during a specific application.
 - Correlations are implemented approximately into the code. The correlations, apart from special cases, are derived by scientists or in laboratories that are not necessarily aware of the characteristics or of the structure of the system code where the correlations are implemented. Furthermore, unacceptable numeric discontinuities may be part of the original correlation structure. Thus, correlations are ‘manipulated’ (e.g. extrapolated in some cases) by code developers with consequences not always ascertained. Fig. 3.1 shows how a valid/qualified correlation (Shah correlations, at two different velocities, for the condensation heat transfer) has been (necessarily) implemented into a system code.
 - Reference database is affected by scatter and errors. Correlations are derived from ensembles of experimental data that unavoidably show ‘scatter’ and are affected by errors

or uncertainties. The experimentalist must interpret those data and achieve an ‘average-satisfactory’ formulation.

- I) *A paradox shall be noted:* ‘Steady State’ & ‘Fully Developed’ flow condition is a necessary prerequisite or condition adopted when deriving correlations. In other terms, all qualified correlations must be derived under the steady state and fully developed flow conditions. However, almost in no region of the NPP those conditions apply during the course of an accident.
- J) *The state and the material properties are approximate.* Various materials used in a NPP are considered in the input deck, including liquids, gases and solids. Thermo-physical properties are part of the codes or constitute specific code user input data. These are of empirical nature and typically subjected to the limitations discussed under item H). A specific problem within the current context can be associated with the derivatives of the water properties.
- K) *Code User Effect exists (UE)* [31, 32]. Different groups of users having available the same code and the same information for modelling a NPP do not achieve the same results. UE is originated by:
- Nodalisation development, see also item N), below.
 - Interpreting the supplied (or the available) information, usually incomplete; see also item M) below and Fig. 3.2 where the same (imperfect) information from experimentalists (pressure drops across steam generator equal to -2.7 ± 5 KPa

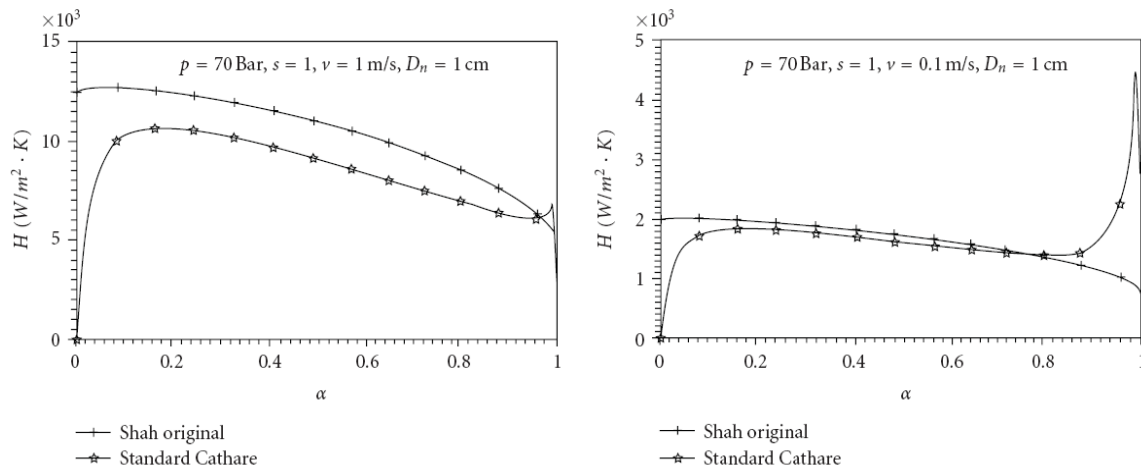


Figure 3.1: Comparison between results of the original Shah correlation for condensation heat transfer coefficient and Shah correlation after implementation in the Cathare code.

in the natural circulation test A2-77 performed in the LOBI facility) are correctly interpreted by the code-users in different way, thus generating (without surprise) different steady state results (see Fig. 3.3).

- Accepting the steady state performance of the nodalization: code users must accept a steady state results before performing the transient analysis. The ‘acceptance’ of the steady state results (Fig. 3.3) ‘reflects’ the choices made and affects (without surprise) the transient results.
- Interpreting transient results, planning and performing sensitivity studies, modifying the nodalisation and finally achieving “a reference” or “an acceptable” solution.

The user effect might result in the largest contribution to the uncertainty and is connected with user expertise, quality and comprehensiveness of the code-user manual and of the database available for performing the analysis.

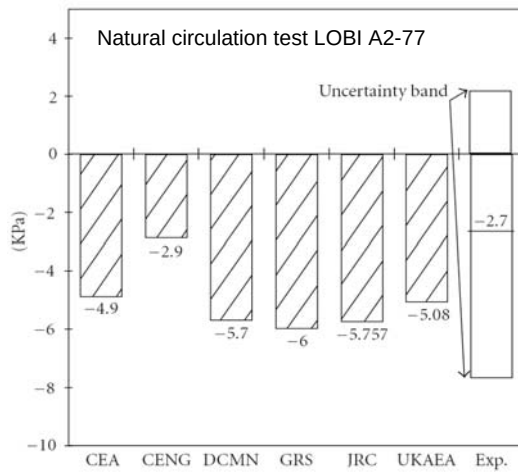


Figure 3.2: User effect in interpreting the available information (pressure drops across steam generator) from experiment.

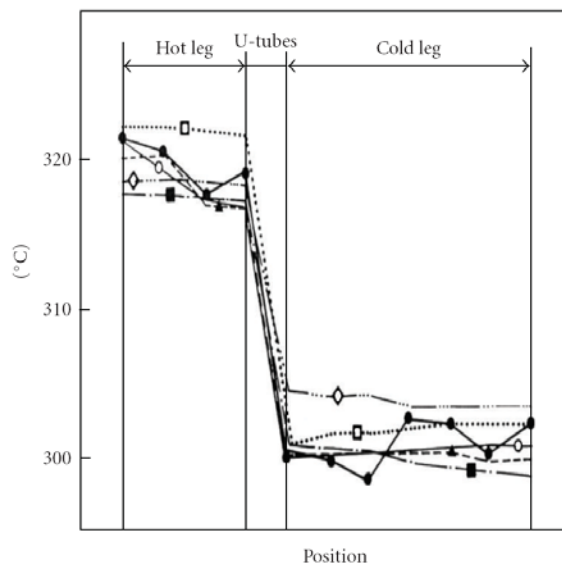


Figure 3.3: User effect in accepting (and qualifying) a steady state calculation.

L) *Computer/compiler effect exists.* A computer code is developed making use of the hardware selected by the code developers and available at the time when the code development starts. A code development process may last a dozen years during which period profound code hardware changes occur. Furthermore, the code is used on different computational platforms and the current experience is that the same code with the same input deck applied within two computational platforms produces different results. Differences are typically small in ‘smoothly running transients’, but may become noticeable in the case of threshold- or bifurcation-driven transients. Fig. 3.4 depicts the comparison between the primary side pressure, during the PORV cycling period, of two calculations performed using exactly the same input-deck and running on different computer configuration: the calculation labeled “psb_test7c1gg” has been run using a P-IV, 32 bits, 2800 MHz processor and Windows 32 bits as operative system; the calculation labeled as “psb_testtc1ggAMD” has been run adopting a AMD Athlon, 64 bits 3200+ 2200 MHz as processor and Windows 32 bites as operative system. The experimental results are also added.

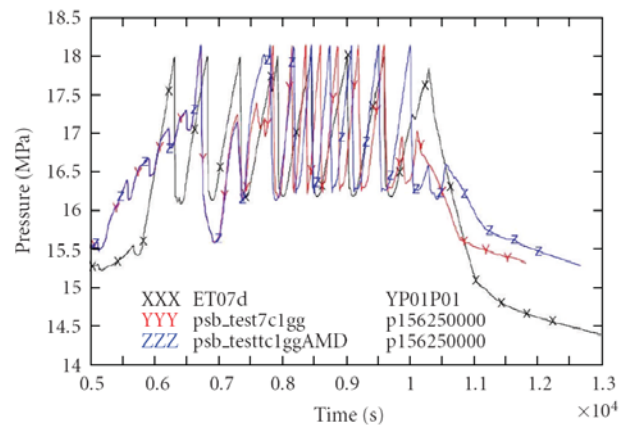


Figure 3.4: Computer/compiler effect: same code version and same input deck run on different computational platforms produces different results.

- M) *Nodalisation effect exists.* The nodalization is the result of a wide range brainstorming process where user expertise, computer power and code manual play a role. There is a number of required code input values that cannot be covered by logical recommendations. Therefore, an infinite number of suitable nodalizations can be developed to simulate an assigned system. The user expertise to fix the values of parameters or to perform selections not included among the recommendations may prove inadequate, affecting the results to an unknown extent and constituting the origin of a specific source of uncertainty. Fig. 3.5 shows how the same facility (LOBI) is modeled with different level of detail (i.e. number of control volumes) by the code users using either the same or different code.
- N) *Imperfect knowledge of boundary and initial conditions.* Some boundary and initial conditions values are unknown or known with approximation: the code user must add information. This process unavoidably causes an impact on the results that is not easily traceable and constitutes a specific source of uncertainty. Fig. 3.6 constitutes an evident example of how the imperfect knowledge of the steam generator secondary side heat losses (between 20 kW and 50 kW for the SBLOCA BL-12 performed in the LOBI-MOD2 facility) has a strong impact (about 200 K) in the prediction of the PCT.

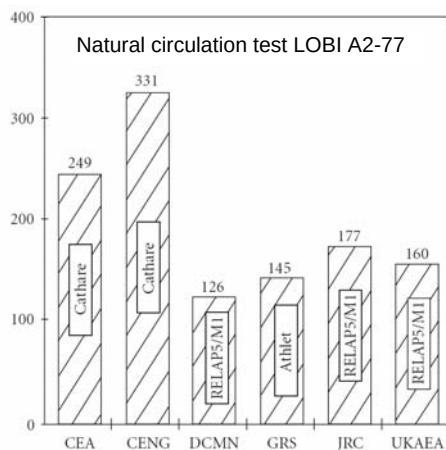


Figure 3.5: Nodalization effect: same facility modeled with different number of control volumes.

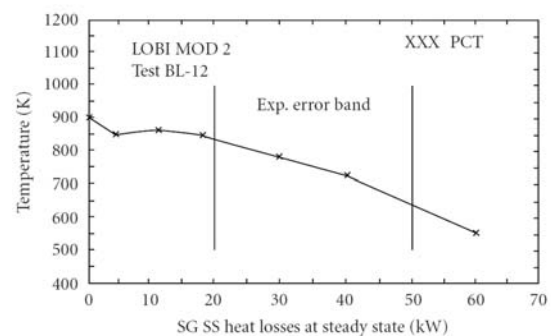


Figure 3.6: Imperfect knowledge of boundary conditions: effect of steam generator secondary side heat losses on the prediction of the peak cladding temperature.

- O) *Code/model deficiencies cannot be excluded.* The system code development started toward the end of the sixties and systematic assessment procedures were available since the eighties. A number of modeling errors and inadequacies have been corrected or dealt with and substantial progress has been made in improving the overall code capabilities. Nevertheless, deficiencies or lack of capabilities cannot be excluded nowadays. Examples, not applicable to all thermal-hydraulic system codes, are connected with the modeling of:

- the heat transfer between the free liquid surface and the upper gas-steam space,
- the heat transfer between a hotter wall and the cold liquid down-flowing inside a steam-gas filled region.

Those deficiencies are expected to have an importance only in special transient situations.

4 The Methods to Evaluate the Uncertainty

In this chapter the salient features of independent approaches for estimating the uncertainties associated with the predictions of complex system codes are reviewed [29]:

- The propagation of code input errors (Fig. 4.1): this can be evaluated as being the most adopted procedure nowadays, endorsed by industry and regulators. It adopts the statistical combination of values from selected input uncertainty parameters (even though, in principle an unlimited number of input parameters can be used) to calculate the propagation of the errors throughout the code.
- The propagation of code output errors (Fig. 4.3): this is the only demonstrated independent working alternative to the previous one and has also been used for industrial applications. It makes full and direct reference to the experimental data and to the results from the assessment process to derive uncertainty. In this case the uncertainty prediction is not propagated throughout the code.
- A third and independent way, i.e. different from propagation of code input errors or from propagation of code output errors, (Fig. 4.4) is based on Adjoint Sensitivity Analysis Procedure (ASAP, [14, 15]), Global Adjoint Sensitivity Analysis Procedure (GASAP, [16, 17]), and Data Adjustment/Assimilation (DAA) methodology [17] by which experimental and calculated data, including the computation of sensitivities (derived from ASAP), are mathematically combined for the prediction of the uncertainty scenarios. The approach is reviewed hereafter as deterministic method.

4.1 The Propagation of Code Input Errors

The first approach, reviewed as the prototype for propagation of code input errors, is the so-called “GRS method” [33], which includes the “CSAU method” (Code Scaling, Applicability and Uncertainty, [23] and the majority of methods adopted by the nuclear industry. Although the entire set of the actual number of input parameters for a typical NPP input deck, ranging up to about 10^5 input parameters, could theoretically be considered as uncertainty sources by these methods, only a ‘manageable’ number (of the order of several tens) is actually taken into account in practice. Ranges of variations, together with suitable PDF (Probability Density Function) are then assigned for each of the uncertain input parameter actually considered in the analysis. The number of computations needed for obtaining the desired confidence in the results can be determined theoretically by the Wilks formula [34]. Subsequently, the identified computations (ca. 100) are performed using the code under investigation to propagate the uncertainties inside the code, from inputs to outputs (results).

The main drawbacks of such methods are connected with: a) the need of engineering judgment for limiting (in any case) the number of the input uncertain parameters; b) the need of engineering judgment for fixing the range of variation and the PDF for each input uncertain parameter; c) the use of the code-nodalization for propagating the uncertainties: if the code-nodalization is wrong, not only the reference results are wrong but also the results of the uncertainty calculations; d) the process of selecting the (about) 100 code runs is demonstrably not convergent, and the investigation of results from two or more different sets of 100 calculations shows different values for uncertainty. A support to the last consideration is supplied by Fig. 4.2 that summarizes a study performed by KAERI in the framework of the Phase III of BEMUSE project [28].

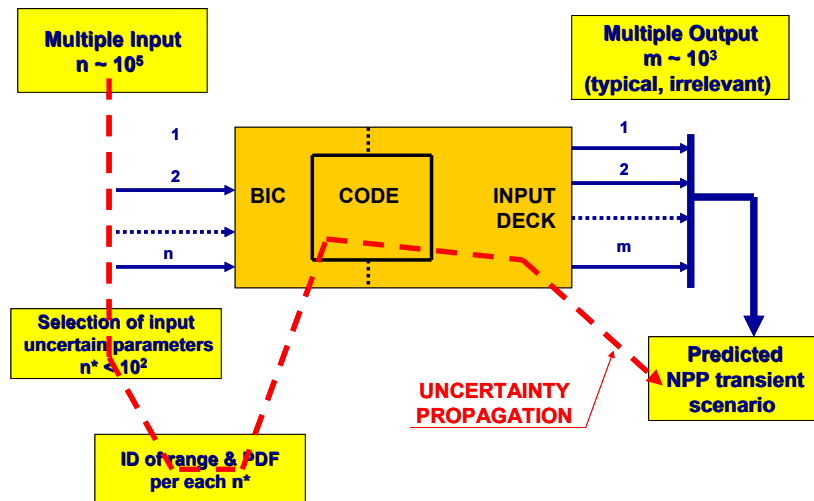


Figure 4.1: Uncertainty methods based upon propagation of input uncertainties.

A direct Monte-Carlo simulation consisting of 3500 runs were performed for simulating the Large Break Loss Of Coolant Accident (LBLOCA) L2-5 in the LOFT facility and several samples of $n = 59$ and $n = 93$ calculations were considered. The following considerations apply:

- From about 1000 runs, the mean value (equal to 1034 K) and the 95% empirical quantile (equal to 1173 K) of the first are almost stabilized;
- The 95% quantile value of 1173 K has to be compared with the value of 1219 K obtained with the sample of 93 calculations used for evaluating the upper tolerance limit of the first PCT in the BEMUSE project. A difference of 46 K has been attained;
- The dispersion of the upper limit obtained by using Wilks' formula at the first (i.e. the maximum value is retained) and second order (i.e. the second maximum value is retained), with a probability of 95% and a confidence level of 95%, was studied. The following aspects have to be outlined:
 - The spread of the results predicted for the upper limit of the first PCT is equal to roughly 200 K at the first order and 120 K at the second order;

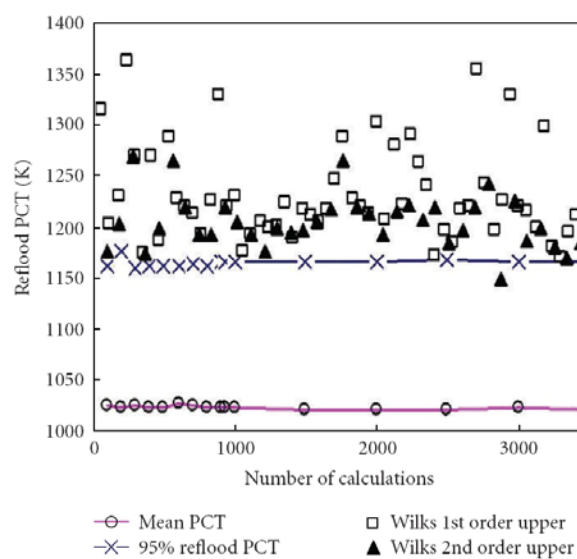


Figure 4.2: Spread of the upper limit of PCT using Wilks' formula at first and second order (KAERI analysis).

- At first order, among the 58 calculations, ranging from 1170 K to 1360 K, no-one was found significantly lower than the 95% quantile of the 3500 code runs, notwithstanding statistically 3 cases (i.e. 5% of 58) are expected;
- At the second order, among 37 calculations, ranging from 1150 K to 1270 K, 1 case was found below 1173 K.

4.2 The Propagation of Code Output Errors

The second approach, reviewed as the propagation of code output errors, is representatively illustrated by the UMAE-CIAU (Uncertainty Method based upon Accuracy Extrapolation [35] ‘embedded’ into the Code with capability of Internal Assessment of Uncertainty [24, 25], in Fig. 4.3. Note that this class of methods includes only a few applications from industry. The use of this method depends on the availability of ‘relevant’ experimental data, where here the word ‘relevant’ is connected with the specific NPP transient scenario under investigation for uncertainty evaluation. Assuming such availability of relevant data, which are typically Integral Test Facility (ITF) data, and assuming the code correctly simulates the experiments, it follows that the differences between code computations and the selected experimental data are due to errors. If these errors comply with a number of acceptability conditions [35], then the resulting (error) database is processed and the ‘extrapolation’ of the error takes place. Relevant conditions for the extrapolation are:

- Building up the NPP nodalization with the same criteria as was adopted for the ITF nodalizations;
- Performing a similarity analysis and demonstrating that NPP calculated data are “consistent” with the data measured in a qualified ITF experiment.

The main drawbacks of this method are as follows: a) the method is not applicable in the absence of relevant experimental information; b) a considerable amount of resources is needed to establish a suitable error database, but this is a one-time effort, independent of subsequent applications of this method; c) the process of combining errors originating from different sources (e. g, stemming from different ITF or SETF - Separate Effect Test Facility - different but consistent nodalizations and different types of transient scenarios) is not based upon fundamental principles and requires detailed validation.

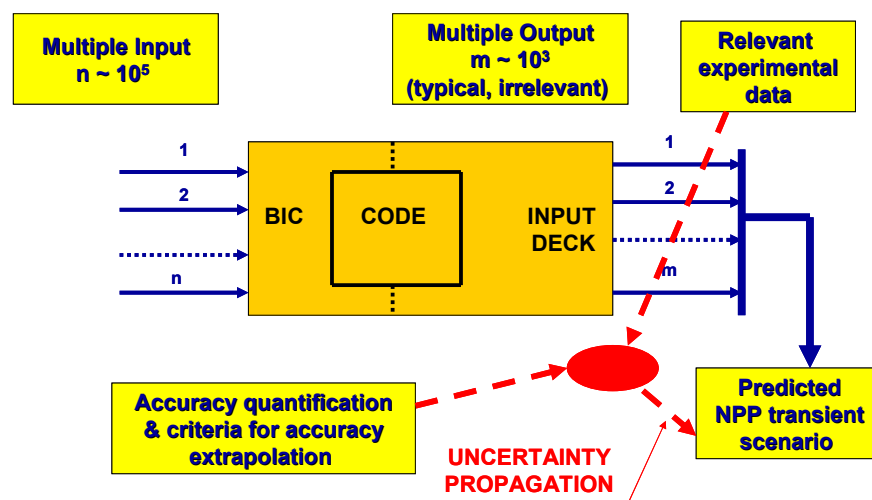


Figure 4.3: Uncertainty methods based upon propagation of output uncertainties.

4.3 The Deterministic Method

The third approach, depicted in Fig. 4.4, is based upon the mathematical tools of ASAP, GASAP and DAA by which all parameters α that affect any prediction, being part of either the code models or the input deck can be considered. The methodologies here briefly presented are discussed with more details in [48].

The *Adjoint Sensitivity Analysis Procedure (ASAP)* [14, 15] is one efficient deterministic method for computing local sensitivities $\mathbf{S}$ of large-scale systems, when the number of parameters and/or parameter variations exceeds the number of responses $\mathbf{R}$ of interest (that is the case of most problems of practical interest). In addition, also system's critical points $\mathbf{y}$ (i.e. bifurcations, turning points, saddle points, response extrema) can be considered and determined by the *Global Adjoint Sensitivity Analysis Procedure (GASAP)* [16, 17] in the combined phase-space formed by the parameters, forward state variables, and adjoint variables. Subsequently the local sensitivities of the responses $\mathbf{R}$ located at critical points $\mathbf{y}$ can be analyzed by the ASAP.

Once the sensitivity matrix $\mathbf{S}$ of the responses $\mathbf{R}$ respect to the parameters α is available, the *moment propagation equation* (see equation 5.39) is adopted to obtain the computed covariance matrix $\mathbf{C}_R$ of the responses starting from the covariance matrix $\mathbf{C}_\alpha$ of the system parameters. The elements of the matrix $\mathbf{C}_\alpha$ reflect the state of knowledge about the input (uncertainty) parameters that can be characterized by ranges and PDFs. It is very well known that in system thermal-hydraulics only few elements of $\mathbf{C}_\alpha$ are obtained from experimental observations (mainly from SETF), whereas, for the largest number of parameters engineering judgment is adopted for deriving “first”-guess values of ranges and PDFs. The imperfect knowledge of the input uncertainty parameters affects the computed responses $\mathbf{R}$ and the relative covariance $\mathbf{C}_R$ and constitutes the main reason why proper experimental data (i.e. connected with the specific NPP transient scenario under investigation for uncertainty evaluation) are needed. The technique by which experimental observations are combined with code predictions and their respective errors to provide an improved estimate of the system state (including the first guess values of the elements of $\mathbf{C}_\alpha$) is known as Data Adjustment and Assimilation (DAA) and it is based on a Bayesian inference process.

In order to reduce uncertainties in both the system parameters and responses, the Bayesian inference procedure is used to consistently assimilate computational and experimental information. There are several approaches possible when performing a DAA process in conjunction with time dependent nonlinear systems, and the “*on-line data adjustment/assimilation*” is well suited for uncertainty analysis of large-scale highly nonlinear time-dependent problems. It can be performed on-line (i.e., sequentially in time and interactively with the code that calculates the system's dependent variables and responses), by decomposing the original system into simpler interacting subsystems. In the present case, the assimilation process involves, at every time node, the minimization of a quadratic objective function subject to assigned constraints.

The idea at the basis of DAA can be made more specific as follows: the computed results $\mathbf{R}$ and the respective statistical errors $\mathbf{C}_R$ predicted by mathematical models and based on ‘prior’ or ‘first’ guess PDFs (including appropriate ranges) for the input model parameters (i.e. $\mathbf{C}_\alpha$) are combined with proper experimental observations $\mathbf{M}$ of the states of a system to generate ‘adjusted’ values for the system model parameters (α^{IE} , where the suffix *IE* stays for Improved Estimate values) and the related covariance matrix ($\mathbf{C}_\alpha^{IE}$, or ‘posterior’ PDFs). From this process, which can be considered as “improved” estimate analysis of the system's states, the responses $\mathbf{R}^{IE}$ and the respective covariance matrix ($\mathbf{C}_R^{IE}$) are finally derived.

Once a suitable database of improved estimates for the input model parameters (α^{IE}) and for the related covariance matrix ($\mathbf{C}_a^{\text{IE}}$) is available, the application of the method to a NPP scenario is straightforward and involves: a) the calculation of the reference responses $\mathbf{R}^{\text{NPP}}$, where here the word ‘reference’ is connected with the reference (i.e. best-estimate) NPP boundary and initial conditions supplemented by improved estimates of the input model parameters (α^{IE} , stemmed from the corresponding generated database) when other information is not available; b) the computation of the sensitivity coefficients $\mathbf{S}$, c) the application of the *moment propagation equation* to obtain the computed covariance matrix $\mathbf{C}_R^{\text{NPP}}$ of the responses starting from the covariance matrix $\mathbf{C}_a^{\text{NPP}}$ of the NPP system parameters. When other information is not available, $\mathbf{C}_a^{\text{NPP}}$ is supplemented by improved estimates of the input model covariance matrix ($\mathbf{C}_a^{\text{IE}}$) stemmed from the corresponding generated database.

The main drawbacks of this approach are as follows: a) the method is not applicable in the absence of relevant experimental information (like the CIAU); b) the adjoint model, needed for computing the sensitivity $\mathbf{S}$, requires relatively modest additional resources to develop and implement if this is done simultaneously with the development of the original code; however if the adjoint model is constructed *a posteriori*, considerable skills may be required for its successful development and implementation; c) a considerable amount of resources is needed to establish a suitable database of improved estimates for the input model parameters (α^{IE}) and for the related covariance matrix ($\mathbf{C}_a^{\text{IE}}$). However, this is a one-time effort, independent on subsequent applications of the method.

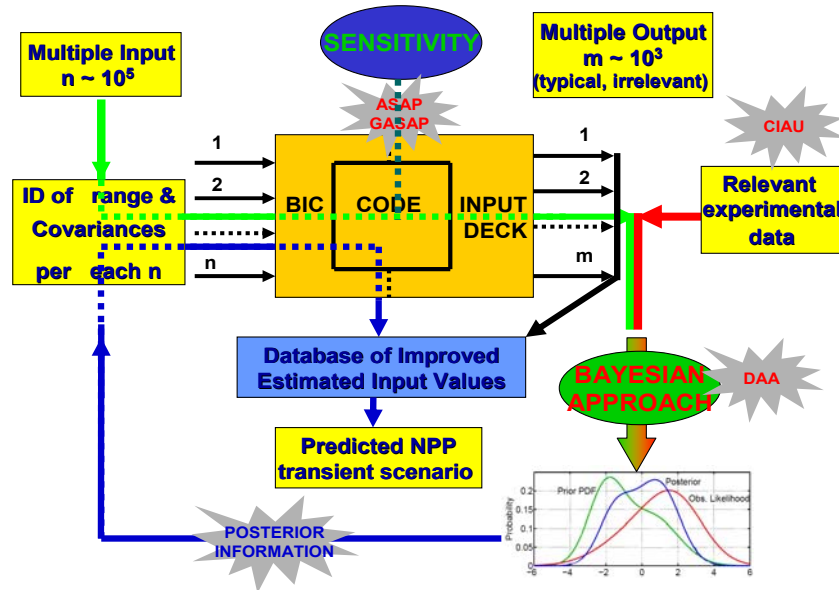


Figure 4.4: Uncertainty methodology based on Adjoint Sensitivity Analysis Procedure and Data Adjustment/Assimilation.

5 TOPICS RELEVANT FOR THE UNCERTAINTY EVALUATION (TRUE)

Fundamental aspects to be considered when developing an uncertainty method (like the ones discussed in the previous section) are here briefly recalled [36]. The definition of “Topics Relevant for Uncertainty Evaluation” with the acronym TRUE is introduced to emphasize the central role they have to play in structuring the architecture of a methodology. The following three TRUEs are discussed and, for each of them, one example is given together with the lesson learned:

- 1) The Nodalization Choices: different input decks (i.e. nodalization user choices) produce different effects upon relevant code output parameters;
- 2) The Code Versions: different code versions (same developer) have a strong impact in the prediction of relevant code output parameters;
- 3) The Bifurcation Analysis: scenarios can be imagined where bifurcations bring the transient evolution far from the best-estimate deterministic prediction, thus invalidating the connected uncertainty evaluation.

5.1 The Nodalization Choices

Results from the analysis of the LBLOCA DEGB in the Angra-2 NPP are considered [8]. A “fictitious” 3-D nodalization of the Reactor Pressure Vessel (RPV) was adopted and the influence of Upper Plenum (UP) noding assumption was considered by developing three different RPV-UP nodalisations simulating one uniform (Z in Fig. 5.1) and two non-uniform (X and Y in Fig. 5.1) UP behaviors (top-down flow allowed in all channels, top-down flow allowed in all channels except in the hot assembly and top-down flow allowed only in the determined breakthrough channels, respectively).

A comprehensive sensitivity study has been carried out aims at confirming the influence of selected input parameters upon the LBLOCA predicted scenario and at showing the importance of nodalisation upon the same prediction when an assigned input parameter is varied. Starting from the ‘reference’ nodalisations (X, Y and Z), single parameters are varied in each code run. Sixty-one variations of input parameters, subdivided in six groups (‘fuel’, ‘nodalisation’, ‘loop hydraulics’, ‘PSA and ECCS’, ‘neutronics’, ‘other’) were considered. The dispersion of results for ΔPCT (defined as the difference between the PCT of the reference calculation and the PCT obtained from the generic sensitivity run) can be seen in Fig. 5.1. The following two outcomes can be detected:

- a) The reference PCT are affected by the nodalisation (i.e. choices);
- b) The ΔPCT are strongly affected by the nodalisation (i.e. a given input uncertain parameter is relevant or not depending upon the selected nodalization). Moreover, also the sign of ΔPCT (i.e. the increase or decrease of the PCT value respect to the reference calculation) is nodalization-dependent (e.g. sensitivity case highlighted by vertical red line in Fig. 5.1).

It shall be noted that the conclusions at item a) and b) are also applicable when different thermal-hydraulic system codes are adopted.

The lesson learned, i.e. the importance of the nodalisation and of the code upon the predicted scenario, shall be duly considered when the evaluation of the uncertainty of relevant code output parameters is performed by the process of propagating input uncertainties through the code (i.e.

propagation of code input uncertainties) that is affected by the code itself and by the nodalization.

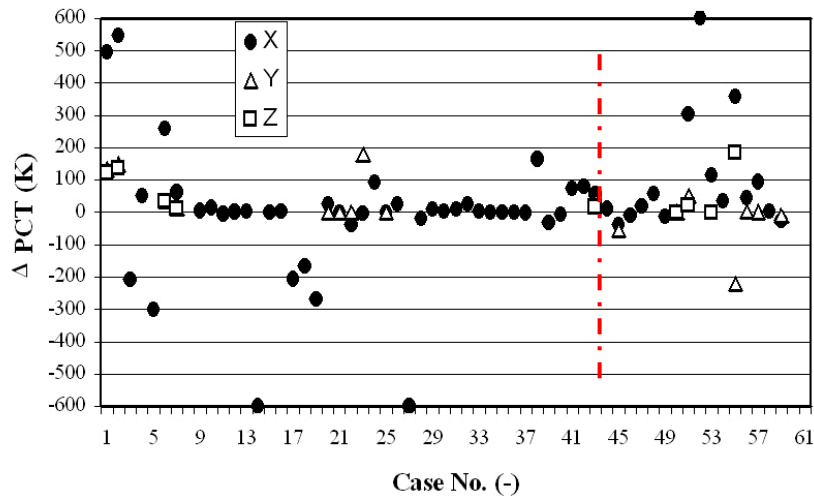


Figure 5.1: TRUE, influence of the nodalization choices.

5.2 The Code Versions

After the closure of the Uncertainty Method Study (UMS), comparison calculations of the experiment LSTF-SB-CL-18 were performed using different versions of the RELAP5 code, i.e. in chronological order MOD 2, MOD 3.2 and MOD 3.2.2. It turned out that MOD 3.2 calculated a 170 K higher peak clad temperature compared with MOD 2 and MOD 3.2.2 using the same input deck (Fig. 5.2). This is in agreement with the calculated peak clad temperature value and the relative higher upper limit of the uncertainty ranges calculated by two participants in the framework of the UMS.

The lesson learned from this TRUE is that the code versions (highly evaluated and qualified system thermal-hydraulic code), with the same input deck, have strong impact upon results and affect uncertainty prediction. Therefore, ‘direct’ specific code qualification is needed for uncertainty evaluation and the ‘internal assessment of uncertainty’ (see Chapter 6), by which the uncertainty methodology is strictly connected with the code version, is a highly recommended property to consider.

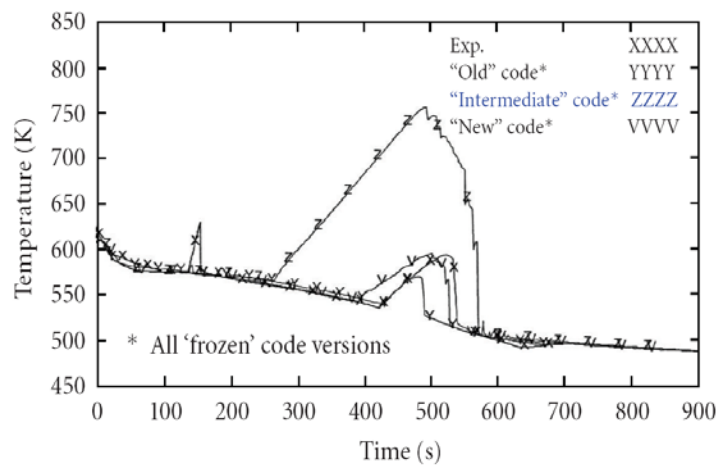


Figure 5.2: TRUE, influence of the code versions.

5.3 The Bifurcation Analysis

Scenarios can be imagined where bifurcations bring the transient evolution far from the best-estimate deterministic prediction, thus invalidating the connected uncertainty evaluation. Therefore, a bifurcation analysis may reveal necessary. Bifurcations can be originated by the actuation or lack of actuation of a system (e.g. pressurizer relief valves) or by the occurrence of a physical phenomenon characterized by a threshold (typically, the dryout). A tree of uncertainty bands can be predicted by CIAU and the results of a sample application [37] can be seen in Fig. 5.3. The CIAU-bifurcation capability was applied in the post-UMS study and the uncertainty ranges obtained by one participant (extreme results in the UMS framework) were (basically) reproduced by the CIAU bifurcation study.

The lesson learned from this experience is that bifurcation study is possible and produces (as expected) wider uncertainty bands compared with standard uncertainty study.

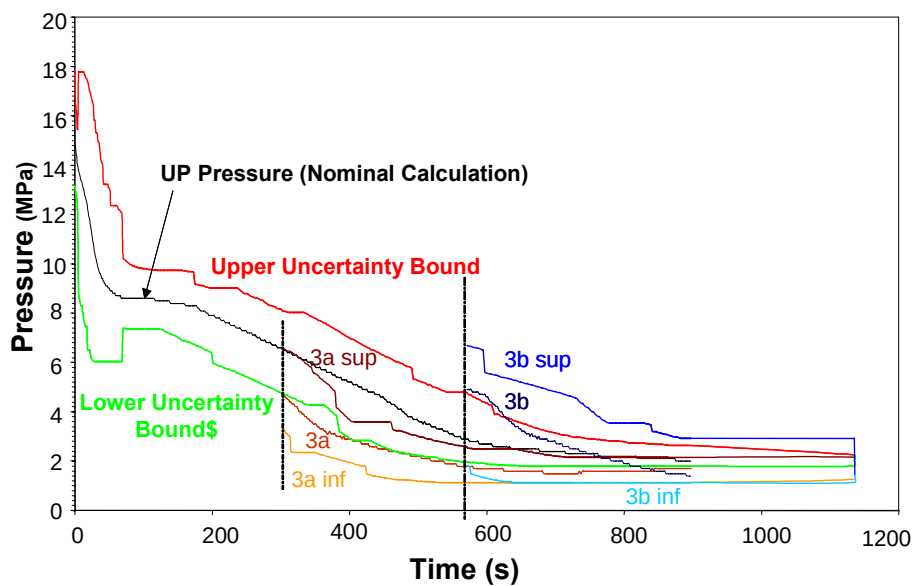


Figure 5.3: TRUE, consideration of bifurcation analysis by CIAU (tree of uncertainty bands).

6 THE CIAU METHOD

All of the uncertainty evaluation methods are affected by two main limitations:

- The resources needed for their application may be very demanding, ranging up to several man-years;
- The achieved results may be strongly method/user dependent.

The last item should be considered together with the code-user effect, widely studied in the past, and may threaten the usefulness or the practical applicability of the results achieved by an uncertainty method. Therefore, the Internal Assessment of Uncertainty (IAU) was requested as the follow-up of international conferences [38, 39]. The approach CIAU, Code with capability of IAU, has been developed with the objective of reducing the limitations mentioned above.

The bases of the method are discussed in four main steps in § 6.1 and the CIAU process and status is described in § 6.2. Three main applications of the methodology carried out in the recent past and with relevance to the nuclear industry are then summarized in Chapter 7 with the aim to outline the maturity level of the method.

6.1 The Bases of the Method

The bases of the CIAU method can be summarized in four steps:

1. The use of the ‘UMAE method as tool for qualifying thermal-hydraulic code calculations’ related both to ITFs (used in the ‘development process’ of CIAU) and to NPPs (for the CIAU ‘application process’, i.e. the step dealing with the uncertainty evaluation of the NPP code calculation);
2. The ‘NPP status approach’ to identify ‘phase spaces’ (i.e. combinations of finite intervals of selected – driving – quantities) to which associate single uncertainty values for each of the selected – output – quantities (i.e. responses);
3. The ‘separation and recombination of time and quantity error’ to split the physical- (i.e. phenomena based) statistical treatment of the uncertainty in two contributions associated with the values of the selected – output – quantities (i.e. responses) and with the time when those values are reached during the transient;
4. The ‘error filling process and the error extraction process’ to first generate the accuracy database and second to use the derived uncertainty database for the uncertainty evaluation of the NPP code calculation.

6.1.1 The UMAE Qualification Process (the Engine of CIAU)

The Uncertainty Methodology based on Accuracy Extrapolation (UMAE) [35] can be used in combination with a thermal-hydraulic code to produce the CIAU. It involves the fulfillment of different ‘conditions of acceptability’ for demonstrating the achievement of qualified ITF and NPP nodalizations and related code calculations (in this term it can be considered like the ‘engine’ of the CIAU). Various steps in the method, including the use of statistics, are introduced to avoid the expert judgments at any level in the process. Data coming from generic experiments in integral facilities and in separate effect test facilities, other than counterpart and similar tests can be processed in the UMAE. One condition for the application of the method is the similarity between the concerned plant scenario, in relation to which uncertainty must be calculated, and the experimental database originating the accuracy of the code. A simplified flow diagram of the UMAE is given in Fig. 6.1.

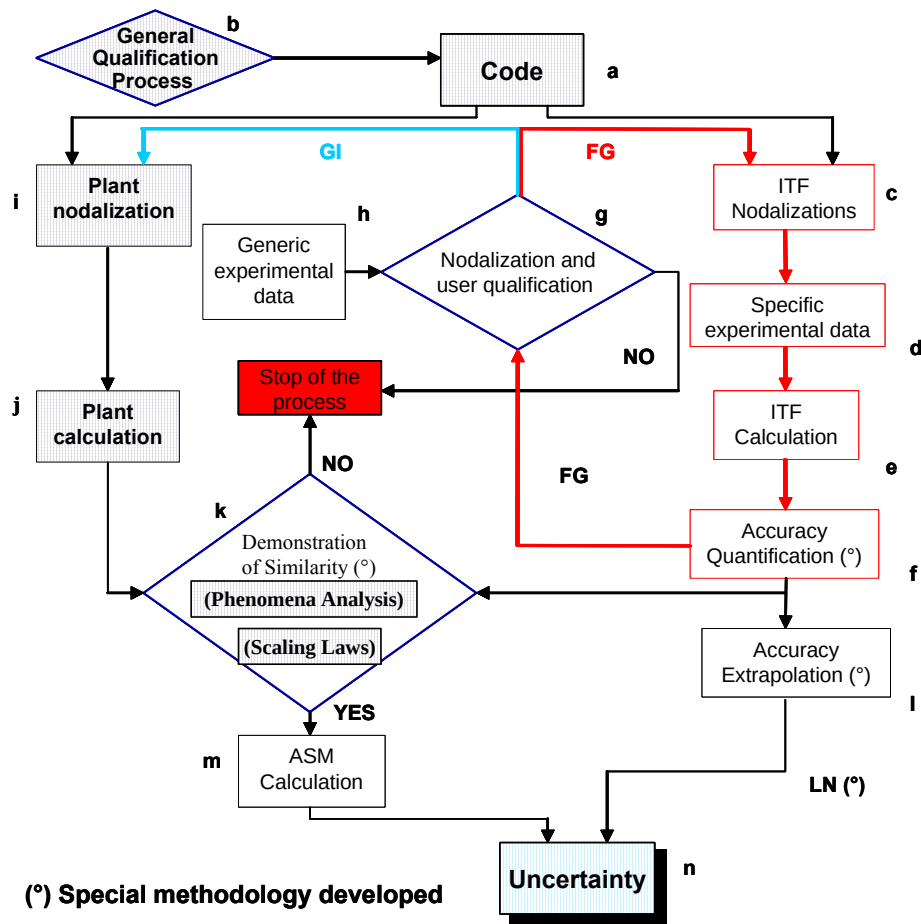


Figure 6.1: UMAE flow diagram (also adopted within the process of development and application of CIAU).

6.1.2 The NPP Status Approach

The usual characterization of any transient or event occurred or calculated in a typical LWR (Light Water Reactor) is through a number of time trends, e.g. pressures, levels, temperatures, mass flow-rates versus time. The event time, or the time elapsed since the event beginning, constitutes the main way to characterize the transient together with the initial and boundary conditions. In this case, which can be identified as ‘time-domain’, time is taken as horizontal axis in the graphical representation of the transient evolution. Therefore, in the area of uncertainty evaluation, each transient becomes unique, thus requiring a specific evaluation of the error that characterizes any of the time trends. This is true notwithstanding the possibility to consider Key Phenomena or Relevant Thermalhydraulic Aspects (RTAs) [13, 40], that are common to classes of transients.

A different way to look at the same transients involves the use of the ‘phase-space’. This approach consists in selecting a fixed, small group of quantities (called “driving quantities” Q_d) and in describing any event taking place in a NPP not as a function of time, but by the group of values assumed by the selected quantities: each group of the selected variables represents a status of the plant. This approach is actually utilized to optimize the emergency procedures of NPPs.

In the graphical representation, any relevant quantity can be used in the vertical or horizontal axis. Fig. 6.2 shows the comparison of relevant quantities among data of five experiments

reproducing LBLOCA (Large Break Loss of Coolant Accident), SBLOCA (Small Break Loss of Coolant Accident) and LOFW (Loss Of Feed-Water) scenarios in different PWR simulators (BETHSY, LSTF, LOFT, SPES and LOBI) and gives an idea of differences between the ‘time-domain’ and the ‘phase-space’ approaches, [41]. Differences in the two sets of graphics are obvious.

The basic idea of the CIAU method is that at any of the regions into which the ‘phase-space’ is subdivided can be assigned one uncertainty value for the selected output quantities (called “object quantities”, Y). In other words, the NPP status is a region of phase-space where the uncertainty in the code prediction is assumed to be ‘uniform’.

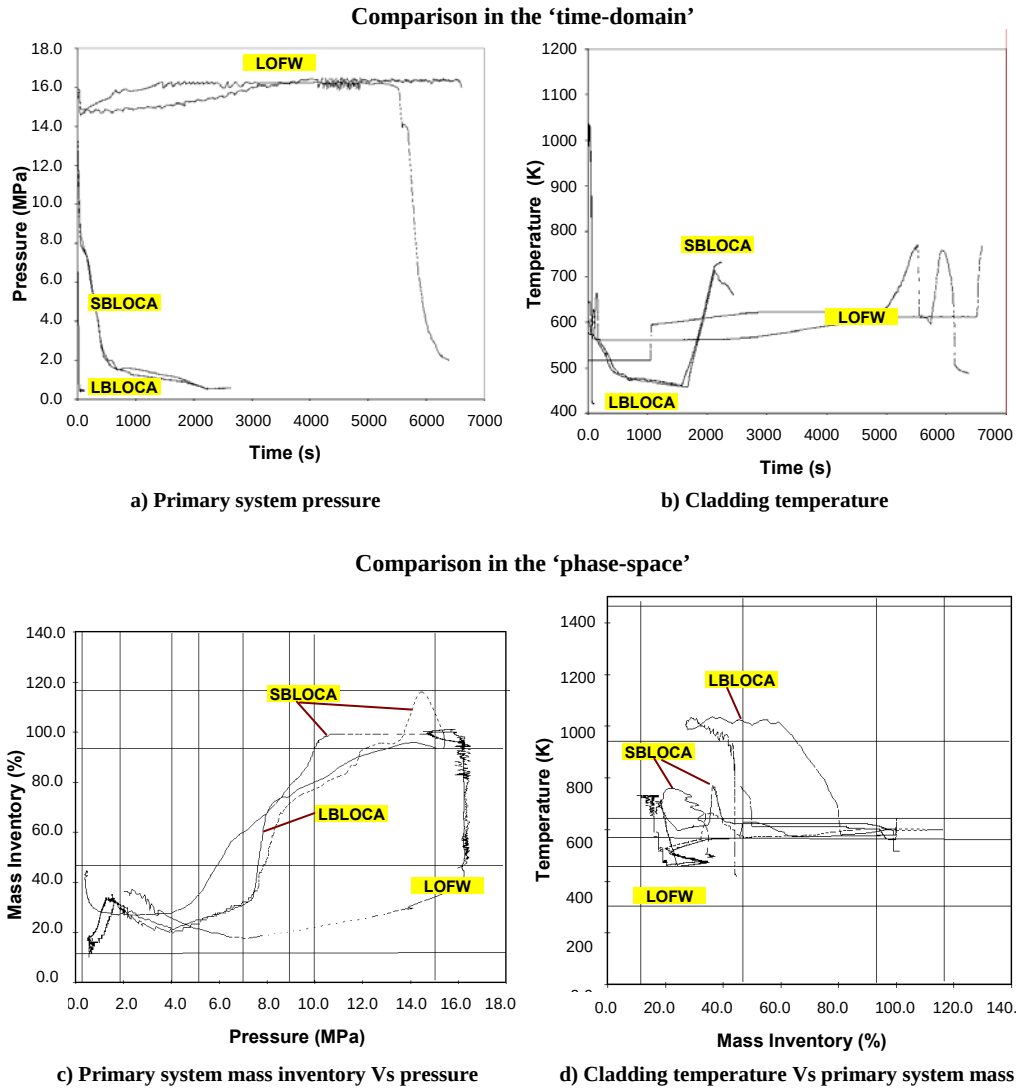


Figure 6.2: Comparison between ‘time domain’ and ‘phase-space’ representation among selected quantity evolutions characterizing different transients.

The same idea, referring to specific thermalhydraulic phenomena, is discussed in Refs [41, 42]. Those papers show that phenomenological areas or regions in the ‘phase-space’ are suitable for the use in scaling and extrapolation studies. Additional support for planning the method come from the characterization of generic plant status for the actuation of accident management

countermeasures, as discussed in Ref. [43]. Finally, the pursued approach is similar to what proposed by D.C. Groeneveld and P. Kirillov [44]: in that case, pressure, quality and flow rate are entered into the ‘look-up’ table that produces a suitable value for the CHF (Critical Heat Flux). In the present case, proper ‘driving quantities’ are entered into matrices and vector and produce uncertainty values.

6.1.3 The Separation and Recombination of Time and Quantity Error

The definition of time and quantity error can be drawn from Fig. 6.3. The dotted line is the result of a system code calculation: Y is a generic thermalhydraulic code output plotted versus time. Each point value in the curve is affected by a time error (E_t in Fig. 6.3a) and by a quantity error (E_q in Fig. 6.3b). The availability of experimental data (measured in appropriate NPP simulators, i.e. ITFs) allows to quantify those errors and to generate the so-called (in the CIAU nomenclature) Time and Quantity Accuracy database. Owing to the uncertainty affecting any thermal-hydraulic code calculation (see Chapter 3), each point value of the NPP code result may take any value within the rectangle (Fig. 6.3c) identified by the time (U_t) and quantity (U_q) error (uncertainty). The amount of the uncertainty value (i.e. each edge of the rectangle) can be defined in probabilistic terms, consistently with what recommended by current licensing approaches; e.g., a 95% probability level is considered acceptable to the US NRC staff for comparison of best-estimate predictions of postulated transients to the licensing limits in 10 CFR (Code of Federal Regulations) Part 50. The way used to combine the rectangles at the end of the CIAU process for generating the CIAU uncertainty bands can be seen in Fig. 6.3d. The adopted process is ensuring a higher (still not quantified) level of probability respect to the 95% probability usually associated with the edge of the rectangle.

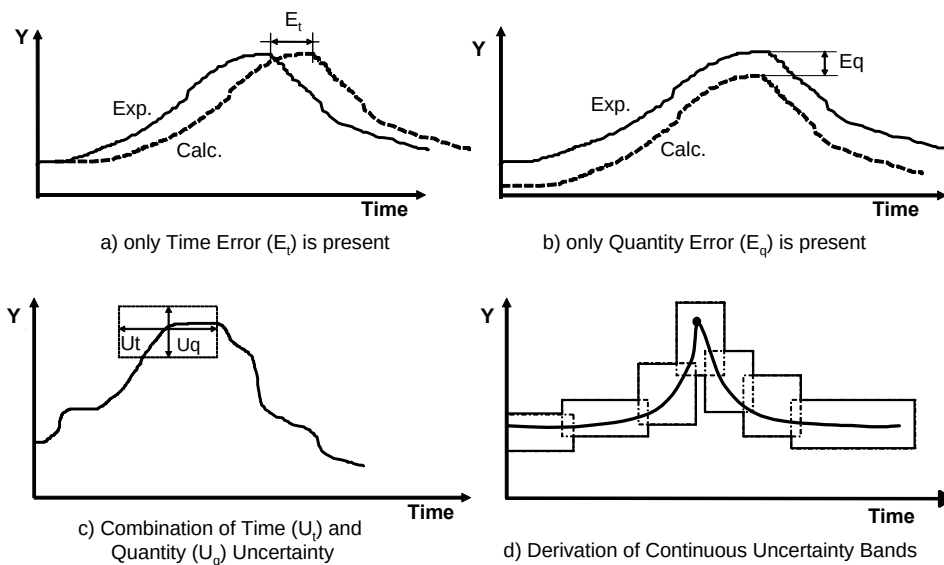


Figure 6.3: Comparison between ‘time domain’ and ‘phase-space’ representation among selected quantity evolutions characterizing different transients.

6.1.4 The Separation and Recombination of Time and Quantity Error

Two processes are foreseen for the realization of the CIAU method: the ‘error filling’ process and the ‘error extraction’ process (Fig. 6.4). The former is dealing with: a) the selection of relevant experiments (ITF and SETF), i.e. of those experiments whose geometrical properties of the facility and boundary and initial conditions are similar to those of the concerned plant

scenarios; b) the code calculation results qualified following the UMAE criteria; c) the derivation of the separate time and quantity accuracy (error) database; d) the identification of the NPP statuses; e) the storing of the time and quantity accuracy (error) values inside the selected (by the ITF and/or SETF experiment scenario) NPP statuses.

After that a qualified NPP code calculation has been made available by UMAE, the ‘error extraction’ process is used to draw out from the selected (by the transient) NPP statuses the uncertainty values to be associated with the nominal (best estimate) values of the object quantities for the uncertainty evaluation. It shall be noted that only one NPP best-estimate calculation per transient is sufficient for performing the uncertainty analysis. Between the two processes, the step dealing with the accuracy extrapolation (see § 3.1.2.2) is performed for passing from the accuracy database (output of the ‘error filling’ process) to the uncertainty database (input of the ‘error extraction’ process).

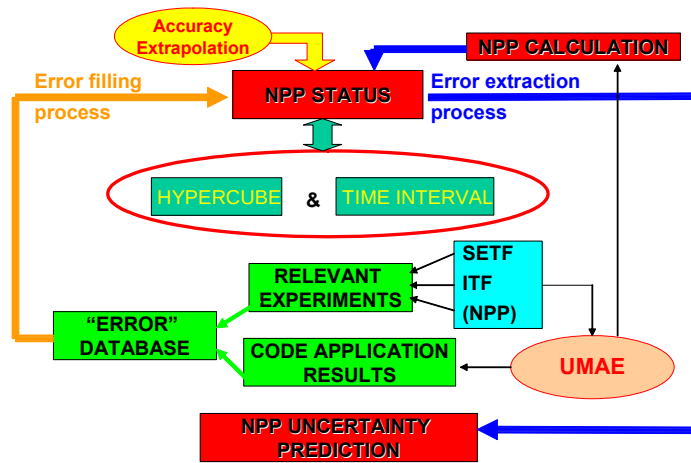


Figure 6.4: The error filling process and the error extraction process.

6.2 The CIAU Process

The CIAU method can in principle (read if a suitable set of experiments is available) consider any transient situation assumed to occur in a Nuclear Power Plant. No distinction is made among DBA (Design Basis Accident), BDBA (Beyond DBA), operational transients or transients involving multiple failures. The only boundaries are constituted by the values assumed by the considered transient driving quantities. However, the hypothesis is made that the transients do not evolve toward situations that imply core degradation and loss of geometric integrity. It can be premised that code validation must be proved within the fixed boundaries or ranges of variation of the assigned parameters.

Referring to any plant transient scenario (i.e. SBLOCA, LBLOCA or Operational Transient), the status of a plant can be characterized by six driving quantities (Q_d) and by the transient time (t). In the case of a PWR the six quantities are: a) the upper plenum pressure (Q_1), b) the primary loop mass inventory (including pressurizer) (Q_2), c) the steam generator pressure (Q_3), d) the cladding surface temperature at 2/3 of core active length (starting from the bottom of the active fuel) (Q_4), e) the core power (Q_5) and f) the steam generator downcomer collapsed liquid level (Q_6). These are listed as (1) to (6) in Tables 6.1. If a BWR is considered, five driving quantities apply, i.e. all of the above except the one at item c), and the quantity at item f) is the reactor pressure vessel downcomer level. The transient time needs the specification of a ‘zero’ ($t = \text{zero}$) value starting from normal operating conditions. The hypothesis here is that a stable steady

state (or stationary) situation must occur, or be specified when a code calculation is concerned, before $t = 0$.

In relation to each of the driving quantities and to the transient time, upper and lower boundaries must be fixed together with a minimum-optimal number of intervals (p_d). The assumed subdivisions can be found in Tables 6.1 and 6.2, respectively. Six dimensions constitute the 'phase-space' domain, a) to f) above (five in the case of BWR), and each combination of intervals p_d identifies one hypercube (Hyp) in that domain. Therefore, a hypercube and a time interval characterize a unique plant status in the frame of the CIAU uncertainty evaluation. All plant statuses are characterized by a matrix of hypercubes and by a vector of time intervals.

Table 6.1 : Subdivision of driving quantities (Q) into intervals.

PWR -DRIVING QUANTITIES (Q_d)		(1) Upper Plenum Pressure (MPa)	(2) Primary Circuit Mass Inventory (%) ^a	(3) Steam Generator Pressure (MPa)	(4) Cladding Temperature (K)	(5) Core Power (%) ^a	(6) Steam Generator Level (%) ^a
BWR -DRIVING QUANTITIES (Q_d)		(1) Upper Plenum Pressure (MPa)	(2) Primary Circuit Mass Inventory (%) ^a	Not Present	(3) Cladding Temperature (K)	(4) Core Power (%) ^a	(5) Downcomer Level (%) ^a
Hypercube Intervals (p _d)	1	0.09 – 0.5	10 – 40	0.1 – 3.0	298 – 473	0.5 – 1.0	0 – 50
	2	0.5 – 2.0	40 – 80	3.0 – 7.0	473 – 573	1.0 – 6.0	50 – 100
	3	2.0 – 4.0	80 – 100	7.0 – 9.0	573 – 643	6.0 – 50	100 – 150
	4	4.0 – 5.0	100 – 120	-	643 – 973	50 – 100	-
	5	5.0 – 7.0	-	-	973 – 1473	100 – 130	-
	6	7.0 – 9.0	-	-	-	-	-
	7	9.0 – 10.0	-	-	-	-	-
	8	10.0 – 15.0	-	^a: Percent of the Initial (nominal) Value			-
	9	15.0 – 18.0	-	-	-	-	-

Table 6.2 : Subdivision of transient time into intervals.*

No.	Transient duration (physical time) (s)	Period (s)	Time Step (s)	Time Interval
1	0-100	0 – 100	1.	From 1 to 100
2	0-1000	0 – 100	1.	From 1 to 100
		100 - 1000	2.	From 101 to 550
3	0-10000	0 – 100	1.	From 1 to 100
		100 - 1000	2.	From 101 to 550
		1000 - 10000	5.	From 551 to 2350
4	> 10000	0 – 100	1.	From 1 to 100
		100 - 1000	2.	From 101 to 550
		1000 - 10000	5.	From 551 to 2350
		> 10000	10.	From 2350 to ∞

* Applicable to a generic ITF or NPP transient.

The idea at the basis of CIAU can be made more specific as follows: the uncertainty in code prediction is constant within each plant status. A Quantity Uncertainty Matrix (QUM) and a Time Uncertainty Vector (TUV) can be set up, utilizing the definitions in Fig. 6.3.

Additional considerations are given hereafter:

- Upper and lower limits of the driving quantities Q_d (Tab. 6.1) reflect either the physically allowed values or the boundaries of validation of system codes;
- The range of each interval (p_d) in the quantity table (Tab. 6.1) and in the time vector (Tab. 6.2) is arbitrary. A decrease in the range signifies an increase in the number of intervals and,

even more, in the number of hypercubes. The validity in the selection of those ranges can be verified a posteriori (by the Internal or Independent qualification process), when the QUM and the TUV are filled by data;

- c) The total number of hypercubes considering the intervals in Tab. 6.1 is 8100. However, not all the combinations of intervals are realistic, e.g. very low pressures and very high core power might be inconsistent. In practical terms this only means that some hypercubes will never be touched by any transient and, most probably, will not include uncertainty data;
- d) Short lasting (few tens of seconds) LBLOCA, long lasting (several hundreds or even thousands seconds) SBLOCA or very long lasting (up to tens thousand seconds) transients, even without loss of primary loop integrity, produce quantity uncertainty data that may concern the same hypercubes. However, the actual uncertainty that characterizes the values of a generic quantity, during a short lasting or a long lasting transient, is different because this is the combination of quantity and time uncertainty values. Moreover, the error corresponding to the time uncertainty value is a 'never decreasing' function of time in the CIAU method. In the database gathered so far, no systematic differences between quantity uncertainty values of different origins have been detected. Nevertheless, data from SBLOCA, LBLOCA, Transients and Operational Transients that originate quantity uncertainty suitable for the CIAU QUM and TUV are distinguished and traceable in the database;
- e) Uncertainty data are continuously gathered and combined, in the same way in which the CHF look-up table [45] is set up and qualified. When a reasonable number of data is available for each hypercube, the consistency in the selection of the hypercube range can be checked together with the hypothesis of mixing relevant data from SBLOCA, LBLOCA and transients;
- f) Each transient scenario in a nuclear plant evolves throughout a series of subsequent status. Each time the event touches a hypercube and a time interval (i.e. a plant status), it takes proper uncertainty values (see the 'error extraction' process in Fig. 6.4). In this way, the entire event can be associated with uncertainty bands.

A simplified flow diagram of the CIAU is given in Fig. 6.5, where two main parts can be identified. The former is dealing with the development of the method (or the 'error filling' process in Fig. 6.4) and the latter with its application (or the 'error extraction' process in Fig. 6.4).

6.2.1 CIAU, Development Process

The development of the method implies the availability of qualified experimental data (block a in Fig. 6.5), of qualified system codes calculation results (block b), of postulated transients including the definition of plant status (block c) and the selection of variables in relation to which the uncertainty must be calculated (block e). The support of experimental data (block a) is considered mandatory, whatever is the qualification

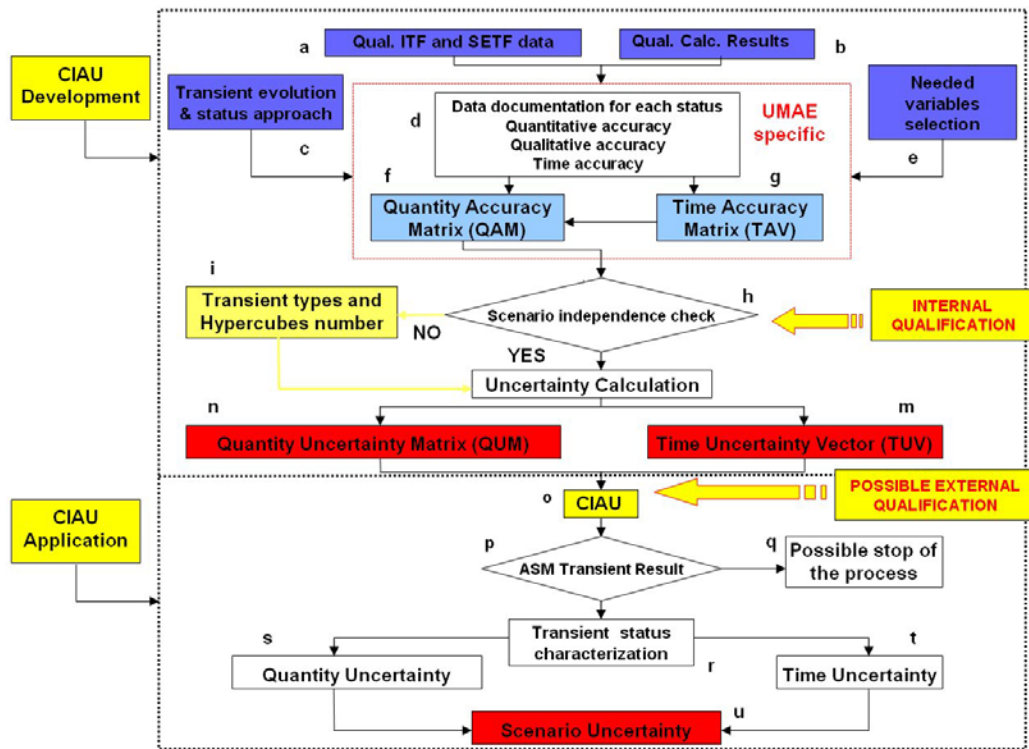


Figure 6.5: CIAU flow diagram.

process. Qualified code results (block b) signify the run of qualified code in a qualified computer/compiler by a qualified user using a qualified nodalization [21].

Any uncertainty methodology, supported by a system code, can be used at block b for producing data that are concerned with block c, thus producing an uncertainty database. Thousands of variables are the output of a code calculation and are utilized to characterize a postulated transient scenario. It may result impractical and non-necessary to evaluate the uncertainty connected with any quantity. Therefore, three variables (object quantities, Y) have been selected for uncertainty evaluation: the system pressure taken in the upper plenum of the vessel, the (maximum) rod cladding temperature at 2/3 core active length and the fluid mass inventory in the primary circuit.

It may be noted that the above quantities are the same as those utilized for characterizing plant status.

If the UMAE uncertainty methodology is used, relevant experimental data and code calculation results (blocks a and b) are compared. Accuracy is evaluated qualitatively and quantitatively, block d. If accuracy is acceptable, block d, the Quantity Accuracy Matrix (QAM) and the Time Accuracy Vector (TAV) are generated, blocks f and g, respectively.

Now, the various plant statuses identified under block c can be filled by data coming from block b or from blocks f and g in the case of UMAE. The scenario independence check (block h) needs to verify that the transient type does not affect calculated uncertainties in each hypercube. For instance, it might happen that data from the analysis of several SBLOCA produce uncertainty values much higher than data from the analysis of a similar number of LBLOCA, when the same hypercubes are concerned. In this case, the outlet “NO” from the block h brings into the block i and the number of hypercubes, i.e. the ranges of variation of the driving quantities, must be changed or the transient type must be identified inside each hypercube. If the

scenario independence check is positively passed, uncertainty values can be meaningfully assigned to each plant status. The already mentioned QUM and TUV are then generated.

6.2.2 CIAU, Application Process

The application of the CIAU is straightforward once QUM and TUV are available. The ‘error (uncertainty) matrices’ and the ‘error (uncertainty) vector’ are currently used as a post-processor of a CIAU calculation. The ASM (Analytical Simulation Model), i.e. a qualified NPP nodalization in the UMAE nomenclature, is used to get the transient scenario. Once a generic event is predicted, block p, the six driving quantities are used to identify the succession of hypercubes. The time intervals are also identified by the predicted event time, block r. This leads to the quantity uncertainty and the time uncertainty values, blocks s and t, respectively, that can be combined to get the uncertainty bands. It may be noted again that uncertainty bands only envelope the quantities selected under block e. The computer tool UBEP is used to combine time and quantity uncertainty at each time of the predicted event, block u, to generate continuous uncertainty bands that envelope the ASM calculation results.

The UBEP is the actual post-processor of the CIAU methodology. Uncertainty bands are superimposed to the time trends representative of the selected NPP transient scenario. This is calculated by the Analytical Simulation Model (ASM, see Fig. 6.5).

The six driving quantities output of the ASM are firstly used to identify the sequences of hypercubes $Hyp(\mathbf{Q})$ that characterize the selected NPP transient scenario. Thus, through the error extraction process, the Quantity Uncertainty (QU) and the Time Uncertainty (TU) are drawn out from the selected hypercubes and time cells at each time instant into the transient. A rectangle can be built up per each time step, as sketched in Fig. 6.3c and this is related to each of the three selected object quantities for the uncertainty evaluation. The last operation of the UBEP tool consists in finding the envelope of all the rectangles (Fig. 6.3d). In this way, continuous upper and lower uncertainty bands are generated in relation to upper plenum pressure, rod cladding temperature at 2/3 core height and fluid mass inventory of the primary loop.

6.3 The CIAU Database Status

The extension of the CIAU database is a fundamental activity in order to increase the reliability of the statistic evaluation (at the basis of CIAU) and to obtain a robust applicable tool for licensing applications. Thus the process to include new qualified tests to the existing database is the current main priority of the CIAU methodology and it is continuously ongoing in order to reach the target value of 100 tests.

A large amount of resources (in terms of manpower and computational tools) is requested to perform the enlargement of the CIAU database as it shall include tests in which the experiments and the calculated results satisfy the acceptability criteria envisaged in the UMAE methodology [35].

The test belonging to CIAU database are listed in Table 6.3 and a synthesis of the content of the database database is performed by the Table 6.4. The following considerations apply:

- A variety of transient types are part of the table, ranging from LBLOCA to SBLOCA, to LOFW, to trip of the MCP, to operational transients;

Table 6.3: Transients belonging to the CIAU database 2008 (DB 2008).

N°	Facility/Plant	Test ID	Type		Scaling Factor 1 / K _v	N° Hyper-cubes Involved	End of Test for CIAU (s)
1	SPES	SP-SB-04	SBLOCA	A _r = 6% of A _{max} in CL 100% power No AFW. SRV active HA and LPIS in CL	1/257	20	1600
2	SPES	SP-SB-03	SBLOCA	A _r = 6% of A _{max} in CL 10% power No AFW. SRV active HA and LPIS in CL	1/257	19	1800
3	LOBI/MOD2	BL-44	SBLOCA	A _r = 6% of A _{max} in CL 100% power No AFW. SRV active HA and LPIS in CL	1/712	22	2200
4	LOBI/MOD2	BL-34	SBLOCA	A _r = 6% of A _{max} in CL 10% power No AFW. SRV active HA and LPIS in CL	1/712	25	2200
5	LSTF	SB-CL-18	SBLOCA	A _r = 6% of A _{max} in CL 10% power No AFW. SRV active HA in CL	1/48	17	709
6	LSTF	SB-CL-21	SBLOCA	A _r = 6% of A _{max} in CL 10% power No AFW. SRV active HA in CL	1/48	21	1572
7	LOBI/MOD2	A1-93	SBLOCA	A _r = 2% of A _{max} in CL 100% power No AFW. SRV active HA in CL	1/712	24	1950
8	LOBI/MOD1	A1-04	LBLOCA	A _r = 200% of A _{max} in CL HA in CL	1/712	18	72
9	VVER-1000	KZ1	Operational Transient	Loss of a primary loop flow 72 % power FW controlled by core power	1/1	2	248
10	VVER-1000	KZ2	Operational Transient	Loss of a primary loop flow 52 % power FW controlled by core power	1/1	2	222
11	VVER-1000	KZ3	Operational Transient	Partial Loss of feedwater 72 % power SG control valve stuck open	1/1	4	118
12	LOBI/MOD2	BT15-BT16	LOFW	100% power BT15 pumps running BT16 pumps tripped	1/712	17	12500
13	SPES	SP-SW-02	LOFW	Delayed activation of AFW. No ECCS intervention	1/257	17	6666
14	LSTF	LSLW	LOFW	Delayed activation of AFW. No ECCS intervention	1/48	13	11004
15	UPTF	UPTF-05	LBLOCA	Blow Down Phase Constant Conditions. ECCS injection	1/1	54	98
16	UPTF	UPTF-06	-	Refill Phase Constant Conditions. ECCS injection	1/1	36	119
17	UPTF	UPTF-07	-	Refill Phase Constant Conditions. ECCS injection. N2 injection	1/1	54	377
18	LOBI/MOD2	BL-06	SBLOCA	A _r = 6% of A _{max} in CL Trip of FW and MSL	1/712	34	6484
19	LOBI/MOD2	BT-17	LOFW	Delayed activation of AFW Fast upper plenum depressurization	1/712	28	6030
20	RD-14m	B9401	LBLOCA	Inlet Header Critical Break LOCA	1/60	24	900
21	LOBI/MOD2	BT-02	LOFW	-	1/712	14	9913
22	ANGRA-1	RES-11-99	Station Black Out	-	1/1	9	178

Table 6.3: Transients belonging to the CIAU database 2008 (DB 2008) – Cont'd.

N°	Facility/Plant	Test ID	Type		Scaling Factor 1 / K _v	N° Hyper-cubes Involved	End of Test for CIAU (s)
23	VVER-1000	MCP01	MCP	Main Coolant Pump Restart	1/1	4	120
24	VVER-440	MCP02	MCP	Main Coolant Pump Trip	1/1	4	599
25	VVER-440 BC V-213	BC-V213-05	LBLOCA	70 mm break diameter and 'far' position	1/1000	11	160
26	PANDA	ISP42-Ph-A	Containment Pressurization	Passive Containment Cooling System Start-Up	1/40	2	5400
27	PANDA	ISP42-Ph-C	Containment Pressurization	Long-Term Passive Decay Heat Removal	1/40	2	7000
28	PSB-VVER	cl-4-1-03	SBLOCA	A _r = 4.1% of A _{max} in CL Accumulators available LPIS in loops 1,3,4	1/300	17	2800
29	LOFT	L2-5	LBLOCA	A _r = 200% of A _{max} in CL 100% power Trip of FW and MSL HA, HPIS and LPIS in CL	1/50	18	65
30	LOFT	L2-3	LBLOCA	A _r = 200% of A _{max} in CL 100% power Delayed cost down of primary coolant pumps HA, HPIS and LPIS in CL	1/50	38	200
31	PKL-III	EE22	SBLOCA	HPIS and LPIS (loop 1 and 2)	1/300	18	2593
32	PSB-VVER	CT41	SBLOCA	A _r = 4.1 % of A _{max} CT of LOBI BL-34 HA available LPIS in loops 1,3,4	1/300	22	3511
33	PSB-VVER	T#08	SBLOCA	A _r = 0.5 % of A _{max} HPIS & LPIS failure AM: PS F&B by PORV opening and make-up system	1/300	27	4377
34	PSB-VVER	T#04	SBLOCA	A _r = 0.7 % of A _{max} AM: SS depressurization by SG2 & 3	1/300	26	4780
35	PSB-VVER	T#11	SBLOCA	A _r = 0.7 % of A _{max} HPIS failure AM: SS cooldown 30 K/h & 1 HPIS recovery	1/300	23	10014
36	PSB-VVER	T#12	SBLOCA	A _r = 0.7 % of A _{max} HPIS & LPIS failure AM: SS cooldown 30 K/h & make-up system	1/300	23	10014
37	PSB-VVER	T#10	NC	Natural circulation Drainage and refilling phases	1/300	10	39665
38	PSB-VVER	T#03	PORV	PORV stuck open Similar to Zaporozhye Acc.	1/300	12	1035
39	PSB-VVER	11up	IBLOCA	A _r = 11% of A _{max} (upper plenum) Shakedown test	1/300	21	12425
40	PSB-VVER	PSH1	SGTR	PRISE BRU-A stuck open	1/300	22	16719

A_r : Break Area

CL : Cold Leg

F&B : Feed and Bleed

PORV : Pilot Operated Relief Valve

SG : Steam Generator

AFW : Auxiliary Feed Water BRU-A : SRV in WVER reactor

CT: Counterpart Test

HA : Hidro Accumulator

PRISE : PRImary to SEcondary leakage

SRV : Steam Relief Valves

FW : Feed Water

MSL : Main Steam Line

PS : Primary System

SS : Secondary System

Table 6.4 : Subdivision of the tests of CIAU DB 2008 in transient classes.

	SBLOCA (S)	LBLOCA (L)	LOFW (W)	Operational Transient (O)	MSLB (M)	SGTR (G)	PORV Stuck open (V)	Pump trip (P)	Turbine trip (T)	SCRAM (C)	ATWS (A)	Other	TOTAL
ITF													
LOBI/MOD1		1											1
LOBI/MOD2	4		3										7
LOFT		2											2
LSTF	2		1										3
PANDA												2 ^(d)	2
PKL-III	1												1
PSB-VVER	6	1 ^(f)				1	1					1 ^(e)	10
RD-14m		1											1
SPES	2		1										3
UPTF		3 ^(a)											3
VVER-440 BC V-213		1											1
NPP													
ANGRA-1												1 ^(b)	1
VVER-1000				3				1 ^(c)					4
VVER-440								1					1
TOTAL	15	9	5	3	0	1	1	2	0	0	0	4	40

- (a) : Two tests simulate the Refill phase (d) : Containment Pressurization
(b) : Station Blackout (e) : Natural Circulation
(c) : Main Coolant Pump Restart (f) : Intermediate Break LOCA

- A wide range of volume scaling factors is covered up to include the full database coming from NPP;
- SETF and ITF simulating all classes of light water reactors (PWR, BWR and VVER) and also CANDU Reactors (see n° 20 in Table 6.3) are part of the database;
- The number of hypercubes that are touched by the ensemble of the experiments listed in Table 6.3 is 339 over a total number of 8100 hypercubes (though it shall be noted that not all of the 8100 hypercubes correspond to situations of practical interest in the NPP). In particular, the are transients like the test BL-06 (SBLOCA in LOBI/MOD2 facility, #18 in Table 6.3) that evolves through a high number of hypercubes and tests like #9, 10, 11 or #26, 27 in Table 6.3 that stay inside only two hypercubes for all duration of the transient;
- An internal and external [48] qualification process have been performed to confirm and to verify the consistency and the qualification of the new updated CIAU database (DB 2008);
- A general decreasing of the uncertainty values for the ‘object’ quantities inside each hypercube has been observed passing from 28 to 40 tests [48], as expected.

7 KEY INDUSTRIAL APPLICATIONS OF CIAU

Three main applications of the CIAU methodology with relevance to the nuclear industry are presented hereafter. More details may be found in Refs [8, 46, 47].

7.1 Uncertainty Analysis of the LBLOCA-DBA of the Angra-2 PWR NPP

Angra-2 is a 4 loop 3765 MWth PWR designed by Siemens KWU. The NPP is owned and operated by the ETN utility in Brazil. The NPP design was ready in the '80s, while the operation start occurred in the year 2000 following about ten-year stop of the construction. The innovation proposed to the licensing process by the applicant consists in the use of a Best Estimate tool and methodology to demonstrate the compliance of the NPP safety performance with applicable acceptance criteria set forth in the Brazilian nuclear rule.

In this study [8], the CIAU application aimed at performing an 'independent' best-estimate plus uncertainty analysis of the LBLOCA-DBA of the Angra-2 PWR NPP. The analysis is classified as 'independent' in the sense that it was carried out by computational tools (code and uncertainty method) different from those utilized by the applicant utility.

The main results are summarized in Fig. 7.1 and 7.2, where the PCT and the related uncertainty bands obtained through the CIAU and through the computational tools adopted by the applicant, are given. The following comments apply:

- Continuous uncertainty bands have been obtained by CIAU related to rod surface temperature (Fig. 7.1), pressure and mass inventory in primary system. Only point values for PCT are considered in Fig. 7.2;

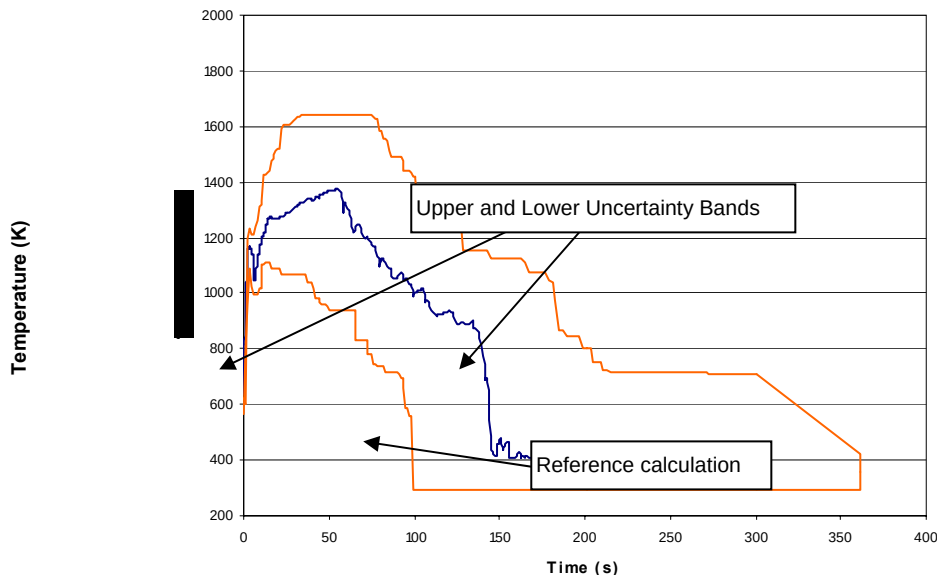


Figure 7.1: Result of CIAU application to Angra-2 LBLOCA analysis: uncertainty bands for rod surface temperature at 'axial level 9' of the realistic hot rod, obtained by the reference run.

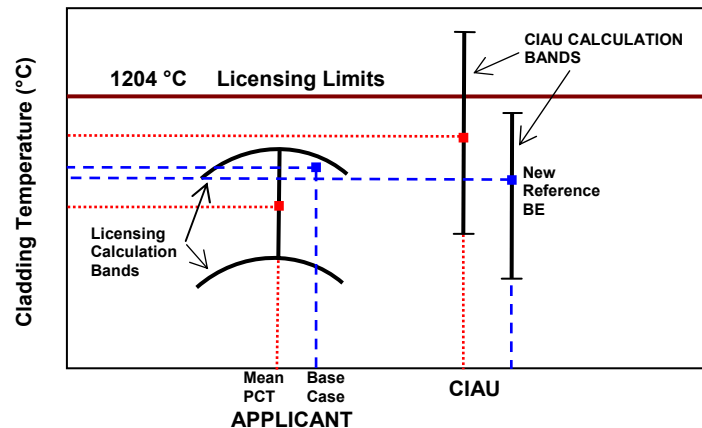


Figure 7.2: Angra-2 LBLOCA uncertainty evaluation: final result from the CIAU study and comparison with results of the applicant.

- The CIAU (and the applicant) analysis has been carried out as best-estimate analysis: however, current rules for such analysis might not be free of undue conservatism and the use of peak factors for linear power is the most visible example;
- The conservatism included in the reference input deck constitutes the main reason for getting the 'PCT licensing' from the CIAU application above the acceptability limit of 1200 °C;
- The amplitude of the uncertainty bands is quite similar between the CIAU and the applicant. Discrepancies in the evaluation of the 'PCT licensing' outcome from the way of considering the 'center' of the uncertainty bands. In the case of CIAU, the 'center' of the uncertainty bands is represented by the phenomenological result for PCT obtained by the reference calculation (1100 °C in Fig. 7.1). In the case of applicant the 'center' of the uncertainty bands is a statistical value obtained from a process where the reference calculation has no role (796 °C in Fig. 7.2);
- The reference best estimate PCT calculated by the applicant (result on the left of Fig. 7.2) plus the calculated uncertainty is lower than the allowed licensing limit of 1473 K;
- The reference best estimate PCT calculated by CIAU (result on the right of Fig. 7.2) is higher than the PCT 'proposed' by the applicant and the upper limit for the rod surface temperature even overpasses the allowed licensing limit of 1473 K thus triggering licensing issues;
- Based on the results at the previous point, new evidences from experimental data have been made available by the applicant. This allowed to repeat the best estimate reference calculation (both for the CIAU and the applicant). The new reference best estimate PCT calculated by CIAU is lower than the previous (about 200 °C) and close to the new reference PCT calculated by the applicant ('base case' in Fig. 7.2);
- It is shown that the new CIAU upper limit for the rod surface temperature is lower than the allowed licensing limit of 1473 K.

7.2 Kozloduy-3 200 mm Break to Show Similarity of Code Results

Results of independent safety evaluations [85] of the transient behaviour of the Kozloduy unit 3 VVER 440/230 NPP (675 MWth) following Large Break LOCA is discussed in the following. The considered LOCA is originated by a 200 mm single ended break in cold leg, and conservative boundary and initial conditions were assumed. A comprehensive analysis of the ‘LBLOCA 200 mm’ transient was carried out. The specific purposes of the analysis include:

- the demonstration that the use of the CATHARE code provides quantitatively and qualitatively similar predictions as the RELAP5;
- the execution of an independent safety analysis supported by CIAU uncertainty evaluation.

The following comments apply:

- The application of the uncertainty method to the results of the ‘LBLOCA 200 mm’ might be not justified owing to the use of some conservative input data. However, within the present context, the CIAU uncertainty evaluation to the RELAP5 analysis allows the quantitative evaluation of the results and of the CATHARE results predicted by UNIPI;
- Uncertainty results related to the rod surface temperature that are obtained from the application of CIAU having as reference the UNIPI-RELAP5 calculation are summarized in Fig. 7.3;
- The ‘PCT licensing’ predicted by CIAU (1062 °C) lies within the licensing acceptability threshold (1200 °C). The available safety margin is close to 150 K. The uncertainty results obtained by CIAU are supported by the outcome of the sensitivity study. The removal of the conservatism considered in the process (that could not be justified within the performed analysis) is expected to bring the predicted ‘PCT licensing’ below 1000 °C;
- The demonstration that the results of predictions by RELAP5 and CATHARE are not in contradiction has been obtained through the uncertainty bands calculated by CIAU having as reference the RELAP5 calculation. Fig. 7.3 shows that the CATHARE results are embedded within the uncertainty bands of the RELAP5, when the same transient is calculated with the same boundary and initial conditions, thus allowing a successful solution to the assigned problem.

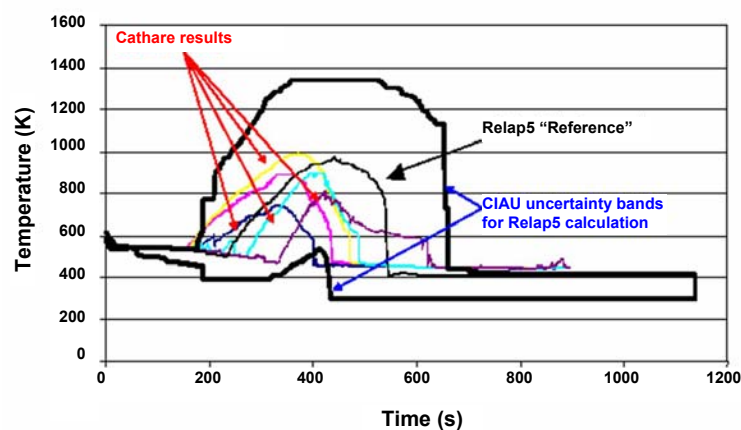


Figure 7.3: Uncertainty analysis of the ‘200 mm’ LOCA-DBA of VVER-440 NPP: main result from CIAU application.

7.3 Best Estimate and Uncertainty Evaluation of LBLOCA 500 mm for Kozloduy-3

The analysis of the 'LBLOCA 500 mm' (DEGB in CL) transient [86] was carried out by adopting the Relap5 code. The specific purposes of the analysis include the assessment of the results and the execution of an independent safety analysis supported by uncertainty evaluation. A BE transient prediction of the 'LBLOCA 500 mm' was performed. Evaluation of the uncertainty was performed by CIAU for the RPV upper plenum pressure, the mass inventory in primary system and the hot rod cladding temperature. Only the last parameter is shown in Fig. 7.4 together with the uncertainty bands. The most relevant result is the demonstration that the PCT in the concerned hot rod is below the licensing limit.

In the same Fig. 7.4, bounding results (PCT and time of quenching) from two conservative calculations (i.e. obtained by a BE code utilizing conservative input assumptions) are given: one is the conservative calculation ('driven' conservatism in Fig. 7.4) performed by the applicant, the other is the conservative calculation performed by UNIPI ('rigorous' conservatism in Fig. 7.4). The following can be noted:

- The 'driven' conservative calculation has been performed by the applicant using a set of values for the selected conservative input parameters different respect to the values adopted in a previous analysis and accepted by the regulatory body;
- The 'driven' conservative calculation is not "conservative" and does not bound entirely the BE + uncertainty upper bound. This implies that code uncertainties are not properly accounted for by the adopted conservative input parameter values;
- The 'rigorous' conservative calculation performed by UNIPI [86] is correctly conservative (i.e. it use the same set of values for the selected conservative input parameters previously licensed), but its conservatism is such to cause PCT above the licensing limit;
- The comparison between the conservative PCT obtained by UNIPI and the CIAU upper band of the BE+uncertainty calculation shows the importance of using a full BE approach with a suitable evaluation of the uncertainty.

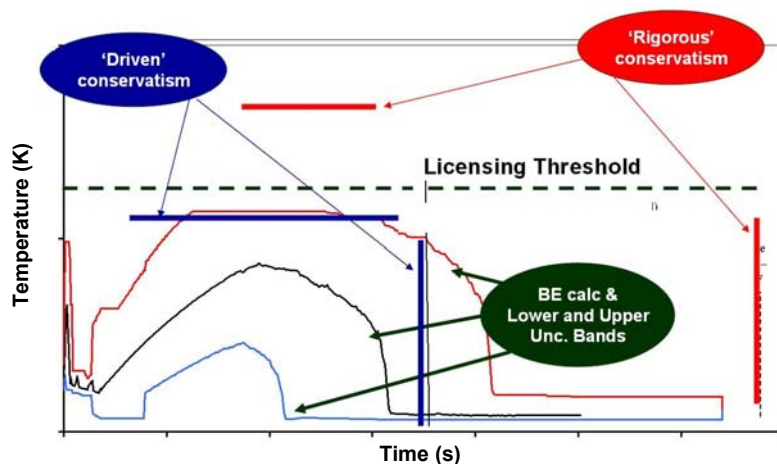


Figure 7.4: BE reference 500 mm LBLOCA analysis for Kozloduy Unit 3 NPP:
Surface temperature at the PCT location in hot rod and
uncertainty bands derived by CIAU application.

8 Conclusions

The best-estimate calculation results from complex thermal-hydraulic system codes are affected by approximations that are un-predictable without the use of computational tools that account for the various sources of uncertainty. Therefore the use of best-estimate codes within the reactor technology, either for design or safety purposes, implies understanding and accepting the limitations and the deficiencies of those codes.

In a general case when conservative input conditions are adopted together with a best estimate code, the conservatism in the results cannot be ensured because of the obscuring influence that an assigned input conservative parameter value may have upon the prediction of the wide variety of phenomena that combine for a typical reactor accident scenario. In addition, the amount of conservatism, when this can be ensured for an assigned output quantity, may suffer from two limitations: a) it does not correspond to a conservatism in the prediction of a different system relevant variable (e.g. a conservative prediction for rod surface temperature does not correspond to a conservative prediction of emergency system flow-rate or of containment pressure) and b) the amount of conservatism is unknown.

Consequently a consistent and robust use of a best estimate code implies the adoption of realistic boundary and initial conditions and the evaluation of the uncertainties affecting the computed results. This type of analysis is referred to as a best estimate plus uncertainty approach. A best estimate approach provides more realistic information about the physical behaviour and can identify the most relevant safety issues evaluating the existing margins between the results of the calculations and the acceptance criteria.

Uncertainties may have different origins ranging from the approximation of the models, to the approximation of the numerical solution, and to the lack of precision of the values adopted for boundary and initial conditions. The amount of uncertainty that affects a calculation may strongly depend upon the codes and the modeling techniques (i.e. the code-users). A consistent and robust uncertainty methodology must be developed taking into consideration all the above aspects.

Summarizing, three main independent ways to perform the sensitivity and uncertainty analysis of thermal-hydraulic system code calculations have been identified in the present effort:

- The propagation of code input errors (i.e. GRS prototype): this can be evaluated as being the most adopted procedure nowadays, endorsed by industry and regulators. It adopts the statistical combination of values from selected input uncertainty parameters (even though, in principle an unlimited number of input parameters can be used) to calculate the propagation of the errors throughout the code.
- The propagation of code output errors (e.g. UMAE-CIAU prototype): this is the only demonstrated independent working alternative to the previous one and has also been used for industrial applications. It makes full and direct reference to the experimental data and to the results from the assessment process to derive uncertainty. In this case the uncertainty prediction is not propagated throughout the code.
- The fully deterministic approach based on the Adjoint and Global Adjoint Sensitivity Analysis Procedure extended to performing uncertainty evaluation in conjunction with Data Adjustment and Assimilation: all parameters that affect any prediction, being part of either the code models or the input deck can be considered; proper experimental observations are needed to provide an improved estimate of the probability distribution functions of those parameters thorough the combination with code predictions and respective errors. The

reduction of the uncertainties in both the system parameters and responses is obtained by the Bayesian inference procedure that is at the basis of Data Adjustment and Assimilation.

The maturity of the methods at the first two bullets may be considered as proved also based upon applications completed within the framework of initiatives of international institutions (OECD/NEA and IAEA). The method at the third bullet constitutes an innovative uncertainty procedure but should not yet be considered as an established technology. However, it constitutes an established idea and framework to pursue a mathematically based path to evaluate the uncertainty in system code predictions.

References

- [1] USNRC, 10 CFR 50.46, “Acceptance Criteria for Emergency Core Cooling Systems for Light Water Cooled Nuclear Power Reactors” and Appendix K to 10 CFR 50, “ECCS Evaluation Models” U.S. Federal Register, **39**, 3, January 4, 1974.
- [2] OECD, “Task Group on Safety Margins Action Plan (SMAP) Safety Margins Action Plan”, Final Report, NEA/CSNI/R(2007)9.
- [3] IAEA, “Safety Margins of Operating Reactors: Analysis of Uncertainties and Implications for Decision Making”, IAEA TECDOC-1332, Vienna, Austria (2005).
- [4] IAEA, “Best Estimate Safety Analysis for Nuclear Power Plants: Uncertainty Evaluation”, IAEA Safety Reports Series No 52, pp 1-162, Vienna, Austria (2008).
- [5] USNRC NUREG/CR-5249, “Quantifying Reactor Safety Margins: Application of Code Scaling, Applicability, and Uncertainty Evaluation Methodology to a Large Break Loss of Coolant Accident”, December 1989.
- [6] PETRUZZI A., GIANNOTTI W., D’AURIA F., IVANOV K., “Enlargement of the Uncertainty Database of the CIAU Methodology”, PHYSOR 2004, Chicago, Illinois, USA (2004).
- [7] PETRUZZI A., GIANNOTTI W., D’AURIA F., “Development, Qualification and Use of a Code with the Capability of Internal Assessment of Uncertainty”, CNS, Sixth International Conference on Simulation Methods in Nuclear Engineering, Montreal, Canada (2004).
- [8] D’AURIA F., GALASSI G. M., “Best-Estimate Analysis and Uncertainty Evaluation of the Angra-2 LBLOCA DBA”, Internal report, DIMNP NT 433(01), Rev. 0, Pisa, Italy (July 2001).
- [9] PETRUZZI A., D’AURIA F., “CIAU Uncertainty Evaluation for LB-LOCA DEGB in CNA-2”, Internal Report, Contract NA-SA UNIPI 01 - Atucha II, Rev. 0, Pisa, Italy (2008).
- [10] D’AURIA F., et al., “DEGB LBLOCA (2 x 100% Break in CL) in Atucha-2 NPP”, DIMNP NT 628 (08), Rev. 1, Pisa, Italy (March 08).
- [11] D’AURIA F., CAMARGO C., GALETTI R., et al., “A Proposal for Performing the Atucha II Accident Analyses for Licensing Purposes”, Contract NA-SA UNIPI 01 - Atucha II, Rev.3, Pisa, Italy (2008).
- [12] OECD, CSNI PWG2-TG-THSB, “CSNI Code Validation Matrix of Thermal Hydraulic Codes for LWR LOCA and Transients”, OECD-NEA-CSNI Report No 132, March 1987.
- [13] AKSAN N., D’AURIA F., GLAESER H., POCHARD R., RICHARDS C. and SJOBERG A., “A Separate Effects Test Matrix for Thermal-Hydraulic Code Validation: Phenomena Characterization and Selection of Facilities and Tests”, OECD/GD (94) 82, I and II, 1993.
- [14] CACUCI D. G., “Sensitivity and Uncertainty Analysis, Theory”, I, Chapman & Hall/CRC, Boca Raton (FL, US), ISBN 1-58488-115-1 (2003).
- [15] CACUCI D. G., IONESCU-BUJOR M., NAVON I.M., “Sensitivity and Uncertainty Analysis, Application to Large Scale Systems” II, Chapman & Hall/CRC, Boca Raton (FL, USA), ISBN-10 1-58488-116-X (2005).
- [16] CACUCI D. G., “Global Optimization and Sensitivity Analysis”, Nuclear Science and Engineering, **104**, 78, 1990.
- [17] CACUCI D. G., “On the Use of Adjoint Operators for Global Optimization and Data Assimilation”, Lectures Notes; Workshop on “Predictability, Observations, and Uncertainties in Geosciences”, Florida State University, Tallahassee, Florida, USA, March 13-15, 2006.
- [18] IAEA, “Accident Analysis for Nuclear Power Plants”, IAEA Safety Reports Series, No 23, Vienna, Austria (2002).
- [19] SALTELLI A., CHAN K., SCOTT E. M. (Editors), “Sensitivity Analysis”, John Wiley & Sons Ltd., West Sussex, United Kingdom, ISBN 0-471-99892-3 (2000).
- [20] USNRC, “Transient and Accident Analysis Methods”, US NRC, RG 1.203, Washington DC, USA, (2005).

- [21] D'AURIA F., GALASSI G. M., "Code Validation and Uncertainties in System Thermal-hydraulics", J. Progress in Nuclear Energy, **33**, No 1&2, pp 175-216 (1998).
- [22] MAVKO B., PROSEK A., D'AURIA F., "Determination of Code Accuracy in Predicting Small Break LOCA Experiment", J. Nuclear Technology, **120**, pp 1-18 (1997).
- [23] BOYACK B. E., CATTON I., DUFFEY R. B., GRIFFITH P., KATSMA K. R., LELLOUCHE G. S., LEVY S., ROHATGI U. S., WILSON G. E., WULFF W., ZUBER N., "An Overview of the Code Scaling, Applicability and Uncertainty Evaluation Methodology", J. Nuclear Engineering and Design, **119**, No. 1, 1990, pp 1-16 (1990). (See also other papers in the same issue of the Journal).
- [24] D'AURIA F., GIANNOTTI W., "Development of Code with capability of Internal Assessment of Uncertainty", J. Nuclear Technology, **131**, No. 1, pp 159-196 (2000).
- [25] PETRUZZI A., D'AURIA F., GIANNOTTI W., IVANOV K., "Methodology of Internal Assessment of Uncertainty and Extension to Neutron-Kinetics/Thermal-Hydraulics Coupled Codes", Nuclear Science and Engineering, **149**, pp 1-26, (2005).
- [26] WICKETT T., D'AURIA F., GLAESER H., CHOJNACKI E., LAGE C., SWEET D., NEIL A., GALASSI G. M., BELSITO S., INGEGNERI M., GATTA P., SKOREK T., HOPER E., KLOOS M., OUNSY M. and SANCHEZ J. I., "Report of the Uncertainty Method Study for Advanced Best Estimate Thermalhydraulic Code Applications", OECD/NEA/CSNI R (97) 35, **I** and **II**, June 1998.
- [27] PETRUZZI A., D'AURIA F. (Editors), DE CRECY A., BAZIN P., BORISOV S., SKOREK T., GLAESER H., BENOIT J.P., CHOJNACKI E., FUJIOKA K., INOUE S., CHUNG B.D., TROSZTEL I., TOTH I., OH D.Y., PERNICA R., KYNCL M., MACEK J., MACIAN R., TANKER E., SOYER A.E., OZDERE O., PEREZ M., REVENTOS F., "BEMUSE Programme. Phase 2 report <Re-Analysis of the ISP-13 Exercise, post test analysis of the LOFT L2-5 experiment>", OECD/CSNI Report NEA/CSNI/R(2006), JT03210882, Paris, France, © OECD 2006, pp 1-625 (2006).
- [28] DE CRECY A., BAZIN P. (Editors), SKOREK T., GLAESER H., JOUCLA J., PROBST P., CHUNG B.D., OH D.Y., PERNICA R., KYNCL M., MACEK J., MECA R., MACIAN R., PETRUZZI A., D'AURIA F., PEREZ M., REVENTOS F., FUJIOKA K., "BEMUSE Programme. Phase 3 report <Uncertainty and Sensitivity Analysis of the LOFT L2-5 experiment>", OECD/CSNI Report NEA/CSNI/R(2007)4.
- [29] PETRUZZI A., D'AURIA F., "Approaches, Relevant Topics, and Internal Method for Uncertainty Evaluation in Predictions of Thermal-Hydraulic System Codes", Hindawi Publishing Corporation Science and Technology of Nuclear Installations, Volume 2008, Article ID 325071 (2008).
- [30] PETRUZZI A., D'AURIA F., "Thermal-Hydraulic System Codes in Nuclear Reactor Safety and Qualification Procedures", Hindawi Publishing Corporation Science and Technology of Nuclear Installations, Volume 2008, Article ID 460795 (2008).
- [31] ASHLEY R., EL-SHANAWANY M., ELTAWILA F., D'AURIA F., "Good Practices for User Effect Reduction", OECD/CSNI Report NEA/CSNI/R(98)22, Paris, France (1998).
- [32] AKSAN S. N., D'AURIA F., STAEDTKE H., "User Effects on the Thermal-hydraulic Transient System Codes Calculations", J. Nuclear Engineering & Design, **145**, 1&2 (1993). Also OECD 'Status' Report NEA/CSNI R(94)35, Paris, France, 1994.
- [33] HOFER E., "Probabilistische Unsicherheitsanalyse von Ergebnissen umfangreicher Rechenmodelle", GRS-A-2002, January 1993.
- [34] WILKS S. S., "Determination of sample sizes for setting tolerance limits", Ann. Math. Statist., **12**, pp. 91-96 (1941).
- [35] D'AURIA F., DEBRECIN N., GALASSI G. M., "Outline of the Uncertainty Methodology based on Accuracy Extrapolation (UMAE)", J. Nuclear Technology, **109**, No 1, pp 21-38 (1995).
- [36] PETRUZZI A., D'AURIA F., BAJTS T., REVENTOS F., HASSAN Y., "International Training Program: 3D SUNCOP Scaling, Uncertainty and 3D Thermal-Hydraulics/Neutron-Kinetics Coupled Codes Seminar", 3D SUNCOP meetings (US 2004-2007, Italy 2004, Croatia 2005, Spain 2006, Argentina 2006, Canada 2007, IE-JRC 2008).

- [37] D'AURIA F., GIANNOTTI W., PIAGENTINI A., "*Consideration of Bifurcations within the Internal Assessment of Uncertainty*", Proceedings of ICONE, Baltimore, MD USA, 8 April 2-6, 2000.
- [38] USNRC and OECD/CSNI, "*Proceedings of the OECD/CSNI Workshop on Transient Thermalhydraulic and Neutronic Codes Requirements*", Annapolis and US NRC NUREG/CP-0159 and OECD/CSNI NEA/CSNI R(97)4, Washington, DC, USA (1997).
- [39] OECD/CSNI, "*Best-estimate Methods in Thermal Hydraulic Safety Analysis: Summary and conclusions of an OECD-CSNI Seminar*", NEA/CSNI/R(99)22, Paris, France (1999).
- [40] LEWIS M. J., POCHARD R., D'AURIA F., KARWAT H., WOLFERT K., YADIGAROGU G., and HOLMSTROM H. L. O., "*Thermohydraulics of Emergency Core Cooling in Light Water Reactors-A State of the Art Report*", OECD/CSNI 161, October 1989.
- [41] D'AURIA F., ERAMO A. and GIANNOTTI W., "*Advancements in Planning an IAU Code*", 4th Regional Meeting. Nuclear Energy in Central Europe-Bled, Slovenia, September 7-10, 1997.
- [42] D'AURIA F., FALUOMI V. and AKSAN N., "*A Proposed Methodology for the Analysis of a Phenomenon in Separate Effects and Integral Test Facilities*", Kerntechnik, **60**, 4, 166 (1995).
- [43] D'AURIA F. and PELLICORO V., "*Scaling and Uncertainty in BWR Instability Problem*", 2nd Regional Meeting. Nuclear Energy in Central Europe, Portoroz, Slovenia, September 11-14, 1995.
- [44] HELF H., BAVA G., CHAMP M., RAGA T., HANSON D. J., HOLMSTROM H. L. O., JUNG G., MANDL R., MIETTINEN J., NAFF S. A., PUTTER B. and TANAKA M., "*Catalogue of Generic Plant States Leading to Core Melt in PWRs*" OECD/NEA/CSNI/R(96) 18, November 1996.
- [45] GROENEVELD D. C., LEUNG L. K. H., KIRILLOV P. L., BOBKOV V. P., SMOGALEV I. P., VINOGRADOV V. N., HUANG X. C. and E. ROYER, "*The 1995 Look-Up Tables for Critical Heat Flux in Tubes*", J. Nuclear Engineering and Design, **163**, 1,1 (1996).
- [46] D'AURIA F., GALASSI G. M., GIANNOTTI W., "*Confirmatory Safety Analyses Carried Out by Relap5 and Cathare Codes Related to the Kozloduy VVER 440/230 Unit No 3*", Internal report, DIMNP NT 440(01), Rev.0, Pisa, Italy (2001).
- [47] D'AURIA F., GALASSI G. M., GIANNOTTI W., "*Best Estimate and Uncertainty Evaluation of LBLOCA 500 mm for Kozloduy Unit 3 NPP*", Internal report, DIMNP NT 544(04), Rev.0, Pisa, Italy (2004).
- [48] PETRUZZI A., "*Development and Application of Methodologies for Sensitivity Analysis and Uncertainty Evaluation of the Results of the Best Estimate System Codes applied in Nuclear Technology*", PhD Thesis in Nuclear and Industrial Safety, Pisa, December 2008.

Sezione 3: ANALISI DI IMPORTANZA, INCERTEZZA E SENSIBILITA' NELLA PROCEDURA PSA

Abstract

La valutazione delle incertezze insite nella stima dei rischi associati all'esercizio di impianti nucleari commerciali di potenza è stata riconosciuta come un obiettivo essenziale fin dall'introduzione della procedura di "Probabilistic Safety Assessment" (PSA).

Già nel primo studio dei possibili eventi incidentali (WASH-1400), le incertezze associate ai dati di base sono "propagate" all'interno del modello probabilistico con l'obiettivo di stimare l'incertezza associata alle variabili oggetto di stima.

Il successivo rapporto NUREG-1150 ha introdotto significativi miglioramenti nella integrazione delle valutazioni di incertezza all'interno della procedura di PSA.

In luogo di valori puntuali delle variabili di ingresso del modello sono introdotte opportune distribuzioni di probabilità; metodi di elicitazione basati sul "giudizio degli esperti" sono utilizzati a supporto dei dati sperimentali disponibili; tecniche di campionamento sono utilizzate per la propagazione delle incertezze sulle variabili di uscita del modello.

Differenze sostanziali riguardanti la tipologia e le modalità di trattazione delle incertezze derivano dalle specifiche caratteristiche dei tre "livelli" in cui è articolata la procedura di PSA, finalizzati alla identificazione delle combinazioni e sequenze di eventi che possono portare al danneggiamento del nocciolo, alla identificazione delle cause e dei "percorsi" attraverso i quali può essere perduta la funzionalità del contenimento con conseguente rilascio radioattivo ed alla stima delle conseguenze prodotte sulla salute dell'uomo e sull'ambiente.

Con particolare riferimento alla comunicazione dei risultati avuti dalla analisi di sicurezza, è essenziale distinguere tra incertezza "aleatoria", riferita alla presenza di processi stocastici, ed incertezza "epistemica", riferita ai valori non noti dei parametri che caratterizzano le distribuzioni di probabilità (per modelli probabilistici) ed i modelli di calcolo impiegati, alle relative assunzioni ed ipotesi di base ed ai presumibili aspetti di non completezza.

Un chiarimento preliminare, che si rende necessario per la differenza dei metodi utilizzabili e per il diverso contenuto informativo dei risultati ottenibili, riguarda lo sviluppo di analisi di Importanza e Sensibilità. Entrambe si concretizzano nella stima di misure che permettono di definire un ordinamento delle variabili di ingresso, in relazione al proprio contributo sulle variabili di uscita (analisi di Importanza) e sull'incertezza associata (analisi di Sensibilità).

Storicamente, l'analisi di Importanza, Incertezza e Sensibilità si è sviluppata secondo un approccio "locale" nel dominio delle variabili di ingresso. In tale conteso, interessa valutare l'effetto di "piccole" variazioni delle variabili rispetto a predefiniti valori nominali, considerate singolarmente.

Se il modello è fortemente non lineare e non si è focalizzati ai valori nominali delle variabili di ingresso / uscita del modello ma interessa considerare un intervallo di variazione relativamente ampio e tener conto dell'effetto della loro variazione contemporanea è necessario adottare un approccio "globale".

In anni recenti sono stati proposti diversi metodi che permettono di considerare il contributo singolo (One-At-Time) delle variabili di ingresso del modello nonché le interazioni che tra queste intercorrono a causa della non linearità del modello, che si manifestano per la loro variazione contemporanea nell'intero spazio di variabilità. Tali metodi, anche se non attualmente indicati dalle linee guida e standard applicabili in campo nucleare, rappresentano lo stato dell'arte in materia ed è ragionevole ipotizzarne l'utilizzo in future applicazioni.

La Sezione 3 si pone i seguenti obiettivi:

- inquadrare le problematiche da affrontare nello sviluppo di analisi di Importanza, Incertezza e Sensibilità nel contesto delle valutazioni probabilistiche di sicurezza (PSA) per un impianto nucleare di potenza (v. §0);

- fornire un quadro sufficientemente esaustivo dei metodi utilizzabili per lo sviluppo di analisi di Importanza, Incertezza e Sensibilità, sulla base di quanto indicato dagli standard e linee guida applicabili e dello stato dell'arte in materia (v. §10);
- riportare un esempio di applicazione di alcuni metodi proposti ad uno studio probabilistico di sicurezza sviluppato per un impianto nucleare, desunto dalla letteratura applicabile (v. §11).

Approfondimenti specifici, quali dedicati alla gestione delle incertezze associate all'utilizzo di codici di calcolo ed alla affidabilità dei sistemi passivi, sono riportati nelle precedenti sezioni.

9 STANDARD E LINEE GUIDA

9.1 U.S Nuclear Regulatory Commission

Nei successivi paragrafi sono descritti i principali orientamenti definiti dalla U.S Nuclear Regulatory Commission (NRC) in tema di analisi probabilistica di sicurezza, con specifico riferimento allo sviluppo di analisi di Importanza, Incertezza e Sensibilità, ed è brevemente illustrato il contenuto del Rapporto NUREG-1150 (rif. [1]) che, seppur di non recente pubblicazione, costituisce un essenziale riferimento in materia.

9.1.1 Orientamenti principali

I criteri di “Difesa in profondità” (Defence in depth), riguardanti l’adozione di successive misure adeguate a prevenire l’accadimento di eventi incidentali o mitigarne il danno, sono alla base dell’approccio adottato dalla Nuclear Regulatory Commission (NRC) (Structuralist approach).

In accordo ad un orientamento “risk-informed”, le analisi probabilistiche di sicurezza sono (possono e devono essere) considerate come complementari alla adozione di criteri di Difesa in profondità, alla conformità ai requisiti mandatori, al monitoraggio continuo delle prestazioni ed al mantenimento di adeguati margini di sicurezza.

In particolare, lo sviluppo di analisi probabilistiche deve essere finalizzato a ridurre gli aspetti di conservatività delle valutazioni che non risultano strettamente necessarie per il raggiungimento degli obiettivi di sicurezza.

L’incertezza “aleatoria”, riferita alla presenza di processi stocastici, è distinta dalla incertezza “epistemica”, riferita alla inadeguata (mancata / incompleta) conoscenza e modellizzazione dei fenomeni; tale differenziazione deve essere unicamente finalizzata a scopi di comunicazione.

Il recente rapporto NUREG-1855 (rif. [2]) costituisce una guida per il trattamento delle incertezze nello sviluppo delle analisi probabilistiche di sicurezza, nel contesto di un processo decisionale risk-informed e, in particolare, per l’interpretazione dei risultati quando questi sono utilizzati per verificare il soddisfacimento di predefiniti criteri di accettazione.

Il rapporto chiarisce che il modello delle possibili combinazioni e sequenze di eventi sviluppato nel corso delle analisi di sicurezza considera esplicitamente i processi stocastici in essere e, quindi, le incertezze aleatorie presenti.

Lo stesso rapporto classifica le incertezze epistemiche in tre categorie:

- incertezze parametriche;
- incertezze modellistiche;
- incertezze dovute all’incompletezza del modello.

La prima categoria riguarda le incertezze associate ai valori delle variabili di ingresso (parametri) che definiscono i modelli di calcolo adottati (che in tale contesto si ipotizzano adeguati allo scopo) e nelle assunzioni formulate dagli esperti. Tali incertezze sono essenzialmente dovute alla scarsità o alla mancanza di dati attendibili. L’incertezza parametrica è, allo stato dell’arte, la più quantificabile delle tre categorie ed è generalmente considerata come il “focus” dell’analisi di Incertezza. La completezza delle informazioni utilizzate nella stima dei valori nominali delle variabili di ingresso e delle distribuzioni di probabilità che ne rappresentano l’incertezza è senza dubbio l’aspetto essenziale per assicurare la correttezza delle valutazioni.

La seconda categoria riguarda le incertezze conseguenti alla non completa conoscenza dei fenomeni oggetto di modellazione, incluse le modalità di guasto di specifici componenti (ad esempio dei “sistemi computerizzati” che implementano le funzioni di controllo e di protezione¹) ed alla interpretazione dei dati e delle informazioni disponibili circa tali fenomeni. Queste incertezze sono concettualmente valutabili considerando tutti i possibili scenari che possono condurre a conseguenze indesiderabili. Tuttavia, non vi è alcuna garanzia che questo processo sia di per se completo e che tutti i possibili scenari siano identificati e valutati correttamente. Ciò introduce una incertezza residua nei risultati di difficile valutazione. Un attento riesame del processo di identificazione degli eventi iniziatori e della modellazione delle “risposte” dell’impianto possono assicurare che tale incertezza sia ragionevolmente piccola.

La terza categoria comprende le incertezze derivanti dalla inadeguatezza dei codici di calcolo utilizzati nella modellazione dei fenomeni di interesse, incluse le approssimazioni numeriche introdotte, i possibili errori di codice e gli inevitabili limiti computazionali. Rigorosamente, la “mancanza di completezza” non è di per se una incertezza ma il riconoscimento esplicito dei limiti del campo di utilizzo dei codici di calcolo. Generalmente, tali incertezze non sono oggetto di quantificazione e non sono introdotte nei modelli probabilistici.

L’analisi di Importanza è utilizzata per definire un ordinamento dei componenti del sistema, sulla base del relativo contributo sulla variabile di uscita del modello (frequenza / probabilità di accadimento dello scenario incidentale di riferimento). In merito, misure diverse possono fornire punti di vista complementari per la valutazione dell’Importanza (rif. [3]):

- una misura con un “significato di rischio” è riferita al contributo del componente nel procurare il fallimento del sistema; l’ordinamento prodotto permette di identificare i componenti per i quali un miglioramento delle prestazioni è maggiormente efficace nel determinare un miglioramento delle prestazioni del sistema;
- una misura con un “significato di sicurezza” è riferita al contributo del componente nel prevenire il fallimento del sistema; l’ordinamento prodotto permette di identificare i componenti per i quali il mantenimento delle prestazioni è maggiormente efficace nel garantire il mantenimento delle prestazioni del sistema.

I componenti “critici” sono identificati come quelli caratterizzati da elevati valori delle misure con significato di rischio (es. Fussell-Vesely) e di sicurezza (es. Risk Achievement Worth).

9.1.2 Nureg-1150

Il rapporto NUREG-1150 (rif. [1]) ha introdotto significativi miglioramenti nella integrazione delle valutazioni di incertezza nella procedura di PSA.

Si riconosce la necessità di integrare nella stima del rischio le incertezze associate alla frequenza di danneggiamento del nocciolo (CDF: Core Damage Frequency), alla incompleta conoscenza delle risposte dei sistemi costituenti l’impianto, alla evoluzione degli scenari incidentali ed al trasporto di materiale radioattivo. A tal fine è esplicitamente prevista una attività denominata “Uncertainty Analysis and Expert Judgment”.

¹ Computer based system o Software based system utilizzati in luogo di sistemi cablati (Hard wired system).

Le valutazioni quantitative di incertezza sono riferite tanto agli eventi “interni” che possono occorrere con l’impianto operante a piena potenza, quanto agli eventi “esterni” di incendio, allagamento e terremoto.

Nel rapporto si riconosce l’esistenza di fonti di incertezza in ciascuna fase in cui è articolato il processo di analisi e si evidenzia la necessità di includere solo le fonti principali a causa dell’onere computazionale richiesto dagli studi di Incertezza e Sensibilità. In particolare, sono considerate come variabili di ingresso incerte la frequenza degli eventi iniziatori che hanno impatto sulla frequenza di danneggiamento del nocciolo ed i principali parametri che determinano la successiva evoluzione dello scenario incidentale.

L’approccio utilizzato è di tipo probabilistico. Le incertezze associate alle variabili di ingresso del modello sono rappresentate mediante opportune distribuzioni di probabilità. Queste sono definite mediante metodi differenti: per molte variabili sono utilizzate le informazioni derivanti dalla elaborazione statistica di dati di impianto e di dati derivanti da adeguate esperienze sperimentali; per le variabili ritenute importanti in termini di contributo sull’incertezza associata alle stime del rischio, per le quali non sono disponibili dati empirici condivisi e accettati, si procede alla elicitazione delle distribuzioni di probabilità che ne rappresentano le incertezze mediante “giudizio degli esperti”.

Le incertezze associate alle variabili di ingresso sono “propagate” attraverso il modello mediante tecniche di campionamento (vedi §10.2.2).

Le distribuzioni di probabilità associate alla frequenza di danneggiamento del nocciolo sono riportate mediante istogrammi e tabelle e sono caratterizzate mediante misure statistiche quali media, 5°, 50° (mediana) e 95° percentile.

Le correlazioni esistenti tra le variabili sono evidenziate mediante tecniche di regressione lineare (vedi §10.2.3).

Due misure sono utilizzate per l’identificazione dei componenti “critici”:

- la prima misura è riferita agli effetti della riduzione della frequenza di guasto dei componenti sulla frequenza di danneggiamento del nocciolo (trattasi pertanto di una misura di Importanza);
- la seconda misura è riferita al contributo dell’incertezza associata alla frequenza di guasto dei componenti sulla incertezza associata alla frequenza di danneggiamento del nocciolo (trattasi di una misura di Sensibilità).

Nell’ultima fase del processo si procede alla integrazione dei risultati avuti dalle analisi precedenti (frequenze di accadimento e conseguenze dei possibili scenari incidentali) per la valutazione finale del rischio. Il rischio associato agli eventi interni ed all’evento di incendio (il rischio associato ad eventi di terremoto non è integrato nelle valutazioni finali) è descritto in termini di densità di distribuzione di probabilità, riportata in forma grafica (mediante istogramma) e tabellare, insieme con le misure statistiche che la caratterizzano (media, 5°, 50° e 95° percentili).

Ulteriori risultati forniti dalla analisi riguardano la decomposizione del valore medio del rischio nei contributi associati ai diversi “stati di danneggiamento dell’impianto” (PDS: Plant Damage States) e la valutazione, mediante tecniche di regressione, del contributo dell’incertezza associata alle variabili di ingresso sull’incertezza associata al rischio oggetto di stima.

9.2 International Atomic Energy Agency

9.2.1 Orientamenti principali

Nell'impostazione degli standard e delle linee guida sviluppate dalla International Atomic Energy Agency (IAEA), gli approcci deterministici e probabilistici sono considerati complementari e sono da utilizzare congiuntamente a supporto del processo decisionale. Le valutazioni deterministiche hanno l'obiettivo di specificare ed applicare un insieme di regole conservative che permettano un elevato grado di confidenza nel raggiungimento degli obiettivi di sicurezza. Le analisi probabilistiche sono finalizzate alla riduzione della conservatività di tali valutazioni.

In tale contesto, è evidentemente essenziale gestire in modo appropriato le incertezze insite nel modello probabilistico e identificare le variabili di ingresso del modello che influenzano maggiormente i valori puntuali delle variabili di uscita oggetto di stima e le incertezze associate.

L'approccio alla sicurezza degli impianti e delle attività attinenti con la produzione e l'uso di radionuclidi è definito nel rapporto No. GSR Part. 4 (rif. [4]) in termini di obiettivi fondamentali e requisiti di sicurezza (Safety Requirements). L'analisi probabilistica è dedicata alla identificazione sistematica ed alla analisi degli "scenari di guasto" nell'ambito della sicurezza del reattore (Safety Requirements 15: Deterministic and probabilistic approaches). L'analisi di incertezza è parte integrante dell'analisi di sicurezza e deve essere tenuta in conto nelle conclusioni che ne derivano; le incertezze sono caratterizzate rispetto alle loro cause ed alla loro natura, utilizzando metodi quantitativi o il "giudizio degli esperti" o entrambi (Safety Requirements 17: Uncertainty and sensitivity analysis).

I risultati e le conclusioni del Safety Assessment da sviluppare per un impianto nucleare di potenza, unitamente a tutte le valutazioni qualitative e quantitative sviluppate nel corso delle analisi, sono documentati mediante un "Rapporto di Sicurezza".

La procedura che definisce l'approccio da adottare per l'individuazione e l'analisi dei possibili scenari incidentali e per la stima quantitativa dei rischi a cui sono esposti i lavoratori e la popolazione è indicata come PSA (Probabilistic Safety Assessment) o PRA (Probabilistic Risk Assessment) equivalentemente. L'applicazione di tale procedura permette di ottenere informazioni relative alle modalità di accadimento degli "eventi iniziatori" ed alle interazioni con i sistemi di sicurezza, fornendo così un quadro generale del comportamento dell'impianto su base probabilistica.

Utili informazioni sono desumibili dal processo di revisione di un PSA definito dal Safety Reports Series No. 25 (rif. [5]). In accordo a quanto definito da tale linea guida, i revisori del PSA di un impianto nucleare di potenza devono verificare che le analisi sviluppate permettano di valutare quanto i risultati ottenuti sono sensibili ai dati di base utilizzati per le stime quantitative, alle ipotesi formulate, ai modelli deterministici (neutronici e termoidraulici) impiegati ed ai parametri che li influenzano. A tal fine possono essere utilizzati i risultati avuti dal calcolo delle misure di Importanza, dalla analisi di Incertezza e dagli studi di Sensibilità sviluppati contestualmente al PSA ovvero tali studi possono essere sviluppati in modo indipendente dai revisori. In ogni caso, è necessario riconoscere che la qualità di tali valutazioni dipende dalla qualità del PSA in corso di revisione e non possono essere considerate corrette fino alla fine della verifica.

La procedura di PSA è articolata in tre distinti "livelli" di analisi. Differenze sostanziali riguardanti la tipologia e le modalità di trattazione delle incertezze derivano dalle specifiche caratteristiche di ciascun livello.

9.2.2 *Livello 1 di PSA*

Il livello 1 della procedura di PSA ha l'obiettivo di identificare le sequenze di eventi incidentali che possono portare al danneggiamento del nocciolo nonostante i sistemi di sicurezza e le procedure operative predisposte per prevenire tali danneggiamenti (rif. [6]).

Dal punto di vista quantitativo, i risultati del livello 1 di PSA sviluppato rispetto alla condizione operativa di "piena potenza" devono includere almeno:

- 1) la frequenza di danneggiamento del nocciolo (CDF: Core Damage Frequency);
- 2) le sequenze incidentali che contribuiscono maggiormente alla CDF;
- 3) i limiti di confidenza (5° e 95° percentile) associati a ciascuno risultato;
- 4) le misure per l'identificazione delle variabili di ingresso che maggiormente influenzano le stime puntuali delle variabili di uscita e l'incertezza associata.

La stima quantitativa della frequenza di danneggiamento del nocciolo e l'identificazione delle sequenze incidentali dominanti richiedono lo sviluppo e la soluzione di un modello probabilistico generalmente definito mediante Alberi dei guasti e Alberi degli eventi.

Le frequenze delle sequenze incidentali sono calcolate a partire dai dati di base del modello probabilistico, che possono riguardare:

- le frequenze degli eventi iniziatori (guasto dei componenti),
- la probabilità di mancata risposta su chiamata dei sistemi di sicurezza;
- la durata del disservizio conseguente al guasto dei componenti/sistemi ovvero la relativa probabilità di riparazione;
- la presenza (e probabilità) di dipendenze tra guasti (Cause comuni di guasto e Guasti in cascata);
- la probabilità di errore umano nella esecuzione delle mansioni previste nelle normali condizioni di esercizio ed in presenza di anomalie.

Il calcolo della frequenza di danneggiamento del nocciolo può essere effettuato mediante la stima di valori puntuali o mediante una distribuzione di probabilità che rappresenta l'incertezza associata. In quest'ultimo caso, la verifica del soddisfacimento di un predefinito criterio di sicurezza è generalmente realizzata con riferimento al valore medio (il riferimento alla mediana risulta non conservativo nel caso comune di distribuzione asimmetrica a "destra").

In merito, occorre evidenziare che l'utilizzo di valori puntuali stimati come valori medi delle distribuzioni di probabilità che ne rappresentano l'incertezza non produce, in generale, il valore medio della distribuzione associata alla variabile di uscita. Pertanto, lo sviluppo di una un'analisi di Incertezza è sempre raccomandabile e risulta necessario se è richiesto il soddisfacimento di un criterio di sicurezza probabilistico con un predefinito livello di confidenza.

La disponibilità dei risultati di cui al punto 3 richiede lo sviluppo di una dedicata analisi di Incertezza. La disponibilità dei risultati di cui al punto 4 richiede lo sviluppo di una dedicata analisi di Importanza e Sensibilità.

In particolare, l'analisi di Importanza è realizzata nell'ambito delle valutazioni di livello 1 con l'obiettivo di misurare il contributo delle variabili del modello alla frequenza di

danneggiamento del nocciolo, alla frequenza delle sequenze incidentali rilevate ed alla disponibilità dei sistemi. Esistono diverse tipologie di misure di Importanza; le misure “tradizionali”, citate dalle linee guida applicabili in campo nucleare, includono il Fussell-Vesely (la cui stima è generalmente ritenuta mandatoria), l'indice di Birnbaum, il Risk Reduction Worth e il Risk Achievement Worth (vedi §10.1.1).

Tra i passi analitici definiti dal Safety Reports Series No. 25 (rif. [5]) per la revisione del livello 1 della procedura di PSA, preliminari alla interpretazione dei risultati ottenuti, è compreso lo sviluppo di una analisi di Incertezza e Sensibilità. La stessa Linea guida indica inoltre le tipologie di base dei dati richiesti per lo sviluppo delle valutazioni probabilistiche, le cui fonti devono essere adeguatamente documentate: frequenza degli eventi iniziatori, probabilità di guasto dei componenti e frequenza e durata del fuori servizio di componenti.

Una dedicata analisi di Importanza, Incertezza e Sensibilità deve essere sviluppata nell'ambito delle valutazioni di Livello 1, anche con riferimento alle condizioni di “bassa potenza” e “spegnimento” dell'impianto. In tal caso, gli studi di Sensibilità assumono un ruolo ancor più significativo rispetto alle condizioni di “piena potenza”, dovendo inoltre affrontare la caratterizzazione degli “stati operativi dell'impianto” (POS: Plant Operating State), le modalità di manutenzione e gli effetti dei possibili cambiamenti rispetto a quanto nominalmente previsto e la variazione dei “criteri di successo” in relazione al livello del calore di decadimento.

9.2.3 Livello 2 di PSA

Il livello 2 della procedura di PSA ha l'obiettivo di identificare le cause ed i “percorsi” attraverso i quali le combinazioni e le sequenze di eventi che hanno determinato il danneggiamento del nocciolo del reattore possono progredire fino al rilascio di radionuclidi verso esterno (rif. [7]). L'obiettivo ultimo è di fornire ulteriori informazioni circa le misure di prevenzione e mitigazione degli incidenti, incluse le funzionalità realizzate dal contenimento.

Dal punto di vista quantitativo, interessa fornire una stima dell'entità e della frequenza dei possibili rilasci radioattivi. A tal fine, la rappresentazione dei percorsi incidentali, dalle condizioni iniziali agli effetti ultimi sulla capacità di contenimento, è realizzata mediante Alberi degli Eventi (CET: Containment Event Tree o APET: Accident Progression Event Tree).

Attraverso una manipolazione dell'Albero degli eventi sviluppato in sede di analisi di Livello 1 (o mediante un Albero degli eventi dedicato alla integrazione tra i livelli 1 e 2), l'indisponibilità del sistema di contenimento è associata ad un evento casuale la cui probabilità di fallimento è una proprietà dell'evento stesso e la cui incertezza è espressa mediante una opportuna distribuzione sulla probabilità.

Le sequenze di eventi identificate nel livello 1 di PSA che risultano in progressioni simili del corrispondente incidente severo, presentano simili sollecitazioni al contenimento ed hanno la stessa potenzialità di rilascio radioattivo all'ambiente sono combinate al fine di ridurre il numero di condizioni incidentali da analizzare. In altri casi, le sequenze di eventi possono essere suddivise rispetto a diversi stati di danneggiamento dell'impianto (PDS), ad esempio perché nelle valutazioni di livello 1 non sono considerati alcuni sistemi di sicurezza e/o interventi operativi.

Le modalità con cui trattare le sorgenti di incertezza insite nelle valutazioni di Livello 2 non risultano attualmente standardizzate. In tale ambito si ritiene generalmente adeguato lo sviluppo di una analisi di Sensibilità, anche senza la stima in dettaglio delle distribuzioni di probabilità che rappresentano le incertezze associate alle variabili oggetto di stima.

Lo studio probabilistico di “percorsi incidentali” fenomenologicamente complessi richiede di considerare due fonti di incertezza: una rappresentazione incompleta delle modalità di

evoluzione degli scenari incidentali e la dipendenza delle stime probabilistiche dal “giudizio degli esperti”.

In accordo ai modelli definiti, eventi con le medesime condizioni iniziali seguono percorsi identici. Ciò è vero solo in assenza di incertezze circa le condizioni in essere al momento dell'accadimento dell'evento iniziatore. Una conoscenza limitata di tali condizioni introduce la possibilità che le modalità di evoluzione dello scenario incidentale non siano adeguatamente rappresentate.

Poiché parte degli eventi che determinano l'evoluzione dello scenario incidentale hanno di per se una natura deterministica, le probabilità associate sono il risultato di una “valutazione di confidenza” soggettiva, generalmente realizzata mediante “giudizio degli esperti”. In altri termini, la probabilità di un evento del modello CET/APET è una misura di incertezza relativa all'accadimento di vari percorsi incidentali. Per tale ragione, la quantificazione degli eventi del modello è realizzata separatamente per ciascuno stato di danneggiamento dell'impianto.

I parametri specifici ai quali riferire gli studi di Sensibilità dipendono fortemente dai modelli di calcolo utilizzati. Le problematiche comunemente esaminate riguardano:

- i fenomeni interni al nocciolo (es. generazione di vapore e idrogeno; fenomeni di circolazione naturale; ...);
- i fenomeni esterni al nocciolo (es. frammentazione dei detriti e loro dispersione; interazione tra combustibile e refrigerante; generazione di gas non condensabile; ...);
- le prestazioni e i fenomeni che interessano il sistema di contenimento (es. tenuta strutturale del contenitore; perdita di calore verso l'ambiente; diffusione e combustione dell'idrogeno);
- gli effetti delle azioni degli operatori.

9.2.4 Livello 3 di PSA

Il livello 3 della procedura di PSA ha l'obiettivo di stimare le conseguenze per la salute dell'uomo e per l'ambiente dei potenziali rilasci radioattivi (rif. [8])². L'obiettivo ultimo è fornire informazioni utili alla pianificazione ed alla valutazione dell'efficacia delle misure da mettere in atto per la gestione delle condizioni di emergenza conseguenti all'accadimento di un evento incidentale che ha determinato il rilascio di radionuclidi verso l'esterno.

Dal punto di vista quantitativo, interessa stimare il rischio per la salute della popolazione ed i restanti rischi sociali derivanti dalla contaminazione di terra, aria, acqua o cibo, a partire dalle frequenze ed entità dei rilasci radioattivi stimati nel livello 2.

I risultati del Livello 3 di PSA sono normalmente presentati come complementari delle funzioni di distribuzione cumulata (CCDFs: Complementary Cumulative Distribution Functions) per la frequenza di accadimento di predefinite conseguenze (per esempio: numero di morti, estensione della zona contaminata,...).

Tali risultati permettono di verificare il soddisfacimento dei criteri di sicurezza applicabili, generalmente definiti in termini di rischio di morte per la singola persona (immediata o

² L'esposizione degli individui alle radiazioni ionizzanti può portare a conseguenze sulla salute classificabili in effetti “deterministici” o “stocastici”. I primi derivano dall'esposizione di tutto o parte del corpo ad alte dosi di radiazioni; la loro gravità aumenta con l'aumentare della dose assorbita; è generalmente definibile un valore di soglia al di sotto del quale tali effetti non risultano indotti. Gli effetti stocastici delle radiazioni includono un aumento dell'incidenza di neoplasie tra la popolazione esposta e di malattie ereditarie nei loro discendenti.

ritardata), numero complessivo di morti e conseguenze economiche derivanti dalla contaminazione dell'ambiente esterno e dalle necessarie misure di evacuazione.

Anche nell'ambito delle valutazioni di livello 3 si ritiene generalmente adeguato lo sviluppo di una analisi di Sensibilità, anche senza la stima in dettaglio delle distribuzioni di probabilità che rappresentano le incertezze associate ai rischi oggetto di stima.

Gli obiettivi degli studi di Sensibilità realizzati per il livello 3 di PSA sono sostanzialmente gli stessi dei livelli precedenti. In particolare, tali studi sono dedicati ai principali dati di base, alle assunzioni ed alle ipotesi di base dei modelli utilizzati ed ai parametri principali che definiscono tali modelli ed i relativi codici di calcolo.

10 METODI PER L'ANALISI DI IMPORTANZA, INCERTEZZA E SENSIBILITÀ

Obiettivi differenti caratterizzano le analisi di Importanza, Incertezza e Sensibilità:

- l'analisi di Importanza ha lo scopo di identificare le variabili di ingresso del modello che maggiormente contribuiscono alle variabili oggetto di stima;
- l'analisi di Incertezza ha lo scopo di associare la giusta confidenza ai risultati dell'analisi;
- l'analisi di Sensibilità ha lo scopo di identificare le variabili di ingresso del modello che maggiormente contribuiscono alla incertezza associata alle variabili oggetto di stima.

Diversi sono i metodi utilizzabili così come diverso è il contenuto informativo dei risultati ottenibili.

10.1 Metodi per l'analisi di Importanza

Con riferimento alle analisi sviluppate nell'ambito della procedura di PSA per un impianto nucleare di potenza, l'analisi di Importanza ha lo scopo di misurare il contributo dovuto alle variabili di ingresso del modello sulla variabile di uscita.

In particolare l'analisi di Importanza è sviluppata nell'ambito del Livello 1 di analisi.

Nella presente trattazione, le misure di Importanza sono definite con riferimento ad una generica misura di rischio che, nel contesto del livello 1 della procedura di PSA, coincide con le frequenza di danneggiamento del nocciolo (CFD).

La misura di rischio può essere riferita:

- agli eventi di base del modello – la misura di rischio $R = R(f, q_j)$ è funzione della frequenza di accadimento dell'evento iniziatore (f) e della probabilità di accadimento dei restanti eventi di base (q_j) che, in generale, corrispondono al guasto dei componenti/sistemi (binari);
- ai parametri caratteristici del modello – la misura di rischio $R = R(x_1, \dots, x_n)$ è funzione dei parametri che definiscono le distribuzioni di probabilità associate ai processi di guasto e riparazione dei componenti/sistemi.

Le Misure di Importanza sono state originariamente introdotte da Birnbaum, al fine di quantificare il contributo alla inaffidabilità di un sistema dovuto alla inaffidabilità dei suoi componenti (rif. [9]).

Nel §10.1.1 è fornita la definizione delle misure tradizionalmente utilizzate per l'analisi di Importanza: Birnbaum measure, Criticality measure, Risk Achievement Worth e Risk Reduction Worth e Fussell-Vesely.

E' opportuno evidenziare come gli strumenti software disponibili per la soluzione di modelli di PSA (definiti da Alberi dei guasti e Alberi degli eventi) permettono generalmente la stima delle misure di Importanza "tradizionali" riferite agli eventi.

Mediante la manipolazione della “Funzione di sistema”³ è possibile riferire la misura Fussell-Vesely ai parametri caratteristici del modello, come descritto nel §10.1.1 e realizzato nell’esempio applicativo riportato nel §11.

Le misure di Importanza “tradizionali” sono valutate con riferimento alla variazione singola di ciascuna variabile del modello (approccio OAT) ed hanno carattere “locale”, sono cioè valide per “piccole” variazioni di ciascuna variabile attorno al proprio valore nominale. La validità della misura può essere estesa a tutto l’intervallo di variazione della variabile ipotizzandone un andamento lineare.

L’adozione di misure diverse può portare ad un diverso ordinamento delle variabili di ingresso del modello; particolare cautela è quindi richiesta all’analista nella selezione delle misure da considerare e nella interpretazione dei risultati.

Nonostante la diffusione nella letteratura e nelle applicazioni della procedura di PSA, diverse perplessità sono state avanzate in merito all’impiego delle misure di Importanza; tra le principali (rif. [10], [11], [12]):

- non considerano le reali incertezze associate alle variabili del modello e sono definite per componenti binari;
- forniscono un ordinamento dei componenti con riferimento alle sole condizioni limite in cui questo è sempre guasto o sempre funzionante;
- forniscono un ordinamento dei componenti considerati singolarmente e non forniscono informazioni sul contributo dovuto a gruppi di componenti e sulle relative “interazioni” (effetto della variazione contemporanea di più variabili nell’intero spazio di variabilità).

In merito al primo punto, si ritiene che il contenuto informativo associato alle misure di Importanza sia essenzialmente differente dal contenuto informativo associato alle misure utilizzate per gli studi di Sensibilità. L’esempio applicativo riportato nel §11 mostra la complementarità delle informazioni derivanti dalle analisi di Importanza e Sensibilità.

In merito al secondo punto, da diversi anni (rif. [13]) e più recentemente (rif. [14]) sono state proposte estensioni delle misure “tradizionali” per l’analisi di Importanza di sistemi costituiti da componenti con più stati di funzionamento (non considerate nella presente trattazione).

Le Misure Differenziali di Importanza, recentemente proposte in letteratura (rif. [15], [17]) e descritte nel §10.1.2, permettono di superare i limiti descritti nell’ultimo punto.

10.1.1 Misure di Importanza “tradizionali”

Sono di seguito fornite le definizioni delle misure di Importanza “tradizionali”: indice di Birnbaum, Criticality measure, Risk Reduction Worth, Risk Achievement Worth e Fussell-Vesely (rif. [3]).

A tal fine è utile considerare la “Decomposizione di Shannon” della misura di rischio riferita agli eventi base del modello probabilistico:

$$R = q_j \cdot R^{j+} + (1 - q_j) \cdot R^{j-} = (R^{j+} - R^{j-}) \cdot q_j + R^{j-} \quad (1)$$

³ La “Funzione di sistema” definisce lo stato del sistema (guasto / funzionante) sulla base dello stato dei suoi componenti. La Funzione di sistema può essere espressa in termini di “Minimal Cut Set”. Un Cut-set rappresenta il sottoinsieme di componenti che devono risultare contemporaneamente guasti per determinare il fallimento della missione definita per il Sistema. Un Minimal Cut-set è un Cut-set “esclusivo” ovvero tale da non comprende alcun altro Cut-set.

dove

- $R^{j+} = R[q_j = 1]$ è il massimo incremento della misura del rischio, che si ha quando la probabilità di accadimento dell'evento j è pari a 1 (l'evento si verifica sempre);
- $R^{j-} = R[q_j = 0]$ è la massima diminuzione della misura del rischio, che si ha quando la probabilità di accadimento dell'evento j è pari a 0 (l'evento non si verifica mai).

Birnbaum measure

Il Birnbaum measure è definito come derivata parziale della misura di rischio rispetto alla probabilità di accadimento dell'evento a cui la misura è riferita:

$$B_j = \frac{\partial R}{\partial q_j} = R^{j+} - R^{j-} \quad (2)$$

Il Birnbaum measure è una misura con un “significato di rischio” (vedi §9.1.1). Tale misura, pari alla differenza tra il massimo incremento e la massima diminuzione del rischio, rappresenta la probabilità che il sistema sia in uno stato “critico” per l'evento j ovvero in uno stato tale da transitare in una condizione di guasto se e solo se accade tale evento. E' evidente il carattere “locale” del Birnbaum measure: la misura è valida in un intorno del valore nominale della probabilità di accadimento dell'evento (valore in cui è calcolata la derivata parziale) ovvero, estendendo l'ipotesi di linearità nell'intero intervallo di variazione, è stimata rispetto ai valori estremi (0, 1).

Criticality measure

Se la misura di rischio è una funzione lineare della probabilità di accadimento dell'evento j e tutti gli eventi sono tra loro indipendenti, il Birnbaum dell'evento j non dipende dalla relativa probabilità.

Il Criticality measure, definito e utilizzato per superare tale limite, rappresenta la probabilità, condizionata al guasto del sistema, che questo sia dovuto all'accadimento dell'evento j:

$$C_j = \frac{B_j \cdot q_j}{R} \quad (3)$$

Reduction Worth

Il Risk Reduction Worth è definito dal rapporto tra il valore di base della misura di rischio e la sua massima diminuzione rispetto all'evento j a cui la misura è riferita:

$$RRW_j = \frac{R}{R^{j-}} \quad (4)$$

Il RRW è una misura di Importanza con un “significato di rischio” (vedi §9.1.1) che fornisce una stima della potenzialità dell'evento nel ridurre il presente livello di rischio.

Risk Achievement Worth

Il Risk Achievement Worth è definito dal rapporto tra il massimo incremento della misura di rischio rispetto all'evento j a cui la misura è riferita ed il relativo valore di base:

$$RAW_j = \frac{R^{j+}}{R} \quad (5)$$

Il RAW è una misura di Importanza con un “significato di sicurezza” (vedi §9.1.1), che fornisce una stima della potenzialità dell’evento nell’aumentare il presente livello di rischio.

Fussell-Vesely

Il Fussell-Vesely è una misura del contributo relativo associato all’evento j , rispetto al valore di base del rischio, quando la sua probabilità di accadimento varia dal valore nominale a 0:

$$FV_j = \frac{R - R^{j-}}{R} = 1 - \frac{R^{j-}}{R} \quad (6)$$

Il Fussell-Vesely è una misura di Importanza con un “significato di rischio” (vedi §9.1.1). Il numeratore dell’eq.(6) può essere stimato come la probabilità associata alla unione di tutti i Minimal Cut Set contenenti l’evento j a cui la misura è riferita.

La misura Fussell-Vesely può definita rispetto ai parametri di base del modello $(x_1, \dots, x_n)$; risulta (rif. [15]):

$$FV_j = \frac{\sum_i T_{x_j}^i}{R} \quad (7)$$

$T_{x_j}^i$ è il generico termine della misura di rischio $R = R(x_1, \dots, x_n)$ in cui compare la variabile x_j . Il Fussell-Vesely rappresenta la frazione del valore di base del rischio che risulta associata alla variabile x_j a cui la misura è riferita.

10.1.2 Misure Differenziali di Importanza

Un limite comune delle misure di Importanza definite nel paragrafo precedente riguarda la necessità di procedere ad una nuova valutazione del modello per la stima dell’Importanza di combinazioni o gruppi di eventi / parametri di base. Tale necessità si manifesta, ad esempio, quando si vuole valutare l’Importanza di eventi associati a diversi modi di guasto di un componente e/o di gruppi di componenti aventi caratteristiche omogenee (ad esempio, della stessa tipologia) e/o di parametri che hanno impatto sulle prestazioni di più componenti (ad esempio, una frequenza di ispezione / manutenzione). Al fine di superare tale limite è stata recentemente proposta una Misura Differenziale di Importanza con un “significato di rischio” (rif. [15]).

Misura Differenziale di Importanza del primo ordine

Consideriamo lo sviluppo in serie di Taylor della misura di rischio riferita ai parametri caratteristici del modello:

$$R = R^0 + \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial R}{\partial x_i} \cdot \Delta x_i \right) + \sum_{i=1}^n \sum_{l=1}^n \left(\frac{\partial^2 R}{\partial x_i \partial x_l} \cdot \Delta x_i \cdot \Delta x_l \right) + \dots \quad (7)$$

$$\text{con } R^0 = R(x_1^0, \dots, x_j^0, \dots, x_n^0) \text{ e } \Delta x_i = x_i - x_i^0 \quad \forall i = 1, \dots, n.$$

Con riferimento alla approssimazione al primo ordine della misura di rischio riferita ai parametri, la “Misura di importanza differenziale” è definita come la frazione della variazione totale della misura del rischio che è dovuta alla variazione della variabile x_j a cui la misura è riferita:

$$DIM_j = \frac{dR_{x_j}}{dR} = \frac{\frac{\partial R}{\partial x_j} \cdot \Delta x_j}{\sum_{i=1}^n \frac{\partial R}{\partial x_i} \cdot \Delta x_i} \quad (8)$$

Il *DIM* può essere espresso con riferimento alle ipotesi di:

- Incrementi uniformi $\Delta x_i = \Delta x_j \quad \forall i, j$ e risulta $DIM_j = B_j / \sum_{i=1}^n B_i$;
- Incrementi percentuali uniformi $\frac{\Delta x_i}{x_i} = \frac{\Delta x_j}{x_j} \quad \forall i, j$ e risulta

$$DIM_j = C_j / \sum_{i=1}^n C_i .$$

Le suddette espressioni definiscono le relazioni esistenti tra la Misura Differenziale di Importanza del primo ordine, il Birnbaum measure ed il Criticality measure. Se la misura è riferita a variabili aventi differenti unità di misura, è necessario utilizzare l'ipotesi di Incrementi percentuali uniformi.

Il *DIM* è una misura additiva: il *DIM* di un gruppo di parametri è la somma dei *DIM* di ciascuno, senza la necessità di una nuova valutazione del modello.

Misure Differenziali di Importanza di ordine superiore

Per sua definizione, il *DIM* non permette di tener conto degli effetti dovuti alle interazioni tra i singoli eventi / parametri del modello, che si manifestano per la loro variazione contemporanea. A tal fine, in letteratura sono definite ulteriori Misure Differenziali di Importanza che comprendono il contributo dei termini di ordine superiore al primo dello sviluppo in serie di Taylor della misura di rischio.

Consideriamo lo sviluppo in serie di Taylor della misura di rischio riferita agli eventi base del modello. Con riferimento alla approssimazione al secondo ordine della misura di rischio, la “Misura differenziale del secondo ordine” permette un ordinamento di Importanza delle coppie di eventi del modello (rif. [16]):

$${}^{II} DIM_{jk} \approx \frac{\frac{\partial R}{\partial q_j} \cdot \Delta q_j + \frac{\partial R}{\partial q_k} \cdot \Delta q_k + \frac{\partial^2 R}{\partial q_j \partial q_k} \cdot \Delta q_j \cdot \Delta q_k}{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial R}{\partial q_i} \cdot \Delta q_i \right) + \sum_{i=1}^n \sum_{l=i}^n \left(\frac{\partial^2 R}{\partial q_i \partial q_l} \cdot \Delta q_i \cdot \Delta q_l \right)} . \quad (9)$$

Il numeratore dell'eq.(9) rappresenta la variazione totale della misura di rischio dovuta alla variazione singola e contemporanea della probabilità di accadimento dei due eventi j e k a cui la misura è riferita. Diversamente dal *DIM*, il *II* *DIM* non gode della proprietà additiva.

La misura di rischio, in quanto associata ad una equazione booleana, può essere sempre espressa in forma polinomiale rispetto alla probabilità di accadimento degli eventi di base. Ne consegue che l'espansione in serie di Taylor può essere troncata ad un ordine finito fornendo una stima esatta⁴. [17] La “Misura Differenziale di Importanza totale” riferita all'evento j risulta (rif. [17]):

⁴ Se è verificata l'ipotesi di “eventi rari”, l'ordine a cui può essere arrestato lo sviluppo in serie coincide con il massimo ordine dei Cut-set (massimo numero di variabili che compaiono in un

$${}^T D_j = \frac{B_j \cdot \Delta q_j + \sum_{k=2}^m \sum_{l < \dots < k} \left(\frac{\partial^k R}{\partial q_l \cdot \dots \cdot \partial q_k} \cdot \prod_{s=1}^k \Delta q_s \right)}{\sum_{l=1}^n (B_l \cdot \Delta q_l) + \sum_{k=2}^m \sum_{l < \dots < k} \left(\frac{\partial^k R}{\partial q_l \cdot \dots \cdot \partial q_k} \cdot \prod_{s=1}^k \Delta q_s \right)} \quad \text{dove} \quad \sum_{l < \dots < k} \dots = \sum_{l=1}^n \sum_{i=j}^n \dots \sum_{m=\dots}^n \sum_{k=m}^n \dots \quad (10)$$

Il numeratore dell'eq.(10) rappresenta la variazione totale del rischio dovuta alla variazione della probabilità di accadimento dell'evento a cui la misura è riferita, singolarmente e contemporaneamente alla variazione di tutte le restanti variabili, in qualsiasi combinazione numero.

La stima della Misura Differenziale di Importanza totale mediante il calcolo di tutte le derivate parziali che vi compaiono richiede, in generale, un numero estremamente elevato di valutazioni del modello⁵. Avendo riferito la misura di rischio agli eventi, questa risulta essere una funzione multi-lineare rispetto alle variabili di ingresso. In tal caso, è possibile valutare la Misura Differenziale di Importanza totale operando variazioni finite delle variabili. La procedura richiede $N + 2$ valutazioni del modello e può quindi essere utilizzata anche per sistemi complessi (costituiti da un elevato numero di componenti) (rif. [17])⁶.

10.2 Metodi per l'Analisi di Incertezza e Sensibilità

E' di seguito fornita una panoramica dei metodi utilizzabili per lo sviluppo di una analisi di Incertezza e Sensibilità mediante un approccio probabilistico⁷. I

I modelli utilizzati nell'ambito della procedura di PSA sono di tipo deterministico e probabilistico. Nel primo caso, una distribuzione di probabilità rappresenta l'incertezza associata al valore assunto dalla variabile incerta. Nel secondo caso, le variabili incerte sono i parametri che definiscono le distribuzioni di probabilità che descrivono i fenomeni stocastici in essere.

Come anticipato, l'analisi di Incertezza e Sensibilità delle variabili di uscita di un modello matematico si è sviluppata secondo un approccio "locale". In tale contesto, le valutazioni sono riferite a "piccole variazioni" delle variabili di ingresso in un intorno dei relativi valori nominali, considerate singolarmente. I risultati ottenuti possono essere estesi per ottenere valutazioni valide in tutto lo spazio di variabilità solo se il modello è lineare o debolmente variabile.

Tipiche tecniche di approccio "locale" sono quelle basate su valutazioni OAT, in cui ciascuna variabile è variata singolarmente mentre le restanti sono mantenute al loro

medesimo Cut-set).

⁵ Per N variabili di ingresso ed una variabile di uscita, la stima delle derivate parziali di primo e secondo ordine richiede $\frac{1}{2} (N+N^2)$ valutazioni del modello.

⁶ Operativamente, si considera la variazione finita $q_j^0 \rightarrow q_j$ della probabilità di accadimento dell'evento j e sono stimati N+2 valori del modello: $R^0 = R(q_1^0, \dots, q_j^0, \dots, q_n^0)$,

$R = R(q_1, \dots, q_j, \dots, q_n)$ e $R^{-j} = R(q_1, \dots, q_j^0, \dots, q_n)$; risulta: ${}^T D_j = \frac{R - R^{-j}}{R - R^0}$.

⁷ L'incertezza associata a ciascuna variabile è rappresentata mediante una distribuzione di probabilità definita sul relativo intervallo di variazione. Nella presente trattazione non sono considerati metodi Bayesiani per la gestione delle incertezze né rappresentazioni alternative ad esempio mediante Teoria della possibilità, Teoria dell'evidenza, Fuzzy set, ...

valore nominale e, più in generale, quelle basate su metodi analitici approssimati. Tali tecniche sono sinteticamente descritte nel §10.2.1.

I risultati di una analisi di Incertezza e Sensibilità mediante un approccio “locale” hanno invece un interesse limitato per modelli non-lineari. In tali casi è necessario adottare metodi caratterizzati da un approccio “globale” (rif. [18]), cioè tali da:

- considerare l'intero intervallo di variazione di ciascuna variabile di ingresso;
- valutare l'effetto della variazione di ciascuna variabile singolarmente ed in combinazione con la variazione delle restanti variabili incerte.

Metodi “discreti” permettono di rimuovere parzialmente le ipotesi proprie di una analisi “locale”. Il comune approccio adottato consiste nel “discretizzare” ciascuna variabile di ingresso (cioè nell'identificare un numero finito di valori rispetto ai quali valutare la/e variabile/i di uscita). Nelle applicazioni più semplici è considerata la variazione singola di ciascuna variabile, con riferimento ai relativi valori minimo e massimo (trattasi di una misura OAT che considera l'intero intervallo di variazione di ciascuna variabile). Nelle applicazioni più complesse, le combinazioni dei valori discretizzati delle variabili sono organizzate in una struttura ad albero; ciascuna sequenza di “rami” (valori discretizzati della variabile rappresentata dal nodo di partenza) definisce uno scenario per il quale valutare la/e variabile/i di uscita del modello. I principali limiti di tale metodo consistono nella esplosione combinatoria conseguente ad un elevato numero di variabili e di valori discretizzati e nella dipendenza dall'ordine con cui le variabili sono considerate nella costruzione dell'albero.

I metodi basati sulla Decomposizione delle varianze, che permettono lo sviluppo di una analisi “globale” di Incertezza e Sensibilità senza l'introduzione di ipotesi limitative sulla struttura del modello, sono descritti nel §10.2.4.

L'elevata potenzialità di tali metodi, che si traduce nella maggiore quantità e qualità di informazioni desumibili dall'analisi, comporta un elevato onere computazionale in quanto richiedono la valutazione ripetuta della/e variabile/i di uscita del modello, per differenti valori delle variabili di ingresso. La loro applicazione risulta particolarmente gravosa quando il modello non è definito in modo analitico ma richiede l'applicazione di algoritmi numerici più o meno complessi e/o l'eventuale ricorso a tecniche di simulazione.

Recentemente è stata evidenziata la necessità che l'ordinamento delle variabili di ingresso nel senso che compete all'analisi di Sensibilità risulti indipendente da uno specifico momento della distribuzione di probabilità che rappresenta l'incertezza associata alla variabile di uscita. A tal fine sono state proposte misure “moment-independent”, alternative alle misure basate sulla Decomposizione delle varianze. Tali misure sono calcolate mediante il confronto tra le distribuzioni di probabilità associate alla variabile di uscita (densità (rif. [19]) o cumulata (rif. [20])), stimate considerando o meno l'incertezza associata a ciascuna variabile, valutata singolarmente o in relazione con le restanti variabili, in qualsiasi combinazione e numero.

La seguente trattazione è riferita ad un modello ad “una risposta” (con una variabile di uscita), con n variabili di ingresso $X = x_1, \dots, x_n$ affette da incertezze rappresentate mediante opportune distribuzioni di probabilità, descritto da una funzione $f(X): \mathcal{R}^n \rightarrow \mathcal{R}$. Tale funzione rappresenta la misura di rischio che definisce il modello probabilistico di interesse nell'ambito della procedura di PSA.

10.2.1 Metodi analitici approssimati

Metodo dei momenti

Metodi analitici esatti possono essere utilizzati per la propagazione delle incertezze associate alla variabili di ingresso solo per modelli molto semplici.

Tuttavia, anche in casi complessi, l'analisi può essere sviluppata secondo un approccio "locale" riferendola ad una rappresentazione approssimata del modello. In particolare, tali tecniche sono basate sullo sviluppo in serie di Taylor della relazione che intercorre tra le variabili di ingresso e uscita.

L'analisi è riferita ai valori dei momenti di primo (media) e secondo (varianza) ordine della distribuzione di probabilità che descrive l'incertezza associata alla variabile oggetto di stima.

Consideriamo una funzione (differenziabile) $f(X): \mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}$. Il suo sviluppo in serie di Taylor troncato al secondo ordine, con origine $X^0 = x_1^0, x_2^0, \dots, x_n^0$, risulta:

$$f(X) \approx f(X^0) + (\nabla f|_{X^0}) \cdot (X - X^0) + \frac{1}{2} \cdot (X - X^0)^T \cdot [Hf|_{X^0}] \cdot (X - X^0) \quad (11)$$

dove $(\nabla f|_{X^0})_i = \frac{\partial f}{\partial x_i} \Big|_{x_i^0}$ è l'operatore Gradiente e $[Hf|_{X^0}]_{i,j} = \frac{\partial^2 f}{\partial x_i \partial x_j} \Big|_{x_i^0}$ è la Matrice

Hessiana.

Supponiamo che le variabili di ingresso siano affette da una incertezza rappresentata mediante una distribuzione di probabilità normale e consideriamo la "Matrice di covarianza" con elemento generico σ_{ij} .

Il valore atteso della funzione risulta:

$$\overline{f(X)} \approx f(\bar{X}) + \frac{1}{2} \cdot \sum_{j=1}^n \sum_{i=1}^n \frac{\partial^2 f}{\partial x_i \partial x_j} \Big|_{\bar{x}} \cdot \sigma_{ij} \quad (12)$$

La varianza associata risulta:

$$\text{Var}[f(X)] = \overline{(f(X) - \overline{f(X)})^2} \approx \sum_{j=1}^n \sum_{i=1}^n \frac{\partial f}{\partial x_i} \Big|_{X^0} \cdot \frac{\partial f}{\partial x_j} \Big|_{X^0} \cdot \sigma_{ij} \quad (13)$$

Se le variabili sono indipendenti, le suddette equazioni si semplificano essendo nulli i termini di covarianza (termini della Matrice di covarianza fuori diagonale).

Misura OAT di Sensibilità

Una misura One-At-Time utilizzabile per definire un ordinamento delle variabili di ingresso nel senso che compete alla analisi di Sensibilità è la seguente:

$$I_i = \left(\frac{\partial f}{\partial x_i} \right)_{x_{i0}}^2 \cdot \frac{Var(x_i)}{Var(f)} = \frac{{}^iVar(f)}{Var(f)}. \quad (14)$$

Trattasi di una misura “ibrida” che risulta dal contributo di una misura “locale” (quadrato della derivata parziale della variabile di uscita rispetto alla variabile di ingresso a cui la misura è riferita, calcolata in un intorno del relativo valore nominale) e di una misura “globale” (rapporto tra i valori della varianza associata alle variabili di ingresso e di uscita).

${}^iVar(f)$ rappresenta il contributo alla varianza totale $Var[f]$ dovuto alla variabile di ingresso x_i ; pertanto, la misura OAT definita dalla eq.(14) fornisce un ordinamento delle variabili consistente con un approccio di Decomposizione della varianza (v. §10.2.4), per una approssimazione al primo ordine.

Per modelli descritti da una funzione lineare risulta $\sum_i I_i = 1$. Altrimenti $\sum_i I_i < 1$; in tal caso, l'ordinamento delle variabili potrebbe non tener conto di importanti effetti dovuti alle non linearità del modello.

10.2.2 Tecniche di campionamento

Tecniche MonteCarlo

Per lo sviluppo di una analisi di Incertezza per modelli complessi è frequente il ricorso a tecniche di campionamento.

La procedura tipicamente utilizzata per l'applicazione di tecniche di campionamento MonteCarlo comprende due passi principali:

- estrazione di una sequenza di valori per ciascuna variabile di ingresso, dalla relativa distribuzione di probabilità;
- valutazione della variabile di uscita del modello, per ciascun vettore dei corrispondenti valori estratti per le variabili di ingresso.

Tale procedura permette di stimare la distribuzione di probabilità che rappresenta l'incertezza associata alla variabile di uscita oggetto di stima.

L'analisi delle combinazioni di valori di ingresso e uscita mediante tecniche statistiche (Regressione lineare o Decomposizione della varianza) permette lo sviluppo di uno studio di Sensibilità.

Tecniche di campionamento possono essere utilizzate

- per il calcolo di misure OAT (il valore di una variabile è estratto dalla relativa distribuzione di probabilità mentre le restanti variabili sono mantenute al loro valore nominale)
- di misure che tengano conto delle interazioni esistenti (i valori di più variabili di ingresso del modello sono estratte dalle relative distribuzioni di probabilità).

Per quanto detto, l'utilizzo di tecniche di campionamento permette quindi lo sviluppo di un approccio globale per l'analisi di Incertezza.

Lo sforzo computazionale richiesto dipende dal grado di accuratezza voluto, facilmente stimabile e migliorabile incrementando la dimensione del campione, ed aumenta solo linearmente con il numero delle variabili incerte.

Latin Hypercube

Quando l'accuratezza della stima è legata alla "uniformità della esplorazione" degli intervalli di variazione delle variabili, è diffuso l'utilizzo di una tecnica di campionamento nota come "Latin Hypercube" (rif. [21], [22]).

Tale tecnica costituisce l'estensione al caso multi-dimensionale del "Campionamento stratificato", una delle possibili tecniche di "Campionamento dell'Importanza". L'effetto complessivo è una riduzione della varianza associata alla stima delle variabili di interesse rispetto ad una simulazione "analogica".

Per una singola variabile casuale x con funzione Cumulata di probabilità $F(x)$, l'asse delle y è suddivisa in n intervalli disgiunti di uguale ampiezza; attraverso la $F^{-1}(x)$ l'asse delle x è suddivisa in n intervalli disgiunti, di diversa ampiezza ma uguale probabilità. Il campionamento è realizzato estraendo un numero casuale per ciascun intervallo (dell'asse y e, attraverso la F^{-1} , dell'asse x).

Per una funzione di n variabili casuali $X = (x_1, \dots, x_n)$, la tecnica Latin Hypercube permette di estrarre un campione di ampiezza $n \cdot S$ di vettori $X^* = (x_1^*, \dots, x_n^*)$.

Il dominio di ciascuna variabile è suddiviso in intervalli disgiunti con uguale ampiezza (intervalli equiprobabili). Dalla distribuzione di probabilità associata alla prima variabile sono estratti $n \cdot S$ valori. Questi sono accoppiati casualmente, senza sostituzione, a $n \cdot S$ valori estratti dalla distribuzione di probabilità associata alla seconda variabile, formando un set di $n \cdot S$ coppie di valori. Si procede in tal modo fino alla valutazione di un set di $n \cdot S$ vettori.

Dipendenze e correlazioni tra le variabili

Tra le variabili di ingresso di un modello probabilistico possono sussistere specifiche "dipendenze" e/o "correlazioni". Rigorosamente, una "dipendenza" rappresenta un nesso di causalità che sussiste tra i valori assunti da due (o più) variabili del modello; il valore assunto da una variabile (indipendente) determina, secondo una ben definita relazione, il valore assunto da una seconda variabile (dipendente). Una "correlazione" è una misura statistica che descrivere il grado con cui due o più variabili sono tra loro in relazione.

L'introduzione nel modello delle correlazioni e dipendenze esistenti tra le variabili di ingresso costituisce un aspetto di particolare complessità: nella generazione di un campione di dati occorre garantire che per le variabili dipendenti risulti il livello di correlazione voluto e che i valori estratti per le variabili indipendenti risultino effettivamente non correlati.

L'introduzione nel modello delle correlazioni esistenti tra le variabili può essere realizzata mediante una tecnica nota come "Correlazione per ranghi" (rif. [23]). A tal fine, i valori delle variabili sono ordinati (in modo crescente) e caratterizzati dalla relativa posizione (rango). Tale tecnica riproduce una correlazione tra le variabili caratterizzata da una maggiore variabilità nei valori centrali e da una minore variabilità nelle zone estreme dei relativi intervalli di variazione.

L'utilizzo di Funzioni di dipendenza (o Funzioni Copula) costituisce un approccio alternativo per l'introduzione di correlazioni e dipendenze tra le variabili, di maggior efficacia e complessità. Qualitativamente, è possibile "estrarre" una "Funzione Copula" da una data distribuzione multivariata ed utilizzarla per definire le relazioni che intercorrono tra le relative distribuzioni univariate (rif. [24]).

10.2.3 Tecniche di regressione lineare

Tecniche di regressione lineare dei dati sono comunemente utilizzate per lo sviluppo di analisi di Sensibilità (rif. [21]).

Supponiamo di disporre di un adeguato numero di coppie di valori di ingresso e uscita della funzione (differenziabile) $f(X): \mathbb{R}^n \rightarrow \mathbb{R}$ che definisce il modello, ad esempio prodotte mediante tecniche di campionamento (vedi §10.2.2).

Effettuando una regressione lineare, ad esempio mediante metodo dei Minimi quadrati⁸, si

ottiene una stima del tipo:

$$\hat{f} = a_0 + \sum_i a_i \cdot x_i$$

I “Coefficienti non standardizzati della regressione” $a_i \approx \frac{\partial f}{\partial x_i}$ $i = 1, \dots, n$ forniscono una stima

della derivata parziale della variabile di uscita rispetto a ciascuna variabile di ingresso.

Si definiscono “Coefficienti standardizzati della regressione” le quantità:

$$\beta_i = \frac{\overline{a_i} \cdot \frac{Var(x_i)^{\frac{1}{2}}}{Var(f)^{\frac{1}{2}}}}{Var(f)^{\frac{1}{2}}} \quad i = 1, \dots, n. \quad (15)$$

Per modelli lineari, ovvero con riferimento ad uno lo sviluppo in Serie di Taylor troncato al primo ordine di un modello non lineare, e variabili di ingresso indipendenti

La misura β_i può essere utilizzata per definire un ordinamento con il significato che compete alla analisi di Importanza. La misura β_i^2 può essere utilizzata per definire un ordinamento con il significato che compete alla analisi di Sensibilità. Per modelli lineari e variabili di ingresso indipendenti risulta $\beta_i^2 = I_i$ e $\sum_i \beta_i^2 = 1$. Per modelli

non lineari risulta invece $\sum_i \beta_i^2 < 1$.

L'utilizzo di β_i^2 come misura di Sensibilità risulta più generale rispetto all'utilizzo della misura OAT in quanto (rif. [10]):

- rappresenta una misura “multi-dimensionale”, ottenuta da operazioni di media rispetto a più variabili;
- può essere valutata anche per modelli non-lineari.

L'efficacia nell'utilizzo di β_i^2 come misura di Sensibilità può essere stimata mediante il “Coefficiente di determinazione della regressione”, definito dal rapporto tra lo scarto quadratico del valore predetto per la variabile di uscita e lo scarto quadratico dei “residui” della regressione rispetto al valore atteso. Tale misura, variabile tra 0 e 1, rappresenta la frazione della varianza totale associata alla variabile di uscita del modello, tenuta in conto dal modello di regressione.

⁸ Il metodo dei Minimi quadrati è un metodo non parametrico che “seleziona” i valori a_i per i quali è minima la somma dei quadrati

degli Scarti $e_i = f_i - \hat{f}_i$, differenza tra il valore della funzione ed il valore stimato dalla regressione, nelle diverse osservazioni.

Un basso valore del Coefficiente di determinazione indica che il modello di regressione non è efficace nel tener conto dell'incertezza associata alla variabile in uscita, per la presenza di forti non linearità.

10.2.4 Decomposizione della varianza

La Decomposizione della varianza della/e variabile/i di uscita di un modello nei contributi associati alle variabili in ingresso rappresenta un approccio “globale” per l'analisi di Sensibilità ed ha il principale vantaggio di non introdurre ipotesi limitative sulla struttura del modello (rif. [18]).

La varianza associata alla funzione $f(X): \mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}$ che definisce il modello può essere espressa con riferimento ad una delle variabili di ingresso come:

$$Var(f) = Var\left(\overline{f|_{x_i = x_i^*}}\right) + Var\left(f|_{x_i = x_i^*}\right) \quad (16)$$

Dove

- $\overline{f|_{x_i = x_i^*}} = \int_y f \cdot p(x_1, \dots, x_n | x_i) d^{n-1} X$ è il valore medio della funzione f , condizionata all'aver fissato la variabile x_i al valore nominale x_i^*
- $Var\left(\overline{f|_{x_i = x_i^*}}\right)$ è la varianza del valore medio della funzione f , condizionata all'aver fissato la variabile x_i al valore nominale x_i^* , per tutti i possibili valori x_i^* nel relativo intervallo di variazione; tale contributo, denominato “Effetto principale” rappresenta la variabilità della funzione f dovuta alla variabile x_i ;
- $Var\left(f|_{x_i = x_i^*}\right)$ è il valore medio della varianza associata alla funzione f , condizionata all'aver fissato la variabile x_i al valore nominale, per tutti i possibili valori x_i^* nel relativo intervallo di variazione; tale contributo, denominato “Residuo” rappresenta la variabilità della funzione f non controllata da x_i ma dovuta alle restanti variabili.

Un ordinamento delle variabili di ingresso con un significato di Sensibilità è realizzabile mediante il cosiddetto “Indice di Sensibilità principale”:

$$S_i = \frac{Var\left(\overline{f|_{x_i = x_i^*}}\right)}{Var(f)} \quad (17)$$

Risulta $\sum_i S_i \leq 1$ con il segno di uguaglianza valido solo per modelli “additivi”⁹.

La differenza $1 - \sum_i S_i$ misura la riduzione della varianza associata alla variabile di uscita,

dovuta alle interazioni tra le variabili di ingresso, in qualsiasi numero e combinazione, che si manifestano per la loro variazione contemporanea.

Metodo di Sobol

Lo sviluppo di una analisi di Sensibilità “globale” mediante Decomposizione della varianza può essere realizzato con la valutazione degli indici definiti dal “Metodo di Sobol” (rif. [25], [26], [27]).

La decomposizione ANOVA di una funzione $f(X): \mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}$ è definita dalla somma di termini dipendenti da un numero crescente di variabili, tra loro ortogonali (il cui prodotto scalare è nullo):

$$f(X) = f_0 + \sum_{i=1}^n \phi_i(x_i) + \sum_{i=1}^n \sum_{j=i+1}^n \phi_{ij}(x_i, x_j) + \dots + \phi_{1\dots n}(x_1, \dots, x_n) \quad (18)$$

Elevando al quadrato ed integrando la precedente equazione e sfruttando l’ortogonalità tra i termini della decomposizione ANOVA della funzione, la varianza associata può essere stimata come somma di contributi dipendenti da un numero crescente di variabili:

$$V = \sum_{i=1}^n V_i + \sum_{i=1}^n \sum_{j=i+1}^n V_{ij} + \dots + V_{1\dots n} \quad (19)$$

dove

$$V = \text{Var}[f(X)] = \int f^2(X) \cdot p(X) dX - f_0^2 ;$$

$$V_{1\dots m} = \text{Var}[\phi_{1\dots m}(x_1, \dots, x_m)] = \int \phi_{1\dots m}^2(x_1, \dots, x_m) \cdot \prod_{k=1}^m p(x_k) dx_k .$$

Gli Indici di Sensibilità sono definiti dal rapporto tra la varianza parziale dovuta alla/e variabile/i di interesse e la varianza totale associata alla variabile di uscita:

$$S_{1\dots m} = \frac{V_{1\dots m}}{V} \quad \text{dove} \quad \sum S_i + \sum S_{ij} + \dots + S_{1\dots n} = 1 . \quad (20)$$

A ciascuna variabile considerata singolarmente è associato l’Indice di Sensibilità principale S_i già introdotto nel §10.2.4 (vedi eq.(17)).

Gli indici associati alla interazione tra due o più variabili, denominati “Indici di Sensibilità delle interazioni”, forniscono una misura degli effetti della loro variazione contemporanea

⁹ Un modello $f(x_1, \dots, x_i, \dots, x_n)$ è additivo se può essere decomposto nella summa di n funzioni, ciascuna dipendente da una singola variabile x_i .

che non sono descritti dalla sovrapposizione degli effetti dovuti alla variazione singola di ciascuna.

L'“Indice di Sensibilità globale” è definito per ciascuna variabile, considerata singolarmente ed in relazione con le restanti variabili, come somma di tutti gli indici in cui compare la variabile in oggetto (rif. [27]):

$$S_{Ti} = S_i + \sum_i \left[\sum_j S_{ij} + \dots + S_{1\dots n} \right] = 1 - \sum_{\substack{l=1 \\ l \neq i}}^n \left[S_l + \sum_j S_{lj} + \dots + S_{1\dots n} \right] \quad (21)$$

Tale indice rappresenta il contributo alla varianza totale dovuto alla variazione di tutte le variabili, in qualsiasi combinazione, tranne la variabile in oggetto mantenuta al proprio valore nominale; infatti dalla Decomposizione della varianza risulta:

$$S_{Ti} = 1 - \frac{\text{Var}\left(\overline{f|_{x_i = x_i^*}}\right)}{\text{Var}(f)} = \overline{\text{Var}\left(f|_{x_i = x_i^*}\right)} \quad (22)$$

La differenza $S_{Ti} - S_i$ misura il contributo alla varianza dovuto alle interazioni tra la variabili i e le restanti variabili di ingresso del modello, che si manifestano per la loro variazione contemporanea, in qualsiasi combinazione e numero.

Il calcolo degli Indici di Sensibilità mediante il Metodo di Sobol richiede la valutazione di integrali multi-dimensionali, generalmente realizzata mediante il ricorso a metodi MonteCarlo (rif. [25], [26]).

E' immediatamente utilizzabile un approccio “Brute-force”, mediante tecniche di campionamento. In tal caso, il costo computazionale richiesto, in termini di numero di valutazioni del modello, è pari al quadrato del numero di campionamenti (N^2).

Abitualmente interessa valutare l'Indice principale e l'Indice globale di Sensibilità per ciascuna variabile; raramente interessa la stima degli Indici delle interazioni (o è ragionevole procedere alla loro stima per l'onere computazionale richiesto).

In letteratura è proposta una efficace procedura per il calcolo dell'Indice principale e dell'Indice globale di Sensibilità, mediante il campionamento di N valori per ciascuna variabile (rif. [28])¹⁰. Il costo computazionale richiesto dalla procedura, di facile implementazione, è pari a $N \cdot (n + 2)$ ¹¹.

¹⁰ Si effettua un campionamento di $2N \cdot n$ valori delle variabili di ingresso dalle relative distribuzioni di probabilità, utilizzati per costruire le matrici A e B. La matrice C formata da tutte le colonne della matrice B, ad eccezione della colonna i-esima, presa dalla matrice A.

$$A = \begin{bmatrix} x_1^{(1)} & \dots & x_i^{(1)} & \dots & x_n^{(1)} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ x_1^{(M)} & \dots & x_i^{(M)} & \dots & x_n^{(M)} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ x_1^{(N)} & \dots & x_i^{(N)} & \dots & x_n^{(N)} \end{bmatrix} \quad B = \begin{bmatrix} x_1^{(N+1)} & \dots & x_j^{(N+1)} & \dots & x_n^{(N+1)} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ x_1^{(Q)} & \dots & x_j^{(Q)} & \dots & x_n^{(Q)} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ x_1^{(2N)} & \dots & x_j^{(2N)} & \dots & x_n^{(2N)} \end{bmatrix} \quad C_i = \begin{bmatrix} x_1^{(N+1)} & \dots & x_i^{(1)} & \dots & x_n^{(N+1)} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ x_1^{(Q)} & \dots & x_i^{(M)} & \dots & x_n^{(Q)} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ x_1^{(2N)} & \dots & x_i^{(N)} & \dots & x_n^{(2N)} \end{bmatrix}$$

Si stima la funzione F per ciascun vettore delle variabili di ingresso costituito dalle righe delle matrici A, B e C_i ottenendo i vettori (n dimensionali) $f^A = f(A)$, $f^B = f(B)$, $f^{C_i} = f(C_i)$. Si stimano gli Indici di Sensibilità mediante le espressioni:

Fourier Amplitude Sensitivity Test

Un metodo alternativo utilizzabile per la stima dell'Indice principale e dell'Indice globale di Sensibilità per ciascuna variabile è noto come (extended) "Fourier Amplitude Sensitivity Test" (FAST) (rif. [29]).

L'idea base di tale metodo è di convertire un integrale multidimensionale in un intervallo unidimensionale. A tal fine, è introdotta una "curva di ricerca" lungo la quale procedere alla integrazione per il calcolo dei contributi alla varianza ed il modello è espanso in serie di Fourier.

Il principale vantaggio di tale metodo risiede nella possibilità di valutare gli Indici di Sensibilità in modo indipendentemente per ciascuna variabile, sfruttando l'ortogonalità tra i termini dello sviluppo in serie. Le limitazioni principali risiedono nella complicazione matematica e nel numero di calcoli da eseguire oltre che nella difficoltà di individuare una idonea curva di ricerca.

Presenza di incertezze epistemiche

Si evidenzia la necessità di riferire gli Indici di Sensibilità ai parametri caratteristici del modello (e non agli eventi) in presenza di incertezze epistemiche. Tale necessità è di seguito chiarita con un esempio desunto dalla letteratura (rif.[30]).

Consideriamo due componenti identici in parallelo (configurazione "1 su 2").

Se i componenti sono tra loro indipendenti, l'Indisponibilità del sistema è pari a $Q = q_1 \cdot q_2$ e risulta lineare rispetto alle probabilità di guasto di ciascun componente (q_1 e q_2).

Se i suddetti valori sono incerti (cioè in presenza di incertezze epistemiche rappresentate mediante opportune distribuzioni di probabilità), la varianza associata risulta:

$$Var [Q] = Var [q_1 \cdot q_2] = E [q_1^2] \cdot E [q_2^2] - E [q_1]^2 \cdot E [q_2]^2.$$

Se i componenti sono identici, le incertezze associate a q_1 e q_2 sono descritte dalla medesima distribuzione di probabilità. In tal caso, l'Indisponibilità del sistema è caratterizzata da un unico parametro $q = q_1 = q_2$ (operativamente, per entrambe le variabili deve essere utilizzato il valore che risulta da un unico campionamento).

La relazione tra l'indisponibilità del sistema e l'unico parametro del modello non è più lineare essendo $Q = q^2$. La varianza associata è correttamente valutata come $Var [Q] = Var [q^2] = E [q^4] - E [q^2]^2$.

$$S_i = \frac{\frac{1}{N} \sum_{j=1}^N f_j^A \cdot f_j^{C_i} - \left(\frac{1}{N} \sum_{j=1}^N f_j^A \right) \left(\frac{1}{N} \sum_{j=1}^N f_j^{C_i} \right)}{\frac{1}{N} \sum_{j=1}^N (f_j^A)^2 - \left(\frac{1}{N} \sum_{j=1}^N f_j^A \right)^2} \quad S_{Ti} = 1 - \frac{\frac{1}{N} \sum_{j=1}^N f_j^B \cdot f_j^{C_i} - \left(\frac{1}{N} \sum_{j=1}^N f_j^B \right) \left(\frac{1}{N} \sum_{j=1}^N f_j^{C_i} \right)}{\frac{1}{N} \sum_{j=1}^N (f_j^B)^2 - \left(\frac{1}{N} \sum_{j=1}^N f_j^B \right)^2}$$

¹¹ $2 \cdot N$ valutazioni della funzione F sono necessarie per le matrici A e B; $n \cdot N$ valutazioni della funzione F sono necessarie per le matrici C_i .

11 ESEMPIO APPLICATIVO

Nel presente capitolo è fornito un esempio di applicazione di alcuni metodi proposti per lo sviluppo di analisi di Importanza, Incertezza e Sensitività ad uno studio probabilistico di sicurezza sviluppato per un impianto nucleare.

L'esempio è desunto da un articolo proposto in letteratura con lo specifico obiettivo di confrontare i risultati derivanti dalla applicazione di alcune misure di Importanza e dallo sviluppo di una analisi "globale" di Incertezza e Sensitività (rif. [30]).

Modello probabilistico

Il modello probabilistico assunto come riferimento è riferito ad un evento di LLOCA (Large Loss of Coolant Accident) per il Advanced Test Reactor (ATR) (rif. [31]).

Nello scenario incidentale considerato sono coinvolti due sistemi di sicurezza principali: Scram System (SS) e Firewater Injection System (FIS).

L'evento di LLOCA si suppone dovuto al guasto di una delle quattro linee di iniezione del refrigerante. Il fallimento del SS, evento dominato dalle cause comuni che determinano il mancato inserimento di tutte le barre di controllo, determina direttamente il danneggiamento del nocciolo del reattore. Il guasto di un ulteriore linea di iniezione del refrigerante determina il fallimento del FIS ed il conseguente danneggiamento del nocciolo.

La misura di rischio utilizzata è la probabilità di danneggiamento del nocciolo (CDF) conseguente all'evento di LLOCA. Il modello comprende 45 eventi base (BE: Basic Event), per un totale di 289 Minimal cut-set (MCSs), di cui 10 MCSs di ordine uno, 23 MCSs di ordine due e 247 MCSs di ordine tre.

La lista degli eventi base è riportata in **Errore. L'origine riferimento non è stata trovata.**

Per ciascun evento è riportato il valore puntuale della relativa probabilità di accadimento (per l'evento iniziatore è riportata la frequenza di accadimento [1/y]). Per ciascun evento è indicato il parametro caratteristico che, in generale, coincide con il valore medio della distribuzione di probabilità che rappresenta l'incertezza associata alla probabilità di accadimento; nei casi in cui è adottato un modello esponenziale, il parametro caratteristico coincide con il relativo rateo di guasto (indicato con il simbolo λ).

L'incertezza associata a ciascun parametro è rappresentata mediante una distribuzione lognormale con valore medio pari al valore puntuale specificato ed Error factor (EF)¹² pari a 10. I parametri sono considerati tra loro indipendenti.

Il modello comprende 31 parametri caratteristici. Il numero di parametri è inferiore al numero di eventi; infatti, diversi eventi sono caratterizzati dalla medesima incertezza epistemica parametrica:

- x_7 per gli eventi BE₈ e BE₁₅;
- x_9 per gli eventi BE₁₀ e BE₁₃;
- x_{12} per gli eventi BE₁₆, BE₂₉ e BE₃₅;
- x_{14} per gli eventi BE₁₈, BE₂₅ e BE₃₁;
- x_{15} per gli eventi BE₁₉, BE₂₆ e BE₃₂;
- x_{16} per gli eventi BE₂₀, BE₂₇ e BE₃₃;

¹² Per una distribuzione lognormale, l'Error factor è dato dal rapporto tra il 95° ed il 50° percentile.

- x_{17} per gli eventi BE₂₁, BE₂₈ e BE₃₄.

Evento base	Descrizione	Probabilità / frequenza	Parametro caratteristico
BE ₁	Operator failure to isolate FIS path after excavation error	$8,000 \cdot 10^{-2}$	x_1
BE ₂	Firewater injection system disabled by excavation error	$1,250 \cdot 10^{-4}$	x_2
BE ₃	Insufficient flow through bottom head injection	$1,503 \cdot 10^{-6}$	x_3
BE ₄	Lower FIS manual valve GT-T-84 failure to restore after TM	$2,700 \cdot 10^{-5}$	x_4
BE ₅	No flow from firewater injection system	$3,484 \cdot 10^{-5}$	x_5
BE ₆	Failure to actuate valve lcv-7b	$5,001 \cdot 10^{-4}$	x_6
BE ₇	Failure to actuate valve lcv-7a	$5,001 \cdot 10^{-4}$	x_6
BE ₈	Lower FWIS injection valve LCV-7B spuriously closes	$3,000 \cdot 10^{-4}$	$x_7 (\lambda_{v1})$
BE ₉	Valve LCV-7B ICC fails to operate	$1,000 \cdot 10^{-3}$	x_8
BE ₁₀	Lower FIS injection valve LCV-7B fails to open	$7,000 \cdot 10^{-4}$	x_9
BE ₁₁	Common cause failure of valve paths LCV-7A and LCV-7B to open	$7,000 \cdot 10^{-5}$	x_{10}
BE ₁₂	Common cause loss of both FIS paths due to failure of AOVs	$4,300 \cdot 10^{-5}$	x_{11}
BE ₁₃	Lower FIS injection valve LCV-7A fails to open	$7,000 \cdot 10^{-4}$	x_9
BE ₁₄	Valve LCV-7A ICC fails to operate	$1,000 \cdot 10^{-3}$	$x_8 (\lambda_{v2})$
BE ₁₅	Lower FWIS injection valve LCV-7A spuriously closes	$3,000 \cdot 10^{-4}$	x_7
BE ₁₆	Deepwell pump 1 heating and ventilation fails	$1,40 \cdot 10^{-2}$	x_{12}
BE ₁₇	Deepwell pump 1 is in TM (plant-specific)	$1,940 \cdot 10^{-2}$	x_{13}
BE ₁₈	Deepwell pump 1 fails to start	$3,000 \cdot 10^{-3}$	x_{14}
BE ₁₉	Deepwell pump 1 fails to run	$2,996 \cdot 10^{-3}$	$x_{15} (\lambda_p)$
BE ₂₀	Deepwell pump 1 instrumentation and control (ICC) fails	$1,000 \cdot 10^{-3}$	x_{16}
BE ₂₁	Deepwell pump #1 Breaker Spuriously Opens	$3,000 \cdot 10^{-5}$	$x_{17} (\lambda_b)$
BE ₂₂	Level control faults	$8,383 \cdot 10^{-5}$	x_{19}
BE ₂₃	Power failure at 4160 vac etr commercial bus 'd'	$5,601 \cdot 10^{-4}$	x_{20}

Tabella 7 – Eventi base, probabilità/frequenza di guasto, parametri caratteristici

Evento base	Descrizione	Probabilità / frequenza	Parametro caratteristico
BE ₂₄	Deepwell pump 3 is in TM (plant-specific)	$7,050 \cdot 10^{-3}$	x ₁₈
BE ₂₅	Deepwell pump 3 fails to start	$3,000 \cdot 10^{-3}$	x ₁₄
BE ₂₆	Deepwell pump 3 fails to run	$2,996 \cdot 10^{-3}$	x ₁₅ (λ_p)
BE ₂₇	Deepwell pump 3 instrumentation and control (ICC) fails	$1,000 \cdot 10^{-3}$	x ₁₆
BE ₂₈	Deepwell pump #3 Breaker Spuriously Opens	$3,000 \cdot 10^{-5}$	x ₁₇ (λ_b)
BE ₂₉	Deepwell pump 3 heating and ventilation fails	$1,40 \cdot 10^{-2}$	x ₁
BE ₃₀	Deepwell pump 4 TM (plant-specific)	$2,620 \cdot 10^{-2}$	x ₂₁
BE ₃₁	Deepwell pump 4 fails to start	$3,000 \cdot 10^{-3}$	x ₁₄
BE ₃₂	Deepwell pump 4 fails to run	$2,996 \cdot 10^{-3}$	x ₁₅ (λ_p)
BE ₃₃	Deepwell pump 4 instrumentation and control (ICC) fails	$1,000 \cdot 10^{-3}$	x ₁₆
BE ₃₄	Deepwell pump #4 breaker spuriously opens	$3,000 \cdot 10^{-5}$	x ₁₇ (λ_b)
BE ₃₅	Heating and ventilation fails for pump 4	$1,40 \cdot 10^{-2}$	x ₁₂
BE ₃₆	Power failure at 4160 V atr bus 670-e-1	$1,080 \cdot 10^{-3}$	x ₂₂
BE ₃₇	Common cause loss of scram system	$1,500 \cdot 10^{-5}$	x ₂₃
BE ₃₈	Common cause failure of low outlet pressure sensor trains (C)	$7,200 \cdot 10^{-6}$	x ₂₄
BE ₃₉	Common cause failures of low outlet pressure 2:3 logics	$3,000 \cdot 10^{-5}$	x ₂₅
BE ₄₀	Failure of rod clutch coil controllers (rcccs)	$2,601 \cdot 10^{-6}$	x ₂₆
BE ₄₁	2/3 Sensor trains fail to signal lop sublogic u	$4,776 \cdot 10^{-7}$	x ₂₇
BE ₄₂	Failure to insert at least three safety rods in	$6,500 \cdot 10^{-7}$	x ₂₈
BE ₄₃	Common cause failure of RCCCs to release	$5,001 \cdot 10^{-4}$	x ₂₉
BE ₄₄	Failure of sufficient rcccs to release	$5,001 \cdot 10^{-4}$	x ₃₀
LL0CA	Initiating event frequency	$4,56 \cdot 10^{-6}$	f _L

Tabella 8 – Eventi base, probabilità/frequenza di guasto, parametri caratteristici (continua)

Soluzione del modello probabilistico

La stima della frequenza di danneggiamento del nocciolo (CDF) è realizzata utilizzando l'approssimazione di “eventi rari”, mediante la seguente espressione:

$$CDF = f_L \cdot \left(\sum_j p(MCS_j^i) \right) = f_L \cdot \left[\sum_{j=1}^{10} p(BE_1^j) + \sum_{j=1}^{32} \prod_{i=1}^2 p(BE_i^j) + \sum_{j=1}^{247} \prod_{i=1}^3 p(BE_i^j) \right]$$

La CDF risulta lineare rispetto alla probabilità di accadimento dei singoli eventi (per l'ipotesi di eventi rari) ma non rispetto ai parametri (per la presenza di incertezze epistemiche comuni tra più eventi).

La non linearità del modello può essere apprezzata operando mediante tecniche di campionamento e successiva regressione lineare. Infatti, il Coefficiente di determinazione della regressione risulta pari $\Gamma_R^2 = 0.12$: solo il 12% della varianza associata alla CFD è “spiegata” dalla regressione lineare.

Dalla soluzione del modello si ottiene una distribuzione di probabilità per la CDF che può essere approssimata da una distribuzione lognormale, con valore medio pari a 10^{-9} [1/y] ed Error factor pari a 12.

Analisi di Importanza

L'analisi di importanza è effettuata mediante il calcolo della misura Fussell-Vesely (FV) e della Misura Differenziale di Importanza del primo ordine (DIM). Tali misure possono essere (e sono) calcolate rispetto ai parametri caratteristici del modello (vedi § 10.1).

La **Errore. L'origine riferimento non è stata trovata.** riporta i valori ottenuti per ciascuna misura ed il conseguente ordinamento dei parametri caratteristici del modello. Le discrepanze che si osservano tra gli ordinamenti sono dovute alle non linearità del modello rispetto ai parametri (le stesse misure calcolate rispetto agli eventi producono invece il medesimo ordinamento).

Il parametro che maggiormente contribuisce alla frequenza di danneggiamento del nocciolo (primo negli ordinamenti definiti da entrambe le misure di Importanza) è la frequenza dell'evento iniziatore (f_L).

I risultati ottenuti dall'analisi di Importanza evidenziano come i due sistemi di sicurezza (SS e FIS) non contribuiscono allo stesso modo sulla CFD; in particolare, il Firewater Injection System risulta essere il responsabile principale. Infatti, i primi dieci parametri in entrambi gli ordinamenti di Importanza definiti in **Errore. L'origine riferimento non è stata trovata.**, ad eccezione del suddetto evento iniziatore, riguardano eventi base relativi al FIS.

Per sua definizione, la somma dei valori ottenuti per la Misura Differenziale di Importanza calcolata per tutti i parametri caratteristici è pari a 1. Sfruttando l'additività di tale misura è possibile valutare il contributo associato ai primi dieci parametri del modello, che risulta pari a 0,862206, per metà dovuto alla frequenza dell'evento iniziatore e per metà dovuto ai restanti nove parametri.

Analisi di Sensibilità

L'analisi di Sensibilità è realizzata mediante un approccio “globale” basato sulla decomposizione della varianza associata alla variabile oggetto di stima. In particolare, lo studio è realizzato mediante il metodo FAST. La presenza di incertezze epistemiche richiede di riferire l'analisi ai parametri caratteristici del modello (vedi §10.2).

I valori ottenuti per l'Indice principale e per l'Indice globale di Sensibilità riferiti a ciascun parametro sono riportati in **Errore. L'origine riferimento non è stata trovata.**

Il parametro che maggiormente contribuisce all'incertezza associata alla frequenza di danneggiamento del nocciolo, considerato singolarmente ed in combinazione con i restanti parametri in qualsiasi combinazione e numero, è la frequenza dell'evento iniziatore (f_L).

La somma dei valori ottenuti per l'Indice principale calcolato per tutti i parametri del modello è pari a 0.23: il 23% della varianza associata alla CFD è spiegabile in termini di

singoli parametri; i gruppi di parametri e le interazioni che tra questi intercorrono contribuiscono per il restante 77%.

I risultati ottenuti dall'analisi "globale" di Incertezza e Sensitività evidenziano come i due sistemi di sicurezza (SS e FIS) non contribuiscono allo stesso modo sulla varianza associata alla CFD; in particolare, il Firewater Injection System risulta essere il responsabile principale. Infatti, tra i primi dieci parametri nell'ordinamento definito in **Errore. L'origine riferimento non è stata trovata.** dall'Indice principale di Sensibilità, sette riguardano eventi base relativi al FIS e due riguardano eventi base relativi al SS.

La somma dei valori ottenuti per l'Indice principale calcolato per i parametri associati al FIS è pari a 0,1104; la somma dei valori ottenuti per l'Indice principale calcolato per i parametri associati al SS è pari a 0,0232.

Parametro	FV(x_i)	DIM(x_i)	Rank FV	Rank DIM	$S_1(x_i)$	ST(x_i)	Rank $S_1(x_i)$
x ₁	0,024	0,010	16	16	0,0027	0,602582	19
x ₂	0,024	0,010	16	16	0,0023	0,557544	23
x ₃	0,0036	0,001537	23	24	0,0047	0,837081	4
x ₄	0,066	0,02761	9	10	0,0042	0,810726	7
x ₅	0,085	0,03562	7	7	0,0014	0,469973	30
x ₆	0,0055	0,00255	21	22	0,0022	0,627429	25
x ₇	0,0034	0,00153	24	25	0,0046	0,748013	5
x ₈	0,0097	0,005114	20	20	0,0017	0,521022	29
x ₉	0,000003	0,00357	31	21	0,0031	0,721116	15
x ₁₀	0,17	0,07157	3	4	0,0043	0,814946	6
x ₁₁	0,10	0,04396	5	6	0,003	0,47721	16
x ₁₂	0,11	0,07244	4	3	0,0437	0,815207	2
x ₁₃	0,064	0,02703	11	11	0,002	0,554586	26
x ₁₄	0,033	0,01541	15	12	0,0036	0,760575	14
x ₁₅	0,034	0,01536	13	13	0,0038	0,7626	11
x ₁₆	0,012	0,00513	19	19	0,0036	0,783453	13
x ₁₇	0,00034	0,000154	27	28	0,0027	0,711104	18
x ₁₈	0,034	0,01414	13	15	0,0019	0,623066	27
x ₁₉	0,20	0,0857	2	2	0,0075	0,783292	3
x ₂₀	0,066	0,02771	10	9	0,000873	0,52003	31
x ₂₁	0,10	0,04557	5	5	0,0041	0,65086	9
x ₂₂	0,0044	0,00188	22	23	0,0024	0,616027	21
x ₂₃	0,036	0,01533	12	14	0,0041	0,758641	8
x ₂₄	0,017	0,007362	18	18	0,0029	0,557622	17
x ₂₅	0,073	0,030675	8	8	0,0018	0,514783	28
x ₂₆	0,000006	$2,712 \cdot 10^{-6}$	28	29	0,0036	0,70982	12
x ₂₇	0,0012	0,000488	26	27	0,0022	0,579769	24
x ₂₈	0,0016	0,000664	25	26	0,0024	0,561865	20
x ₂₉	0,000003	$1,356 \cdot 10^{-6}$	30	30	0,0023	0,45943	22
x ₃₀	0,000003	$1,356 \cdot 10^{-6}$	30	30	0,0039	0,788219	10
f _L	1,00	0,421351	1	1	0,0932	0,838342	1

Tabella 9 – Misure di importanza (DIM e FV) e Indici (principale e globale) di Sensibilità

La riduzione di incertezza associata alla CFD che si ottiene assumendo noti (certi) i valori dei primi dieci parametri nell'ordinamento definito in **Errore. L'origine riferimento non è stata trovata.** dall'Indice principale di Sensibilità è di quasi due ordini di grandezza (da 10^{-15} a 10^{-17}).
Ne consegue una riduzione del Error factor da 12 a 9,94.

Confronto tra gli ordinamenti di Importanza e Sensibilità

Il confronto tra l'ordinamento prodotto dalla analisi di Importanza e dalla analisi di Sensibilità permette di valutare quanto i parametri che maggiormente contribuiscono alla frequenza di danneggiamento del nocciolo contribuiscono alla relativa incertezza, e viceversa.

La frequenza di accadimento dell'evento iniziatore (f_L) è il parametro che maggiormente contribuisce alla CFD ed alla relativa incertezza (primo parametro in tutti gli ordinamenti).

Più in generale, i primi tre parametri negli ordinamenti definiti dal DIM e dall'Indice principale di Sensibilità sono i medesimi (f_L , x_{12} e x_{19}).

Un confronto complessivo tra i diversi ordinamenti è realizzato mediante il calcolo dei "Savage score" per ciascuna misura¹³. I coefficienti di correlazione tra i Savage scores calcolati per ciascuna misura di Importanza rispetto all'Indice principale di Sensibilità risultano:

$$\rho_{\xi}^{DIM/S_1} = 0.64 \qquad \rho_{\xi}^{FV/S_1} = 0.62.$$

I valori ottenuti mostrano come i parametri significativi per il loro contributo alla CFD (nel senso che compete l'analisi di Importanza) non coincidono, in generale, con i parametri significativi per il loro contributo alla relativa incertezza (nel senso che compete l'analisi di Sensibilità).

¹³ I "Savage scores" sono utilizzati per confrontare l'ordinamento prodotto dalla applicazione di misure differenti. Il Savage score del parametro x_i è definito come $\xi(x_i) = \sum_{j=r(x_i)}^n 1/j$ dove

$r(x_i)$ è l'ordine del parametro e n è il numero totale di parametri.

Il grado di accordo tra gli ordinamenti definiti da due misure (A e B) è quantificabile mediante il Coefficiente di correlazione tra i relativi Savage scores:

$$\rho_{\xi}^{AvsB} = \frac{\sum_{j=1}^n (\xi^A(x_j) - \overline{\xi^A(x_j)}) \cdot (\xi^B(x_j) - \overline{\xi^B(x_j)})}{\sqrt{\sum_{j=1}^n (\xi^A(x_j) - \overline{\xi^A(x_j)})^2 \cdot \sum_{j=1}^n (\xi^B(x_j) - \overline{\xi^B(x_j)})^2}}$$

Quanto più tale coefficiente è prossimo ad 1 tanto più gli ordinamenti definiti dalle due misure sono tra loro in accordo.

REFERENZE

- [1] NUREG 1150, “Severe Accident Risks: An Assessment for five U.S. Nuclear power Plants”, U.S. Nuclear Regulatory Commission, December 1991.
- [2] NUREG-1855, “Guidance on the Treatment of Uncertainties Associated with PRAs in Risk-Informed Decision Making”, U.S. Nuclear Regulatory Commission, March 2009.
- [3] M.C. Cheok, G.W. Parry, R.R. Sherry, “Use of importance measures in risk informed regulatory applications”, *Reliab Eng Syst Safety*, 60 (1998) 213-226.
- [4] IAEA Safety Standards - Safety Assessment for Facilities and Activities - No. GSR Part. 4 (Vienna 2009)
- [5] IAEA Safety Reports Series No. 25 – Review of Probabilistic Safety Assessment by Regulatory Bodies, Vienna (2001).
- [6] IAEA-TECDOC-1135, Regulatory review of probabilistic safety assessment (PSA) Level 1 (February 2000)
- [7] IAEA TECDOC-1229, Regulatory review of probabilistic safety assessment (PSA) Level 2 (July 2001)
- [8] IAEA, Procedures for Conducting Probabilistic Safety Assessments of Nuclear Power Plants (Level 3), Safety Series No. 50-P-12, IAEA, Vienna (1996).
- [9] L.W. Birnbaum, “On the importance of different elements in a multi-elements system”, *Multivariate analysis 2*, New York, Academic Press, 1969.
- [10] A. Saltelli, S. Tarantola, F. Campolongo, M. Ratto, “Sensitivity Analysis in Practice. A Guide to Assessing Scientific Models”, John Wiley & Sons, New York, (2004) ISBN 0-470-87093-1.232.
- [11] D. Vasseru, M. Llory; “International survey on PSA figures of merit, *Reliability Engineering & System Safety*, 1999.
- [12] M. Van der Borst, H. Shoonakker, “An overview of PSA importance measures”, *Reliab Eng Syst Safety*, 72 (2001) 241-245.
- [13] Griffith W.S., Multistate reliability models, *Journal of Applied Probability*, 17 (1980) 735-744.
- [14] E. Zio, L. Podofillini, “Importance measures of multi-state components in multistate systems”, *International Journal of Reliability, Quality and Safety Engineering*, Vol 10, No 3 (2003) 289-310.

- [15]E. Borgonovo , G.E. Apostolakis, “A new importance measure for risk-informed decision making”, *Reliab Eng Syst Safety*, 72 (2001) 193-212.
- [16]E. Zio , L. Padofillini, “A Second order Differential Importance Measure for Reliability and Risk Applications”, *Reliab Eng Syst Safety* 91 (2006) 1163-1174.
- [17]E. Borgonovo, 2010, “The reliability importance of components and prime implicants in coherent and non-coherent system including total-order interactions”, *European Journal of Operational Research* 204 (2010) 485–495.
- [18]A. Saltelli, M. Ratto, T. Andres, F. Campolongo, J. Cariboni, D. Gatelli, M. Saisana, S. Tarantola, “Global Sensitivity Analysis”, (2008) *The Primer*, John Wiley & Sons.
- [19]Borgonovo E., 2007: A New Uncertainty Importance Measure, *Reliability Engineering and System Safety*, 92, pp. 771-784.
- [20]Homma, T. and Q. Liu, A robust importance measure for sensitivity analysis, *Abstracts of the. 5th International Conference on Sensitivity Analysis of Model Output*.
- [21]J.C. Helton, J.D Johnson, C.J Sallaberry, C.B. Storlie, “Survey of sampling-based methods for uncertainty and sensitivity analysis”, *Reliab Eng Syst Safety* 91 (2006) 1175-1209.
- [22]J.C. Helton, Davis FJ. Latin hypercube sampling and the propagation of uncertainty in analysis of complex systems. *Reliab Eng Syst Safety* 81(2003) 23-69.
- [23]RL Iman, WJ Conover, A distribution-free approach to induce rank correlation among input variables. *Commun Stat Simul Comput* (1982), 11(3):311-34.
- [24]D. Vose, “Risk Analysis, A quantitative Guide”, John Wiley & Sons, Ltd (2008).
- [25]I.M. Sobol, “Global Sensitivity indices for nonlinear mathematical models and their MonteCarlo estimates”, *Mathematics and Computers In Simulation* 55 (2001) 271-280.
- [26]I.M. Sobol ,”Sensitivity Analysis for non linear Mathematical Models”, *Mathematical Modeling & Computational Experiment* , 1 (1993) 407-414.
- [27]T. Homma, A. Saltelli, “Importance measures in global sensitivity analysis of nonlinear models”, *Reliab Eng Syst Safety*, 52 (1996) 1-17.
- [28]A. Saltelli, “Making Best use of model valuation to compute sensitivity indices”, *Computer Physic Communication*, 145 (2002) 280-297.

- [29] Saltelli A, Marivoet J. Non-parametric statistics in sensitivity analysis for model output: a comparison of selected techniques. *Reliab Engng Syst Safety* 1990;28:229–53.
- [30] E. Borgonovo, G.E. Apostolakis, S. Tarantola, A. Saltelli, “Comparison of global sensitivity analysis techniques and importance measure in PSA”, *Reliability Engineering and System Safety* (2003) 175-185.
- [31] Eide SA, Khericha ST, Thatcher TA, Advanced test reactor probabilistic risk assessment, vol. I. Idaho Falls: Idaho National Engineering Laboratory; 1991. EGG-PRP-8823, Revision 1.
- [32] Campolongo F, Saltelli A. Sensitivity analysis of an environmental model: an application of different analysis methods. *Reliab Eng Syst Safety* 1997;57:49–69.