



UNIVERSITAT  
POLITÈCNICA  
DE VALÈNCIA

**Análisis termohidráulico de la  
instalación ATLAS  
Aplicaciones de la metodología  
de escalado**

---

**TESIS DOCTORAL**

María Lorduy Alós

Dirigida por:

Dr. Sergio Gallardo Bermell

Dr. Gumersindo Verdú Martín

Enero 2022



## **Agradecimientos**

A mis directores, Sergio Gallardo y Gumersindo Verdú, por su confianza en mí y su dedicación a este trabajo. A Sergio, también tutor de esta tesis, por acompañarme y apoyarme estos años. Trabajar y aprender contigo es un placer.

Al profesor José Luis Muñoz-Cobo, por compartir conmigo su experiencia en el campo de las metodologías de escalado y a Kyoung-Ho Kang, por acogerme en KAERI durante mi estancia. Asimismo, debo extender este agradecimiento a los profesores y compañeros del ISIRYM y el Dpto. de Ingeniería Química y Nuclear de la UPV, por todos los consejos y buenos momentos que me habéis regalado.

Por último, no puedo olvidarme de quienes más cerca han estado, y con cuya ayuda, comprensión o paciencia cierro esta etapa. Gracias por vuestro cariño.



# Resumen

Ante el desafío que implica la reducción de los efectos del cambio climático, la industria nuclear se ha postulado como una buena alternativa para sustituir la producción de energía eléctrica a partir de combustibles fósiles. No obstante, debe constatar la seguridad de las centrales, para lo que resulta indispensable poder predecir su comportamiento ante escenarios operacionales y accidentales. A tal efecto, y dada la imposibilidad de disponer de datos de planta para analizar estos transitorios, se generan bases de datos en instalaciones a escala reducida a partir de experimentos, siendo necesarios métodos y estrategias de escalado que permitan extrapolar los comportamientos termohidráulicos.

Pese a la relevante contribución que suponen los experimentos al campo de la seguridad nuclear, en ocasiones se cuestiona la validez de sus resultados para reproducir el comportamiento de las centrales. Este hecho motiva la ejecución de test *counterpart* entre distintas instalaciones, que contribuyen a abordar la problemática del escalado, así como a demostrar la adecuación de los códigos termohidráulicos para predecir una respuesta realista de los sistemas.

La presente tesis doctoral explora la posibilidad de aumentar el número de experimentos *counterpart* a partir de la definición de nuevos escenarios y su simulación con el código termohidráulico TRACE5. Con este fin, se han desarrollado modelos de las instalaciones ATLAS y LSTF, y se han estudiado y simulado experimentos *counterpart* ya existentes entre dichas instalaciones. La identificación de los fenómenos termohidráulicos más significativos, y el análisis de su escalado y distorsión, configuran la base de conocimientos para abordar el diseño de los nuevos test. En la tesis, en particular, se plantea un escenario tipo *station blackout* para LSTF partiendo de las condiciones iniciales y de contorno de un test previo en ATLAS. La simulación del experimento confirma la idoneidad de ATLAS y LSTF para realizar experimentos *counterpart*, en los que la fenomenología relevante es similar, y pone de manifiesto algunas limitaciones de estas instalaciones en cuanto a la extrapolabilidad de ciertos fenómenos, debido a las distorsiones originadas por la diferencia de escala y tecnología.



# Resum

Davant del desafiament que implica la reducció dels efectes del canvi climàtic, la indústria nuclear s'ha postulat com una bona alternativa per a substituir la producció d'energia elèctrica a partir de combustibles fòssils. No obstant això, ha de constatar la seguretat de les centrals, per al que resulta indispensable poder predir el seu comportament davant d'escenaris operacionals i accidentals. A aquest efecte, i donada la impossibilitat de disposar de dades de planta per a analitzar aquests transitoris, es generen bases de dades en instal·lacions a escala reduïda a partir d'experiments, sent necessaris mètodes i estratègies d'escalat que permeten extrapolar els comportaments termohidràulics.

Malgrat la rellevant contribució que suposen els experiments al camp de la seguretat nuclear, de vegades es qüestiona la validesa dels seus resultats per a reproduir el comportament de les centrals. Aquest fet motiva l'execució de test *counterpart* entre distintes instal·lacions, que contribuïxen a abordar la problemàtica de l'escalat, així com a demostrar l'adequació dels codis termohidràulics per a predir una resposta realista dels sistemes.

La present tesi doctoral explora la possibilitat d'augmentar el nombre d'experiments *counterpart* a partir de la definició de nous escenaris i la seua simulació amb el codi termohidràulic TRACE5. Amb aquest fi, s'han desenvolupat models de les instal·lacions ATLAS i LSTF, i s'han estudiat i simulat experiments *counterpart* ja existents entre les dites instal·lacions. La identificació dels fenòmens termohidràulics més significatius, i l'anàlisi del seu escalat i distorsió, configuren la base de coneixements per a abordar el disseny dels nous test. En la tesi, en particular, es planteja un escenari tipus *station blackout* per a LSTF partint de les condicions inicials i de contorn d'un test previ en ATLAS. La simulació de l'experiment confirma la idoneïtat d'ATLAS i LSTF per a realitzar experiments *counterpart*, en els que la fenomenologia rellevant és semblant, i posa de manifest algunes limitacions d'aquestes instal·lacions quant a l'extrapolabilitat de certs fenòmens, a causa de les distorsions originades per la diferència d'escala i tecnologia.





# Abstract

Faced with the challenge of reducing the effects of climate change, the nuclear industry has been postulated as a good alternative to replace the production of electricity from fossil fuels. However, it must verify the safety of the plants, for which it is essential to be able to predict their behavior in operational and accidental scenarios. To this end, and given the impossibility of having plant data to analyze these transients, databases are generated in reduced-scale facilities from experiments, being necessary scaling methods and strategies that allow the extrapolation of thermohydraulic behaviors.

Despite the relevant contribution that experiments make to the field of nuclear safety, the validity of their results to reproduce the behavior of plants is sometimes questioned. This fact motivates the execution of counterpart tests between different facilities, which contribute to addressing scaling issues, as well as to demonstrate the adequacy of the thermal-hydraulic codes to predict a realistic response of the systems.

This Ph.D. Thesis explores the possibility of increasing the number of counterpart experiments based on the definition of new scenarios and their simulation with the TRACE5 thermal-hydraulic code. In order to achieve this goal, models of the ATLAS and LSTF facilities have been developed, and counterpart experiments already existing between these facilities have been studied and simulated. The identification of the most significant thermal-hydraulic phenomena and the analysis of their scaling and distortion, configure the knowledge basis to approach the design of the new tests. In the Thesis, in particular, a station blackout scenario for LSTF based on the initial and boundary conditions of a previous test in ATLAS is proposed. The simulation of the experiment confirms the suitability of ATLAS and LSTF to perform counterpart experiments, in which the relevant phenomenology is similar. Moreover, it reveals some limitations of these facilities in terms of the extrapolability of certain phenomena, due to the distortions caused by the difference in scale and technology.



# Índice de contenido

1	Introducción .....	1
1.1.	Motivación .....	1
1.2.	Objetivos .....	2
1.3.	Estructura de la tesis.....	3
2	Estado del arte.....	5
2.1.	Criterios de semejanza.....	5
2.1.1.	Escalado lineal .....	6
2.1.2.	Escalado volumétrico.....	6
2.1.3.	Escalado de Ishii .....	7
2.1.4.	Escalado másico.....	7
2.2.	Metodologías de análisis del escalado.....	8
2.2.1.	Three-Level Scaling.....	8
2.2.2.	H2TS .....	11
2.2.3.	FSA - Fractional Scaling Analysis .....	11
2.2.4.	DSS – Dynamical System Scaling .....	12
2.2.5.	Métodos de cuantificación de incertidumbre .....	13
2.2.6.	Otros métodos de análisis .....	13
2.3.	Instalaciones experimentales.....	16
2.4.	Test <i>counterpart</i> .....	19
2.4.1.	Counterpart SBLOCA en LOBI, SPES, BETHSY y LSTF.....	20
2.4.2.	Counterpart SBLOCA en LSTF y PKL .....	21
2.4.3.	Counterparts en IIST para consolidar instalaciones RHRP.....	22
2.4.4.	Counterparts en BWR.....	22
2.4.5.	Counterpart en ATLAS y LSTF.....	23

---

3	Instalaciones experimentales.....	25
3.1.	Instalación experimental ATLAS.....	25
3.1.1.	Sistema primario de ATLAS.....	28
3.1.2.	Sistema secundario de ATLAS.....	32
3.1.3.	Sistemas de seguridad de ATLAS.....	33
3.2.	Instalación experimental LSTF.....	34
3.2.1.	Sistema primario de LSTF.....	36
3.2.2.	Sistema secundario de LSTF.....	40
3.2.3.	Sistemas de seguridad de LSTF.....	40
3.3.	Comparación de instalaciones.....	41
4	Códigos termohidráulicos y modelos.....	45
4.1.	Códigos <i>Best Estimate</i> .....	45
4.2.	Código TRACE5.....	49
4.2.1.	Características principales del código.....	49
4.2.2.	Modelos especiales.....	51
4.3.	Modelos de las instalaciones.....	54
4.3.1.	Modelos de vasija.....	60
4.3.2.	Efecto de las pérdidas de calor.....	61
5	Análisis aplicado al escalado.....	67
5.1.	Escalado de condiciones para test <i>counterpart</i> LSTF/ATLAS.....	67
5.2.	Descripción de experimentos.....	73
5.2.1.	1% SBLOCA Rama fría.....	73
5.2.2.	13% IBLOCA Rama fría.....	75
5.2.3.	1% SBLOCA Upper head.....	77
5.3.	Análisis de escalado y distorsión.....	79
5.4.	Técnica PIRT.....	81

---

6 Simulación y análisis de experimentos .....	83
6.1.    1% SBLOCA.....	83
6.2.    13% IBLOCA.....	89
6.2.1.    Global system scaling análisis .....	92
6.3.    1% SBLOCA <i>Upper head</i> .....	107
6.3.1.    Blind Phase .....	109
6.3.2.    Open Phase.....	114
7 Diseño de experimentos .....	127
7.1.    Experimento <i>Station Blackout</i> – Test A1.1 .....	127
7.2.    Condiciones para el test <i>counterpart</i> en LSTF.....	129
7.3.    Simulación del test <i>counterpart</i> – Escenario SBO .....	131
7.4.    Análisis de similaridad .....	139
7.5.    Análisis PIRT .....	146
7.6.    Adecuación del test <i>counterpart</i> .....	149
8 Conclusiones .....	153
8.1.    Conclusiones generales .....	153
8.2.    Líneas de trabajo futuras .....	157
8.3.    Publicaciones.....	158
Referencias.....	161



## Índice de Figuras

Figura 1: Metodología 3-level scaling (Ishii et al., 1998).....	10
Figura 2: Identificación de distorsiones en la metodología DSS (Bestion et al., 2017). .....	12
Figura 3: <i>Scaling Roadmap</i> (D’Auria y Galassi, 2010). .....	15
Figura 4: Esquema de la instalación ATLAS (KAERI, 2018). .....	27
Figura 5: Vasija de la instalación ATLAS (KAERI, 2018). .....	28
Figura 6: Esquema de la instalación LSTF (Rosa-V Group, 2003). .....	36
Figura 7: Vasija de la instalación LSTF (Rosa-V Group, 2003).....	38
Figura 8: Márgenes de seguridad (USNRC, 2017). .....	46
Figura 9: Nodalización de la instalación ATLAS. ....	58
Figura 10: Nodalización de la instalación LSTF.....	59
Figura 11: Correlación HTC-Pérdidas de calor en el modelo de ATLAS.....	63
Figura 12: Relación HTC-Densidad para distintas potencias.....	65
Figura 13: Correlación Potencia neta-Caudal en el modelo de ATLAS. ....	66
Figura 14: Metodología de diseño de test <i>counterpart</i> .....	72
Figura 15: Esquemas de unidad de rotura para 1% SBLOCA. ....	75
Figura 16: Test 1% SBLOCA rama fría – Inventario descargado.....	84
Figura 17: Test 1% SBLOCA rama fría – Presión en sistema primario. ....	85
Figura 18: Esquema de sellos de lazo (m) a) ATLAS b) LSTF. ....	86
Figura 19: Test 1% SBLOCA rama fría – Nivel de líquido en sellos de lazo (A). ....	87
Figura 20: Test 1% SBLOCA rama fría – PCT. ....	88
Figura 21: Test 1% SBLOCA rama fría – Caudal acumuladores. ....	88
Figura 22: Test 13% IBLOCA rama fría – Inventario descargado. ....	90
Figura 23: Test 13% IBLOCA rama fría – Presión sistema primario. ....	90
Figura 24: Test 13%IBLOCA rama fría – PCT. ....	91
Figura 25: Fases de escenario IBLOCA.....	94
Figura 26: Sensibilidad rotura – Descarga de inventario. ....	111
Figura 27: Sensibilidad rotura – Presión en sistema primario.....	111
Figura 28: Sensibilidad modelado CET y PCT.....	112
Figura 29: Sensibilidad CCFL Kutateladze – Nivel de líquido en sellos.....	113
Figura 30: Sensibilidad CCFL Wallis – Nivel de líquido en sellos. ....	114
Figura 31: T1 Vs pérdida de refrigerante en t=1000 s. ....	116
Figura 32: Nivel de líquido en el núcleo vs. T1.....	116
Figura 33: CET máxima vs. PCT.....	117
Figura 34: PCT vs. tiempo de remojado (T3-T2).....	117

---

Figura 35: T3 Vs T1 .....	118
Figura 36: Conclusiones benchmark – Nivel de líquido en núcleo vs. T1. ....	119
Figura 37: Conclusiones benchmark – T1 vs T3.....	120
Figura 38: Conclusiones benchmark – T3 vs. T1.....	120
Figura 39: Conclusiones benchmark – CET en instante de PCT máx vs. T1 .....	121
Figura 40: Test 1% SBLOCA <i>upper head</i> – Presión sistema primario. ....	122
Figura 41: Test 1% SBLOCA <i>upper head</i> – Presión sistema secundario.....	123
Figura 42: Test 1% SBLOCA <i>upper head</i> – Inventario descargado a través de la rotura. ....	123
Figura 43: Test 1% SBLOCA <i>upper head</i> – Nivel de líquido en la vasija. ....	125
Figura 44: Test 1% SBLOCA <i>upper head</i> – CET.....	125
Figura 45: Test 1% SBLOCA <i>upper head</i> – PCT. ....	126
Figura 46: Test <i>counterpart</i> A1.1 – Nivel de líquido en GV.....	133
Figura 47: Test <i>counterpart</i> A1.1 – Presión en sistema primario.....	134
Figura 48: Test <i>counterpart</i> A1.1 – caudal en ramas calientes a) sin PRZ b) con PRZ. ...	135
Figura 49: Test <i>counterpart</i> A1.1 – nivel de líquido en presionador.....	136
Figura 50: Test <i>counterpart</i> A1.1 – Nivel de líquido en vasija. ....	137
Figura 51: Test <i>counterpart</i> A1.1 – Inventario descargado a través de POSRV. ....	138
Figura 52: Test <i>counterpart</i> A1.1 – Peak cladding temperature (PCT).....	139
Figura 53: Etapas de circulación natural en el test <i>counterpart</i> .....	140
Figura 54: Post-test <i>counterpart</i> A1.1 – caudal en rama caliente.....	151
Figura 55: Post-test <i>counterpart</i> A1.1 – Peak cladding temperature (PCT).....	152



## Índice de Tablas

Tabla 1: Comparación de parámetros de escalado. ....	8
Tabla 2: Integral test facilities. ....	18
Tabla 3: Proporciones de escala de la instalación ATLAS (KAERI, 2018). ....	27
Tabla 4: Características de las bombas en APR1400 y ATLAS (KAERI 2018). ....	32
Tabla 5: Proporciones de escala de la instalación LSTF (Rosa-V Group, 2003). ....	35
Tabla 6: Características de la vasija. ....	41
Tabla 7: Características del presionador. ....	42
Tabla 8: Características de los conductos del sistema primario. ....	42
Tabla 9: Características de los generadores de vapor. ....	43
Tabla 10: Coeficientes de descarga implementados en los modelos de TRACE5. ....	57
Tabla 11: Correlaciones Potencia-Caudal. ....	64
Tabla 12: Ratios de escalado en test <i>counterpart</i> LSTF/ATLAS. ....	71
Tabla 13: Eventos y señales 1% SBLOCA rama fría. ....	74
Tabla 14: Eventos y señales 13% IBLOCA rama fría. ....	77
Tabla 15: Experimentos SBLOCA en <i>upper head</i> de LSTF. ....	78
Tabla 16: Eventos y señales 1% SBLOCA <i>upper head</i> . ....	79
Tabla 17: Resumen de análisis para fase de purga. ....	97
Tabla 18: Resumen de análisis para fase de circulación natural. ....	99
Tabla 19: Resumen de análisis para fase de descarga de alta calidad. ....	102
Tabla 20: Resumen de análisis para fase de rellenado. ....	105
Tabla 21: Grupos participantes en el benchmark para Test B5.1. ....	108
Tabla 22: Casos de análisis de sensibilidad en fase ciega. ....	110
Tabla 23: Eventos y señales en el Test A1.1. ....	129
Tabla 24: Parámetros de escalado test <i>counterpart</i> SBO. ....	130
Tabla 25: Condiciones iniciales en test <i>counterpart</i> SBO. ....	132
Tabla 26: Cronología eventos test <i>counterpart</i> SBO. ....	132
Tabla 27: Resumen de resultados de escalado. CN – etapa I. ....	143
Tabla 28: Resumen de resultados d escalado. CN – etapa II. ....	145
Tabla 29: PIRT de escenario SBO para el análisis de la circulación natural. ....	148
Tabla 30: Comparación de ratios de potencia y tiempo empleando modelos híbridos. ....	150



## Acrónimos

APR	Advanced Power Reactor
ATLAS	Advanced Thermal-Hydraulic Test Loop for Accident Simulation
BWR	Boiling Water Reactor
CAMP	Code Assessment and Maintenance Program
CCFL	Countercurrent Flow Limitation
CET	Core Exit Temperature
CSAU	Code Scaling Applicability and Uncertainty
DSS	Dynamical System Scaling
ECCS	Emergency Core Cooling System
FHFP	Full-height full-pressure
FHRP	Full-height reduced-pressure
FSA	Fractional Scaling Analysis
GV	Generador de vapor
H2TS	Hierarchical Two-Tiered Scaling
HPIS	High Pressure Injection System
HTC	Heat Transfer Coefficient
HTSTR	Heat structure
IBLOCA	Intermediate Break Loss of Coolant Accident
ISIRYM	Instituto U. de Seguridad Industrial, Radiofísica y Medioambiental
ITF	Integral Test Facility
JAEA	Japan Atomic Energy Agency
KAERI	Korea Atomic Energy Research Institute
LBLOCA	Large Break Loss of Coolant Accident
LOCA	Loss of Coolant Accident

---

TLOFW	Total Loss of Feedwater
LPIS	Low Pressure Injection System
LSC	Loop Seal Clearing
LSTF	Large Scale Test Facility
LWR	Light Water Reactor
MFW	Main Feedwater
MSIV	Main Steam Isolation Valve
MSSV	Main Steam Safety Valve
NEA	Nuclear Energy Agency
ODS	Objetivos de Desarrollo Sostenible
OECD	Organisation for Economic Co-operation and Development
PCT	Peak Cladding Temperature
PIRT	Phenomena Identification Ranking Table
PKL	Primärkreislauf-Versuchsanlage
POSRV	Pilot-Operated Safety Relief Valve
PWR	Pressurized Water Reactor
RHFP	Reduced-height full-pressure
RHRP	Reduced-height reduced-pressure
ROSA	Rig of Safety Assessment
SBLOCA	Small Break Loss of Coolant Accident
SBO	Station Blackout
SDS	Safety Depressurization System
SETF	Separate Effect Test Facility
SIS	Safety Injection System
SIT	Safety Injection Tank
SNAP	Symbolic Nuclear Analysis Package
TRACE	TRAC/RELAP Advanced Computational Engine
USNRC	United States Nuclear Regulatory Commission

## Nomenclatura

A	Área
C <sub>p</sub>	Calor específico
D <sub>h,d</sub>	Diámetro hidráulico
f	Factor de fricción
g	Constante de gravitación universal
h	Entalpía
H	Altura total
k	Conductividad
L,l	Longitud o altura
$\dot{m}$	Caudal másico
M	Masa
P,p	Presión
$\dot{q}$	Transferencia de calor
t	Tiempo
T	Temperatura
u	Velocidad
V	Volumen de control
$\delta$	Profundidad de conducción
$\mu$	Energía interna específica
$\rho$	Densidad
$\tau$	Tiempo de residencia
v	Volumen específico
$E_{x,y}$	Grupo adimensional de una propiedad $x$ que cambia debido a una propiedad $y$

---

<i>Subíndices</i>	
0	Referencia
l	Fase líquida
m	Mezcla bifásica
R	Ratio
v	Fase vapor

# Capítulo 1

# Introducción

## 1.1. Motivación

La reducción de los efectos del cambio climático provenientes de la generación de energía eléctrica, principalmente a partir de combustibles fósiles, forma parte de las inquietudes que abarca la actual agenda política. En tal sentido, el fomento de fuentes de energía limpias, las energías renovables y nuclear, puede revertir esta tendencia y contribuir a los fines recogidos en la Agenda 2030 para el Desarrollo Sostenible de las Naciones Unidas, tales como la garantía al acceso de energía asequible, segura y no contaminante (ODS-7), y la adopción de medidas que contribuyan a combatir el cambio climático y sus efectos (ODS-13).

Consecuente con estos objetivos, la industria nuclear, sujeta a rigurosos controles y protocolos de seguridad, actualiza de modo continuo su tecnología y desarrolla nuevos diseños de reactores. En este proceso, resulta indispensable poder predecir el comportamiento de las centrales ante escenarios operacionales y accidentales, para lo que se dispone de las bases de datos generadas en instalaciones experimentales, y de códigos de simulación. Por ello, resultan indispensables los métodos y estrategias de escalado pues, ante la imposibilidad de disponer de datos de planta, se debe confirmar la posibilidad de extrapolar los comportamientos termohidráulicos observados en instalaciones a pequeña escala. En este contexto, los experimentos *counterpart*, tema principal del presente estudio, han demostrado ser una herramienta fundamental en la resolución de cuestiones pendientes relativas a la disciplina del escalado.

Esta tesis doctoral se ha desarrollado en el Instituto Universitario de Seguridad Industrial, Radiofísica y Medioambiental (ISIRYM), concretamente en el grupo de investigación SENUBIO, en el marco del proyecto CAMP ESPAÑA. Dicho proyecto, financiado por el Consejo de Seguridad Nuclear, parte del programa de cooperación internacional CAMP, promovido por la United States Nuclear Regulatory Commission (USNRC), que tiene como objetivo fundamental la verificación, validación, mantenimiento y aplicación de los códigos termohidráulicos RELAP5/MOD3 y TRACE. Estos proyectos se desarrollan en paralelo con proyectos experimentales de los que se nutren, tales como los proyectos OECD/ATLAS, OECD/PKL o OECD/RBHT.

En el transcurso de la tesis, la doctoranda ha participado en la actividad Benchmark coordinada por TRACTEBEL, para la simulación del test B5.1 del proyecto OECD/NEA ATLAS-2. Asimismo, ha realizado una estancia en KAERI (*Korea Atomic Energy Research Institute*), donde se ubica la instalación ATLAS, con el fin de profundizar su conocimiento sobre la misma, y los procedimientos en la ejecución de experimentos. Dicha estancia estuvo financiada por la Asociación ENEN (European Nuclear Education Network), a través del proyecto ENEN+, cofinanciado por el Programa EURATOM 2016-2017-1 (# 755576) de la Comisión Europea (H2020).

## 1.2. Objetivos

Desde la construcción de las primeras instalaciones experimentales, se ha demostrado la notable utilidad de los test *counterpart* para analizar el efecto de la escala y la tecnología en la evolución de un transitorio termohidráulico. No obstante, este tipo de experimentos son escasos y actualmente no es una prioridad su promoción. Ante este hecho cabe plantear la hipótesis de utilizar el código TRACE5 (*TRAC/RELAP Advanced Computational Engine*) como alternativa del experimento *counterpart*, siendo esta tesis un punto de partida para analizar dicha posibilidad.

Con este fin se han planteado los siguientes objetivos:

- El desarrollo de modelos de TRACE5. Un indicador de la eficacia de un modelo es su capacidad para reproducir fenómenos complejos como la circulación natural. Para llegar a esta conclusión se plantean dos opciones: la reproducción de los experimentos que se ejecutan en las instalaciones para caracterizar la circulación natural, o el establecimiento de correlaciones entre parámetros relativos a este fenómeno. En el desarrollo de esta tesis se construye un modelo de la instalación ATLAS con TRACE5, atendiendo a la nodalización y geometría, y empleando los modelos especiales disponibles en el código. Además, se determina una correlación potencia neta-caudal en circulación natural de tipo potencial, coherente con otras correlaciones publicadas por otros autores.
- La identificación de fenómenos termohidráulicos relevantes en test *counterpart* en las instalaciones ATLAS y LSTF, empleando las tablas PIRT o ejercicios Benchmark. Concretamente se ha estudiado un escenario SBLOCA en rama fría, IBLOCA en rama fría y SBLOCA en *upper head*. Con ello se trata de determinar la influencia que tiene la



tecnología o la escala en dichos fenómenos. Asimismo, los resultados experimentales de los tres test se han comparado con la simulación de los mismos, comprobándose la capacidad del código y los modelos para reproducir los fenómenos relevantes.

- El empleo de herramientas para el análisis del escalado con el fin de cuantificar la semejanza y distorsión de los fenómenos termohidráulicos significativos en las instalaciones ATLAS y LSTF, para lo que se ha utilizado como metodología de análisis el cálculo de grupos adimensionales.
- De acuerdo con los resultados obtenidos, se plantea el diseño de un test *counterpart* para LSTF a partir de las condiciones de un test previo en ATLAS, justificando las condiciones iniciales y de contorno. El test en cuestión reproduce un escenario tipo *station blackout*, en el que todo el transitorio transcurre en condiciones de circulación natural.

### 1.3. Estructura de la tesis

Esta tesis se estructura en 8 capítulos, tratando los contenidos que a continuación se describen:

- El presente capítulo de introducción incluye la motivación que ha llevado al desarrollo de este trabajo, los objetivos y su estructuración.
- El segundo capítulo, denominado “Estado del arte”, expone una revisión bibliográfica de las leyes de semejanza y metodologías de escalado, las instalaciones experimentales y los escenarios reproducidos, profundizando en los test *counterpart*.
- El tercer capítulo describe de forma detallada ATLAS y LSTF, pues son las instalaciones experimentales en las que se llevan a cabo los test objeto de estudio, por lo que se proporciona información relativa a sus objetivos de diseño, los principios de escalado y el diseño de sus componentes.
- El capítulo cuarto presenta las principales características de los códigos *Best Estimate*, centrándose en TRACE5, por ser el empleado en el desarrollo de la tesis. Seguidamente se describen los modelos de las instalaciones ATLAS y LSTF, y las opciones del código empleadas para la simulación de los experimentos. Por último, se modelan pérdidas de calor en la instalación ATLAS, pues se han considerado de gran importancia para la simulación de la circulación natural.
- En el quinto capítulo se detallan los tres experimentos *counterpart* analizados en la tesis y los procedimientos empleados para su diseño. Asimismo, se explican las dos metodologías aplicadas para el análisis de escalado.
- El sexto capítulo analiza los tres experimentos *counterpart* presentados en el Capítulo 5, atendiendo a la relevancia de los fenómenos termohidráulicos en la evolución de los escenarios y su escalabilidad. Al mismo tiempo se muestran los resultados de su

simulación con TRACE5, probándose la capacidad del código para reproducir los escenarios.

- El capítulo séptimo aborda el diseño y análisis de un experimento *counterpart* entre las instalaciones ATLAS y LSTF, tomando como base los resultados de simulación y las técnicas de análisis presentadas en los capítulos anteriores. Esta es una propuesta novedosa en la que, por primera vez, las instalaciones prototipo y modelo intercambian sus roles.

- Por último, el capítulo octavo presenta las conclusiones más destacadas resultado del desarrollo de esta tesis. Adicionalmente se establecen las posibles líneas futuras de investigación y se enumeran las aportaciones en forma de publicaciones científicas derivadas del presente trabajo.

# Capítulo 2

## Estado del arte

En la década de 1960, la USNRC dotó de mayor seguridad y confianza a la industria nuclear al requerir a las centrales evidencias de la capacidad del ECCS (*Emergency Core Cooling System*) para mantener la refrigeración del núcleo ante un accidente tipo LOCA (*Loss of Coolant Accident*). Dada la imposibilidad de utilizar las centrales para obtener los datos necesarios, se impulsó la construcción de instalaciones experimentales a pequeña escala, destinadas a reproducir el comportamiento termohidráulico de una central de referencia. Así pues, paralelamente, se desarrolló la disciplina del escalado en el campo de la termohidráulica de reactores nucleares, dedicada al diseño de las instalaciones y a la determinación de la validez de sus experimentos para extrapolar los resultados a escala de planta. En poco tiempo, también atendería a la capacidad de los códigos numéricos para simular escenarios accidentales a diferentes escalas.

A continuación, se presenta una síntesis de los aspectos fundamentales de la disciplina del escalado, ya abordados exhaustivamente por otros autores en la literatura (D'Auria y Galassi, 2010) (Querol, 2015) (Wang y Yan, 2021), y los conceptos relativos aplicados en la tesis. Seguidamente, el capítulo se centra en el tratamiento de los experimentos *counterpart* entre instalaciones, cuestión principal de la tesis, y la revisión de los ejercicios más relevantes ejecutados hasta la fecha.

### 2.1. Criterios de semejanza

El escalado de sistemas termohidráulicos se fundamenta en la identificación de diferentes factores de diseño, y el desarrollo de grupos adimensionales, que proporcionen

relaciones funcionales entre las variables que gobiernan los fenómenos de interés en una instalación (modelo) y su reactor de referencia (prototipo).

Entre 1970 y 1990 se completaron una extensa variedad de estudios destinados a la obtención de dichos conjuntos de factores, o criterios de semejanza, los cuales se derivan de las ecuaciones de conservación de masa, momento y energía y ecuaciones de equilibrio para flujo monofásico y bifásico. Seguidamente se exponen cuatro de los criterios considerados más relevantes.

### **2.1.1. Escalado lineal**

Carbiener y Cudnik (1969) y Nahavandi et al. (1979) desarrollaron, independientemente y a partir de diferentes ecuaciones, leyes de semejanza idénticas mediante las cuales, las dimensiones de un prototipo se escalan proporcionalmente por una longitud característica. De este modo, el método proporciona modelos que resultan réplicas reducidas, en las que la cronología de los eventos también se reduce por el mismo factor. Por el contrario, las aceleraciones se escalan por la inversa del factor, lo cual, aunque pueda tener un impacto irrelevante en escenarios en los que el efecto de la gravedad es menor al de las caídas de presión, como en la fase *blowdown* de un LOCA, puede introducir distorsiones significativas en la reproducción del *flashing* o la separación de fases (Bestion et al., 2017).

Después de tres décadas, Yun et al. (2004) propusieron un método de escalado lineal modificado que, con los mismos criterios de similitud geométricos, preserva los efectos gravitacionales.

### **2.1.2. Escalado volumétrico**

El método propuesto por Nahavandi et al. (1979), comúnmente denominado *Power-to-Volume (P-to-V)*, se basa en la preservación de la presión total, la altura completa y el tiempo, para lo que requiere que la relación potencia/volumen sea igual en los sistemas prototipo y modelo. En su implementación, el área y volumen de los componentes de la instalación prototipo se reducen acorde a este factor, al tiempo que se mantiene su elevación relativa, y se conservan la masa, distribución de flujos de calor, velocidades y aceleraciones en el sistema. Así pues, por su adecuación para reproducir escenarios tipo LOCA, ha sido el método más utilizado para el diseño de instalaciones experimentales. Igualmente, el método presenta deficiencias, como el aumento de la resistencia hidráulica y de las pérdidas de calor en el modelo. Por ello, no se considera conveniente para la simulación de transitorios prolongados en circulación natural, donde estos fenómenos modifican el comportamiento termohidráulico.

El método de conservación ideal del tiempo, basado en anterior, confiere más flexibilidad al diseñador para modificar las geometrías de aquellos componentes en los que los fenómenos termohidráulicos locales tienen un efecto significativo en el comportamiento global del sistema. Un ejemplo de aplicación del método son las instalaciones diseñadas específicamente para reproducir escenarios SBLOCA, en las que

se ajustan las longitudes y los diámetros de las ramas frías y calientes para preservar el número de Froude y así, los patrones de flujo.

### **2.1.3. Escalado de Ishii**

Ishii y Jones (1976) e Ishii y Kataoka (1983, 1984) sugirieron un método de escalado orientado a la preservación del fenómeno de circulación natural, presentado en la mayoría de los accidentes base de diseño. El método aborda la reducción de longitudes, y alturas, como una ventaja del escalado, en perjuicio de la modificación de la escala temporal. En caso de no reducirse la longitud (emplear un factor de diseño para el parámetro igual a 1), el método de escalado de Ishii se aproxima al método *power-to-volume*. El método también es aplicable al diseño de instalaciones de altura y presión reducidas.

### **2.1.4. Escalado másico**

Los métodos anteriores asumen que las instalaciones experimentales diseñadas a partir de los mismos pueden simular las condiciones de presión y temperatura de su reactor de referencia y, por tanto, preservan las propiedades del fluido de trabajo.

El método *Power-to-Mass (P-to-M)* se desarrolló con el propósito de determinar las condiciones de los experimentos en la instalación de altura y presión reducida IIST, en Taiwan (Liu et al., 1997). Este método de escalado recurre a los mismos parámetros de diseño geométricos que el método *Power-to-Volume*, sin embargo, la potencia y condiciones del fluido se deducen de la preservación de la ratio potencia térmica/inventario inicial en el sistema prototipo. Adicionalmente, se mantienen el subenfriamiento y la diferencia de temperatura entre las ramas frías y calientes. Partiendo de estas premisas, el caudal másico en núcleo se escala conforme a la ratio de potencia/capacidad calorífica entre el sistema prototipo y modelo.

La Tabla 1 lista los factores de escalado de los principales parámetros, derivados de los métodos anteriores. Debe tenerse en cuenta que, el diseño de una instalación a partir de estos factores, independientemente del método utilizado, no podrá satisfacer simultáneamente todos los factores de diseño y los parámetros adimensionales (Reynolds, Froude, Nusselt, etc.) derivados de su formulación, dando lugar a distorsiones (Ishii et al., 1998).

**Tabla 1: Comparación de parámetros de escalado.**

Parámetro		Escalado lineal	<i>Power-to-volume</i>	Ishii
Longitud	$l_R$	$l_R$	1	$l_R$
Diámetro	$d_R$	$l_R$	$d_R$	$d_R$
Área	$A_R$	$l_R^2$	$d_R^2$	$d_R^2$
Volumen	$V_R$	$l_R^3$	$d_R^2$	$l_R d_R^2$
$\Delta T$ núcleo	$\Delta T_R$	-	1	1
Velocidad	$u_R$	1	1	$l_R^{1/2}$
Tiempo	$t_R$	$l_R$	1	$l_R^{1/2}$
Aceleración	$g_R$	$l_R^{-1}$	1	1
Potencia/Vol	$PV_R$	$l_R^{-1}$	1	$l_R^{-1/2}$
Flujo calor	$q_R$	$l_R^{-1}$	1	$l_R^{-1/2}$
Potencia	$Q_R$	$l_R^2$	$d_R^2$	$l_R^{1/2} d_R^2$
Caudal	$m_R$	$l_R^2$	$d_R^2$	$l_R^{1/2} d_R^2$

## 2.2. Metodologías de análisis del escalado

En términos generales resulta físicamente imposible preservar todos los requisitos de escala que rigen los fenómenos termohidráulicos relevantes entre una central y su instalación experimental reducida (Wulf, 1996). Por ello es esencial recurrir a metodologías de escalado que prioricen los fenómenos y procesos termohidráulicos relevantes y minimicen las distorsiones. De este modo, las metodologías de escalado constituyen estrategias para asegurar la adecuada aplicación de los criterios de semejanza entre sistemas. Esta sección describe las metodologías de escalado más empleadas para el análisis de los experimentos en instalaciones experimentales integrales, centrándose en características tales como sus fundamentos, áreas de aplicación y limitaciones.

### 2.2.1. *Three-Level Scaling*

La metodología *Three-Level Scaling* (Ishii et al., 1998) está orientada al análisis sistemático e integral del escalado para el diseño de instalaciones experimentales y el estudio de los datos allí generados. Se estructura en tres niveles de análisis: escalado integral del sistema, escalado de volúmenes de control y escalado de fenómenos locales. La Figura 1 muestra el esquema general de la metodología.

El primer nivel, integral o global, asegura la conservación de los principales parámetros termohidráulicos en cada componente del sistema. Adoptando los criterios de semejanza desarrollados por Ishii para flujos monofásicos y bifásicos en circulación natural se logra la similitud entre los procesos previsibles en un prototipo y su modelo (Ishii y Kataoka, 1984). Estos criterios permiten reducir las alturas de los componentes para preservar los efectos de fricción entre las distintas escalas.

El segundo nivel corresponde al escalado de volúmenes de control y condiciones de contorno, de modo que se preserven los flujos de masa y energía entre componentes, así como en cada uno de ellos. Este nivel es fundamental para el escalado de fuentes o sumideros de masa y energía, como las roturas o válvulas de seguridad, para conservar el comportamiento general de la despresurización del sistema.

El tercer nivel, escalado local, preserva fenómenos termohidráulicos locales importantes cuya similitud no se alcanza en los dos niveles anteriores, tales como el flujo crítico en roturas, flujo crítico de calor, *flashing* y condensación o estratificación de flujo. Dado el caso de que un criterio de similitud derivado de este nivel de escalado sea diferente al obtenido en el escalado integral, el requisito del primer nivel se reemplaza por el resultado del escalado local para conservar los fenómenos prioritarios.

Puesto que se trata de una metodología propicia para el análisis de escalado entre sistemas con diferentes alturas y áreas, ha sido referencia en el diseño y construcción de instalaciones de efectos integrales con altura reducida como PUMA (Ishii et al., 1998) y ATLAS (Kim et al., 2008) (Choi et al., 2014).

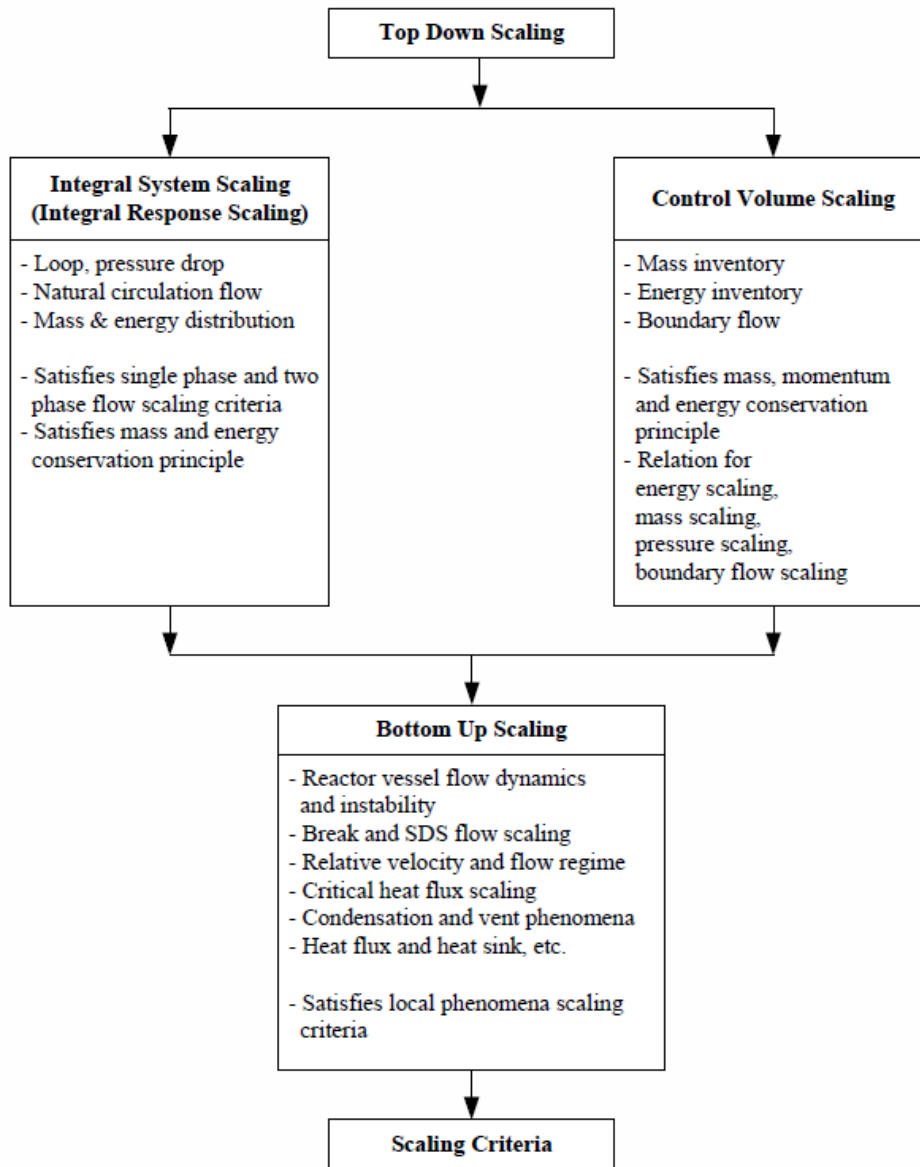


Figura 1: Metodología 3-level scaling (Ishii et al., 1998).



### 2.2.2. H2TS

*Hierarchical Two-Tiered Scaling* (H2TS) (Zuber, 1991 y Zuber et al. 1998) es una metodología integral, sistemática pero práctica, auditable, trazable y técnicamente justificable, para la evaluación del escalado. Concretamente, está destinada a valorar la aplicabilidad de los datos obtenidos en instalaciones experimentales a la predicción de las condiciones de planta a escala completa.

La metodología se basa en la premisa de que cada proceso termohidráulico que ocurre en un sistema se puede caracterizar por tres parámetros (concentraciones volumétricas, áreas de transferencia y escalas temporales) y que los tres pueden englobarse en un único factor, de modo que se puede crear una jerarquía de procesos e identificar los más importantes. Este factor puede expresarse en forma de producto de una "frecuencia específica" por un "tiempo de residencia". La primera cantidad define la tasa de transferencia de masa, momento o energía para el proceso en cuestión y la segunda, el tiempo total disponible para que ocurra el proceso de transferencia dentro del volumen de control.

Los procedimientos de la metodología H2TS se estructuran en cuatro etapas:

- (1) Desglose del sistema: Descompone del sistema en subsistemas, módulos, constituyentes, fases, configuraciones geométricas, campos y procesos.
- (2) Identificación de escala: Desarrolla una jerarquía para las escalas volumétrica, espacial y temporal.
- (3) Escalado Top-Down: Establece una jerarquía de escalado a partir de ratios de similitud y tiempos característicos.
- (4) Escalado Bottom-Up: Analiza el escalado de procesos específicos y fenómenos locales, como la transferencia de calor en los patrones de flujo de transición.

### 2.2.3. FSA - Fractional Scaling Analysis

Fractional Scaling Analysis (FSA), Zuber et al. (2007) Wulff et al. (2005) Catton et al. (2005), es una metodología sistemática de clasificación de componentes, y de los fenómenos que suceden en los mismos, en términos de su impacto sobre una figura de mérito o parámetro de seguridad. Tiene dos utilidades principales:

- La especificación del diseño de instalaciones, tanto la geometría como sus condiciones de operación.
- En el análisis de transitorios, la evaluación cuantitativa de la importancia de los procesos para identificar aquellos que deben ser rigurosamente escalados.

La metodología se fundamenta en el análisis de escalado fraccional y la jerarquía. El análisis de escalado, equivalente al de la metodología anterior H2TS, considera dos parámetros que caracterizan los procesos de transferencia, la tasa de cambio fraccional

(FRC) y la métrica de cambio fraccional (FCM). El enfoque jerárquico plantea la evaluación de tres niveles o escalas: el sistema, componentes y procesos.

#### 2.2.4. DSS – Dynamical System Scaling

La metodología DSS, desarrollada recientemente por Reyes et al., (2015) tiene por objetivo incorporar la respuesta dinámica de un proceso termohidráulico al análisis del escalado. El planteamiento general consiste en convertir, mediante una transformación de coordenadas, el estado de un sistema físico en un punto en el espacio de fases y, cada proceso, en una trayectoria, denominada curva geodésica. De este modo, la similitud entre un proceso físico en una instalación prototipo y una modelo puede interpretarse como la similitud geométrica de dos curvas, quedando las curvas superpuestas en procesos análogos. Este proceso se ilustra en la Figura 2. La metodología ofrece la ventaja de identificar las distorsiones objetiva y cuantitativamente pues cualquier desviación de las curvas en el espacio de fases representa la distorsión del proceso en función del tiempo. Además, la separación geodésica entre las curvas se puede integrar para calcular una única medida que considere la distorsión total entre las dos instalaciones, o entre el cálculo de código y unos resultados experimentales.

Dado que se trata de un enfoque reciente y cuya implementación puede resultar compleja, las aplicaciones publicadas son limitadas, no obstante, la optimización de la metodología sigue en curso (Yurko et al., 2015) (Frepoli et al., 2015).

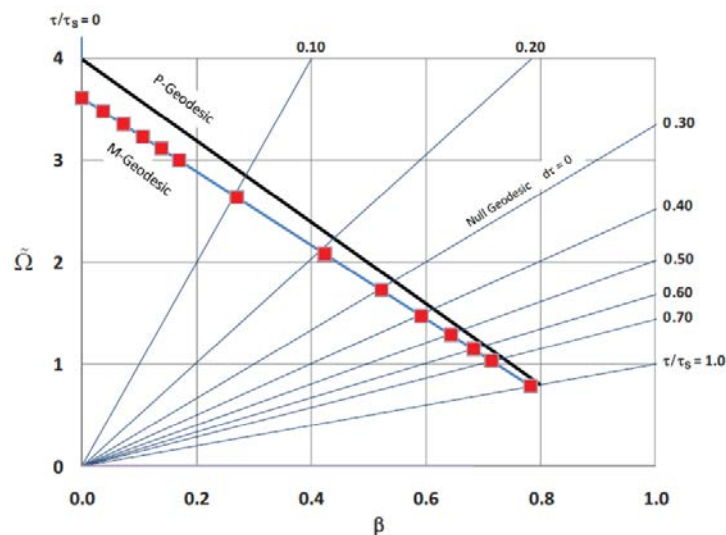


Figura 2: Identificación de distorsiones en la metodología DSS (Bestion et al., 2017).

### **2.2.5. Métodos de cuantificación de incertidumbre**

Una resolución fiable de problemas relativos a la seguridad nuclear debe combinar análisis PIRT (*Phenomena Identification Ranking Table*), de escalado, el análisis de una amplia base de datos procedentes de instalaciones experimentales y el uso de un código *Best Estimate*. En la aplicación de este último método, la propia escala se considera una fuente de incertidumbre en la predicción de la respuesta de una central.

En 1988, la USNRC aprobó la norma para la revisión y aceptación de criterios de seguridad de los ECCS basándose en los análisis mediante códigos *Best Estimate* que permitieran establecer unos márgenes de seguridad realistas (USNRC, 2017). Como respaldo a la norma, se desarrolló la metodología CSAU (*Code Scaling Applicability and Uncertainty*), que reúne los requisitos necesarios para realizar un análisis de incertidumbres de los resultados simulados de manera sistemática e integral, y verificar que existe una probabilidad alta de que no se superen los criterios de aceptación.

El número especial de Nuclear Engineering and Design dedicado a la metodología JNED (1998) proporciona una descripción detallada de la misma, cuya aplicación se realiza en 14 etapas estructuradas en tres bloques de análisis:

- a) Planteamiento del problema (escenario, tipo de planta e identificación de fenómenos) y de la capacidad de los códigos para realizar el análisis de incertidumbres.
- b) Cuantificación y evaluación de la nodalización del modelo, precisión del código y distorsión de escala.
- c) Implementación del análisis de sensibilidad e incertidumbres conforme a los sesgos y criterios de aceptación determinados en la etapa anterior.

### **2.2.6. Otros métodos de análisis**

Abordar y resolver los problemas derivados del escalado en el empleo de códigos de simulación *Best Estimate* para el licenciamiento de centrales es una cuestión que continúa vigente. A este respecto, diversas organizaciones han contribuido con valiosas aportaciones.

D'Auria et al., (1995) formulan la metodología UMAE (*Uncertainty Methodology Based on Accuracy Extrapolation*), indicada para la evaluación de la incertidumbre de códigos termohidráulicos en la predicción de transitorios en reactores. La metodología se basa en la extrapolación directa de la precisión de las simulaciones al comparar los resultados del código con datos experimentales obtenidos en instalaciones a pequeña escala. En el proceso se tienen en cuenta diversos aspectos que contribuyen a la incertidumbre: el efecto usuario, la nodalización, los errores que introducen las condiciones iniciales y de contorno y la capacidad intrínseca del código para predecir los fenómenos de interés.

Posteriormente, D'Auria y Galassi (2010) concluyen la investigación de décadas de trabajo en la Università di Pisa con una hoja de ruta para el análisis de escala y la

evaluación de las capacidades de escalado de los códigos de sistema. Esta guía se respalda en las numerosas actividades relativas al escalado de sistemas termohidráulicos que se encuentran en la literatura, las cuales se ordenan e interconectan en el *Scaling Puzzle* y la *Scaling Pyramid* (D’Auria et al., 2012). La hoja de ruta (*Scaling Roadmap*), esquematizada en la Figura 3, se vertebra en cuatro niveles consecutivos. Después de seleccionarse la central nuclear y el escenario a analizar, en el primer nivel se establecen los parámetros de escalado a partir de una metodología de análisis que permita su jerarquización. En un segundo nivel, se constata la adecuación del diseño de la instalación, los datos experimentales y las capacidades de escalado de los códigos, para lo que se puede recurrir a experimentos *counterpart*. El tercer nivel debe garantizar la similitud del escalado, así como la precisión del código independientemente de la instalación y la escala (Bovalini et al., 1993). En el cuarto nivel se desarrolla la nodalización de la planta y se realiza el análisis y evaluación del escalado.

En este contexto también cabe destacar el desarrollo de la metodología *UPC scaling-up* por el grupo ANT-Advanced Nuclear Technologies de la Universitat Politècnica de Catalunya, un enfoque sistemático para calificar los modelos de simulación de centrales nucleares, a partir de la extrapolación de simulaciones en instalaciones escaladas (Martínez-Quiroga y Reventós, 2014; Martínez-Quiroga et al., 2014). La metodología incluye la definición y aplicación de dos nuevos conceptos: Las “nodalizaciones scaled-up” permiten analizar el efecto del criterio de semejanza empleado en el diseño de las *Test Facilities* y las “nodalizaciones híbridas” detectan las variaciones de resultados debidas a diferencias de configuración entre una instalación y su central nuclear de referencia.

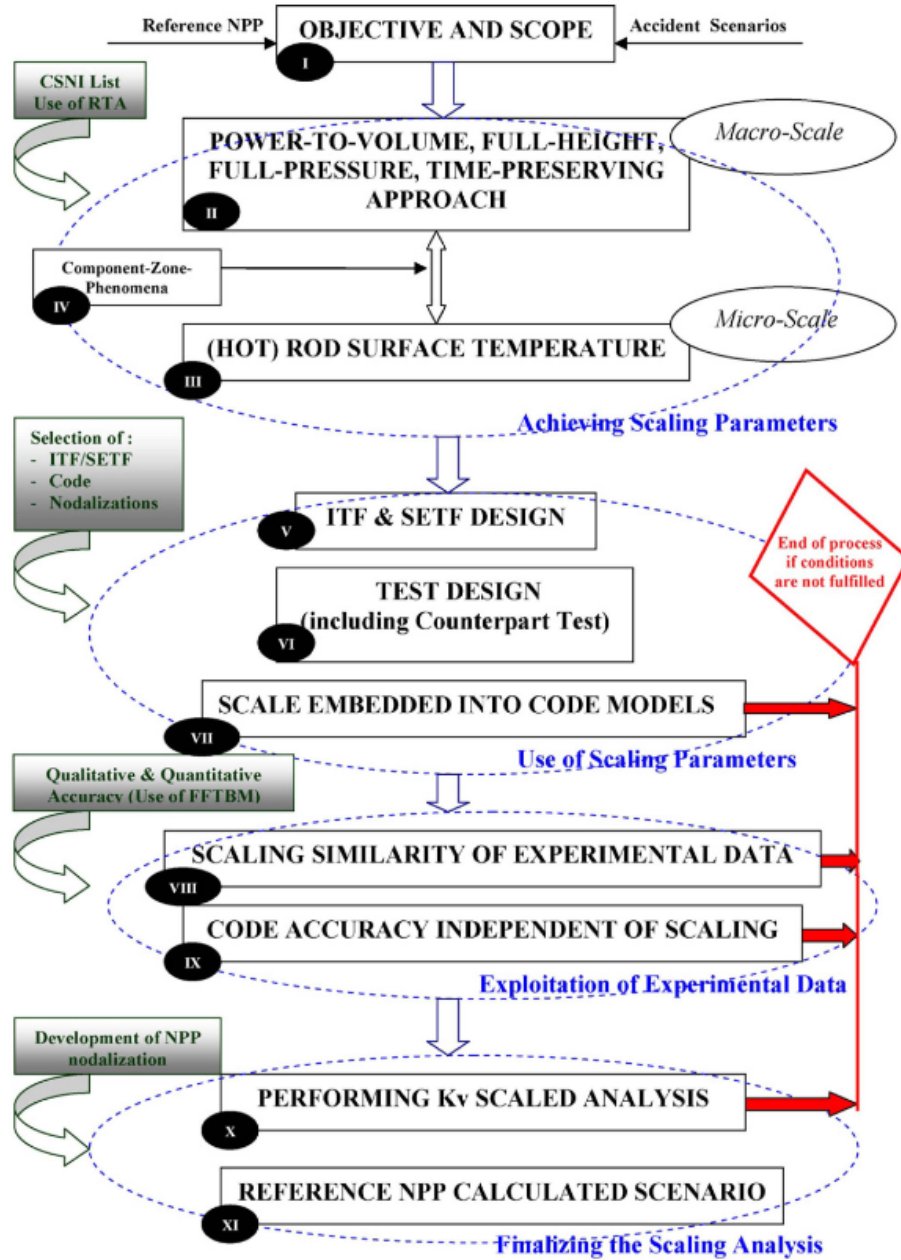


Figura 3: Scaling Roadmap (D'Auria y Galassi, 2010).

### 2.3. Instalaciones experimentales

Durante las últimas cuatro décadas se ha dedicado una cantidad considerable de recursos económicos a establecer y llevar a cabo programas experimentales en instalaciones de pruebas, destinadas a la reproducción de fenómenos termohidráulicos en centrales nucleares. Con las bases de datos generadas en las pruebas se pretende demostrar la viabilidad técnica de los nuevos diseños de reactores y respaldar el desarrollo y la evaluación de códigos termohidráulicos. En función del alcance de sus experimentos, las instalaciones pueden clasificarse en tres categorías: pruebas básicas, instalaciones de efectos separados (SETF, *Separate Effect Test Facility*) e instalaciones de efectos integrales (ITF, *Integral Test Facility*).

Las instalaciones en las que se efectúan pruebas básicas no necesariamente se asemejan a las centrales en cuanto a su geometría u operación, pues tienen por único objetivo la comprensión de los fenómenos termohidráulicos.

Las SETF están diseñadas para reproducir un conjunto de sistemas o componentes específicos de la planta y, por tanto, sólo algunos de los fenómenos que ahí pueden darse en determinadas condiciones. Las bases de datos generadas en estos experimentos tienen por objetivo ser utilizados para el desarrollo y validación de modelos físicos y correlaciones de los códigos de simulación.

Las ITF son instalaciones destinadas a reproducir la respuesta termohidráulica de una central de referencia ante un transitorio operacional o accidental. Con este fin, su diseño requiere la adopción de un conjunto de leyes de semejanza y la aplicación de una metodología de análisis del escalado que garantice la mayor similitud entre el prototipo y el modelo. Los datos obtenidos de los experimentos en estas instalaciones no se consideran directamente aplicables a las condiciones de escala completa debido a las distorsiones inherentes al escalado.

En el campo de la termohidráulica de reactores se han diseñado, construido y operado varias decenas de instalaciones caracterizadas como ITF, en las que se han llevado a cabo en torno a 2000 experimentos con datos registrados. A pesar del alto coste de los experimentos, menos del 10% han sido analizados con estudios post-test documentados debido a la exigencia de recursos (aproximadamente un trabajador-año por experimento (D'Auria y Galassi, 2010)).

En función del concepto de escalado adoptado en el diseño de las ITFs, pueden distinguirse los siguientes tipos de instalaciones:

- Full-Height Full-Pressure (FHFP): Este tipo de instalaciones mantiene la altura y presión del reactor al que representan, en tanto que el volumen de cada uno de sus componentes se reduce en la misma proporción que el área. El criterio de semejanza más utilizado para abordar el escalado de este tipo de instalaciones es el power-to-volume.
- Reduced-Height Full-Pressure (RHFP): Las instalaciones experimentales de altura reducida pueden disminuir la relación entre la altura y la sección de los conductos, y

asemejar su aspecto al de la planta prototipo, lo que beneficia la simulación realista de fenómenos termohidráulicos tridimensionales (Song, 2006). Como consecuencia de la reducción de altura, la escala temporal se reduce, acelerando los transitorios. Otro inconveniente de estas instalaciones es la dificultad que implica el escalado de fenómenos que dependen de la altura de los componentes, como el comportamiento heterogéneo en los haces de tubos en U, el estancamiento o el flujo inverso.

- Full-Height Reduced-Pressure (FHRP): Estos conceptos en los que la presión máxima está reducida respecto a la del prototipo suelen adoptarse cuando existen limitaciones en el diseño, la construcción y la operación de las instalaciones, que impiden su preservación. Se emplean para reproducir experimentos en los que la parte principal del transitorio, en la que ocurren la mayoría de los fenómenos de interés, evoluciona a la presión esperada para el prototipo, de modo que, aunque las instalaciones operan en un intervalo de presión reducido, no requieren escalado.

- Reduced-Height Reduced-Pressure (RHRP): Estas instalaciones escalan tanto la altura como la presión de sus reactores de referencia. Los métodos de escalado convencionales (lineal, *Power-to-Volumen* o Ishii) asumen que la instalación modelo puede reproducir las condiciones de presión y temperatura de su prototipo. De ahí que el diseño de estas instalaciones precise un método *Power-to-Mass* para preservar eficazmente los principales fenómenos.

La Tabla 2 resume las principales características de diseño de las ITF basadas reactores tipo PWR (*Pressurized Water Reactor*) más destacadas:

**Tabla 2: Integral test facilities.**

Instalación	Reactor	Altura y volumen	Presión	Escalado
<b>Full-Height Full-Pressure</b>				
LOFT	W-PWR-4L	1 1/60	15,5	P-to-V
Semiscale	W-PWR-4L	1 1/1705	15	P-to-V
MIST	B&W PWR	1 1/819	15,5	P-to-V
LOBI	KWU-PWR-4L	1 1/712	15,5	P-to-V
BETHSY	F-PWR-3L	1 1/100	17,2	P-to-V
SPES	W-PWR-3L	1 1/427	20	P-to-V
SPES-2	AP600-2L	1 1/395	20	P-to-V
LSTF	AP600-2L	1 1/30,5	16	P-to-V
INKA	KERENA	1 1/24	11	P-to-V
<b>Reduced-Height Full-Pressure</b>				
ATLAS	APR1400-2L	1/2 1/288	20	3-level scaling
ACME	CAP1400	1/3 1/94	10	H2TS
<b>Full-Height Reduced-Pressure</b>				
PKL	KWU-PWR-4L	1 1/145	5	P-to-V
PANDA	SBWR	1 1/40	1	P-to-V
PACTEL	EPR-4L	1 1/405	8	P-to-M
<b>Reduced-Height Reduced-Pressure</b>				
UMPC	B&W PWR	1/3 1/500	2	UMCP
PUMA	SBWR	1/4 1/400	1	3-level scaling
SRI-2	B&W PWR	1/4	0,7	SRI-2
IIST	W 3L PWR	1/4 1/400	2,1	P-to-M
SNUF	APR1400-2L	1/6 1/1140	0.8	3-level scaling
APEX	AP600 AP1000	1/4 1/192	2,76	H2TS



## 2.4. Test *counterpart*

Los test de las instalaciones experimentales suponen una contribución esencial al estudio de comportamientos termohidráulicos, la resolución de problemas relativos a la seguridad nuclear en centrales y la verificación de códigos de simulación. Sin embargo, el uso de las bases de datos generadas para predecir el comportamiento de una central nuclear es cuestionable, debido a la distorsión inherente en la aplicación de leyes de escalado, y su incertidumbre (D'Auria y Galassi, 2010). Esto ha promovido la realización de experimentos *counterpart* entre instalaciones para demostrar que, en la evolución de un mismo transitorio, fenómenos similares ocurren a diferentes escalas. Además, resultan convenientes en la verificación de aspectos relativos a la escalabilidad de los códigos termohidráulicos.

La definición más rígida de test *counterpart*, acordada por la comunidad internacional, implica la participación de ITFs diseñadas a partir de un mismo reactor de referencia y con iguales criterios de escalado, de modo que mantengan la relación potencia/volumen, caídas de presión, temperatura y fracción de huecos, la altura de los componentes y la configuración de lazos, presionador y *bypasses*, de modo que únicamente difieran en su volumen. De igual modo, las condiciones iniciales y de contorno deben escalarse según los mismos principios de escalado.

Conforme a esta definición, ningún experimento realizado en una ITF podría considerarse estrictamente el *counterpart* de cualquier otra prueba en una ITF diferente. Una definición más general, y también aceptada, requiere únicamente un escalado correcto de las condiciones iniciales y de contorno, las cuales son verificadas por los investigadores que gestionan las instalaciones (NEA/CSNI, 1996). La preservación del siguiente conjunto de condiciones y parámetros permite minimizar las distorsiones debidas a pérdidas de calor o la diferente configuración del *downcommer* o el núcleo.

- Estado termodinámico (presión, temperatura y condición de flujo) en cada componente de la instalación.
- Relación potencia/volumen.
- Características de los sistemas operacionales y de seguridad (acumuladores y sistemas de inyección)
- Fuentes y sumideros de calor y masa (tales como la ubicación y tamaño de una rotura).
- Actuaciones en función de criterios predefinidos, señales o acciones del operador.

En la práctica, los test *counterpart* entre instalaciones que tienen diferentes relaciones de escala y/o conceptos de diseño podrían no cumplir todas las restricciones anteriores. En tales casos, la adaptación adecuada de las condiciones iniciales y de contorno es esencial

para asegurar una comparación válida de los fenómenos clave. De este modo, aunque los test pueden seguir considerándose como *counterpart*, debe tenerse en cuenta que algunas pruebas son más adecuadas que otras para ser reconocidas como tal.

Así pues, estos experimentos no se consideran solo similares, y este término queda relegado a otro tipo de test. Concretamente, los experimentos “similares” generalmente se refieren a aquellos que presentan características similares pero cuyas condiciones iniciales o de contorno no están en línea con los criterios mencionados. Uno de los ejemplos más representativos es la variedad de experimentos destinados a la caracterización de la circulación natural durante la puesta en marcha de las instalaciones. Los resultados de estas pruebas han servido para tipificar el fenómeno mediante mapas caudal de entrada del núcleo/potencia del núcleo vs. inventario/volumen del sistema primario y predecir condiciones termohidráulicas en un PWR estándar (Cherubini et al., 2008).

A continuación, se describen las actividades *counterpart* más relevantes.

#### **2.4.1. Counterpart SBLOCA en LOBI, SPES, BETHSY y LSTF.**

Entre finales de los años 80 y principios de los 90 se llevó a cabo una de las campañas *counterpart* más completas, y extensamente estudiadas, en las instalaciones LOBI, SPES, BETHSY y LSTF. Las ITF involucradas reproducen el circuito primario de reactores PWR occidentales de tres o cuatro lazos, de altura completa y diferente escala volumétrica. Además de los cuatro experimentos correspondientes, ejecutados a una potencia reducida en torno al 10% de la nominal, en LOBI y SPES se repitió el experimento a potencia real.

El escenario objeto de estudio trata una rotura pequeña en rama fría, de área equivalente al 6% de la misma. Tras la rotura, se asume el fallo total del sistema HPIS (*High Pressure Injection System*) y la posterior inyección de cuatro acumuladores y el sistema LPIS (*Low Pressure Injection System*).

Uno de los fenómenos termohidráulicos de interés son los tres calentamientos sucesivos del núcleo. El primero se controla por la rotura de sellos de lazo, observada en las cuatro instalaciones. Las discrepancias en la duración de los secados se relacionan con las diferencias geométricas de los sellos. El segundo calentamiento, detectado en LOBI y BETHSY, se contrarresta por la descarga de los acumuladores, y el tercero, detectado nuevamente en todos los test, por la inyección del sistema LPIS en LOBI y SPES, o al apagar el núcleo en LSTF y BETHSY.

Adicionalmente se analizaron la evolución y distribución de inventario en el sistema primario y la transferencia de calor con el sistema secundario, su degradación y la inversión del flujo de calor.

Los experimentos, junto con los numerosos trabajos de simulación, confirmaron un curso similar de los eventos, por ser independientes de la escala, por lo que es predecible que también se reproduzca en el transitorio de un PWR (Annunziato et al., 1993). Sin

embargo, no es posible extrapolar la evolución temporal de los parámetros considerados individualmente, al verse afectados por las diferencias geométricas de las instalaciones.

En 2004, se completó la serie de test con la reproducción del mismo experimento en la instalación Psb, representativa de un reactor VVER-1000, demostrando así la similitud de comportamiento de ambas tecnologías en dicho escenario (D'Auria et al., 2005).

#### **2.4.2. Counterpart SBLOCA en LSTF y PKL**

Los experimentos realizados por el Grupo de Trabajo de la NEA (*Nuclear Energy Agency*) sobre el Análisis y Gestión de Accidentes en diferentes instalaciones (Toth et al., 2010) evidenciaron una diferencia significativa entre la evolución de la temperatura de salida del núcleo (CET) y la temperatura máxima del revestimiento (PCT, *Peak Cladding Temperature*). Puesto que la medida de la CET es el parámetro empleado para la estimación de la variable de seguridad, la PCT, y para la activación de diversas medidas de gestión de accidentes, se sugirió proseguir el estudio de ambas variables y su relación.

En el marco de los programas experimentales NEA ROSA-2 y NEA PKL-2, la ejecución de un test *counterpart* entre las instalaciones LSTF y PKL, seguida de numerosas actividades analíticas, corroboró el efecto que diferentes tecnologías y escalas pueden introducir en la evolución de las variables de seguridad en un mismo escenario.

El experimento seleccionado, Test 3 y G7.1 en las respectivas instalaciones, reproduce una rotura pequeña (SBLOCA 1,5%) en una rama caliente, simultánea a el fallo del sistema HPIS. Como medida de gestión del accidente se propone una despresurización rápida del sistema secundario, activada por una señal de la medida de los termopares ubicados a la salida del núcleo. Esta medida restaura la disipación de calor a través de los generadores de vapor, con el objetivo de reducir la presión primaria y permitir la inyección de los acumuladores y el sistema LPIS.

El concepto de diseño diferente de ambas instalaciones impide el contraste inmediato de sus experimentos. En LSTF, el descubrimiento del núcleo e incremento de la CET se produce en el intervalo de presión de 8-6 MPa, de modo que, para reproducir un mismo transitorio, es necesaria una fase de acondicionamiento que equipare sus condiciones a las de operación de PKL (presión máxima 4,5 MPa). Una vez igualadas se reanuda el test.

La adecuación de las condiciones iniciales y de contorno permitió una comparación directa de los escenarios y el análisis de los efectos de escala. En ambas pruebas, el uso de la CET como señal para la activación de la medida de gestión del accidente implicó una despresurización efectiva del secundario (Belaid et al., 2010). Asimismo, la relación entre CET y PCT mostró una tendencia similar, la cual es aplicable, cualitativamente, a plantas PWR. Debido a las distorsiones de escala y las características propias de cada diseño (estructuras internas de la vasija, ubicación de los sensores para medida de la CET y perfil de potencia) los resultados no pueden extrapolarse en términos cuantitativos,

para lo cual se requeriría un análisis mediante un código CFD capaz de evaluar el flujo de vapor sobrecalentado, y su condensación, en la región superior del núcleo.

#### **2.4.3. Counterparts en IIST para consolidar instalaciones RHRP**

En la instalación IIST, los test *counterpart* han formado parte de sus primeros programas experimentales, a fin de determinar si los fenómenos físicos observados en instalaciones de altura y presión completas, como LSTF o BETHSY, se reproducen en una instalación de altura y presión reducidas (RHRP), ante un mismo escenario postulado (Liu et al., 1995). Además, estos test evidenciaron la utilidad del método de escalado *Power-to-Mass* en el diseño de las instalaciones RHRP y la programación de sus experimentos.

Con estos objetivos se reprodujeron en IIST dos tipos de secuencias accidentales. El primer test en cuestión reproduce un *station blackout* basado en las condiciones de un experimento previo de LSTF (Kukita et al., 1990). Posteriormente, empleando como referencia experimentos previos realizados en la instalación BETHSY (Chataing et al., 1991), se establecieron las condiciones iniciales y de contorno para la reproducción de dos escenarios TLOFW (*Total Loss of Feedwater*), los cuales difieren fundamentalmente en el modo de operación de las válvulas de alivio del presionador (Liu, 2002).

En la comparación de ambos escenarios ejecutados en IIST con su correspondiente test *counterpart*, los parámetros principales (caudales, presiones, temperatura e inventario) mostraron una evolución similar y, los fenómenos termohidráulicos significativos observados en las instalaciones prototipo, también sucedieron en IIST. Sin embargo, la cronología no se preservó, atribuyéndose esto a las diferencias geométricas que distorsionan la tasa de transferencia de calor entre el sistema primario y secundario, y las pérdidas de calor.

#### **2.4.4. Counterparts en BWR**

Las primeras campañas para el análisis de test *counterpart* incluyeron escenarios característicos de reactores tipo BWR, en las que se involucraron a las instalaciones ROSA-III y FIST. Para la comparación de escenarios se seleccionaron tres tipos de test:

- a) Rotura pequeña (2,6% SBLOCA) en el circuito de recirculación, asumiendo el fallo del sistema de aspersión del núcleo y la intervención del sistema de despresurización automática para permitir la intervención de otros sistemas de inyección de baja presión.
- b) LBLOCA (*Large Break LOCA*) en la línea de aspiración de la bomba de recirculación, con intervención de los sistemas de aspersión del núcleo y el sistema de inyección de baja presión.
- c) Rotura completa de la línea de vapor principal. Se trata de un test “similar” pues los sistemas de refrigeración de emergencia que intervienen y su momento de activación difiere entre las instalaciones. A pesar de las diferencias, las pruebas son lo suficientemente similares para ser conveniente su evaluación.

La secuencia básica de eventos es muy similar entre ambas instalaciones para los dos test *counterpart*. El vaciado del downcomer, que induce la activación del sistema de despresurización automática, introduce discrepancias en la cronología, sin embargo, esto no tiene un efecto significativo en la respuesta general del sistema. Únicamente el calentamiento del núcleo presenta un comportamiento diferente dependiendo del tamaño de la rotura. En el SBLOCA, el descubrimiento del núcleo propicia una PCT en una posición similar y de igual valor máximo mientras que, en el LBLOCA, el núcleo de ROSA-III tiene un descubrimiento menor por su configuración de canales paralelos. Las discrepancias que surgieron entre los diferentes escenarios estaban previstas y se atribuyeron a la determinación de las condiciones iniciales y de contorno de los test, descartándose la influencia de la escala reducida en altura de ROSA-III (Mascari et al., 2015).

#### ***2.4.5. Counterpart en ATLAS y LSTF***

Con el propósito de resolver cuestiones pendientes relativas a la disciplina del escalado, los programas experimentales OECD/NEA ATLAS (Fase 1 y 2) han incorporado experimentos counterpart basados en test de LSTF, los cuales se analizan con detenimiento en el Capítulo 5 de la presente tesis.



# Capítulo 3

## Instalaciones experimentales

El presente capítulo ofrece una descripción detallada de ATLAS y LSTF, las instalaciones experimentales estudiadas en el marco de la presente tesis. Para ambas plantas se proporciona información relativa a sus objetivos de diseño, los principios de escalado y el diseño de sus componentes.

### 3.1. Instalación experimental ATLAS

La instalación experimental ATLAS (*Advanced Thermal-Hydraulic Test Loop for Accident Simulation*) reproduce un reactor de agua presurizada de III Generación APR 1400, diseñado por la Korea Electric Power Corporation (KEPCO) (Song et al., 2001) (Baek et al., 2005) (Baek y Kim, 2008). La instalación, proyectada y construida por KAERI (*Korea Atomic Energy Research Institute*) con la financiación del gobierno coreano, fue diseñada persiguiendo dos propósitos:

- La simulación del comportamiento termohidráulico en reactores APR1400 y OPR1000 ante los principales accidentes base de diseño en condiciones prototípicas de presión y temperatura.
- El apoyo al desarrollo de nuevos reactores con características de rendimiento y seguridad más avanzadas.

El primer test se llevó a cabo a finales de 2006 y desde entonces, su extenso programa experimental compuesto por más de 80 test, ha proporcionado una valiosa y ampliamente utilizable base de datos. Entre otros, ha sido particularmente relevante el estudio de los siguientes tipos de transitorio y fenómenos:

- Circulación natural asimétrica
- Roturas pequeñas (SBLOCA, *Small Break LOCA*)
- *Station blackout* (SBO) prolongados
- Roturas intermedias (IBLOCA, *Intermediate Break LOCA*)
- Pérdida total de agua de alimentación
- Condiciones extensión de diseño

La instalación adopta un criterio de diseño *Reduced-Height Full-Pressure*. Para preservar la respuesta transitoria de las principales variables termohidráulicas y reducir la distorsión de escalado se aplicó la metodología de tres niveles de escalado de Ishii y Kataoka. En la etapa de diseño inicial se consideraron varias escalas antes de seleccionar la más adecuada para ATLAS. Finalmente, para priorizar la reproducción de comportamientos multidimensionales y fenómenos asimétricos, y valorando el coste de construcción, se escogieron las escalas 1/2 en altura, 1/144 en área y 1/288 en volumen. Como resultado del criterio de altura reducida, la relación de escala de tiempo es  $1/\sqrt{2}$  y la evolución de los experimentos es  $\sqrt{2}$  más rápida que la esperada en el APR1400. La Tabla 3 resume las principales proporciones de escala de ATLAS respecto al APR1400 (Choi et al., 2014).

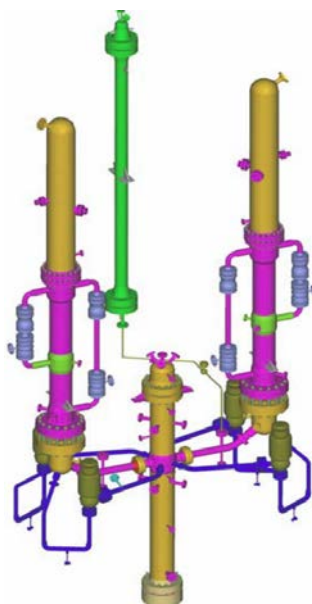
Su presión y temperatura máximas de diseño son 18,7 MPa y 370°C, respectivamente, de modo que al usar agua como fluido de trabajo, las propiedades del refrigerante en un LWR (*Light Water Reactor*) y ATLAS son semejantes. En lo referente a los materiales empleados para su construcción, todos los componentes están fabricados en acero inoxidable 304 y 316 para evitar la corrosión.

La instalación ATLAS consta de un sistema primario con una configuración de lazos igual a la del APR1400, un sistema secundario, sistemas de seguridad y auxiliares, un sistema de suministro de energía y un sistema de instrumentación y control. En la Figura 3 se muestra un esquema general de la instalación, donde pueden apreciarse sus componentes principales. Seguidamente se describe en detalle cada uno de ellos.



**Tabla 3: Proporciones de escala de la instalación ATLAS (KAERI, 2018).**

Parámetro	Ratio de escalado	Diseño ATLAS
Presión	$P_R$	1
Longitud (altura)	$l_R$	1/2
Diámetro	$d_R$	1/12
Área	$d_R^2$	1/144
Volumen	$l_R d_R^2$	1/288
Temperatura núcleo	$\Delta T_R$	1
Velocidad	$l_R^{1/2}$	1/1,414
Tiempo	$l_R^{1/2}$	1/1,414
Potencia/volumen	$l_R^{-1/2}$	1,414
Flujo calor	$l_R^{-1/2}$	1,414
Potencia	$l_R^{1/2} d_R^2$	1/203,6
Caudal	$l_R^{1/2} d_R^2$	1/203,6



**Figura 4: Esquema de la instalación ATLAS (KAERI, 2018).**

### 3.1.1. Sistema primario de ATLAS

El sistema primario de la instalación ATLAS está formado por la vasija, dos lazos de refrigerante y un presionador. Cada uno de los lazos está compuesto por una rama caliente por la que circula el refrigerante desde la vasija hasta el generador de vapor, un haz de tubos en U, dos sellos, dos bombas centrífugas y dos ramas frías.

#### 3.1.1.1 Vasija

La vasija, uno de los principales componentes de la instalación, es el recipiente en el que se alojan los calentadores eléctricos que generan la energía térmica. Está diseñada para preservar las distribuciones de temperatura, presión, volumen de refrigerante y caudal, así como los fenómenos locales importantes que se producirían durante diversos transitorios en un APR1400. Como puede observarse en la Figura 5, en la vasija de ATLAS se distinguen cinco regiones: *downcomer*, *lower plenum*, núcleo, *upper plenum* y *upper head*.

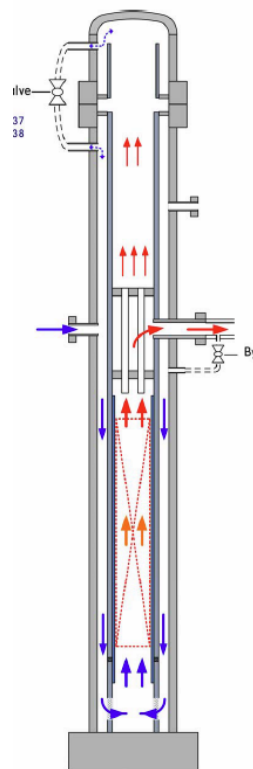


Figura 5: Vasija de la instalación ATLAS (KAERI, 2018).

El refrigerante accede a la vasija a través del downcomer, la región anular que la envuelve completamente. En la instalación prototipo, el tamaño del huelgo del *downcomer* es de gran amplitud y no se observaría flujo *slug* incluso en condiciones de mucho vapor. Sin embargo, debido al escalado del huelgo en ATLAS, una burbuja puede llenarlo y aparecer flujo *slug*. La mayoría de los parámetros de diseño de la vasija se basan en las ratios de escala integral, pero, para prevenir este efecto, el tamaño del huelgo del anillo se incrementa de 21 mm a 26,2 mm, de modo que se minimice la distorsión de los patrones de flujo y la simulación del comportamiento multidimensional sea más realista. El aumento del volumen del downcomer se compensa reduciendo el *lower plenum* para mantener la relación de volumen total de refrigerante en la vasija, lo que puede afectar a parámetros locales como la fracción de huecos o la resistencia hidráulica en esta región.

El núcleo consta 390 calentadores eléctricos dispuestos concéntricamente en tres grupos (Grupo-1, Grupo-2 y Grupo-3). Los grupos, ubicados en las regiones interior, media y exterior, están compuestos por 102, 138 y 150 calentadores, respectivamente. El grupo central contiene además 6 varillas sin calefactar. La potencia máxima del núcleo está limitada a 1,96 MW, lo que equivale al 10% de la potencia escalada. El diámetro exterior de los calentadores es de 9,5 mm, igual al diámetro de las varillas del APR1400, mientras que su longitud y el número total de varillas se ajustan a las ratios de escala de longitud (1/2) y área (1/44). Con estos mismos factores se escalan los tubos guía que atraviesan el núcleo. Este diseño permite conservar las características de transferencia de calor de las varillas de combustible. En cuanto la distribución de potencia axial, el perfil de cada varilla tiene forma de coseno truncado en nueve divisiones.

Sobre el núcleo, separado por la placa de alineación de las varillas, se sitúa el *upper plenum*, que distribuye el agua a los dos lazos. Los tubos guía de los elementos de control atraviesan esta región hasta la placa guía superior que linda con el *upper head*. Este último volumen se comunica por su parte superior con el downcomer a través de dos *bypasses*.

Tras diez años de operación, la vasija fue reemplazada en 2017 con las siguientes modificaciones:

- Instalación de nuevos conjuntos de calentadores.
- Modificación de la localización de termopares para mejorar la predicción de la temperatura CET.
- Instalación en el *lower plenum* de una camisa perforada y un módulo de bloqueo parcial para la simulación realista del caudal.

### 3.1.1.2 Presionador

El presionador de ATLAS es un recipiente cilíndrico vertical conectado a la rama caliente 2 cuya función es mantener la presión en el sistema primario en operación normal, así como limitar los cambios durante transitorios. Para la regulación de la presión cuenta con tres calentadores de apoyo de 5 kW y tres proporcionales de 15 kW, con una capacidad térmica total de 60 kW, rociadores y una válvula de seguridad y alivio (*Pilot-Operated Safety Relief Valve*, POSRV).

Los fenómenos termohidráulicos principales en el presionador son el trasvase de inventario con la rama caliente y las variaciones de nivel de líquido y presión. Para reproducir estos fenómenos, el presionador conserva las relaciones de escala geométrica generales para altura, área y volumen, y la línea de compensación que lo conecta a la rama caliente modifica su diámetro a fin de preservar el número de Froude en sus tramos horizontales. Además, la reproducción de otros fenómenos relevantes como el flujo crítico, a contracorriente o estratificado en la línea de compensación requiere la instalación de boquillas de distinto diámetro a la entrada y salida de la tubería en función de cada transitorio. Para el ajuste de la presión y la activación de los sistemas de seguridad de emergencia y de protección del núcleo se mantienen los puntos de consigna del APR1400. La geometría de los componentes como rociadores y calentadores no se escala, sino que se aumenta su capacidad para flexibilizar su operación.

### 3.1.1.3 Lazos

El sistema de conducciones del sistema primario de ATLAS es geoméricamente similar al del APR1400. Consta de dos ramas calientes, cuatro ramas intermedias o sellos de lazo y cuatro ramas frías, para conducir el refrigerante caliente desde la vasija a los generadores de vapor y retornarlo. En el análisis de escala para el diseño del circuito de refrigerante se priorizó la conservación de los principales fenómenos termohidráulicos que pueden acontecer durante una secuencia accidental. En particular, en un accidente con pérdida de refrigerante se prevé que la disminución de la presión y el caudal den lugar a la aparición de los regímenes de flujo bifásico, *slug* y estratificado, en las ramas calientes. Si la pérdida de inventario es continua, el nivel de líquido en la vasija puede descender por debajo de las uniones con las ramas calientes y frías, quedando estas llenas de vapor mientras las ramas intermedias permanecen inundadas. En tales condiciones el vapor generado en el núcleo se acumula en la vasija hasta que la presión supera la carga hidrostática de agua en las ramas intermedias, se produce el aclarado de sellos y se reestablece el caudal en los lazos.

En la instalación ATLAS, las secciones horizontales de las ramas calientes y frías se diseñaron preservando el número de Froude con el fin de predecir los patrones de flujo bifásicos. Las longitudes de estos tramos se determinaron para escalar su volumen total según la relación volumétrica de la instalación ATLAS respecto a la planta de referencia,  $l_{OR} d_{OR}^2 = 1/288$ .

En el diseño de las ramas intermedias se aplicaron diferentes metodologías de análisis de escala a los tramos horizontales y verticales con el objetivo de reproducir la fenomenología relevante durante los escenarios SBLOCA. En el tramo horizontal, el diámetro interno conserva el número de Froude, en cambio, el diámetro de los tramos verticales se redujo a fin de reproducir los fenómenos de rotura de sellos e inundación, para lo que se utilizó la correlación del límite de flujo en contracorriente (CCFL) de Kutateladze.

#### **3.1.1.4** *Tubos en U en generador de vapor*

La condición esencial para el diseño de los haces de tubos en U es la reproducción de fenómenos termohidráulicos relevantes en el sistema primario, como la circulación natural o la transferencia de calor al sistema secundario. Para preservarlos se analizaron desde un punto de vista del escalado la caída de presión general en los tubos y el coeficiente de transferencia de calor. Los principales parámetros termohidráulicos que se consideraron y la geometría requerida de los tubos es:

A) Transferencia de calor durante flujo monofásico o bifásico. Los generadores de vapor diseñados para alcanzar una tasa de transferencia de calor máxima de 9,82 MW, correspondiente a 1/203,6 de la del APR1400 – Tubos de diámetro exterior 14,2 mm, con disposición a tresbolillo y paso 20 mm.

B) Flujo en contracorriente, reflujo por condensación y número de Wallis – Tubos de diámetro interior y espesor 12 mm y 2,2 mm, respectivamente.

C) Diferencia de temperatura de entrada y salida de los tubos en U (33 °C) y caída de presión – Los tubos se agrupan en 11 conjuntos de diferente elevación con una longitud media de 9,46 m.

#### **3.1.1.5** *Bombas*

Las bombas impulsan el caudal de refrigerante durante la operación normal del reactor. No obstante, desde el punto de vista de la seguridad, su comportamiento crítico es la degradación de la altura y el par ante escenarios accidentales en condiciones de flujo bifásico, durante los que se debe proporcionar una capacidad de refrigeración suficiente para mantener la integridad del núcleo.

Las cuatro bombas de refrigerante de la instalación mantienen la misma configuración que en el reactor prototipo. Se trata de bombas centrífugas dotadas de una aspiración vertical conectada a la rama intermedia y una boquilla de descarga horizontal que impulsa a las ramas frías. Desde el punto de vista del escalado, las ramas del sistema primario son prioritarias a las bombas, por lo que los tamaños de las boquillas de aspiración e impulsión están definidos por estos conductos.

En la instalación, la mayoría de los componentes se redujeron conforme a ratios de escala similares, sin embargo, fue imposible aplicar los mismos criterios al diseño a las bombas. Conforme a un escalado ideal, una bomba de dimensiones reducidas tendría una

velocidad de rotación sumamente alta para preservar las características hidráulicas, pero cabe señalar que la potencia máxima del núcleo del ATLAS es el 11% del valor escalado, lo que permite reducir los principales parámetros de operación en las condiciones nominales, como el caudal y la altura, y mantener la misma diferencia de temperatura en todo el núcleo. Considerando lo anterior, se determinó que el caudal y la altura de la bomba debían ser el 25% y el 50% de los valores escalados, respectivamente. La Tabla 4 ofrece un resumen de las especificaciones técnicas de un modelo escalado ideal y del diseño instalado en ATLAS.

**Tabla 4: Características de las bombas en APR1400 y ATLAS (KAERI 2018).**

Parámetro	APR 1400	ATLAS (ideal)	ATLAS (real)
Velocidad (rpm)	1200	10165	3600
Caudal (m <sup>3</sup> /h)	27617	136	35
Altura (m)	110	55	30
Diámetro (mm)	1060	88	154

### **3.1.2. Sistema secundario de ATLAS**

El sistema secundario evacúa el calor del sistema primario para calentar el agua de los generadores de vapor y convertirla en vapor. Además de estos intercambiadores, el sistema secundario incluye otros subsistemas, como los dos sistemas de agua de alimentación, principal y secundario, el sistema de líneas de vapor y un sistema de condensación y enfriamiento de vapor.

#### **3.1.2.1 Generadores de vapor**

Conforme a las ratios de escalado generales de la instalación, los generadores de vapor (GV) se reducen 1/2 en altura y 1/144 en área respecto a los GV del APR1400. Asimismo, su potencia también se reduce según estas ratios generales en 1/203,6, correspondiendo a 9,82 MW. En condiciones normales de operación, la producción de vapor es de 5,56 kg/s a una presión de 6,89 MPa.

Según los patrones de flujo que se conforman en el lado secundario de los generadores de vapor, se pueden distinguir tres regiones:

- El evaporador contiene los tubos en U y es la región donde se produce la ebullición. El paso entre tubos, 20 mm, preserva la velocidad de ascenso de las burbujas.

- En la cúpula se ubican el separador y los secadores de vapor. Estos son los únicos componentes de la instalación que no requieren de escalado en altura y mantienen el diseño del APR 1400.
- El downcomer recircula el agua líquida de los separadores al evaporador. Consta de dos secciones: La superior, anular, envuelve el evaporador y la inferior está compuesta por dos tubos descendentes.

#### **3.1.2.1** Líneas de vapor

En la instalación ATLAS, las dos líneas principales de vapor conectadas a cada generador de vapor en la planta de referencia están integradas en una única línea, por lo que su volumen interno total desde los generadores de vapor hasta la válvula de aislamiento (MSIV) y su caudal en condiciones normales y durante las operaciones transitorias mantienen las relaciones de escala del conjunto. Además, los caudales nominales de las válvulas de seguridad (MSSV) y de descarga atmosférica, y sus puntos de tarado operativos, también se escalan a partir de los valores del PWR de referencia.

#### **3.1.3. Sistemas de seguridad de ATLAS**

Ante un escenario accidental, ATLAS cuenta con un sistema de despresurización (SDS) y un sistema de inyección de seguridad (SIS) para prevenir daños en la instalación.

La función del SDS (*Safety Depressurization System*) es despresurizar automáticamente la instalación para permitir la inyección de agua del SIS (*Safety Injection System*) a la vasija. También tiene la capacidad de reducir la presión para intervenir la unidad de enfriamiento y apagado. El sistema, conectado al presionador en su región superior, consta de una válvula de seguridad y alivio (POSRV), una boquilla, instrumentación y una línea de descarga al tanque de simulación de la contención. La válvula es de tipo globo y está fabricada conforme a la Sección III de ASME, Clase 1. La boquilla tiene como finalidad reproducir los fenómenos de flujo crítico que se producen como consecuencia de las grandes diferencias de presión entre el presionador y la contención.

El SIS (*Safety Injection System*) evita el descubrimiento del núcleo y mantiene su temperatura máxima inferior al límite de diseño durante accidentes con pérdida de refrigerante. El sistema consta de cuatro bombas de inyección, cuatro tanques, las líneas de distribución de refrigerante a los distintos puntos de inyección y dos tanques de abastecimiento. Las dos bombas de inyección de seguridad y las dos bombas de inyección de baja presión reproducen el funcionamiento de un sistema de inyección de alta presión (HPIS, *High Pressure Injection System*) y baja presión (LPIS, *Low Pressure Injection System*), respectivamente, dependiendo de la tasa de inyección de las bombas de la diferencia de presión entre el sistema primario y un valor de consigna. Los tanques de inyección de seguridad (SIT, *Safety Injection Tank*) son componentes pasivos presurizados con nitrógeno a 4,5 MPa. Su criterio de diseño es el utilizado para los sistemas primario y secundario, por lo que la altura del componente se reduce a la mitad

y el volumen a 1/288 de la planta de referencia. El caudal descargado varía en función del nivel de agua de los tanques.

### **3.2. Instalación experimental LSTF**

La instalación experimental LSTF (*Large Scale Test Facility*) replica los sistemas primario y secundario de la central nuclear Tsuruga II, un reactor de tipo Westinghouse de 3423 MW térmicos de potencia y 1100 MWe de cuatro lazos (ROSA-V Group, 2003). Fue diseñada por el *Japan Atomic Energy Research Institute* (JAERI), actualmente *Japan Atomic Energy Agency* (JAEA), en el marco del programa ROSA-IV (*Rig of Safety Assessment – IV*) y, desde su construcción en 1985 hasta la actualidad, la instalación se ha utilizado en extensos programas y proyectos de investigación experimentales y analíticos (ROSA-V, OECD/NEA ROSA o OECD/NEA ROSA-2). Pese a que LSTF se concibió inicialmente para verificar la efectividad del ECCS (*Emergency Core Cooling System*) durante accidentes tipo SBLOCA y analizar transitorios operacionales y anormales en su reactor de referencia, sus características (presión total, instrumentación, etc.) han permitido abordar el estudio del comportamiento integral de otros reactores de agua a presión. Los nuevos objetivos asociados a los programas ROSA en LSTF son:

- Estudio de la eficacia de medidas de gestión de accidentes más allá de la base de diseño.
- Investigación de sistemas de seguridad pasivos para reactores de generación III+ y IV.
- Desarrollo de sistemas de medida de caudal de refrigerante y temperatura para anticipar el calentamiento y enfriamiento del núcleo.
- Desarrollo y validación de códigos termohidráulicos *Best Estimate*.

La instalación está diseñada a partir de una configuración *Full-Height Full-Pressure* de modo que mantiene la misma altura y presión de operación que su central de referencia. En lo concerniente a su escalado, su diseño está basado en la metodología *Power to Volume* con un factor  $K_v$  de 1/48. No obstante, en componentes horizontales como las ramas calientes, el criterio de escalado se basa en la conservación del número de Froude para preservar fenómenos como la estratificación del flujo o el límite de flujo a contracorriente (Taitel y Duckler, 1976). La Tabla 5 resume los factores de diseño que caracterizan el escalado de LSTF. La instalación queda definida con las siguientes características:



- Configuración en dos lazos simétricos escalados 1/24 en área, equivalentes a los cuatro lazos de la central de referencia.
- Presión y temperatura nominal: 15,55 MPa y 618 K.
- Altura hidrostática a gran escala (elevaciones con factor de escala 1/1).
- Áreas de paso de las ramas calientes y frías con igual relación  $L/\sqrt{D}$  que su central de referencia.
- Flujos máxicos escalados según la relación volumétrica 1/48.
- Potencia y volúmenes escalados 1/48. La potencia está limitada al 14% de la potencia máxima escalada (10 MW), suficiente para simular el calor por decaimiento del PWR tras un SCRAM.
- Núcleo formado por 1008 resistencias eléctricas (1/48 varillas de combustible). Las dimensiones (diámetro y longitud de barras, área de paso y pitch) y la relación número de calentadores/número tubos guía son iguales a las de los elementos combustibles 17x17 del PWR.

**Tabla 5: Proporciones de escala de la instalación LSTF (Rosa-V Group, 2003).**

Parámetro	Ratio de escalado	Diseño LSTF
Presión	$K_p$	1
Longitud (altura)	$K_h$	1
Área	$K_v$	1/48
Volumen	$K_v$	1/48
Temperatura núcleo	$K_T$	1
Velocidad	$K_s$	1
Tiempo	$K_t$	1
Flujo calor	$K_f$	1
Potencia	$K_v$	1/48
Caudal	$K_v$	1/48

A continuación, se describen los sistemas primario y secundario que configuran LSTF, esquematizados en la Figura 6, sus componentes y la dotación de sistemas de seguridad.

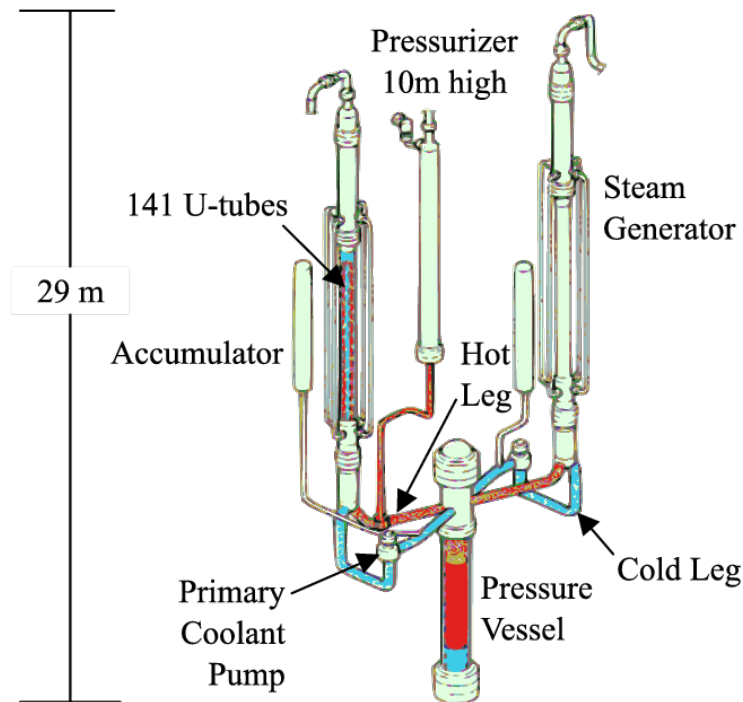


Figura 6: Esquema de la instalación LSTF (Rosa-V Group, 2003).

### 3.2.1. Sistema primario de LSTF

El sistema primario de la instalación LSTF se compone de la vasija de presión, dos lazos que conducen el refrigerante a los generadores de vapor y un presionador. Cada lazo está configurado por una rama caliente, un haz de tubos en U en los que se produce la transferencia de calor al sistema secundario, un sello de lazo, una bomba y una rama fría.

#### 3.2.1.1 Vasija

La vasija es el componente de la instalación en el que tiene lugar la generación de energía mediante calentadores eléctricos. Se diferencian las mismas cinco regiones que la vasija de su reactor PWR de referencia, es decir, *upper head*, *upper plenum*, núcleo, *lower plenum* y *downcomer*. Además, las elevaciones decisivas en los fenómenos termohidráulicos, como las cotas superior e inferior del núcleo, las uniones de las ramas frías y calientes o la posición de las placas de soporte del núcleo están ubicadas en la misma posición relativa.

El downcomer, de sección anular, envuelve completamente la vasija. En su parte superior se localizan ocho boquillas de sección variable que permiten el paso del refrigerante al *upper head*, la zona superior de la vasija, de manera que la temperatura de ambas regiones en condiciones de operación normal se mantiene uniforme. Aparte de estos pequeños orificios, las vías de paso al *upper head* desde el núcleo y el upper plenum se limitan a ocho tubos guía de las barras de control. Estos tubos, perforados, se unen a la placa superior del núcleo y pasan a través del *upper plenum* y la placa de soporte del núcleo conectando el *upper head* a la caja de aguas a la salida del núcleo. En una instalación experimental no son necesarias barras de control puesto que no se utiliza material físil, sin embargo, considerar en el diseño sus tubos guía es determinante para reproducir el desplazamiento y estancamiento de vapor que pudieran impedir la entrada de agua de refrigeración de seguridad durante un accidente.

Bajo el *upper head*, y separado por la placa guía superior, se sitúa el *upper plenum*, la región a la que se conectan las ramas calientes para distribuir el refrigerante a los dos lazos.

En el núcleo se ubican las 1008 varillas calefactadas que representan los elementos combustibles, varillas de instrumentación, varillas de unión, falsas varillas para preservar el área de flujo de refrigerante escalado del PWR de referencia y medidores de nivel de mezcla. Todas las varillas se disponen matricialmente en 16 conjuntos de 7x7 elementos y ocho conjuntos alrededor de dicha matriz. Las varillas calefactadas simulan un perfil de potencia axial en forma de coseno truncado en nueve divisiones y un factor de pico axial de 1,494. Transversalmente, se distinguen seis regiones de diferente potencia, como muestra la Figura 7: Dos zonas de potencia alta (H1 y H2), una zona de potencia media (M) y tres zonas de potencia baja (L1, L2 y L3). Esta distribución permite emplear distintos perfiles de potencia radial en función de los objetivos de cada experimento, siendo los más habituales el Caso 1, un perfil radial uniforme, el Caso 2, un perfil de potencia radial con un factor pico de 1,435, y el Caso 3, el perfil de potencia radial más pronunciado, con un factor pico de 1,51. No obstante, se puede programar cualquier otro perfil de potencia radial controlando la potencia de las seis zonas.

El *lower plenum*, en la parte inferior de la vasija, canaliza hacia el núcleo el refrigerante procedente del downcomer.

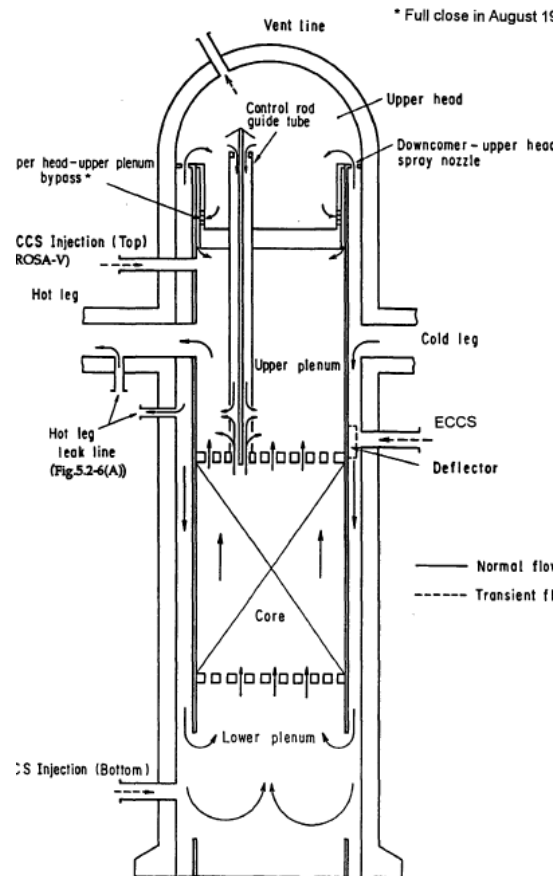


Figura 7: Vasija de la instalación LSTF (Rosa-V Group, 2003).

### 3.2.1.2 Presionador

El presionador es una vasija cilíndrica destinada a la regulación de la presión del sistema primario. Esto se realiza mediante unos calentadores de 2,02 m de longitud, situados en la base del componente, y rociadores, localizados en la cúpula, para condensar parte del vapor que se encuentra en la región superior. Para incrementar la presión mediante la vaporización controlada dispone de dos tipos de calentadores: Tres calentadores proporcionales (3,33 kW máx.) corrigen pequeñas perturbaciones de la presión durante el funcionamiento normal del reactor y seis calentadores de apoyo, o backup heaters, (18,75 kW máx.) aportan el resto de energía necesaria para compensar el efecto de los rociadores y las pérdidas de calor.

El presionador está conectado a la rama caliente del lazo A a través de la línea de compensación o *surge line*, que condiciona los cambios de densidad y volumen del refrigerante del sistema primario. Además, se conecta a la rama fría del mismo lazo mediante la línea de rociado, que proporciona el caudal a los sprays.

### **3.2.1.3 Lazos**

El sistema de conductos del sistema primario está formado por dos lazos idénticos, cada uno de los cuales representa dos lazos del PWR de referencia. Su configuración incluye una rama caliente desde la vasija hasta el generador de vapor, un haz de tubos en forma de U, un sello de lazo o *loop seal* previo a la aspiración de las bombas y una rama fría que retorna el refrigerante a la vasija. El diámetro interior de las ramas calientes y frías es 0,207 m y su longitud se ajusta a la ratio  $L/\sqrt{D}$  del reactor Westinghouse para preservar el Número de Froude y las transiciones de los regímenes de flujo. Ambos lazos están equipados con boquillas para la conexión de las líneas del ECCS y el montaje de instrumentación. Adicionalmente el lazo A cuenta con boquillas para la unión de las líneas de compensación y de rociado del presionador, y el lazo B para la instalación de unidades que simulen roturas.

### **3.2.1.4 Tubos en U en generador de vapor**

Dada la configuración de LSTF, cada generador de vapor cumple la función de dos de sus componentes homólogos en el PWR. El diámetro interior de los tubos en U del intercambiador, 19,6 mm, y su longitud son iguales a los de la planta de referencia. Por ello, para preservar el escalado del volumen y la tasa de transferencia de calor (35,7 MW), el número de tubos se reduce en una ratio de 2/48, conformándose un haz de 141 tubos para cada generador de vapor. Según su elevación, los tubos se dividen en nueve grupos, siendo la diferencia de cota entre el de mayor y menor longitud de 1,6 m.

A diferencia de los tubos en U, las cámaras de entrada y salida conectadas a la rama caliente y el sello de lazo, respectivamente, tienen un volumen mayor al escalado con la ratio 1/24.

### **3.2.1.5 Bombas**

Las bombas de la instalación LSTF están diseñadas para reproducir los cambios de velocidad de las bombas de un PWR y poder simular su aceleración o parada mediante un sistema de control. Son bombas centrífugas unidireccionales de tipo encapsulado para evitar cierres o acoplamientos magnéticos que pudieran originar fugas. La configuración de la aspiración e impulsión, el rodete y la carcasa son similares a las del PWR de referencia y su caudal nominal es de 0,054 m<sup>3</sup>/s, equivalente al 23% del caudal escalado de dos bombas modelo.

### **3.2.2. Sistema secundario de LSTF**

El sistema secundario de LSTF está compuesto por dos generadores de vapor, sus respectivas líneas de vapor principal, los sistemas principal y auxiliar de agua de alimentación y un sistema de condensación, formado por un condensador de chorro y dos unidades de enfriamiento.

#### **3.2.2.1** *Generadores de vapor*

Los generadores de vapor (GV) están diseñados para evacuar 37,5 MWt del sistema primario de la instalación, el doble de la cantidad de calor escalada (2/48) que los GV en el PWR de referencia. En condiciones normales los parámetros de operación son 6,89 MPa y un caudal de vapor de 5,56 kg/s. El lado secundario de cada generador de vapor está formado por el evaporador, cuatro downcomer tubulares exteriores y una cúpula en la que se ubican el separador y los secadores.

En el evaporador se disponen los 141 tubos en U por los que circula el refrigerante del sistema primario con una distribución cuadrada y un paso de 32,5 mm. Los tubos, de acero inoxidable SUS316, tienen una longitud media de 19,7 m, y un diámetro exterior de 25,4 mm, lo que resulta en un área de intercambio de calor de 222 m<sup>2</sup>.

#### **3.2.2.2** *Líneas de vapor*

El vapor producido en los generadores de vapor discurre por las líneas de vapor hasta un condensador. Estas incluyen todos los componentes necesarios para realizar las acciones operativas normales en una central nuclear. En caso de la simulación de un accidente, la válvula *Main Steam Isolation Valve* (MSIV) se cierra, impidiendo el paso del vapor al condensador, y las válvulas *Turbine Bypass Valve* (TBV) y *Relief Valve* (RV) lo libera a la atmósfera a través de un silenciador.

### **3.2.3. Sistemas de seguridad de LSTF**

Ante un evento de sobrepresión, el sistema primario puede despresurizarse por medio de las válvulas de seguridad y alivio del presionador. Estas, en condiciones normales, se mantienen cerradas por un resorte que presiona un disco o pistón en un asiento, el cual se abre forzosamente si la presión es mayor que el valor mecánico del resorte. El sistema de despresurización está formado por un banco de tres válvulas y una línea de descarga. El caudal a través de estas válvulas se estima a partir de la tasa de aumento de masa en el tanque de almacenamiento de agua.

El estudio de accidentes con pérdida de refrigerante y la eficacia de los sistemas de enfriamiento del núcleo de emergencia (ECCS) empleados en estos escenarios fueron los primeros objetivos de LSTF. Estos sistemas de inyección pueden intervenir con condiciones operativas similares a las de los sistemas correspondientes en el PWR de referencia y restaurar el inventario de la instalación por medio de diversos puntos de

inyección (ramas calientes, frías, *upper plenum*, *lower plenum* o sellos de lazo. El ECCS está compuesto por el sistema de inyección de seguridad de alta presión (HPIS), el sistema de inyección de seguridad de baja presión (LPIS) y los acumuladores. El HPIS es un sistema de inyección de alta presión y bajo caudal, compuesto por dos bombas de pistón: una bomba de inyección de alta presión y una bomba de carga. Por el contrario, la bomba del LPIS es de tipo centrífugo. El sistema de acumuladores consta de dos tanques y sus respectivas líneas de inyección con válvulas de retención, para actuar cada uno en un lazo del sistema primario. El volumen de cada uno de los tanques, 4,8 m<sup>3</sup>, es 1,5 veces mayor al volumen de dos de los cuatro tanques del PWR de referencia, lo que ha permitido realizar estudios paramétricos que relacionan dicho volumen de refrigerante con el rendimiento del ECCS.

### 3.3. Comparación de instalaciones

A modo de resumen, las Tablas 6-9 presentan las principales características geométricas de los componentes de ATLAS (KAERI, 2018) y LSTF (ROSA-V Group, 2003). En estas también se muestra la relación de escala de los parámetros entre ambas instalaciones.

**Tabla 6: Características de la vasija.**

Parámetro	ATLAS	LSTF	Relación de escala ATLAS/LSTF
Volumen total (m <sup>3</sup> )	0,565	2,75	1/4,87
Altura total (m)	6,19	10,957	1/1,77
Altura núcleo (m)	1,9	3,66	1/1,93
Elevación ramas calientes (desde base del núcleo) (m)	2,68	5,5	1/2,05
Número varillas	396	1104	1/2,78
Diámetro varillas (mm)	9,5	9,5	1

**Tabla 7: Características del presionador.**

Parámetro	ATLAS	LSTF	Relación de escala ATLAS/LSTF
Altura (m)	7,506	11	1/1,46
Volumen (m <sup>3</sup> )	0,272	1,2	1/4,4
Diámetro <i>surge line</i> (m)	0,02946	0,0669	1/2,27
Longitud <i>surge line</i> (m)	5,411	9,134	1/1,69
Capacidad calentadores de apoyo (kW)	1,96	112,5	1/57,4
Capacidad calentadores proporcionales (kW)	60	10	6

**Tabla 8: Características de los conductos del sistema primario.**

Parámetro	ATLAS	LSTF	Relación de escala ATLAS/LSTF
Nº ramas calientes	2	2	1
Nº ramas frías	4	2	2
Diámetro rama caliente	0,129	0,207	1/1,6
Volumen rama caliente	0,02618	0,124	1/4,74
Diámetro sellos	0,087 y 0,067	0,1682	1/1,94 y 1/2,51
Volumen sellos	0,01609	0,212	1/13,18
Altura sellos	1,33	3,72	1/2,8
Diámetro rama fría	0,087	0,207	1/2,38
Volumen rama fría	0,01145	0,1157	1/10,1



**Tabla 9: Características de los generadores de vapor.**

Parámetro	ATLAS	LSTF	Relación de escala ATLAS/LSTF
Nº generadores de vapor	2	2	1
Nº tubos en U /GV	175	141	1,24
Diámetro int. tubos U (mm)	12	19,6	1/1,63
Espesor tubos (mm)	1,1	2,9	1/2,63
Longitud media tubos (m)	9,46	19,7	1/2,08
Volumen vasija GV (m <sup>3</sup> )	1,33	7,03	1/5,33



# Capítulo 4

## Códigos termohidráulicos y modelos

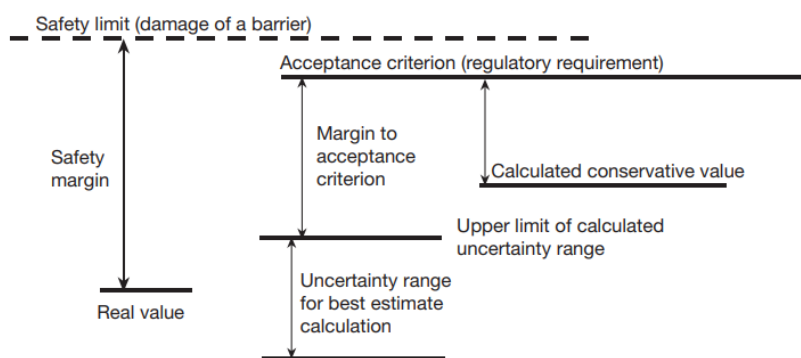
La explotación de las centrales está supeditada a la autorización de sus respectivos organismos reguladores, lo que implica que se realicen evaluaciones de seguridad destinadas a garantizar que su funcionamiento no asume riesgos inaceptables. Para lograrla, los operadores realizan, entre otros, análisis de seguridad deterministas mediante códigos de simulación que predicen la respuesta de la planta a unos eventos normales y accidentales postulados. Sus resultados tienen como objetivo confirmar que la instalación cumple con sus objetivos de diseño y que las condiciones y límites de operación establecidos son consistentes con los requisitos de seguridad (USNRC, 2017). Estas herramientas también requieren su reconocimiento por parte de la autoridad nuclear, que la licenciará. Cada uno de los aspectos a analizar (termohidráulico, neutrónico, radiológico, estructural...) suele evaluarse con un código de simulación diferente destinado a este fin.

### 4.1. Códigos *Best Estimate*

Durante la década de los 60 y 70, las metodologías de simulación se basaron en un enfoque conservador, dando lugar a diseños sobredimensionados, una descripción distorsionada de la secuencia real de los accidentes y el encubrimiento de fenómenos relevantes (Petrangeli. 2006). Otra limitación de la metodología era la incapacidad de cuantificar los márgenes de seguridad, entendidos como la diferencia entre los cálculos y los criterios de aceptación reglamentarios. No obstante, llegando las centrales operativas en ese momento al final de su licencia, los dictámenes de las autoridades concluyeron que era posible extender de manera segura su vida útil, lo que trajo consigo la autorización para utilizar en los licenciamientos códigos *Best Estimate*, basados en un

enfoque de simulación realista. Estos son capaces de calcular valores precisos de los parámetros físicos fundamentales requiriendo, sin embargo, la identificación y cuantificación de su incertidumbre para calcular los márgenes de seguridad.

En función de los cálculos ofrecidos por los titulares de la central, la autoridad nuclear autoriza su actividad a condición de que se asegure la integridad de las barreras de seguridad de la planta y se cumplan ciertos criterios de aceptación ante unos escenarios propuestos (IAEA, 2009), no exigiéndose un nivel de precisión específico en la predicción de resultados. La Figura 8 ilustra el concepto de márgenes de seguridad.



**Figura 8: Márgenes de seguridad (USNRC, 2017).**

A pesar del esfuerzo por parte de los desarrolladores y usuarios de códigos, los cálculos se ven afectados por incertidumbres de distinto origen (IAEA 2008). Las aproximaciones en el cálculo de las ecuaciones de campo o la suposición de flujo completamente desarrollado producen incertidumbres de tipo código. La discretización del sistema en volúmenes de control origina incertidumbres asociadas al tamaño de nodo o celda. Los datos empleados para definir las condiciones del modelo también introducen incertidumbres. Si estos datos se obtienen como mediciones en planta están afectados por la incertidumbre de la medida y en el caso de que procedan de una instalación experimental, además se asume la distorsión de la aplicación de leyes de escalado. Además, se debe considerar el “efecto usuario” referido a la forma particular en que cada analista influye en el uso del código en función de su grado de conocimiento de la herramienta y la física a simular.

Los primeros códigos termohidráulicos estaban basados en el modelo de equilibrio homogéneo de tres ecuaciones, que asume la igualdad de velocidades y el equilibrio termodinámico entre las dos fases del fluido. Por otra parte, su capacidad de simulación estaba condicionada por la memoria de los ordenadores y el tiempo de computación

necesario para realizar los cálculos. A pesar de las limitaciones que presentaban estos códigos, el rápido desarrollo del campo de la informática y los esfuerzos puestos en los extensos programas experimentales han propiciado su evolución. De este modo, los códigos han ampliado considerablemente su potencial, basándose los más recientes en modelos más complejos de seis ecuaciones, e incluso dos fluidos. Además, actualmente es posible combinar varios códigos para obtener una simulación realista multifísica y multiescala de la fenomenología que tiene lugar en una central.

La metodología multifísica está motivada por la necesidad de analizar las interacciones entre las diferentes físicas involucradas en el comportamiento del reactor, por ejemplo, entre la cinética de neutrones y la termohidráulica, que se pueden simular con los códigos acoplados NEM/TRAC-PF1, ATHLET/DYN3D o TRACE/PARCS, entre otros (Ivanov et al., 1999) (Hursin et al., 2017) (Kozmenkov et al., 2007).

Por otra parte, en un reactor nuclear, los fenómenos termohidráulicos tienen lugar a diversas escalas espaciales, cuyas longitudes características varían desde metros hasta nanómetros. Esto justifica que el desarrollo de los distintos códigos esté enfocado a la simulación de problemas particulares, pudiéndose clasificar en tres escalas principales (Guelfi et al., 2007) (D'Auria y Galassi, 2010):

- Escala del sistema: Se refiere a fenómenos relacionados con la dinámica general de la central. A esta escala, los códigos de sistema predicen el comportamiento de toda la instalación, en operación normal o durante escenarios accidentales.
- Escala de componentes: Los fenómenos ocurren en un componente o región concretos del reactor, como el núcleo o un evaporador de un generador de vapor. Para la simulación de estos fenómenos se pueden emplear códigos de subcanal.
- Mesoescala: Describe los flujos detalladamente, pudiéndose simular su comportamiento tridimensional en una zona de la planta mediante códigos CFD.

Además de esta clasificación, se pueden considerar escalas inferiores. Por ejemplo, la simulación numérica directa (DNS) de la microescala permite estudiar dominios que contienen algunas burbujas o gotas (Bestion, et al., 2012).

Diferentes proyectos europeos, como NURESIM, NURISP y NURESAFE, han abordado el desarrollo y el estudio del potencial de distintos métodos para el acoplamiento de códigos (D'Auria, et al., 2004) (Bousbia-Salah y D'Auria, 2007) (Bestion, et al., 2012). Desde una perspectiva computacional, el modo de operación de los códigos acoplados puede ser en serie o en paralelo. En cambio, considerando una clasificación basada en la arquitectura, el acoplamiento puede ser interno o externo. En un sistema acoplado internamente, un código se compila como una biblioteca integrada en el otro código, mientras que el acoplamiento externo ofrece tres posibilidades: la comunicación directa entre códigos, el intercambio de datos a través de ficheros de entrada y salida y el uso de un código "supervisor" para coordinar la transmisión de

información. Desde una perspectiva matemática, la catalogación del acoplamiento atiende a criterios espaciales y temporales.

Los códigos termohidráulicos se acoplan con el objetivo de utilizar una resolución espacial específica (mallas gruesas o más refinadas) en cada región del dominio computacional. En este aspecto, existen dos métodos para calcular sus soluciones: la descomposición de dominios y la superposición de dominios. En el método de descomposición, el código de sistema modela todo el reactor a excepción de los nodos que están representados por el código de subcanal o CFD. En este caso, la transferencia de datos se produce entre los límites de los modelos. Por el contrario, en el método de superposición, el código de malla más gruesa modela todo el sistema, mientras que el segundo código simula una región de este, que representa el dominio superpuesto.

El enfoque temporal del acoplamiento se encarga de la sincronización de la transferencia de datos entre los códigos involucrados, que puede darse de modo explícito, semiimplícito o implícito. En el acoplamiento explícito, la transferencia de datos se produce una vez al principio o al final de cada paso de tiempo, sin verificar la convergencia de los resultados. Para evitar la inconsistencia que puede darse en estas soluciones, el método semiimplícito repite la transferencia de datos hasta que los resultados de todos los códigos convergen dentro de un paso de tiempo. Por último, el esquema más robusto, el implícito, incrementa la transferencia de datos para resolver los modelos de ecuaciones de los respectivos códigos simultáneamente.

Desde una perspectiva general, el acoplamiento de códigos debería ser eficiente en lo que respecta a la velocidad de transferencia de datos, flexible, para poder realizar cambios o integrar nuevos códigos en el sistema, y de mantenimiento sencillo, de modo que permita actualizar los códigos a sus últimas versiones.

Cabe señalar que los métodos anteriores no se limitan al acoplamiento de códigos de múltiples escalas, sino que también son aplicables al problema multifísico.

En cualquier caso, el organismo regulador juega un papel fundamental, pues se requiere de igual modo su aprobación previa para la utilización de estos códigos, tomando como referencia la información disponible de centrales y de escenarios diseñados para instalaciones experimentales. En el proceso de verificación y validación se comparan estos datos con los resultados de su simulación para determinar en qué grado el código es capaz de reproducir la física de un transitorio.

## 4.2. Código TRACE5

Los cálculos desarrollados en la presente tesis se apoyan en la simulación de escenarios con el código termohidráulico TRACE (Trac/Relap Advanced Computational Engine) en su versión 5.0, patch5 (Division of Risk Assessment and Special Projects, 2007a, b). Se trata del último código de sistema *Best Estimate* desarrollado por la United States Nuclear Regulatory Commission (USNRC) para analizar el comportamiento termohidráulico estacionario y transitorio en reactores de agua ligera. Esta herramienta es producto del esfuerzo que comenzó en 1997 para combinar las capacidades de los cuatro códigos de sistemas principales de la NRC (TRAC-P, TRAC-B, RELAP5 y RAMONA) en una única plataforma computacional modernizada.

La unificación de estos códigos ha facilitado tanto la consolidación de sus características más importantes como su mantenimiento. Por el contrario, la evaluación de las capacidades del código ha supuesto un intenso esfuerzo puesto que el desarrollo de los reactores avanzados que deben ser certificados, así como la amplia gama de aplicaciones previstas para TRACE, ha requerido la implementación de modelos y correlaciones, así como como la evaluación de fenómenos termohidráulicos y escenarios para los cuales los códigos precursores no habían sido validados.

Estas tareas de verificación y validación se llevan a cabo en el marco del Programa CAMP (Code Assessment and Maintenance Program), a cuyos miembros se proporciona el código y sus actualizaciones. Así pues, desde la liberación de TRACE5 en 2006, los colaboradores de la comunidad nuclear internacional han brindado contribuciones en forma de desarrollo de modelos e identificación de errores y áreas de mejora, y documentando el funcionamiento del código y la consistencia de resultados. Paralelamente, se han realizado una serie de ejercicios coordinados siguiendo la metodología CSAU, que proporciona un enfoque sistemático para la aplicación de códigos de sistema.

Además del código TRACE5, para la creación sus archivos de entrada se ha empleado la interfaz gráfica Symbolic Nuclear Analysis Package (SNAP). Dicha herramienta facilita la especificación de parámetros de los modelos y actúa como post-procesador para visualizar los resultados del código

### 4.2.1. Características principales del código

El código TRACE5 modela las instalaciones nucleares como una red termohidráulica unidimensional mediante componentes estándar (PIPE, VALVE, PUMP, etc.) interconectados. Estos, a su vez, se dividen en celdas o nodos en una discretización más fina definida por el usuario, que debe mantener un compromiso entre el grado de resolución deseado y el esfuerzo computacional requerido.

TRACE5 permite simular estados operacionales estacionarios o transitorios y escenarios accidentales, para lo cual resuelve en cada nodo un modelo hidrodinámico completo compuesto por las seis ecuaciones de conservación de masa, energía y cantidad de

movimiento para dos fases (líquido y vapor). Este sistema se extiende dependiendo del escenario a simular. En un LOCA convencional, nitrógeno procedente de los acumuladores, o aire de la contención, pueden ingresar al circuito primario, y se tratan agregando balances de masa para gases incondensables. Adicionalmente, se puede activar otra ecuación de conservación de masa para soluto disuelto que permite seguir la concentración de boro en el sistema.

Dada la complejidad del sistema a resolver, el código asume las siguientes simplificaciones (Division of Risk Assessment and Special Projects, 2007a):

- El promedio de productos se considera igual al producto de promedios. Esta aproximación es razonable para la mayoría de flujos turbulentos debido al perfil plano en la mayor parte de la sección transversal del flujo.
- Se evalúan los flujos de calor entre fases del fluido y entre una de ellas y las paredes. No se tiene en cuenta la conductividad de la fase líquida o la transferencia de calor entre celdas.
- Solo se consideran esfuerzos cortantes sobre las paredes de los conductos y entre fases del fluido, no teniéndose en cuenta los cortantes entre flujos en celdas adyacentes.
- Excepto en los componentes PUMP, se desprecia el calentamiento del fluido por esfuerzos cortantes (viscosos).

El modelo anterior requiere ecuaciones constitutivas específicas para cada régimen de flujo, puesto que los mecanismos de transferencia que caracterizan las interacciones del fluido con las paredes y entre las fases dentro del mismo varían en cada topología del fluido bifásico. La identificación de los patrones se basa en la fracción de huecos, las velocidades de las fases y los caudales másicos.

Se consideran cuatro regímenes de flujo principales para flujo vertical, tres regímenes "burbujeantes" (burbuja dispersa, bala y *slug*) y un régimen anular/disperso. Además, para tuberías horizontales e inclinadas, donde existe la posibilidad de que a velocidades bajas se estratifique el flujo, está disponible el régimen estratificado suave. Los regímenes estratificado ondulado, *slug* y otros regímenes de transición, donde la naturaleza de la interfaz de dos fases no está claramente definida, se aproximan por interpolación entre los valores de los otros patrones. Cuando la temperatura de una superficie aumenta por encima del punto de Leidenfrost, la fase líquida no puede entrar en contacto con la superficie caliente, dando esto lugar a una serie de regímenes de flujo "invertidos", con la fase gaseosa en contacto con la pared. Para estas situaciones el código contempla tres patrones: flujo anular invertido, *slug* invertido y flujo disperso.

Para el cierre del modelo anterior se recurre a un conjunto de ecuaciones formado por ecuaciones de estado y correlaciones experimentales que corrigen los coeficientes de arrastre y de transferencia de calor interfaciales, teniendo en cuenta los niveles de líquido en las celdas computacionales.



TRACE dispone de dos esquemas numéricos para resolver las ecuaciones de flujo bifásicas. De estos esquemas, semi implícito o SETS, dependen los pasos de tiempo utilizados.

- El método Semiimplícito tiene una difusión numérica mínima, pero el paso de tiempo viene limitado por el límite material de Courant (C.W.Hirt, 1967). Esto implica que, entre dos pasos sucesivos de tiempo, el volumen de fluido que viaja con una cierta velocidad no atraviesa más de un nodo espacial en ese periodo de tiempo. La difusión numérica aumenta a medida que el paso de tiempo disminuye, acercándose al de un método completamente implícito o SETS.
- El método Stability Enhancing Two-Step o SETS tiene la ventaja de evitar los límites de Courant en los pasos de tiempo. Este esquema no puede asegurar estabilidad numérica, pero “suaviza” los resultados mediante el cálculo de pasos correctores o estabilizadores. Se trata del método recomendado ya que implica cálculos más rápidos y su imprecisión, resultado de superar el tiempo de paso máximo, se ve compensada por la estabilización de las variables que resuelve el sistema.

A partir de la definición de los componentes, el modelo del comportamiento del fluido y las condiciones iniciales y de contorno del fluido, el código calcula la fracción de huecos, velocidades y temperaturas de líquido y vapor, presión de vapor y de los gases incondensables y la temperatura de las estructuras de calor para cada celda del modelo y paso de tiempo.

#### **4.2.2. Modelos especiales**

TRACE5 amplía sus capacidades mediante modelos especiales cuya finalidad es mejorar la simulación de determinados fenómenos termohidráulicos que pueden darse durante los transitorios. A continuación, se presentan los modelos más destacados.

##### **4.2.2.1** *Modelo de flujo crítico (choke flow)*

En una rotura o en las válvulas de descarga atmosférica, el caudal puede alcanzar velocidades sónicas debido a la diferencia de presión entre el sistema y la contención, y adquirir condición de flujo crítico. En tales circunstancias, el caudal másico a través de la sección crítica es independiente de las condiciones aguas abajo, y queda limitado por el estado de estancamiento del flujo.

En este sentido, la capacidad de reproducir la evolución de un escenario tipo LOCA, en el que todos los parámetros termohidráulicos están estrechamente relacionados con la descarga de inventario, depende de la precisión para simular el flujo crítico a través de la rotura.

TRACE5 puede determinar la aparición de flujo crítico en componentes con cambios de área suaves empleando una nodalización suficientemente fina, sin embargo, la eficiencia computacional de esta técnica de modelado puede resultar deficiente. Además, en

componentes con cambios abruptos de área, la técnica puede predecir erróneamente la presencia de flujo crítico. Para solventar estas cuestiones, el código emplea modelos específicos que calculan las condiciones de flujo crítico en un borde de celda establecido por el usuario, en función de las condiciones del caudal: Para líquido subenfriado se utiliza una forma modificada del modelo de Burnell (Burnell, 1947), para flujo bifásico se aplica una extensión del modelo desarrollado por Trapp y Ransom (Trapp y Ransom, 1982) y para flujo monofásico vapor, el modelo se basa en la expansión isoentrópica de un gas ideal. La implementación de estos modelos en las simulaciones se efectúa mediante dos coeficientes, para flujo monofásico líquido y bifásico, respectivamente, introducidos por el usuario.

#### **4.2.2.2** *Modelo de pérdidas de carga*

El código permite la elección de diferentes correlaciones para el cómputo de las pérdidas de carga en los bordes de celda, adecuando el modelo de cálculo a cada región de la instalación. La tarjeta indicadora de estos modelos es NFF, para la cual existen las siguientes opciones:

NFF = 0 Considera un factor de fricción constante basado en un factor KFAC definido por el usuario.

NFF = 1 Aplica un coeficiente de arrastre para flujo homogéneo y un factor KFAC.

NFF = -1 Incorpora a la opción anterior un cálculo interno de pérdidas carga locales debidas a cambios abruptos de área.

NFF = -100 Tiene en cuenta únicamente un cálculo interno de pérdidas carga locales.

Las guías de modelado de PWRs con TRACE (Division of Safety Analysis Office of Nuclear Regulatory Research, 2012) recomiendan el uso por defecto de un factor NFF=1 o -1 en los bordes de celdas correspondientes a conductos de sección constante. Para interfaces donde se anticipe la obstrucción del flujo o en las que el área de paso cambia en un factor de más de dos, la opción de modelo de pérdida de carga más adecuada es NFF = 0 aunque exista un error de cálculo potencial al ignorar los efectos de la fricción, pues permite al usuario fijar un coeficiente de pérdidas KFAC.

#### **4.2.2.3** *Modelo offtake*

El modelo *offtake* tiene la funcionalidad de predecir el caudal y fracción de huecos en las uniones laterales de los conductos donde pueda formarse flujo estratificado, siendo por ello conveniente para la simulación de accidentes tipo LOCA en las ramas calientes y frías.

En estos escenarios, la ubicación exacta de la rotura, en la parte superior, inferior o en un lateral del conducto, condicionará la cantidad de refrigerante evacuada y la evolución del transitorio. En condiciones de flujo estratificado en las ramas, el modelo *offtake* corrige la calidad del caudal a través de la rotura que depende de si esta se localiza por

encima o por debajo de la interfase, tomando en consideración que, si se encuentra en la parte superior de la conducción, líquido de la interfase puede ser arrastrado hacia el orificio debido a la diferencia de presión aguas debajo de la rotura. Si por el contrario el plano de la rotura está sumergido, el refrigerante descargado consiste principalmente en líquido, aunque puede arrastrar vapor acumulado en la región superior (C. Smoglie, J. Reimann, 1986).

#### 4.2.2.4 Modelo CCFL

A caudales bifásicos bajos, la existencia de un campo gravitacional puede dar lugar a una diferencia significativa de velocidades para las dos fases, y es posible que el líquido fluya en sentido descendente mientras que la fase vapor, más ligera, fluya en sentido ascendente, dando lugar al fenómeno de flujo a contracorriente (CCF) (Bankoff y Lee 1985). Dado un caudal de vapor, existe un umbral de velocidad por encima del cual el caudal de líquido puede reducirse o interrumpirse por completo. Este fenómeno, conocido como limitación del flujo en contracorriente (CCFL), ha recibido especial atención en el campo del análisis de seguridad nuclear debido a su influencia en el comportamiento termohidráulico de los PWR durante un accidente con pérdida de refrigerante (LOCA), pudiendo impedir la refrigeración del núcleo u otros componentes del reactor (S. Al Issa, R. Macian, 2011). En estos escenarios la limitación de flujo tendrá lugar en secciones de entrada o salida de tubería determinadas dependiendo de la ubicación de la rotura, como son la placa superior del núcleo, la entrada o salida de las ramas, el *downcomer*, en los tubos en U de los generadores de vapor o en la *surge line*.

La predicción del límite de flujo a contracorriente (CCFL) está implementada en el código TRACE5 mediante el modelo de la ec.1:

$$H_g^{1/2} + mH_l^{1/2} = C \quad (1)$$

donde  $H_g$  y  $H_l$  son flujos adimensionales de líquido y vapor, y  $m$  y  $C$  son la pendiente y la constante de la correlación, respectivamente. El código permite emplear la ecuación anterior expresando los flujos en términos de la correlación de Wallis, dependiente del diámetro, la de Kutateladze, dependiente de la tensión superficial, o una interpolación de ambas (correlación de Bankoff). Tras seleccionarse un modelo, se definen los parámetros  $m$  y  $C$ , para los cuales el código implementa valores 1 por defecto en las formas de Wallis y Kutateladze y 1,07 y 0,0043, respectivamente, en la formulación de Bankoff. Múltiples trabajos han abordado el comportamiento del flujo a contracorriente, aportando recomendaciones para una simulación precisa del fenómeno, que se resumen en las guías de modelado del código (USNRC, 2012).

### 4.3. Modelos de las instalaciones

Los modelos de TRACE5 empleados en la presente tesis se han construido tratando de reproducir fielmente el comportamiento termohidráulico de ATLAS y LSTF. Con este propósito, el diseño de las instalaciones se ha adaptado a las opciones de modelado del código, prestando especial atención a las especificaciones técnicas de las instalaciones y a la nodalización de los modelos.

Los modelos de ambas instalaciones están compuestos por un sistema primario y uno secundario, y éstos, a su vez, constan de los siguientes subsistemas:

- Sistema primario:
  - Vasija, incluyendo los tubos guía y *bypasses*.
  - Ramas calientes y frías.
  - Tubos en U de los generadores de vapor.
  - Bombas de refrigeración.
  - Sellos del lazo.
  - Presionador, con válvulas de seguridad y alivio, y línea de descarga.
  - Sistemas de inyección de seguridad: HPIS, LPIS y acumuladores.
- Sistema secundario:
  - Generadores de vapor.
  - Sistemas de agua de alimentación principal (MFW, *Main Feedwater*) y auxiliar.
  - Líneas de vapor con las válvulas de seguridad (MSSV), alivio y de aislamiento de turbina (MSIV).

La Figura 9 y Figura 10 muestran los esquemas de la nodalización de ambos modelos, contruidos a partir de los componentes estándar que ofrece el código y el software SNAP. El modelo de la instalación ATLAS consta de 118 componentes hidráulicos (12 FILLs, 9 BREAKs, 70 PIPEs, 4 PUMPs, 1 PRIZER, 4 TEEs, 17 VALVEs y 1 VESSEL). Por su parte, el modelo de LSTF está compuesto por 81 componentes hidráulicos (7 BREAKs, 11 FILLs, 23 PIPEs, 2 PUMPs, 1 PRIZER, 22 TEEs, 14 VALVEs y 1 VESSEL).

Los modelos de ambas instalaciones presentan características comunes. Las vasijas están modeladas mediante un componente VESSEL-3D para permitir la simulación de fenómenos multidimensionales. Se trata del único componente de las instalaciones definido como tridimensional. Ambas vasijas incluyen un *downcomer* anular, *lower plenum*, un núcleo, *upper plenum* y *upper head*, sin embargo, su nodalización difiere entre ellas.

Los lazos, haces de tubos en U, líneas de inyección, acumuladores, así como los generadores de vapor, se han modelado mediante componentes PIPE. La rugosidad de la

pared establecida en todos ellos es de  $5E-5$  m, por considerarse un valor común en las tuberías de acero inoxidable.

En las instalaciones, los haces de tubos en U se componen de 176 tubos en ATLAS y 141 tubos en LSTF, distribuidos entre diferentes niveles, por lo que para simplificar los modelos los haces se agrupan en uno y tres componentes PIPE, respectivamente. Estas PIPEs conservan la temperatura a la entrada y la salida, la caída de presión y la transferencia de calor a través de la pared de los tubos originales.

Los componentes PUMP instalados en cada rama simulan las bombas de refrigeración, para las cuales se define su punto de funcionamiento nominal y curvas características.

El presionador se modela mediante un componente PRIZER, que se conecta a una rama caliente mediante una PIPE que representa a la *surge line*. En la parte superior del presionador se ubica una válvula de alivio y seguridad, modelada con componente VALVE, para el control de la presión del sistema primario.

Los sistemas de inyección de seguridad LPIS y HPIS de las instalaciones constan de bombas de inyección de seguridad. Estos elementos se incluyen en el modelo mediante componentes FILL, que definen el caudal inyectado por medio de tablas tiempo-caudal o presión-caudal.

Del mismo modo que en el sistema primario, se emplean componentes FILL y VALVE para simular los sistemas de agua de alimentación y las válvulas de alivio y seguridad de los generadores de vapor.

La potencia del núcleo se suministra mediante componentes tipo POWER, que transfieren la potencia al conjunto de varillas eléctricas modeladas con componentes HEAT STRUCTURE (HTSTR) cilíndricos. Cada estructura de calor representa al conjunto de calentadores localizados en un anillo y sector determinado de la vasija. El perfil de potencia axial y radial de las HTSTR se implementan en el componente POWER.

De manera análoga, las HTSTR pueden replicar los procesos de transferencia de calor a través de los haces de tubos en los generadores de vapor y las pérdidas de calor al medio ambiente. La transferencia de calor entre los sistemas primario y secundario se modela con tantas estructuras de calor como PIPEs representan a los haces de tubos en U en el modelo, asociando simultáneamente cada HTSTR a un conjunto de tubos y al evaporador del generador de vapor correspondiente.

Está constatado que las pérdidas de calor en las instalaciones experimentales son determinantes en el cómputo de la potencia neta del sistema, por lo que se hace necesario reproducirlas para simular correctamente transitorios en los que la circulación natural es un fenómeno termohidráulico relevante. Para ello, se emplean técnicas de modelado basadas en correlaciones experimentales y simulaciones de experimentos de efectos separados, orientadas a dimensionar las HTSTR y seleccionar los coeficientes de

transferencia de calor por convección que actúan como condición de contorno de la instalación (M. Lorduy-Alós et al., 2018).

Por otra parte, la simulación de caudales en circulación natural también precisa la reproducción de la resistencia total al flujo, característica de cada instalación. Las pérdidas de carga en los modelos se implementan mediante la opción del código NFF=1 (coeficiente de arrastre para flujo homogéneo) en todos los bordes de celda, a excepción de las secciones correspondientes a cambios abruptos de área o de dirección del flujo, donde se opta por establecer un factor de fricción constante (tarjeta NFF=0) y factores KFAC coherentes con la geometría modelada.

La limitación de flujo en contracorriente es un fenómeno particularmente importante en accidentes con pérdida de refrigerante en los LWR, lo que motiva la activación de modelos especiales del código para su simulación. A pesar de los numerosos trabajos desarrollados en este campo, algunos efectos de la geometría y de la escala de las instalaciones todavía carecen de explicación (Al Issa y Macian, 2011) (Kim y No, 2001). Por este motivo se han implementado correlaciones y coeficientes ya verificados por otros autores para cada instalación y escenario concreto (Freixa y Manera, 2012) (Freixa et al., 2017) (Kim y Choi, 2015) (Kim et al., 2015a) (Kim et al., 2015 b). La opción CCFL de TRACE5 se ha establecido en la placa superior del núcleo, a lo largo de las ramas calientes y en la entrada de los tubos en U, y en ATLAS, además, en la placa superior del *upper plenum*.

Trabajos previos relativos al análisis de accidentes LOCA en *test facilities* también han evidenciado la aparición de flujo crítico en la sección de rotura, y la relevancia del fenómeno en la evolución de todos los parámetros termohidráulicos. Este hecho justifica la implementación de modelos para la predicción del flujo crítico en las simulaciones de estos escenarios. En ATLAS, independientemente de las características de la unidad de rotura (tipo placa de borde afilado o tobera de borde redondeado) y de sus dimensiones, para la simulación de todos sus test se ha requerido emplear coeficientes de descarga en un amplio intervalo de valores, de 1 a 0,55 (Kim Y.S. y Choi K.Y., 2015) (Kim Y.S. et al., 2015a) (Kim Y.S. et al., 2015 b). Por su parte, la descarga en LSTF de caudal líquido monofásico se ha reproducido correctamente con coeficientes de valor igual a 1, mientras que la simulación flujo crítico bifásico ha implicado la evaluación de diferentes coeficientes (J. Freixa y A. Manera, 2012) (J. Freixa et al., 2017). La colección de experimentos simulados en la presente tesis trata escenarios tipo LOCA con roturas de diferente tamaño y ubicación. Las líneas de descarga no se han modelado explícitamente, sino que se simplifican a un pequeño componente PIPE unido al conducto en el que se ubica la rotura mediante una unión tipo *crossflow*, un componente VALVE y un componente BREAK (Oussoren et al., 2017). Para simular un caudal descargado coherente con los datos experimentales de cada test, los modelos de predicción de flujo crítico (modelo de Burnell para flujo monofásico líquido y modelo de Ransom y Trapp para flujo bifásico) se implementan en la sección crítica de rotura, lo que ha requerido su estimación a partir de análisis de sensibilidad respaldados por los trabajos anteriores.

La Tabla 10 presenta los coeficientes para flujo monofásico y bifásico establecidos en cada escenario.

**Tabla 10: Coeficientes de descarga implementados en los modelos de TRACE5.**

Experimento	Tipo rotura	Coef. Líq.	Coef. Bif.	Coef. Líq.	Coef. Bif.
		ATLAS	ATLAS	LSTF	LSTF
1% SBLOCA rama fría	Tobera	1,5	1,5	1	1,2
13% IBLOCA rama fría	Tobera	0,9	0,8	1	1
1% SBLOCA <i>upper head</i>	Placa	1	0,9	0,95	1

Las instalaciones experimentales se encuentran altamente instrumentadas para la medición de temperaturas, presiones estática y diferencial, caudales o nivel de líquido. En los modelos de TRACE5 esta función se realiza mediante componentes SIGNAL VARIABLE. Además, para controlar los sistemas de seguridad y establecer las medidas de gestión de accidentes las señales se procesan con componentes CONTROL BLOCK y TRIP.

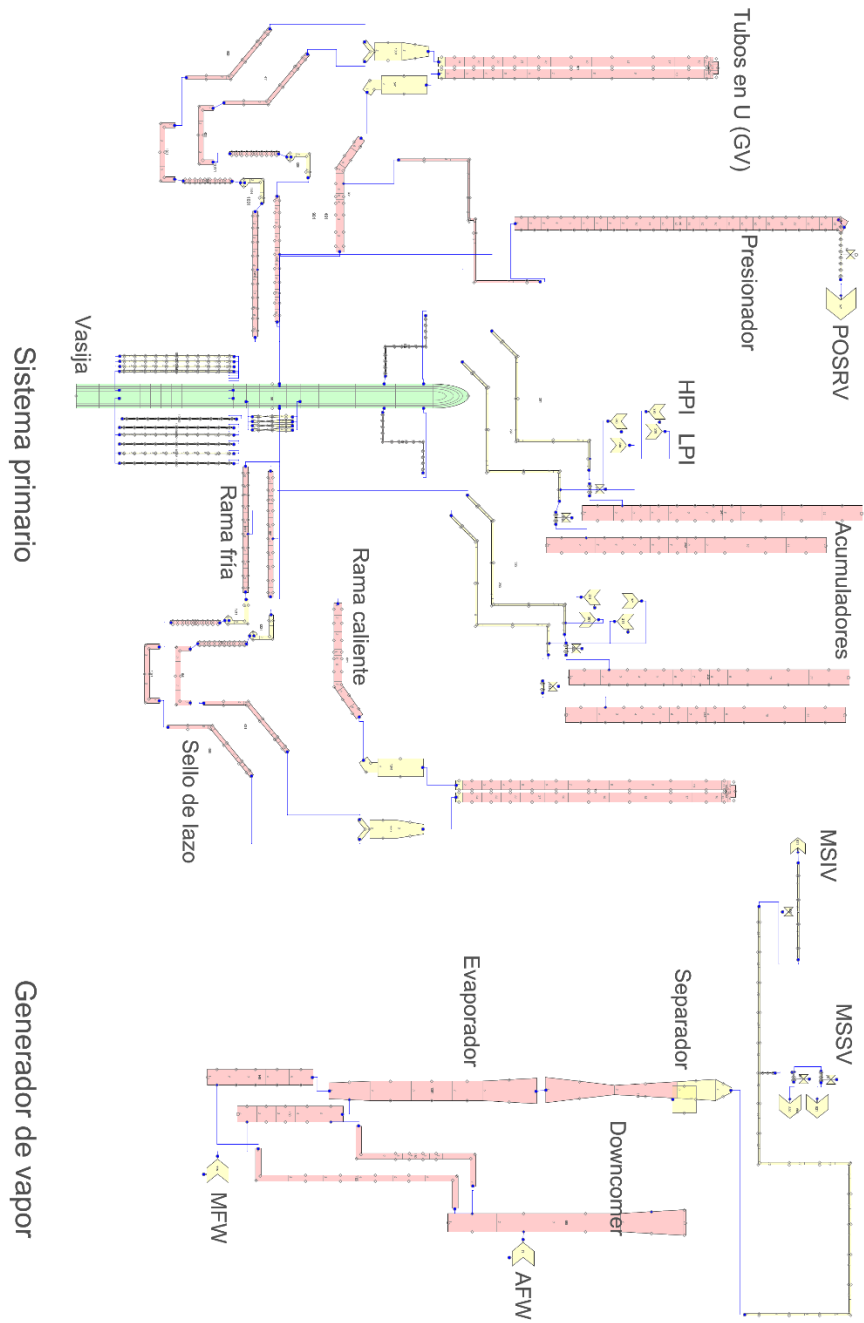


Figura 9: Nodalización de la instalación ATLAS.



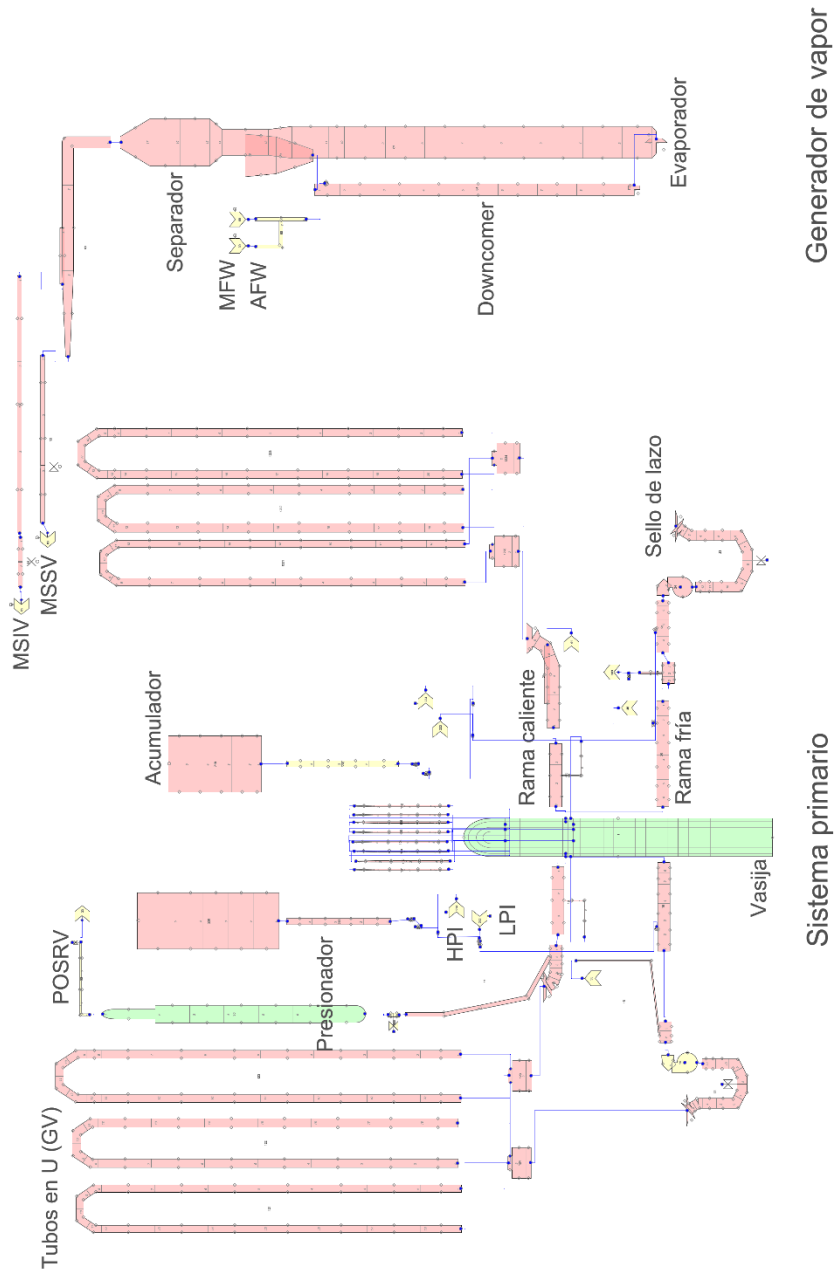


Figura 10: Nodalización de la instalación LSTF.

#### 4.3.1. Modelos de vasija

El componente VESSEL 3D que modela la vasija de la instalación ATLAS se ha nodalizado en 26 niveles axiales, 6 sectores azimutales y 5 anillos radiales. El diseño de la vasija se completa con la conexión de componentes PIPE que representan los tubos guía de las barras de control y los *bypasses upper head - downcomer* y *downcomer - rama caliente*.

Se opta por una distribución azimutal en 6 sectores para la conexión simétrica, en un mismo nivel, de las dos ramas calientes y cuatro frías, una por sector. La división en cinco anillos radiales permite destinar los cuatro anillos interiores al modelado de tres grupos de potencia y el blindaje del núcleo y el anillo exterior al *downcomer*. La distribución en 26 niveles facilita la caracterización del flujo a través de las secciones axiales de la vasija según las áreas de paso definidas por las estructuras internas: varillas del núcleo, las placas y los sistemas de soporte. Conforme a esta nodalización las diferentes regiones de la vasija se disponen como sigue:

- El *downcomer* abarca el quinto anillo de la vasija, entre los niveles 1 y 24.
- El *lower plenum* comprende los niveles 1 y 2 de los cuatro anillos internos de la vasija.
- El núcleo está definido en los 162 nodos dispuestos en los tres anillos centrales, entre los niveles 3 y 13. El nivel 14 corresponde a nodos del núcleo inactivo. Envolviendo esta región, se destina el cuarto anillo al modelado del deflector.
- El *upper plenum* ocupa los niveles 16 a 18. En el nivel 16 de esta región se conectan los *bypass* de las ramas calientes y en el nivel 17, los lazos del sistema primario.
- El *upper head* se encuentra comprendido entre los niveles 19 y 25.

La vasija de la instalación LSTF se ha modelado mediante un componente VESSEL 3D nodalizado en 20 niveles axiales, 4 sectores azimutales y 4 anillos radiales.

La diferente discretización respecto a la considerada para el modelo de ATLAS responde a las distintas configuraciones de cada una de las instalaciones. Así pues, el componente se divide en 4 sectores azimutales para la conexión simétrica de las dos ramas calientes y frías en un mismo nivel. La distribución radial en 4 anillos permite destinar los tres interiores al modelado del núcleo y el anillo exterior al *downcomer*. La nodalización de la vasija en 20 niveles es suficiente para modelar con precisión el flujo axial a través del componente y la distribución de potencia del núcleo en forma de coseno. Adicionalmente, dado el espesor de las placas de soporte del núcleo, dos niveles del componente VESSEL (los niveles 12 y 17) se destinan al modelado de estas estructuras. De acuerdo con esta nodalización, las regiones de la vasija se disponen del siguiente modo:

- El *lower plenum* incluye los niveles 1 y 2 del componente 3-D VESSEL.
- El núcleo de la vasija, donde se encuentran los elementos combustibles, se define entre los niveles 3 y 11 y en los tres anillos interiores, representando cada anillo un grupo de potencia.
- El *upper plenum* se encuentra desde el nivel 13 hasta el 16. Las uniones de los lazos a la vasija se localizan en el nivel 16 de esta región, las ramas calientes se conectan al anillo 3 y las frías al anillo 4.
- El *upper head* comprende los niveles 18 hasta el 20.
- El *downcomer* está representado por el anillo exterior de la vasija entre los niveles 1 y 17.

Además, el modelo de vasija de LSTF presenta dos técnicas de modelado para la simulación de *bypasses*. Los *bypass upper head - downcomer* se modelan mediante la definición de su diámetro hidráulico y área de paso de caudal en la cara común entre dos nodos de la vasija. Los *bypasses* entre las ramas calientes y el *downcomer* están representados por el tramo lateral de los componentes TEE que modelan dichas ramas.

#### 4.3.2. Efecto de las pérdidas de calor

Las instalaciones experimentales suelen caracterizarse por tener una gran superficie de contacto con el refrigerante en relación con su volumen (Condie et al., 1987). Esto supone el almacenamiento de energía en las estructuras metálicas durante los transitorios prolongados y, por otra parte, pérdidas de calor elevadas. Esta última cuestión es un aspecto determinante de los experimentos ejecutados en ATLAS dada su reducida escala, tanto en volumen como en altura. Este hecho motivó la realización de pruebas de efecto separado para caracterizar el proceso térmico y establecer las ecuaciones empíricas (2), (3) y (4) que estimasen las pérdidas de calor de la instalación en función de la temperatura del fluido (KAERI, 2018). Dichas pruebas permitieron evaluar las pérdidas de calor en el sistema primario, en el sistema secundario y en el presionador. No obstante, pueden resultar inadecuadas para el análisis del fenómeno y su repercusión, en determinados escenarios. Primero, por no distinguir las pérdidas de calor de los componentes de un mismo sistema, tales como las pérdidas en la vasija y en las ramas. Y, en segundo lugar, por tratarse de correlaciones verificadas para temperaturas del agua muy inferiores a las que se alcanzan en los escenarios accidentales.

$$q_{loss,prim} = 0.091 \cdot (T_w - T_{atm})^{\frac{5}{4}} \quad (2)$$

$$q_{loss,sec} = 0.00077 \cdot (T_w - T_{atm})^{1.8843} \quad (3)$$

$$q_{loss,presurizer} = 0.00227 \cdot (T_w - T_{atm})^{1.53} \quad (4)$$

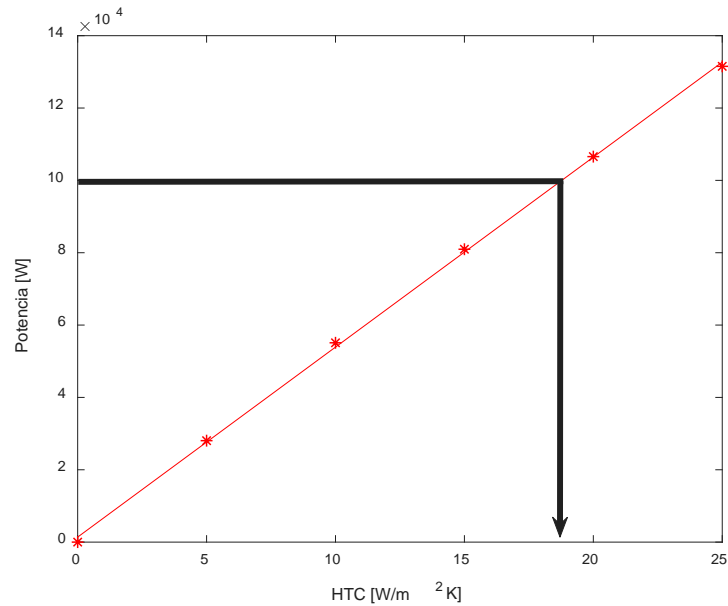
donde,  $q$  son las pérdidas de calor (kW), y  $T_w$  y  $T_{atm}$  las temperaturas de pared y ambiente, respectivamente (K).

La técnica de modelado preferible para la evaluación de las pérdidas de calor con un código termohidráulico aplica coeficientes de convección (HTC, *Heat Transfer Coefficient*) variables dependientes de la temperatura en cada componente de la instalación. Sin embargo, dada la escasa información disponible para implementar una evaluación precisa de pérdidas de calor en el modelo de TRACE5, se opta por una técnica alternativa en la que se selecciona un HTC representativo.

La metodología seguida para el modelado de las pérdidas de calor en ATLAS se vale de las condiciones iniciales estacionarias de sus test [CI], similares en todos ellos, donde la temperatura del refrigerante es asimilable a la temperatura media de los transitorios. Concretamente, la potencia del núcleo se fija a 1,64 MW, la presión a 15,5 MPa y el caudal en circulación natural que se establece en cada lazo es de 4 kg/s. En este escenario, la temperatura media en los lazos es 570 K y, según la ecuación empírica (7), las pérdidas de calor en el sistema primario ascienden a 100 kW.

La estimación de un único coeficiente de transferencia de calor para modelar las pérdidas del sistema primario al medio ambiente se ha llevado a cabo mediante una serie de simulaciones de estado estacionario, seis en total. En cada simulación, en las que previamente se fijan las condiciones CI mencionadas, se establece un coeficiente de transferencia de calor, de 0 a 25 W/m<sup>2</sup>K, en las ramas calientes y frías y en la vasija (Kakaç y Yener, 1995). Igualmente, se imponen las condiciones de contorno en el sistema secundario mediante componentes FILL y BREAK, de modo que al quedar fijados el inventario, presión y temperatura en los generadores de vapor, las pérdidas de calor en el sistema secundario no afectan la transferencia de calor a través de los tubos en U. Por consiguiente, las pérdidas de calor del secundario únicamente modifican la eficiencia de la producción de vapor y no influyen en el caudal de circulación natural en los lazos del sistema primario. Además, dada la posición aislada del presionador, sus pérdidas de calor no tienen efectos significativos sobre dicho caudal. Partiendo de estas premisas es posible analizar las pérdidas de calor en el sistema primario de manera independiente.

Como se muestra en la Figura 11, los resultados de las seis simulaciones reproducen una correlación lineal entre el HTC y las pérdidas de calor calculadas por el código. La correlación HTC-Pérdidas de calor proporciona un HTC de 18 W/m<sup>2</sup>K para generar las pérdidas calculadas por la ecuación empírica (100 kW).



**Figura 11: Correlación HTC-Pérdidas de calor en el modelo de ATLAS.**

La potencia térmica neta determina las propiedades termodinámicas del agua y, en consecuencia, el caudal de circulación natural del circuito. Además, la cronología de los eventos durante un transitorio también depende de las pérdidas de calor en otras ubicaciones de la instalación, como el sistema secundario o el presionador. Por ello, esta estimación debe tomarse como un punto de partida para un ajuste más preciso de los HTC de todos los componentes.

La correcta simulación de la circulación natural es un indicador de la capacidad del modelo de una instalación para reproducir escenarios tipo *station blackout* o SBLOCA, donde el fenómeno es determinante en la evolución del transitorio. Para valorar la adecuación de los modelos se puede plantear la simulación de los experimentos que se ejecutan en las instalaciones para caracterizar la circulación natural, sin embargo, esta alternativa resulta ineficaz debido a la falta de información relativa a la ejecución de estos experimentos y la complejidad que presentan. En su lugar, una metodología eficaz resulta la determinación de correlaciones entre parámetros relativos a la circulación natural.

La relación entre la potencia térmica neta  $Q$  en un PWR o en una ITF y el caudal que se establece en los lazos en condiciones de circulación natural  $G$  puede definirse como una función potencial:

$$G = aQ^m \quad (5)$$

donde  $a$  es una constante característica del sistema y  $m$  es dependiente de las pérdidas de carga locales, de fricción y el régimen de flujo.

Los estudios analíticos y experimentales destinados a definir esta correlación para diversas instalaciones han concluido índices similares. Zvirin (1982) e Ishii y Kataoka (1983) dedujeron en sus trabajos de modelado de flujo estacionario en circulación natural la correlación  $G \sim Q^{1/3}$ . Vijajan (2002), y junto otros autores (2007), formula una expresión en la que ambos parámetros son dependientes del régimen de flujo y, conforme a ese modelo, Swapnalee y Vijajajn, (2011) propusieron una ecuación generalizada correlacionando caudal y potencia mediante los números de Reynolds ( $Re$ ) y Grashof ( $Gr$ ), en la que  $m$  toma un valor igual a 0,5 para flujo laminar y 0,364 para turbulento. Los experimentos del Nuclear Power Institute of China (NPIC) (Yang, 1999) y del Regional Energy Research Institute for Next Generation (RERI) (Jang, 2011) proporcionaron un índice  $m$  de valores 0,4777 y 0,4053, logrados a partir de la modulación de la potencia de calefacción en sus respectivas instalaciones. Trabajos recientes analizan la influencia de otros parámetros en la correlación. Lei et al., (2017) estudian el efecto de las pérdidas de carga locales a la entrada de la fuente de calor y Tan et al., (2009) la influencia el movimiento oscilatorio en el caudal de circulación natural monofásico y la transferencia de calor.

En cambio, la geometría particular de las instalaciones, evaluada con el coeficiente  $a$  de la correlación, comporta discrepancias de caudal másico para una potencia dada. La Tabla 11 presenta las correlaciones empíricas desarrolladas en estos trabajos.

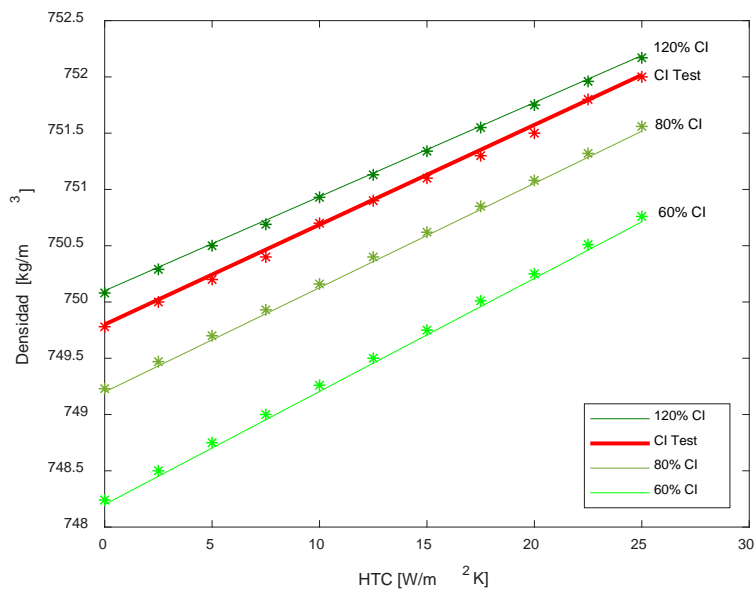
**Tabla 11: Correlaciones Potencia-Caudal.**

Autor	Correlación
Ishii	$G \sim Q^{1/3}$
Swapnalee	$Re = 1,956 [Gr/N_G]^{0,364}$
NPIC	$G = 0,105 Q^{0,405}$
RERI	$G = 0,0352 Q^{0,4777}$
Lei	$G = 0,4274 Q^{0,3674}$

Como parte de la verificación del modelo de TRACE5 empleado para ATLAS, se ha estudiado la correlación entre la potencia neta y el caudal de circulación natural. Las simulaciones de escenarios prolongados, como los accidentes tipo SBO, demuestran la importancia de evaluar las pérdidas de calor, lo que ha motivado introducir el efecto del fenómeno en la correlación. En la expresión (6), la potencia térmica neta se calcula como la diferencia entre la potencia suministrada desde el núcleo (en las condiciones iniciales estacionarias CI de los test) y las pérdidas de calor a través en los lazos.

$$G \sim (Q - q_{loss})^m = (Q_n)^m \quad (6)$$

Como es previsible, las pérdidas de calor reducen la potencia neta de sistema y, por tanto, las propiedades termodinámicas del refrigerante varían. La Figura 12 muestra cómo el aumento de los HTC incrementa la densidad en circuito, medida a la entrada de la vasija. Este comportamiento ocurre independientemente de la potencia del núcleo, por lo que se replica al modular la potencia suministrada al 60%, 80% y 120%.



**Figura 12: Relación HTC-Densidad para distintas potencias.**

Dependiendo del coeficiente de transferencia de calor implementado y del caudal másico que se establece en los lazos, el código calcula las pérdidas de calor a través de las paredes de los conductos originadas en cada escenario. A partir de estos parámetros, se

construye la correlación entre la potencia neta (la mitad de la potencia del núcleo menos las pérdidas de calor) y el caudal másico en un lazo  $G \sim (Q - q_{\text{loss}})^m$ .

Este procedimiento se repite modulando la potencia del núcleo para que sea 60%, 80% y 120% de la potencia suministrada en CI, a fin de verificar la metodología para caracterizar la correlación potencia-caudal en un intervalo de potencia más amplio.

El ajuste de los datos a una función potencial da lugar a una correlación con coeficiente  $a$  igual a 0,3815 y un índice de potencia  $m$  igual a 0,3518, siendo el coeficiente de determinación R-cuadrado igual a 0,998. Dicho índice resulta coherente con las correlaciones analíticas y experimentales presentadas en la Tabla 11.

La Figura 13 muestra los datos empleados para construir el modelo y su ajuste.

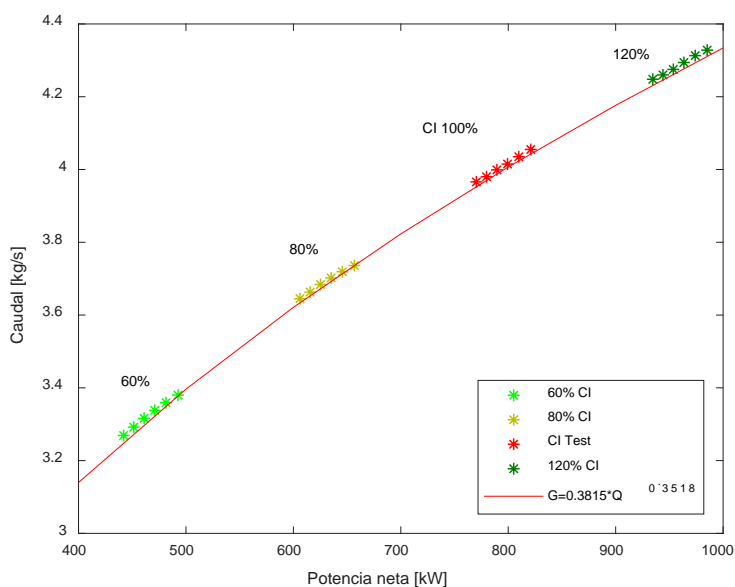


Figura 13: Correlación Potencia neta-Caudal en el modelo de ATLAS.

De acuerdo con el ajuste obtenido, se puede aceptar la metodología seguida para definir la correlación potencia-caudal másico, resultando esta última similar las establecidas empíricamente en otras instalaciones.



# Capítulo 5

## Análisis aplicado al escalado

Pese a la relevante contribución que suponen los experimentos en ITFs al campo de la seguridad nuclear, en ocasiones se cuestiona la validez de sus resultados para reproducir el comportamiento de sus centrales de referencia. Esto motiva el interés en la ejecución de experimentos similares y *counterpart* entre instalaciones, que contribuyen a abordar la problemática del escalado, así como demostrar la adecuación de los códigos para predecir una respuesta realista de los sistemas.

El capítulo 5 presenta las metodologías empleadas para el análisis de tres experimentos *counterpart* entre las instalaciones ATLAS y LSTF. En primer lugar, se describe el procedimiento seguido para el diseño de los test en el que, a partir de las condiciones iniciales y de contorno de los experimentos en LSTF, se establecen las correspondientes en ATLAS. Seguidamente se describen los experimentos y las estrategias aplicadas en capítulos posteriores para su análisis.

### 5.1. Escalado de condiciones para test *counterpart* LSTF/ATLAS

El diseño de ATLAS y LSTF parte de diferentes reactores de referencia y leyes de semejanza, por lo que los experimentos *counterpart* comunes deben estar basados en un análisis de escala entre ambas instalaciones. Adicionalmente, se considera si la diferencia de alturas, uno de los principales focos de distorsión, es un aspecto limitante en términos de escalabilidad de resultados en cada escenario objeto de estudio.

En comparación con una instalación de altura completa y una gran relación de escala volumétrica, las instalaciones de altura reducida que tienen proporciones más cercanas al prototipo pueden preservar mejor los regímenes de flujo y los fenómenos

multidimensionales en la vasija del reactor. Por el contrario, la preservación de fenómenos locales como el flujo de calor crítico, el estancamiento del flujo o la reinundación del núcleo pueden resultar difíciles debido a su dependencia de la altura de los componentes. No obstante, la distorsión de estos fenómenos, consecuencia del escalado en altura, no es significativa en comparación con la originada por deficiencias en el escalado de las condiciones iniciales y de contorno de los test (Song, 2006).

Al establecer un escalado *Power-to-Volume* manteniendo la altura completa del reactor de referencia, una instalación modelo preserva las escalas temporales. En cambio, las instalaciones que adoptan un diseño de altura reducida dan lugar a la distorsión temporal, avanzando la cronología de los principales eventos de los transitorios. Este hecho ha llevado a considerar las instalaciones experimentales de altura reducida apropiadas para la ejecución transitorios lentos y prolongados, como escenarios SBLOCA, donde sea posible preservar convenientemente la fenomenología. La aceleración temporal de los eventos también puede ser útil para simular transitorios operacionales de larga duración en los que estén involucrados sistemas de refrigeración pasivos (Peterson et al., 1998). Asimismo, la energía almacenada en las estructuras internas de los componentes y las pérdidas de calor tienen un fuerte impacto en las instalaciones de altura reducida y contribuyen, aunque con efecto contrario, a la distorsión temporal.

Para establecer las condiciones iniciales y de contorno de un test *counterpart* en el que una instalación toma la función de sistema prototipo y la otra la de modelo, se requiere:

- Determinar las leyes de semejanza más apropiadas para relacionar el comportamiento termohidráulico de las ITF.
- Comparar las instalaciones desde una perspectiva geométrica de modo que se empleen los parámetros considerados más relevantes para definir unas ratios de escalado.
- Seguir una metodología para verificar las condiciones establecidas.

La diferencia de altura entre las instalaciones, y su modo de operación tras el disparo del reactor en escenarios accidentales, hacen de los criterios de semejanza para flujo bifásico en circulación natural obtenidas en (Ishii y Kataoka, 1983) los más indicados para el análisis de los transitorios *counterpart*. Estas leyes de semejanza se obtienen a partir de los efectos integrales de las ecuaciones de equilibrio para flujo bifásico en un circuito cerrado y la formulación de deslizamiento entre fases o drift flux desarrollado en (Ishii y Zuber, 1970) e (Ishii y Jones, 1976). De esta forma, el modelo prioriza la respuesta de toda la mezcla en lugar de las dos fases por separado. Aplicando la técnica de pequeñas perturbaciones al modelo normalizado, se calcula la respuesta local de las principales variables, a partir de la cuales se obtienen los efectos integrales y los parámetros de similitud que se listan a continuación.

Número de cambio de fase  $N_{pch} = \frac{4\delta_0 q_0 l_0}{du_0 \Delta h_{fg} \rho_f \rho_g} \frac{\Delta \rho}{\rho_g}$

Número drift flux  $N_d = \frac{v_{gj}}{u_0}$

Relación de densidades  $N_\rho = \frac{\rho_g}{\rho_f}$

Número de Froude  $N_{Fr} = \frac{u_0^2}{g l_0 <a_0> \Delta \rho} \frac{\rho_f}{\rho_g}$

Número de fricción  $N_f = \frac{f l}{d} \frac{1+x(\Delta\rho/\rho_g)}{[1+x(\Delta\mu/\mu_g)]^{1/4}} \left(\frac{A_0}{A_i}\right)^2$

Número de orificios  $N_0 = K[1 + x^{3/2}(\Delta\rho/\rho_g)] \left(\frac{A_0}{A_i}\right)^2$

Número de subenfriado  $N_{sub} = \frac{\Delta H_{sub} \Delta \rho}{\Delta h_{fg} \rho_g}$

Número de critical heat flux  $N_q = \frac{q_c}{\delta q_{so}}$

Relación de tiempo  $N_t = \frac{\alpha_s}{\delta^2} \left(\frac{l_0}{u_0}\right)_i$

Número de fuente de calor  $Q_{si} = \frac{q_{si} l_0 C_p}{\rho_{si} C_{psi} u_0 \Delta H_{sub}}$

Con esto, la similitud entre los procesos en una instalación prototipo y una modelo se puede lograr si los grupos adimensionales derivados de los criterios de semejanza (Zuber, Subenfriamiento, Froude, Flujo de deriva, Fricción, Orificio, Tiempo e Inercia térmica) son los mismos en ambos sistemas.

En el caso particular de que ambas instalaciones operen con el mismo fluido en condiciones de igual presión y temperatura puede considerarse que las propiedades del fluido son equivalentes en ambos sistemas.

$$\rho_R = \rho_{gR} = C_{pR} = k_R = \mu_R = \mu_{gR} = \Delta H_{fgR} = 1 \quad (7)$$

Bajo esta condición, el criterio de similitud para el número de Froude queda simplificado como:

$$(N_{Fr})_R = \frac{u_R^2}{l_R} = 1 \quad (8)$$

y

$$u_R = \sqrt{l_R} \quad (9)$$

El criterio de semejanza para el número de cambio de fase (Número de Zuber) resulta:

$$(N_{pch})_R = \frac{\delta_R q_R l_R}{d_R u_R} = 1 \quad (10)$$

Esto implicaría que:

$$\frac{\delta_R}{d_R} = 1 \quad (11)$$

La relación anterior no se cumple para la mayoría de los componentes entre ATLAS y LSTF y como consecuencia, se distorsionarán los fenómenos influenciados por la profundidad de conducción ( $\delta$ ). En concreto, a partir de las especificaciones técnicas de ambas instalaciones, el cociente  $\delta_R/d_R$  es igual a 0,64 en las ramas calientes, 0,73 en las ramas frías y 1,3 en el downcomer de la vasija. Por otra parte:

$$\frac{q_R l_R}{u_R} = 1 \quad (12)$$

y

$$q_R = \frac{u_R}{l_R} = \frac{1}{\sqrt{l_R}} \quad (13)$$

El número de razón de tiempo proporciona la relación cronológica de los fenómenos en cada sección  $i$ -ésima de la instalación:

$$(N_t)_{R,i} = \left( \frac{l_R}{u_R} \right)_i = \sqrt{l_R} \quad (14)$$

Hasta la fecha, las condiciones iniciales y de contorno para los experimentos en ATLAS concebidos como *counterpart* de otros test previos en LSTF se han establecido a partir de una misma estrategia. En primer lugar, se compararon los parámetros geométricos de los diversos componentes de las instalaciones, atendiendo a su longitud, área y volumen. Entre ellos, se seleccionaron dos parámetros independientes considerados fundamentales, la longitud efectiva de calentamiento del núcleo y el inventario del sistema primario. Por consiguiente, las ratios o proporciones de escala de longitud ( $l_R$ ) y volumen ( $l_R d_R^2$ ) se definieron como 0,52 y 0,20, respectivamente. A partir de estos valores se determinó el conjunto de ratios de escalado restante, relativas a potencia, caudal o tiempo, listados en la Tabla 12.

**Tabla 12: Ratios de escalado en test *counterpart* LSTF/ATLAS.**

Parámetro	Ratio de escalado		Descripción
Longitud	$l_R$	<b>0,52</b>	Altura efectiva del núcleo
Volumen	$l_R d_R^2$	<b>0,2</b>	Inventario del sistema primario
Área	$d_R^2$	0,38	Puede diferir para cada componente
Diámetro	$d_R$	0,62	Puede diferir para cada componente
Temperatura	$T_R$	1	Igual temperatura
Presión	$P_R$	1	Igual presión
Potencia	$l_R^{1/2} d_R^2$	0,28	Limitada a 1,6 MW en ATLAS
Potencia/Volumen	$l_R^{-1/2}$	1,39	Basada en 2,8 MW
Velocidad	$l_R^{1/2}$	0,72	Determinada por ratios de escalado
Caudal	$l_R^{1/2} d_R^2$	0,28	Determinada por la potencia
Tiempo	$l_R^{1/2}$	0,72	Distorsión temporal

Las condiciones iniciales y de contorno de los test *counterpart* en ATLAS se calcularon aplicando las ratios anteriores a los resultados de las pruebas en LSTF, validándolas mediante simulaciones con un código termohidráulico previamente a la ejecución del experimento. La Figura 14 presenta un esquema de la metodología seguida.

### 1. Estudio y comparación de instalaciones

- Volumen: Vasija, sistema primario, total
- Área: Núcleo, ramas, superficie calefactada
- Altura: Vasija, lazos, núcleo

### 2. Selección de parámetros

- Altura de núcleo activo  $l_R$
- Inventario del sistema primario  $l_R d_R^2$

### 3. Determinación de parámetros globales de escalado

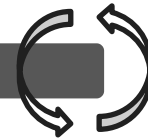
- Área
- Potencia
- Caudal, velocidad, tiempo

### 4. Escalado de condiciones iniciales y de contorno

- Condiciones de presión y temperatura
- Caudal de sistemas de refrigeración del núcleo
- Diseño de rotura y caudal

### 5. Simulación con código termohidráulico

- Verificación de condiciones



### CONFIRMACIÓN DE CONDICIONES DEL TEST COUNTERPART

---

**Figura 14: Metodología de diseño de test counterpart.**

## 5.2. Descripción de experimentos

### 5.2.1. 1% SBLOCA Rama fría

Los experimentos A5.1 en el Proyecto OECD/ATLAS (Park, 2017) y SB-CL-32 del Programa *Rig of Safety Assessment-V* (ROSA-V) (T. Takeda, 2014) corresponden al primero de una serie de escenarios *counterpart* entre las instalaciones ATLAS y LSTF. Dichos experimentos reproducen un SBLOCA en una rama fría, con un tamaño de rotura equivalente al 1% de su área en las respectivas instalaciones. Como medidas de gestión de este accidente se procede a la despresurización manual de los generadores de vapor seguida de la intervención del sistema de alimentación auxiliar y la inyección de los acumuladores y del sistema LPIS.

El test SB-CL-32 se realizó en la instalación LSTF el 28 de mayo de 1996, con los objetivos de investigar los principales fenómenos termohidráulicos originados por el accidente (rotura de sello de lazos y calentamiento del núcleo) y estudiar la eficacia de las medidas para la refrigeración de la instalación. Además, se previó emplear sus resultados para definir las condiciones de experimentos *counterpart* en otras ITFs como ATLAS o PKL (H.S. Park et al., 2011).

Así pues, el 12 de junio de 2015 se llevó a cabo el experimento *counterpart* en la instalación ATLAS a fin de abordar el estudio de problemas de escala y contribuir a la verificación del diseño y características de ATLAS para su uso en el análisis de seguridad de accidentes SBLOCA.

El test inicia con la apertura de la válvula que simula la rotura y la consecuente pérdida de refrigerante. La despresurización inicial induce una señal de SCRAM que activa la curva de caída de potencia, para las bombas y aísla la instalación cerrando las válvulas principales de las líneas de vapor (MSIV) y alimentación de agua. Con el propósito de mitigar el impacto del accidente, 634 s después de la rotura se abren las válvulas de alivio de los generadores de vapor de LSTF, de modo que la despresurización mantenga una tasa de refrigeración de 200 K/h en el sistema primario. De acuerdo con las ratios de escalado entre las instalaciones, esta misma medida se toma en ATLAS a los 456 s después del inicio del experimento para inducir una refrigeración de 279 K/h. Simultáneamente a la despresurización comienza la inyección del sistema de alimentación en el generador de vapor conectado al lazo sin presionador, y con unos segundos de retardo en el otro generador de vapor. La despresurización permite la actuación de los acumuladores y del sistema de inyección de baja presión. La cantidad de refrigerante proporcionada por los acumuladores de LSTF está determinada por el nivel nominal de líquido de los tanques. Sin embargo, debido a que su caudal mostró una evolución fluctuante, el caudal equivalente en el Test A5.1 en ATLAS se inyectó mediante bombas. Con este fin, el caudal de LSTF se escaló y ajustó para conservar la tendencia general de la inyección. El experimento se da por finalizado tras 20 minutos de funcionamiento del sistema LPIS en la instalación ATLAS y un tiempo equivalente

en LSTF. La Tabla 13 presenta la secuencia de los principales eventos que tienen lugar durante el experimento.

**Tabla 13: Eventos y señales 1% SBLOCA rama fría.**

<b>Evento</b>	<b>Señal</b>
Rotura	Tiempo = 0 s
Señal de SCRAM	$P_{\text{Prim}} < 12,97 \text{ MPa}$
Parada de bombas	Señal de SCRAM
Inicio de curva de caída de potencia	Señal de SCRAM
Cierre de las MSIVs	Señal de SCRAM
Fin de la MFW	Señal de SCRAM
Despresurización SGs (AM)	$t_{\text{AM(ATLAS)}} = 456 \text{ s}$ $t_{\text{AM(LSTF)}} = 634 \text{ s}$
Inyección sistema auxiliar en lazo sin PRZ	$t_{\text{AM}}$
Inyección sistema auxiliar en lazo con PRZ	$t_{\text{AM}} + \text{retardo}$
Inyección acumuladores	$P_{\text{Prim}} < 4,51 \text{ MPa}$
Inyección LPIS	$P_{\text{Prim}} < 1,2 \text{ MPa}$
Final del test	$t_{\text{Fin(ATLAS)}} = 2279 \text{ s}$ $t_{\text{Fin(LSTF)}} = 3000 \text{ s}$

Para realizar los experimentos se instaló una unidad de rotura en el lazo sin presionador. El orificio, montado horizontalmente aguas abajo de la bomba de refrigeración, es de 10,1 mm de diámetro interior en LSTF y 5,41 mm en ATLAS, correspondiendo con un área igual al 1% de la del lazo. La Figura 15 muestra los esquemas de ambas unidades de rotura.



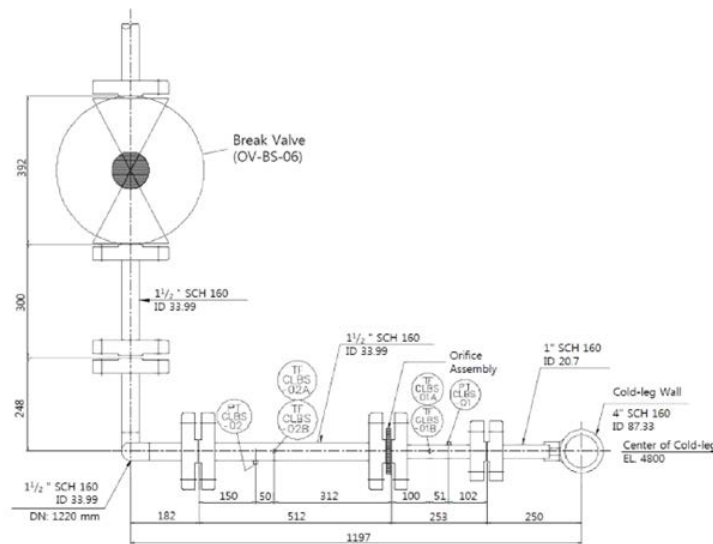
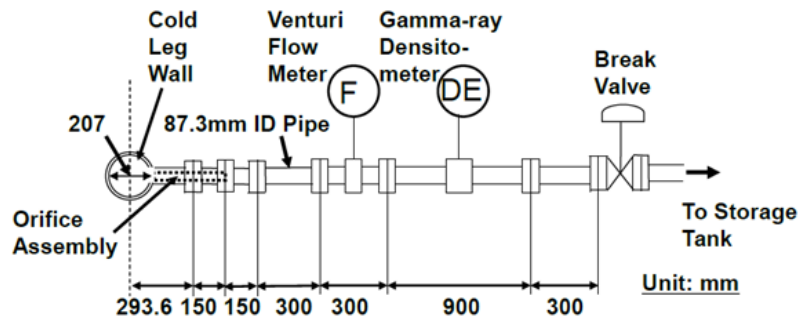


Figura 15: Esquemas de unidad de rotura para 1% SBLOCA.

### 5.2.2. 13% IBLOCA Rama fría

Los accidentes con pérdida de refrigerante (LOCA) provocados por una rotura en la barrera de presión de un reactor o debidos a un fallo en una válvula de aislamiento son una de las principales contingencias contempladas en la evaluación de riesgos de los reactores de agua ligera (LWR). Se ha demostrado que el tipo, la ubicación y la probabilidad de que ocurra una rotura dependen del tamaño de las tuberías. Concretamente, su probabilidad es mayor en tuberías pequeñas, por lo que una rotura completa de una línea del sistema de emergencia de refrigeración del núcleo (ECCS) o de un bypass es más plausible que una doble rotura en guillotina de una tubería principal como una rama caliente o fría (Takeda et al., 2012). Las roturas pequeñas, *Small Break*

LOCA (SBLOCA), y grandes, *Large Break* LOCA (LBLOCA), se han analizado exhaustivamente mediante numerosos experimentos en las *test facilities*, sin embargo, los datos sobre las roturas intermedias (IBLOCA) son muy limitados a pesar de que las respuestas termohidráulicas durante estos escenarios pueden diferir significativamente de las de los otros tipos de LOCA. A la vista de las peculiaridades del escenario, la USNRC propuso en 2005 la rotura intermedia como Accidente Base de Diseño para la evaluación de la efectividad de los sistemas de refrigeración de emergencia del núcleo (USNRC, 2005). Desde entonces, ha incrementado el número de experimentos relacionados con los efectos de estas roturas, permitiendo mejorar la comprensión de sus fenómenos característicos y verificar la eficiencia operativa de los nuevos diseños de reactores (Bajorek y Petkov, 2001).

En 2009 la JAEA inició su proyecto OECD/NEA ROSA-2, en el que los accidentes IBLOCA tanto en las ramas calientes como frías cobraron relevancia. El Test 2 de dicho proyecto (IB-CL-03 (JAEA, 2011)), realizado el 25 de febrero de 2010, simula un IBLOCA en una rama fría debido a una rotura en doble guillotina (DEGB) de una de las boquillas de una tubería del sistema de refrigeración de emergencia del núcleo, con un tamaño de rotura correspondiente al 17 % del área de la rama fría. El Test 7 de la misma serie de experimentos (IB-CL-05 (JAEA, 2013)), llevado a cabo el 14 de junio de 2012, reproduce un escenario análogo en el que el tamaño de la rotura equivale al 13% del área de una rama fría.

Con miras a validar los códigos termohidráulicos que permitan estudiar los problemas de seguridad relativos a los IBLOCA y desarrollar modelos de evaluación para el espectro completo de los LOCA, es esencial disponer de datos experimentales de escenarios IBLOCA en diferentes *test facilities*. En este contexto, el proyecto OECD/ATLAS incluyó los test A4.1 y A5.2, que se diseñaron como experimentos *counterpart* de los test IBLOCA del Proyecto OECD/NEA ROSA-2 en LSTF. El test A5.2 (13% IBLOCA (Bae, B.U., 2017a)) tuvo lugar el 28 de junio de 2016, y en julio del mismo año, el test A4.1 (17% IBLOCA (Bae, B.U., 2017b)). Estos experimentos fueron concebidos con una doble función. Por un lado, aumentar la disponibilidad de datos que permitieran mejorar la comprensión de los fenómenos termohidráulicos característicos de los IBLOCA. Por otro lado, dado que los experimentos son de tipo *counterpart* y sus condiciones iniciales y de contorno se determinaron conforme a un análisis de escala, son de utilidad para evaluar la problemática asociada a la extrapolación de resultados entre instalaciones y los efectos de escalado (Bestion et al., 2017).

En estos experimentos la rotura provoca la descarga de una gran cantidad de refrigerante durante los primeros segundos del transitorio. A fin de compensar la pérdida de inventario y evitar los daños en el reactor, los sistemas de refrigeración del núcleo (ECCS) se activan sucesivamente en función de la presión del sistema primario, limitando la actuación del sistema de inyección de alta presión (HPIS), los acumuladores y el sistema de inyección de baja presión (LPIS) al lazo al que se conecta el presionador.

En la rotura del 13% se asume el funcionamiento normal de las bombas de inyección de seguridad mientras que en la rotura del 17% se supone su fallo parcial, por lo que los sistemas HPIS y LPIS suministran la mitad del caudal. En ambos casos se considera el fallo total del sistema de agua de alimentación auxiliar como medida de mitigación del accidente. La Tabla 14 muestra la secuencia de actuación de los sistemas de seguridad durante los transitorios y las señales para su activación.

**Tabla 14: Eventos y señales 13% IBLOCA rama fría.**

<b>Evento</b>	<b>Señal</b>
Rotura	Tiempo = 0 s
Señal de SCRAM	$P_{\text{Prim}} < 12,97 \text{ MPa}$
Parada de bombas	Señal de SCRAM
Inicio de curva de caída de potencia	Señal de SCRAM
Cierre de las MSIVs	Señal de SCRAM
Fin de la MFW	Señal de SCRAM
Inyección HPIS	$P_{\text{Prim}} < 12,27 \text{ MPa}$
Inyección acumuladores	$P_{\text{Prim}} < 4,51 \text{ MPa}$
Inyección LPIS	$P_{\text{Prim}} < 1,2 \text{ MPa}$
Final del test	Tiempo = 800 s

### 5.2.3. 1% SBLOCA Upper head

En marzo de 2002, durante una parada para la recarga del reactor Davis Besse, su titular de licencia notificó la detección de una cavidad en la cabeza de la vasija (USNRC, 2008). La cavidad, de una superficie de 20-30 pulgadas cuadradas, penetraba completamente la pared de acero al carbono de 6,63 pulgadas de espesor hasta un revestimiento interno de acero inoxidable. La pérdida de material se atribuyó a corrosión por ácido bórico utilizado como agente para el control de reactividad. Pese a que el revestimiento soportó la presión del sistema primario durante la operación de la central, este hallazgo reveló un problema crítico concerniente a la integridad estructural de la vasija. La localización de grietas en las toberas del mecanismo de accionamiento de las barras de control ya había sido notificada desde otros reactores, pero el agrietamiento circunferencial de una de estas toberas debido al debilitamiento de la pared podría provocar una rotura y pérdida de refrigerante. Esta circunstancia motivó incluir en el Programa ROSA-V tres test para simular el comportamiento de un PWR ante un SBLOCA en el *upper head*. La Tabla 15

resume las características de los experimentos llevados a cabo en la instalación LSTF referentes a roturas pequeñas en la cabeza de la vasija.

**Tabla 15: Experimentos SBLOCA en *upper head* de LSTF.**

TABLE II  
Upper-Head SBLOCA Experiments Performed in LSTF

Test	Program	Conditions	Final State
SB-PV-02 (equivalent to 0.5% of cold-leg break)	ROSA-IV, May 1987	Effect of high-pressure-injection initiation was studied when temperature at hot leg reached $T_{sat} + 10.0$ K.	Heatup; quenched.
SB-PV-07 (1%, half-size of one CRDM nozzle ejection)	ROSA-V June 2005	Operator actions of high-pressure-injection recovery were initiated when temperature at CET reached 623 K.	Heatup; quenched
SB-PV-08 (0.1%)	ROSA-V October 2005	Steam generator depressurization (full opening of reactor vessel) was initiated when temperature at CET reached 623 K.	Heatup; quenched
SB-PV-09 (1.9%) OECD/NEA ROSA Test 6.1	ROSA-V November 2005	Steam generator depressurization (full opening of reactor vessel) was initiated when temperature at CET reached 623 K.	Heatup; power trip.

El experimento SB-PV-07 del Programa ROSA-V (Takeda, T., 2018) simula una rotura en la cabeza de la vasija de tamaño semejante a la mitad de la sección de una de las toberas, siendo su área semejante al 1% de una rama fría. Dicho experimento se planificó con los objetivos de investigar los fenómenos termohidráulicos característicos del transitorio y estudiar los efectos de las medidas de gestión de accidentes iniciadas por la detección de un incremento de la CET. Asimismo, se consideró que los datos obtenidos serían útiles para definir las condiciones de experimentos *counterpart* con otras ITFs con un escalado volumétrico diferente al de LSTF, y para abordar el estudio de problemas de escala mediante el análisis de fenómenos termohidráulicos.

Con el cometido de proporcionar coherencia y continuidad a los objetivos de la primera fase del Proyecto OCDE/ATLAS, el Proyecto OCDE/NEA ATLAS2 incluye experimentos destinados a analizar problemas de escalado no resueltos en experimentos *counterpart* anteriores. El 23 de octubre de 2018 se ejecutó el test B5.1, equivalente a SB-PV-07, en la instalación ATLAS (Park, Y., 2020). El análisis del efecto de escalado se analizó desde varios puntos de vista, como el calentamiento del núcleo o la efectividad de sistemas de seguridad, y se confirmó la capacidad de ATLAS para simular los fenómenos termohidráulicos previstos. Sin embargo, el progreso de la secuencia de los eventos más relevantes se retrasó significativamente respecto a la observada en el test SB-PV-07. La singularidad de estos resultados dio lugar a la planificación de un ejercicio benchmark.

El experimento en cuestión se inicia con la apertura de la válvula que representa la rotura en la cabeza de la vasija. Tras una señal de SCRAM se supone temporalmente el fallo del sistema HPIS y la acción del operador para recuperarlo cuando la temperatura de salida del núcleo (CET) alcanza 623 K. La consecuente despresurización de la instalación permite la descarga de los acumuladores, los cuales no se aíslan con el objetivo de estudiar la influencia de la entrada de nitrógeno en el sistema primario desde los tanques durante el enfriamiento prolongado del núcleo. Adicionalmente, como segunda medida para la mitigación de los efectos del accidente, se despresurizan ambos generadores de vapor cuando la presión en el sistema primario desciende de 4 MPa, al tiempo que se activa el sistema de alimentación auxiliar en el secundario. El test finaliza cuando la instalación se ha refrigerado de manera estable, a juicio del operador. La Tabla 16 lista la secuencia de los principales eventos que tienen lugar durante el experimento.

**Tabla 16: Eventos y señales 1% SBLOCA upper head.**

<b>Evento</b>	<b>Señal</b>
Rotura	Tiempo = 0 s
Señal de SCRAM	$P_{\text{Prim}} < 12,97 \text{ MPa}$
Parada de bombas	Señal de SCRAM
Inicio de curva de caída de potencia	Señal de SCRAM
Cierre de las MSIVs	Señal de SCRAM
Fin de la MFW	Señal de SCRAM
Inyección HPIS manual	CET = 623 K
Inyección acumuladores	$P_{\text{Prim}} < 4,51 \text{ MPa}$
Despresurización secundario	$P_{\text{Prim}} < 4 \text{ MPa}$
Alimentación sist. auxiliar en secundario	$P_{\text{Prim}} < 4 \text{ MPa}$
Final del test	Tiempo = 6000 s

### 5.3. Análisis de escalado y distorsión

La presente tesis aborda la cuantificación de la calidad del escalado y la distorsión de experimentos *counterpart*. La metodología seguida se basa en el análisis adimensional aplicado a nivel de sistema global, también conocido como *top-down*, de algunas de las metodologías de escalado relevantes (F. D'Auria, G.M. Galassi, 2010). Este nivel está

orientado a la preservación de la respuesta transitoria de las principales variables termohidráulicas que rigen el comportamiento e interacciones generales del sistema.

La metodología de análisis reduce las variables involucradas en un fenómeno físico a un conjunto de grupos de monomios adimensionales que lo describen con la misma precisión que el planteamiento inicial, aunque con menos variables. Además, si una ley que relaciona variables dimensionales es equivalente a una ley normalizada, la segunda ley también se cumple a otras escalas. Esto permite comparar procesos y fenómenos entre dos sistemas, evaluar su escalabilidad e identificar fuentes de distorsión.

Este enfoque se ha utilizado habitualmente para cuantificar la escalabilidad de los fenómenos termohidráulicos en las instalaciones experimentales y sus respectivos reactores de referencia durante un transitorio (Wulff, W., Rohatgi, U., 1998) (Liao, J., 2016). No obstante, el planteamiento se ha aplicado eficazmente en los siguientes capítulos para esclarecer algunas causas de semejanza o diferencias en el comportamiento de la pareja de instalaciones ATLAS y LSTF. Además, dada la objetividad del método analítico, se prueba la validez de los test *counterpart* entre ITFs como técnica para promover la comprensión de la fenomenología propia de los accidentes y abordar la problemática de la extrapolación de parámetros a diferentes escalas.

En la metodología de análisis del escalado, la primera etapa divide el transitorio termohidráulico en intervalos temporales o fases basándose en consideraciones fenomenológicas, y describe su evolución a partir de las tres ecuaciones de conservación (masa, energía y momento). A continuación, las ecuaciones se combinan con ecuaciones constitutivas (ecuaciones de estado y relaciones termodinámicas) para desarrollar el modelo que gobierna los procesos significativos del transitorio, p. ej. la ecuación que caracteriza la tasa despresurización o la descarga de inventario (Banerjee S., et al. 1997). La ventaja de emplear un código como TRACE5 en el análisis radica en poder obtener cualquier parámetro termohidráulico requerido en el proceso de cálculo, más allá de los parámetros geométricos de las instalaciones o de las magnitudes termohidráulicas medidas durante los experimentos.

En la segunda etapa se normaliza el modelo y los coeficientes de cada término se expresan en forma de grupos adimensionales,  $\Xi_{x,y}$ , que indican la importancia relativa de un parámetro y en los cambios de un parámetro  $x$ . Por lo tanto, si el fenómeno en cuestión,  $\dot{x}$ , involucra varios procesos de transferencia ( $\Xi_{x,y_1}$ ,  $\Xi_{x,y_2}, \dots$ ,  $\Xi_{x,y_n}$ ), los grupos adimensionales se pueden comparar para calificar su contribución al evento. Es decir, el valor numérico de los grupos establece la jerarquía de su importancia. Entonces, un proceso se considera relevante si su grupo asociado es mayor que 1/10 del grupo de mayor valor (Wulff W. y Rohatgi U., 1998).

El criterio para evaluar la distorsión en el análisis de escala relaciona los grupos adimensionales de dos instalaciones. Dado que los grupos derivan de parámetros geométricos fijos y variables operativas en condiciones de referencia, son constantes y

existe un único grupo para cada proceso de transferencia. Por tanto, la relación entre los grupos de ambos sistemas que representan el mismo fenómeno indica el grado de correlación o distorsión. En este cociente, un valor cercano a 1 indica similitud y la distorsión de la fenomenología es cuantificable a partir del criterio de tres intervalos establecido en (Wulff, W., 1996):

$$\text{Fenómeno escalado correctamente } \frac{1}{2} < \frac{\Xi_{x,y} \text{ Facility}}{\Xi_{x,y} \text{ Prototipo}} < 2$$

$$\text{Distorsión de escalado notable } \frac{1}{3} < \frac{\Xi_{x,y} \text{ Facility}}{\Xi_{x,y} \text{ Prototipo}} < \frac{1}{2} \text{ o } 2 < \frac{\Xi_{x,y} \text{ Facility}}{\Xi_{x,y} \text{ Prototipo}} < 3$$

$$\text{Distorsión significativa } \frac{\Xi_{x,y} \text{ Facility}}{\Xi_{x,y} \text{ Prototipo}} < \frac{1}{3} \text{ o } \frac{\Xi_{x,y} \text{ Facility}}{\Xi_{x,y} \text{ Prototipo}} > 3$$

Si los grupos adimensionales tienen diferente signo, la ratio  $\frac{\Xi_{x,y} \text{ Facility}}{\Xi_{x,y} \text{ Prototipo}}$  es menor que 0 y el fenómeno se considera completamente distorsionado.

#### 5.4. Técnica PIRT

La técnica PIRT (*Phenomena Identification and Ranking Table*) es un método sistemático y estructurado para recopilar información y clasificar su importancia, con el fin de cumplir con algún objetivo de toma de decisiones. Dada su naturaleza subjetiva, la implementación requiere la participación de un panel de expertos cuyo juicio se base en el conocimiento profundo de la materia.

La técnica se formuló originalmente para caracterizar los problemas asociados con el escalado de códigos termohidráulicos y la evaluación de la incertidumbre, y se incluyó como etapa de la metodología CSAU (Wilson y Boyack, 1998). En el transcurso de su aplicación, también se ha demostrado su utilidad como apoyo a la evaluación probabilística de riesgos y para la identificación de fenómenos termohidráulicos y procesos que representarían posibles prioridades de investigación. El proceso se estructura en 10 pasos:

- (1) Definir el problema. En la práctica, los PIRT se han orientado principalmente al desarrollo y validación de códigos y a actividades relativas al licenciamiento (Wilson et al., 1997). Acorde con el propósito final del PIRT, también se selecciona el panel de especialistas, que incluirá investigadores, académicos y técnicos del campo.
- (2) Definir el objetivo específico de la actividad.
- (3) Seleccionar un escenario, tal como un accidente.

- (4) Fraccionar el escenario en fases temporales. La importancia relativa de los fenómenos varía a medida que evoluciona un accidente, por lo que es conveniente dividir los transitorios en períodos en los que los fenómenos y procesos dominantes permanecen prácticamente estables.
- (5) Dividir del sistema de la planta en componentes. Desde la perspectiva del modelado, los fenómenos y procesos importantes para la respuesta de una central nuclear ante un accidente se pueden agrupar en dos categorías: integrales, aquellos significantes a nivel de sistema, y locales, los que suceden en un componente o subsistema.
- (6) Definir Figuras de Mérito (FoM). A menudo se asocia a parámetros vinculados directamente a la seguridad del reactor, como es la PCT.
- (7) Identificar fenómenos plausibles. Dado un escenario, el panel identifica todos aquellos fenómenos que considera de interés potencial mediante la técnica de “lluvia de ideas”.
- (8) Clasificar la importancia relativa de los fenómenos, en función de su impacto (Alto (A)/Medio (M)/Bajo (B)) en la FoM.
- (9) Clasificar el nivel de conocimiento que se tiene sobre un fenómeno o el cálculo de un parámetro en la determinación de la FoM (Conocido (C) / Parcialmente conocido (P) / Desconocido (D)).
- (10) Seleccionar fenómenos que precisan ser estudiados. Se asigna el nivel de prioridad más alto (1) a aquellos fenómenos que son clasificados con un alto nivel de importancia (A) y un bajo nivel de conocimiento (D). El segundo nivel (2) se atribuye a los fenómenos con alto impacto en la FoM y un grado de conocimiento parcial (P). El tercer nivel (3) se destina a los fenómenos evaluados con niveles medios de importancia y conocimiento. El nivel (4) representa los fenómenos poco importantes. Si un fenómeno se da por Conocido (C) no requiere investigación adicional independientemente de su importancia (5).

A cada miembro del panel de expertos se le pide una opinión individual sobre la clasificación de los fenómenos utilizando los descriptores de importancia y nivel de conocimiento. En el caso de que el número de miembros del panel sea elevado, es posible adoptar un criterio estadístico de toma de decisiones en los pasos 8, 9 y 10. Sin embargo, por lo general no se considera el método más adecuado ya que dicho proceso podría descartar posturas correctas. En su lugar, la técnica PIRT procura alcanzar una opinión consensuada por medio de discusiones moderadas en las que los expertos presentan y debaten sus razonamientos.



# Capítulo 6

## Simulación y análisis de experimentos

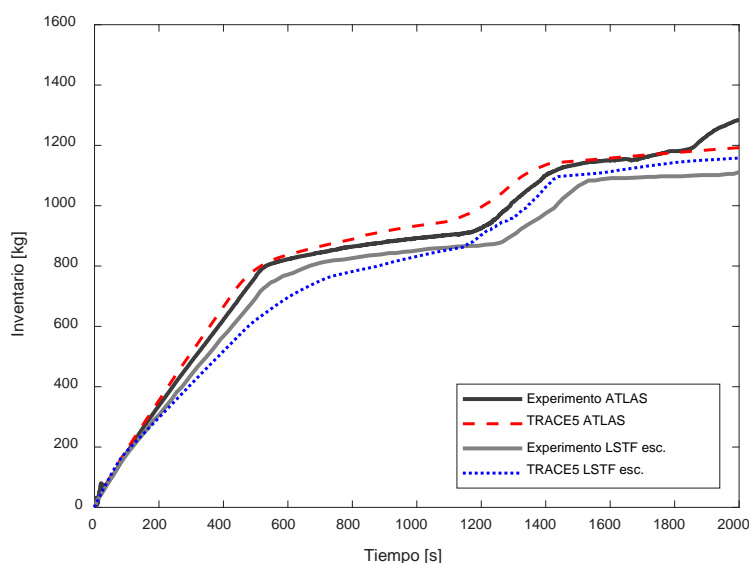
En el presente capítulo se analizan los tres experimentos *counterpart* presentados en el Capítulo 5, atendiendo a la similitud o distorsión de los fenómenos termohidráulicos relevantes. Paralelamente se muestran los resultados de su simulación con TRACE5, probándose la capacidad del código para reproducir los escenarios.

Para la comparación de parámetros entre instalaciones, los resultados experimentales y simulados en LSTF se han escalado conforme a las ratios empleadas para el diseño de los experimentos. Asimismo, la escala temporal de los parámetros se escala conforme a la ratio  $1/\sqrt{2}$ , coherente con la diferencia de altura de las instalaciones.

### 6.1. 1% SBLOCA

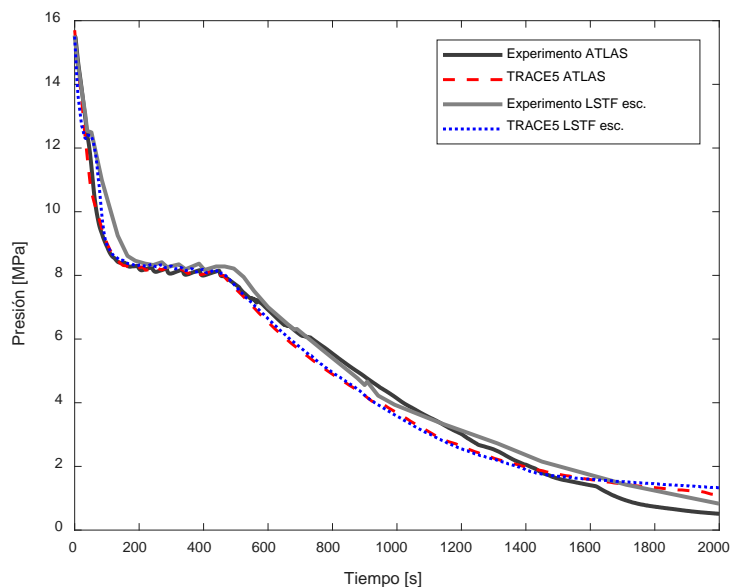
El test comienza con la apertura de la rotura y la consiguiente pérdida de refrigerante. Unos segundos más tarde, se induce una señal de SCRAM debido a la rápida caída de presión a 12,97 MPa, que desacelera las bombas, disminuye la potencia y cierra las válvulas de alimentación principal (MFIV) y de aislamiento de los generadores de vapor (MSIV). Al quedar cerrado el sistema secundario, la presión en los generadores de vapor aumenta hasta el punto de consigna de apertura de las válvulas de seguridad de vapor principales (MSSV) y se evacua su inventario por medio de aperturas cíclicas, lo que estabiliza las presiones primaria y secundaria hasta el inicio de la despresurización de los generadores de vapor como medida de gestión del accidente. Mientras, el inventario primario se descarga a través de la rotura a un caudal casi constante. Cuando la condición de flujo en las proximidades de la rotura cambia de líquido monofásico a bifásico en torno a los 500 s, el caudal másico disminuye y, tras el inicio de la inyección de los

acumuladores, el caudal aumenta nuevamente como respuesta al ascenso del nivel de líquido en la vasija. La Figura 16 muestra el inventario descargado en ambas instalaciones junto con los resultados de sus simulaciones. Cabe señalar que el caudal a través de la rotura en ATLAS es mayor al de LSTF durante toda la primera etapa de la descarga, produciéndose también este comportamiento en las simulaciones.



**Figura 16: Test 1% SBLOCA rama fría – Inventario descargado.**

Con el objetivo de mitigar los efectos de la rotura, a los 634 s del inicio del test en LSTF (tiempo escalado 456 s) tiene lugar la despresurización del sistema secundario. Esta medida está basada en el control de la temperatura media de las dos ramas calientes, de modo que la tasa de despresurización produzca un enfriamiento de 200 K/h. Según el análisis de escala aceptado para establecer las condiciones iniciales y de contorno en el test A5.1, la refrigeración equivalente en ATLAS sería de 279 K/h. A partir de este momento, la presión en el sistema primario, que permanecía estabilizada a 8,5 MPa en ambas instalaciones, disminuye siguiendo la presión secundaria, que se regula por la operación manual de dos válvulas de control de flujo. Simultáneamente, se activa la inyección de agua de alimentación auxiliar en el generador de vapor del lazo sin presionador y con 100 s de retardo en el otro lazo, por lo que se evita el vaciado completo y secado de los generadores de vapor. En la ejecución del test A5.1, la tasa de refrigeración se mantuvo constante pero ligeramente superior al valor objetivo, 328 K/h, sin tener esto un efecto significativo en la evolución del transitorio. La Figura 17 muestra la evolución de la presión en el sistema primario durante los transitorios experimentales y simulados.



**Figura 17: Test 1% SBLOCA rama fría – Presión en sistema primario.**

En este experimento, las diferencias geométricas de las instalaciones derivadas de los diseños de sus reactores prototipo afectan a fenómenos como la rotura de sellos de lazo (*Loop Seal Clearing*, LSC) y los niveles de líquido. La Figura 18 muestra los esquemas de los sellos, donde también se aprecia la posición relativa de los respectivos núcleos. En ATLAS, la proporción de altura de sellos ubicada en una cota inferior a la parte superior del núcleo activo es del 29,1% (0,55 m/1,33 m) mientras que en LSTF esta relación es del 51,2% (1,88 m/3,72 m). Consecuentemente, el tiempo transcurrido para generar la caída de presión entre la cabeza de la vasija y la región superior del downcomer requerida por el LSC es menor en ATLAS.

La Figura 19 muestra el nivel de líquido colapsado en el tramo descendente del sello del lazo en el que se ubica la rotura. El LSC se produce de forma aleatoria y asimétrica en ATLAS en el lazo 1A a 503 s. En ese instante, el nivel de líquido colapsado en la vasija aumenta y el núcleo queda sumergido. En el test SB-CL-32 de LSTF se producen dos LSC consecutivas a 948 s y 1249 s (tiempos escalados 682 s y 899 s).

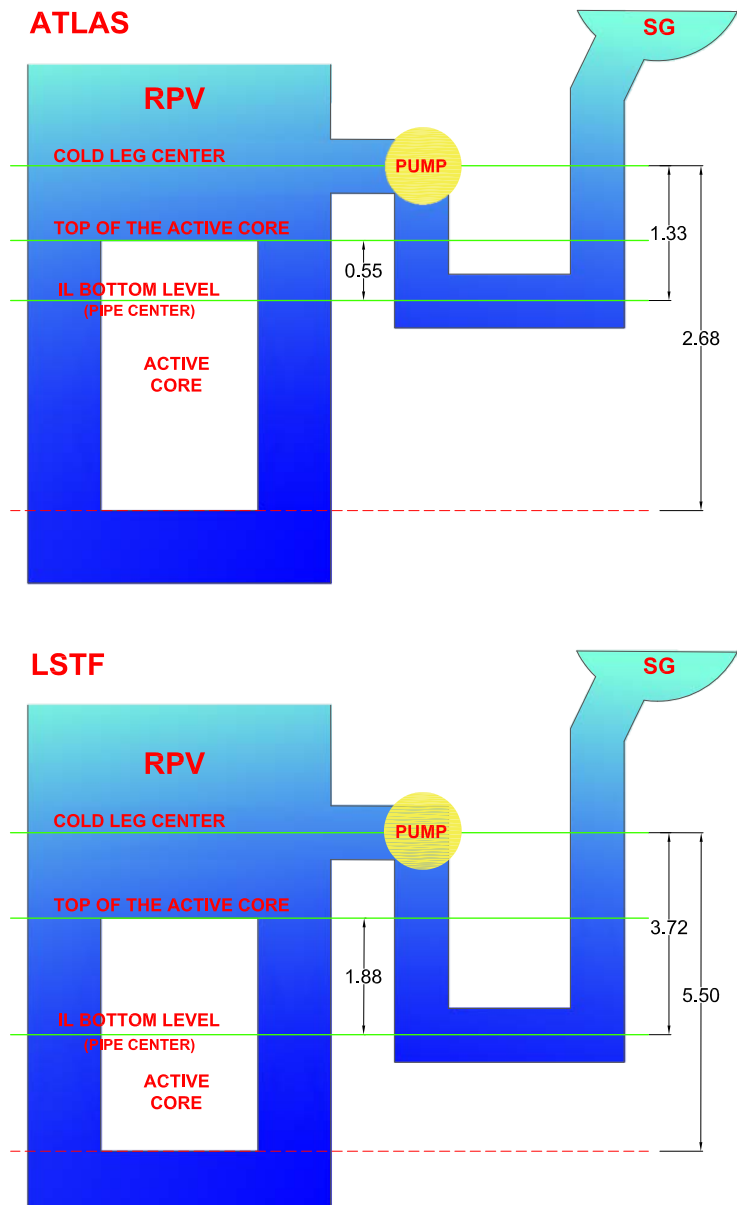
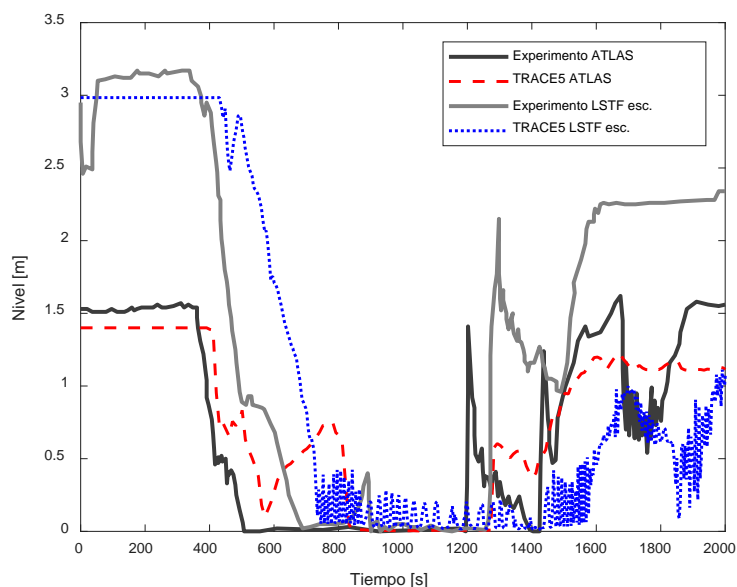


Figura 18: Esquema de sellos de lazo (m) a) ATLAS b) LSTF.



**Figura 19: Test 1% SBLOCA rama fría – Nivel de líquido en sellos de lazo (A).**

Transcurridos 500 s desde el inicio del test, se ha evacuado una gran cantidad de refrigerante a través de la rotura y el núcleo activo de ATLAS comienza a descubrirse. Sin embargo, la rotura de sellos restaura instantáneamente el nivel de líquido en la vasija, evitando el sobrecalentamiento del núcleo. Por el contrario, la ebullición continua en la vasija de LSTF induce dos excursiones de la PCT, que alcanzan 669 K y 772 K previamente a los LSC. Las simulaciones de ambos transitorios reproducen correctamente la evolución de la PCT, diferenciándose el comportamiento entre ambas instalaciones (Figura 20). En el caso concreto de la simulación del test en LSTF, ambas excursiones son simultáneas a las observadas experimentalmente, si bien no se alcanza la misma temperatura.

La apertura de las válvulas de los generadores de vapor coincidente con el suministro de agua auxiliar resulta una medida efectiva para disminuir la presión del primario y propicia la activación de los sistemas de refrigeración de emergencia del núcleo. A la presión de 4,51 MPa comienza la descarga de los acumuladores en LSTF y al descender hasta 2,5 MPa se aíslan nuevamente para evitar la entrada de nitrógeno al circuito primario. La medida análoga en ATLAS consiste en el bombeo controlado a las ramas frías de un caudal equivalente al de LSTF. La Figura 21 presenta el caudal másico inyectado por el sistema de acumuladores. Posteriormente, a 1,2 MPa se acciona el sistema LPIS y la inyección se mantiene hasta el final de la prueba.

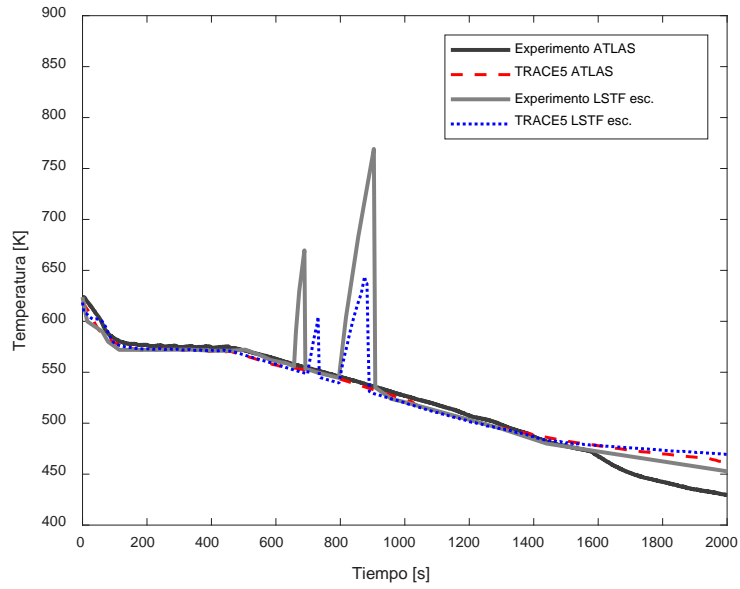


Figura 20: Test 1% SBLOCA rama fría – PCT.

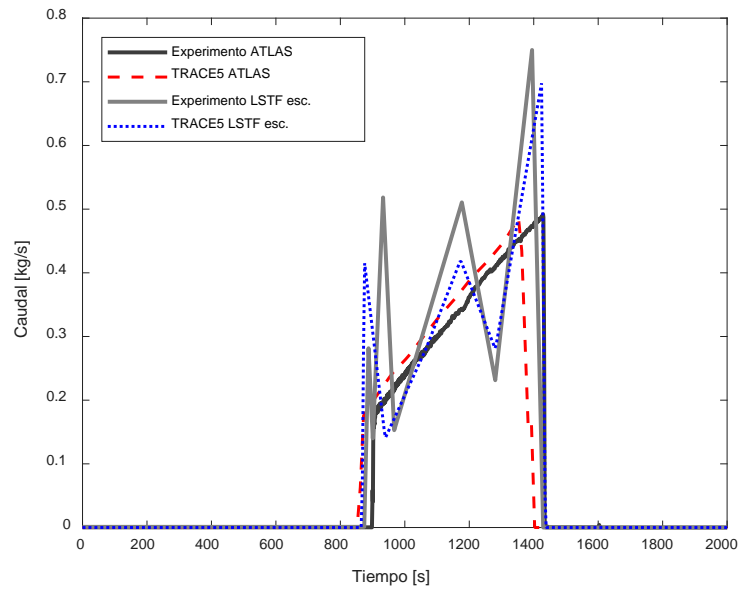


Figura 21: Test 1% SBLOCA rama fría – Caudal acumuladores.

## 6.2. 13% IBLOCA

La prueba comienza abriendo la válvula que reproduce la rotura, ubicada en una rama fría. Las condiciones iniciales de alta presión y temperatura provocan una gran pérdida de líquido durante un breve periodo y la simultánea caída de la presión activa una señal de SCRAM. Desde este evento, registrado a 12,97 MPa, y en adelante, la potencia del núcleo sigue una curva de decaimiento programada, las válvulas principales de aislamiento de vapor (MSIV) y las líneas principales de agua de alimentación se cierran y las bombas de refrigerante del reactor permanecen paradas. Debido al aislamiento del secundario, la presión en los generadores de vapor aumenta hasta el valor tarado de las válvulas de vapor principales de seguridad (MSSV), que regulan la presión mediante aperturas intermitentes.

La Figura 22 muestra el inventario acumulado a través de la rotura. El caudal descargado y la cantidad de refrigerante liberada al final del test son semejantes entre las instalaciones ATLAS y LSTF. Aproximadamente la mitad del inventario evacuado durante el test se descarga en los primeros 100 segundos. Cuando se forma flujo estratificado en las ramas frías, la condición del flujo en la rotura cambia de líquido a flujo bifásico y, tras la rotura de sellos de lazo, a vapor, reduciéndose así la pérdida de refrigerante. Para la correcta simulación del test, se hace necesario un análisis de sensibilidad sobre los modelos y coeficientes de flujo crítico que ofrece el código TRACE5. En LSTF se emplea un coeficiente de descarga igual a 1, sin embargo, ATLAS requiere reducir el coeficiente a 0,8 para obtener un caudal similar al observado en el experimento. Empleando estos coeficientes, ambos modelos reproducen la descarga de inventario correctamente, con diferencias en torno a 50 kg al finalizar el experimento.

Como muestra la Figura 23, la presión primaria cae abruptamente debido a la pérdida de líquido durante los primeros segundos del test. En el cambio de fase, la disminución del inventario descargado amortigua la despresurización momentáneamente al igualarse las presiones de los sistemas primario y secundario y, en pocos minutos, la despresurización prosigue. Esa tendencia se mantiene hasta la despresurización casi completa del sistema primario. Puesto que el caudal descargado y la presión primaria están directamente relacionadas, es necesario el ajuste del inventario evacuado mediante coeficientes de flujo crítico para evitar una despresurización repentina en las simulaciones. Con esto, TRACE5 proporciona resultados de presión muy próximos a los valores experimentales. Además, la similitud de la evolución de la presión entre ATLAS y LSTF posibilita la realización de un análisis cuantitativo de la calidad del escalado y su distorsión en función de este parámetro.

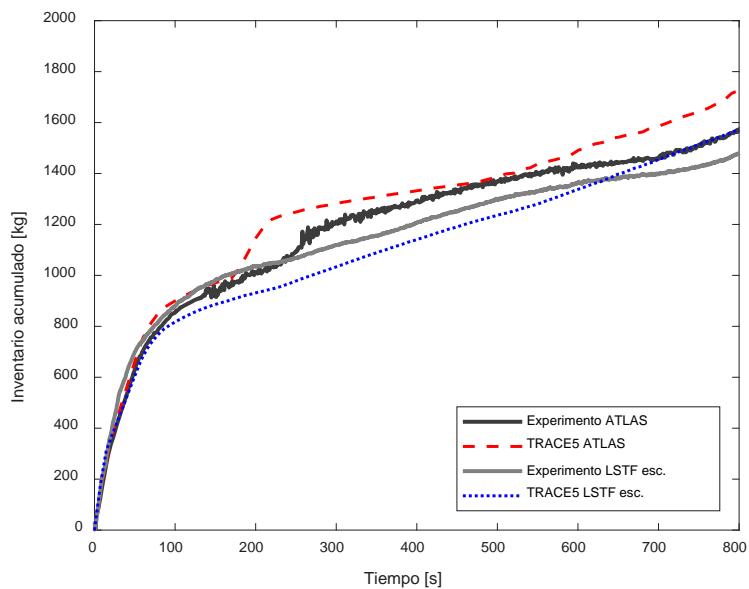


Figura 22: Test 13% IBLOCA rama fría – Inventario descargado.

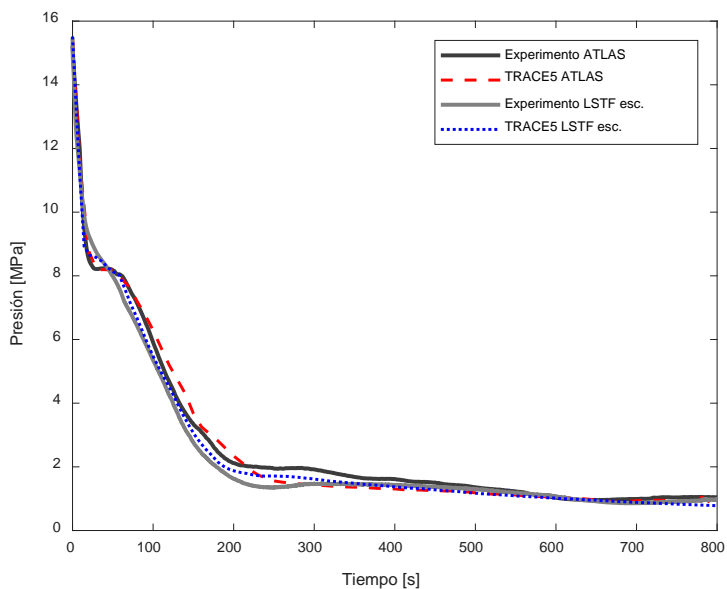


Figura 23: Test 13% IBLOCA rama fría – Presión sistema primario.



Simultáneamente a la despresurización inicial, el nivel de líquido en las vasijas disminuye rápidamente y se activa el sistema HPIS a 12,27 MPa. A partir de este momento, las respuestas de la PCT difieren cualitativamente entre instalaciones, como muestra la Figura 24. En ATLAS tiene lugar el descubrimiento de la región superior del núcleo. En este punto, la potencia aportada por los calentadores sigue siendo alta y el agua que se conserva en la vasija no es suficiente para refrigerar el núcleo, lo que produce un aumento repentino de la PCT hasta 865 K. En esta instalación, la inyección del HPIS no es suficiente para recuperar el nivel del núcleo y la PCT no disminuye hasta la descarga de los acumuladores. En LSTF, la inyección del HPIS es suficiente para mitigar los efectos del secado al inicio del descubrimiento del núcleo. Sin embargo, debido a la ebullición continua en la vasija y la pérdida de refrigerante, se produce momentáneamente otro secado de los calentadores poco antes de la inyección de los acumuladores. Como resultado, la PCT en LSTF presenta dos pequeños picos. Como hipótesis para justificar este comportamiento dispar, se postulan las diferencias relativas a aspectos geométricos de las instalaciones y sus efectos. En LSTF, la placa superior del *upper plenum* está cerrada y la única vía de paso al el *upper head* son los tubos guía de las barras de control. Por el contrario, esta placa en ATLAS está perforada. Esto alteraría los flujos másicos de líquido y vapor entre las regiones de las vasijas, lo que conduce a una distribución diferente del inventario en el sistema primario. Además, la sección de las ramas calientes afecta el fenómeno de flujo en contracorriente y la cantidad de líquido condensado que retorna desde los generadores de vapor y contribuye a rellenar el núcleo.

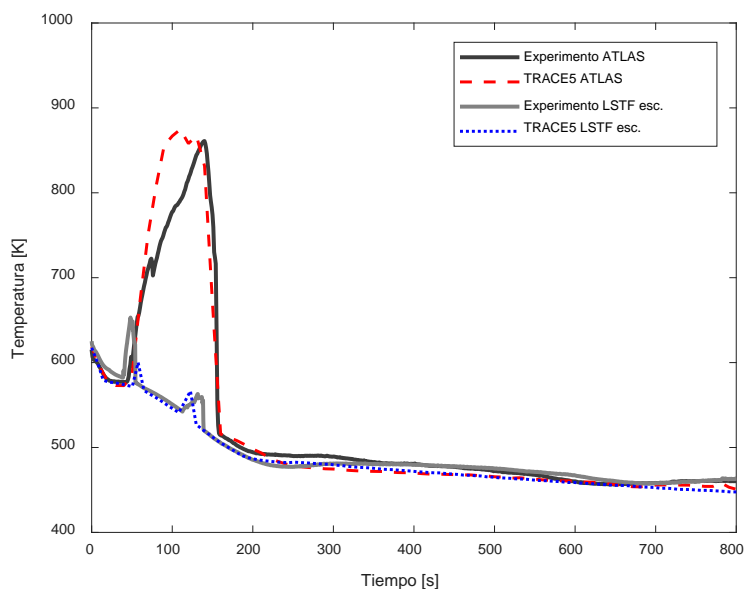


Figura 24: Test 13%IBLOCA rama fría – PCT.

Las tasas de inyección del sistema de enfriamiento del núcleo de emergencia (ECCS) dependen de la presión del sistema primario. El HPIS y el LPIS se activan a 12,27 MPa y 1,24 MPa, respectivamente y, desde ese instante, los caudales se controlan mediante la velocidad de las bombas de inyección de seguridad. Dado que la despresurización en ambas instalaciones presenta un comportamiento muy similar, el tiempo de activación de los ECCS es simultáneo y la evolución de los caudales es equivalente. La inyección de agua de los acumuladores es la medida de gestión del accidente que conduce las instalaciones a condiciones estables debido a la gran cantidad de agua fría que ingresa a los sistemas. Cuando se alcanza la presión de apertura de los acumuladores (4,51 MPa), sus válvulas de aislamiento se abren y su contenido se descarga por gravedad a medida que se despresurizan los sistemas primarios. Las simulaciones no reproducen el comportamiento de estos caudales con exactitud. En ATLAS, aunque el refrigerante se introduce de forma continua, se observa un caudal superior al experimental, y en LSTF se distinguen dos etapas, por lo que la inyección se prolonga excesivamente. A pesar de ello, dado que la apertura de las válvulas se produce a un tiempo semejante y se conserva la cantidad de agua inyectada, no se altera el comportamiento de otros parámetros como las presiones o temperaturas.

### 6.2.1. Global system scaling análisis

Los accidentes tipo IBLOCA pueden presentar diferente evolución en función del tamaño y la ubicación de la rotura de modo que, según sus características, la secuencia de eventos que suceden durante el transitorio se asemeja más a la de una rotura pequeña (SBLOCA) o grande (LBLOCA). La principal diferencia en el progreso de estos accidentes radica en la ocurrencia o no de un período de tiempo en el que la presión en el sistema primario se estabiliza después de la fase de *blowdown*. Este efecto se produce cuando la despresurización debida a la pérdida de refrigerante y la transferencia de calor al sistema secundario se compensa con la elevada producción de vapor en el núcleo.

El primer paso en el análisis global de escalado de un transitorio es su división en fases para identificar los fenómenos termohidráulicos dominantes en cada período y determinar su importancia. La partición en fases cronológicas y la duración de cada fase se basan en consideraciones fenomenológicas (Lorduy-Alós et al., 2020). La Figura 25 muestra un esquema de la partición de un IBLOCA en cuatro fases en función de la presión del sistema primario: *Blowdown*, circulación natural, descarga de alta calidad y rellenado. Los límites que determinan el inicio y el fin de cada fase del IBLOCA en cuestión se han basado en los resultados experimentales de la presión durante el Test A5.2 del proyecto OECD/ATLAS.

- *Blowdown*. Los experimentos tipo LOCA comienzan con la apertura de una válvula que simula la rotura y la descarga de refrigerante, debido a las condiciones de alta presión y temperatura. Como consecuencia, el sistema primario se despresuriza rápidamente y,

cuando la presión cae por debajo de la consigna de activación de la señal de SCRAM, inicia el apagado del núcleo y parada de las bombas, se cierran las válvulas principales de aislamiento de vapor y cesa el suministro de agua a los generadores de vapor. Durante la purga, el refrigerante del sistema primario permanece en fase líquida a excepción de en el presionador. Esta fase se completa cuando comienza a formarse vapor en las proximidades de la rotura.

- **Circulación natural.** Cuando las bombas se detienen, la convección natural propicia la circulación de refrigerante en la instalación, es decir, el transporte del fluido inducido por la diferencia de densidad entre la fuente de calor (el núcleo) y el sumidero de calor (tubos en U). Como resultado de este fenómeno, se establecen dos regiones diferentes a lo largo de los lazos. Por una parte, el núcleo, el *upper plenum*, las ramas calientes y el tramo ascendente de los tubos en U comprenden una región de flujo bifásico. Por otra, el tramo descendente de los tubos en U donde se condensa el refrigerante, los sellos de lazo, las ramas frías y el *downcomer* de la vasija comprenden la región de líquido. La fase de circulación natural se mantiene mientras los generadores de vapor son capaces de evacuar el calor de decaimiento del núcleo. Otra característica de esta fase es la condición de cuasi equilibrio de la presión. Debido a la alta tasa de evaporación en la vasija, la presión ganada compensa la pérdida de presión producida por la descarga de refrigerante, la transferencia de calor al sistema secundario y las pérdidas de calor.

- **High quality mixture discharge** (descarga de alta calidad). El tamaño y la ubicación de la rotura utilizada en el test A5.2 producen una gran pérdida de refrigerante y el rápido vaciado del sistema. En consecuencia, una mezcla de vapor de muy alta calidad se descarga precipitadamente a través de la rotura, lo que provoca que la presión en el primario disminuya de nuevo. Puesto que la presión regula el funcionamiento del sistema HPIS, el caudal inyectado aumenta, teniendo esto un doble efecto. En primer lugar, el agua fría favorece la condensación del vapor y contribuye a despresurizar el sistema primario. En segundo lugar, el aumento del caudal másico del HPIS incrementa ligeramente el inventario primario, sin embargo, esta cantidad de líquido no es suficiente para llevar la instalación a condiciones estables. La fase finaliza cuando la presión en el primario es lo suficientemente baja como para permitir la acción de los acumuladores.

- **Refilling** (rellenado). La despresurización progresiva del sistema primario activa otros sistemas de enfriamiento del núcleo de emergencia. Primero, los acumuladores descargan su inventario y se recuperan los niveles de agua. La inyección de agua fría en el *downcomer* tiene como resultado la condensación de vapor y la disminución continua de la presión primaria. Al alcanzarse el valor de consigna para la activación del sistema LPIS, su inyección contribuye al llenado de la vasija. El transitorio termina cuando el núcleo se reinunda por completo y la instalación se estabiliza a muy baja presión.

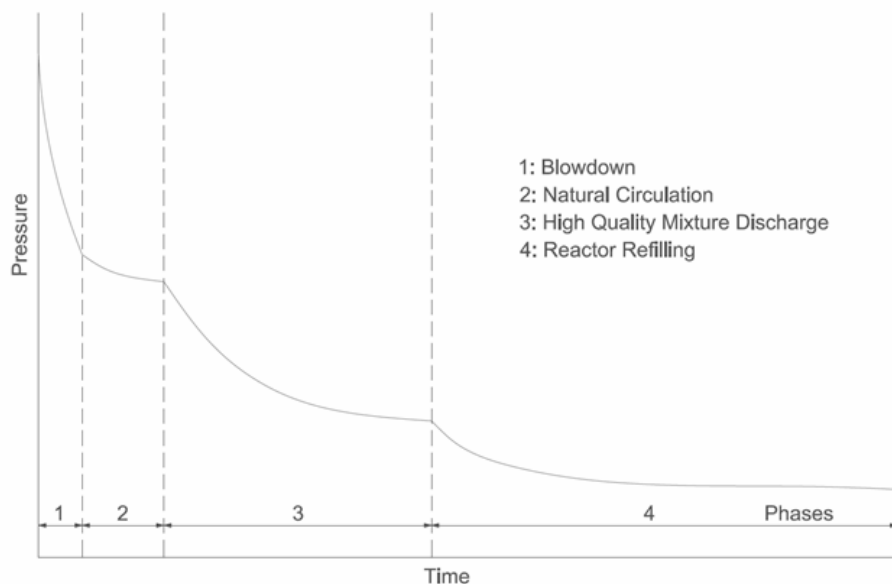


Figura 25: Fases de escenario IBLOCA.

#### Escalado de la fase *Blowdown*

La fase de purga o *blowdown* da comienzo con la apertura de la rotura y la descarga de una gran cantidad de refrigerante, haciendo de la despresurización del sistema primario el fenómeno dominante durante la fase.

En las condiciones estacionarias al comienzo del experimento, el sistema primario contiene agua en fase líquida, excepto el presionador, que incluye agua y vapor en estado de saturación. Esta condición se mantiene durante toda la fase hasta que se vacía el presionador. De este modo, para abordar el análisis de escalado, todo el sistema se simplifica a un gran volumen de agua subenfriada compuesto por la vasija y los lazos, al que se conecta un tanque de líquido saturado y vapor (el presionador).

La evolución de la presión y el nivel de líquido en el presionador durante esta fase se analizan evaluando las ecuaciones de continuidad para masa y energía. El balance de masas supone que el caudal másico que pasa del presionador al lazo es igual al caudal descargado por la rotura. En cuanto al balance energético, el núcleo y los calentadores presurizadores son fuentes de calor del sistema, mientras que la transferencia de calor al sistema secundario y las pérdidas de calor son los sumideros de calor. En (Muñoz-Cobo et al., 2018) se detalla el desarrollo matemático de las expresiones de la evolución del nivel de líquido en el presionador y la presión de las Ecs. (15) y (16). Para obtener estas ecuaciones, se asume el equilibrio termodinámico entre las fases líquida y gaseosa.

$$\frac{dL}{dt} = \frac{-\dot{m}_{prz}H_0}{V_{prz}(\rho_l-\rho_v)} - \frac{(H_0-L)}{(\rho_l-\rho_v)} \cdot \left. \frac{d\rho_g}{dp} \right|_{sat} \frac{dp}{dt} \quad (15)$$

$$\frac{dp}{dt} = \left( \frac{\partial p}{\partial \mu} \right)_v \frac{1}{M} \left[ -\dot{m}_{prz} \left( h_{out} - \mu + \frac{\mu_{lg}}{v_{lg}} \right) + \dot{q}_{prz} \right] \quad (16)$$

A continuación, las ecuaciones se normalizan para comparar la importancia relativa de los procesos de transferencia considerados por cada término. Para ello, se definen las siguientes magnitudes adimensionales en la Ecs. (17) utilizando parámetros de referencia para cada una de las fases del transitorio.

$$\begin{aligned} p^* &= \frac{p}{\Delta P_0} & L^* &= \frac{L}{H_0} & t^* &= \frac{t}{\tau_0} & \dot{m}^* &= \frac{\dot{m}}{\dot{m}_0} \\ \rho^* &= \frac{\rho}{\rho_0} & h^* &= \frac{h}{h_0} & v^* &= \frac{v}{v_0} & \dot{q}^* &= \frac{\dot{q}}{\dot{q}_0} \\ \mu^* &= \frac{\mu}{\mu_0} & t^* &= \frac{t}{\tau_0} & \left( \frac{\partial \mu}{\partial p} \right)_v^* &= \frac{\left( \frac{\partial \mu}{\partial p} \right)_v}{\left( \frac{\partial \mu}{\partial p} \right)_{v,0}} & \left( \frac{\partial \rho_g}{\partial p} \right)_{sat}^* &= \frac{\left( \frac{\partial \rho_g}{\partial p} \right)_{sat}}{\left( \frac{\partial \rho_g}{\partial p} \right)_{sat,0}} \end{aligned} \quad (17)$$

Además, el tiempo característico de cada fase está definido por la Ec. (18) como:

$$\tau_0 = M_0/\dot{m}_0 \quad (18)$$

Para la fase de purga,  $M_0$  es la masa inicial en el presionador y  $\dot{m}_0$  el caudal medio a través de la rotura durante el período. Los otros parámetros termohidráulicos de referencia son los correspondientes al inicio del test, ya que se consideran los más representativos de la fase.

Sustituyendo las magnitudes adimensionales en las ecuaciones de presión y nivel de líquido (Ecs. (15) y (16)), las ecuaciones normalizadas Ec. (19) y (20) conducen a los grupos adimensionales mostrados en la Tabla 13.

$$\frac{dL^*}{dt^*} = -\Xi_{L,\dot{m}} \frac{\dot{m}_{prz}^*}{(\rho_l-\rho_v)^*} - \Xi_{L,p} \left( \frac{1-L^*}{(\rho_l-\rho_v)^*} \right) \left( \frac{d\rho_g}{dp} \right)_{sat}^* \left( \frac{dp}{dt} \right)^* \quad (19)$$

$$\begin{aligned} \frac{dp^*}{dt^*} &= -\Xi_{p,\dot{m}\Delta h_{out}} \left( \frac{\partial p}{\partial \mu} \right)_v^* \frac{1}{M^*} \left[ \dot{m}_{prz}^* (h_{out} - \mu)^* \right] - \Xi_{p,\dot{m}v} \left( \frac{\partial p}{\partial \mu} \right)_v^* \frac{1}{M^*} \dot{m}_{prz}^* v^* \frac{\mu_{lg}}{v_{lg}} + \\ &\Xi_{p,\dot{q}} \left( \frac{\partial p}{\partial \mu} \right)_v^* \frac{1}{M^*} \dot{q}_{prz}^* \end{aligned} \quad (20)$$

La primera columna de la Tabla 17 enumera los grupos adimensionales, la segunda y cuarta columna muestran sus valores para ATLAS y LSTF, respectivamente, y la tercera y quinta, su importancia. Las ratios de distorsión entre instalaciones se presentan en la sexta columna.

En lo que respecta a los grupos que gobiernan la variación de nivel de líquido,  $\Xi_{L,\dot{m}}$  y  $\Xi_{L,p}$  tienen valores similares en ambas instalaciones. Por tanto, sus ratios cercanas a 1

indican que la importancia o relevancia en el proceso de uno no supera al otro. Por el contrario, el grupo adimensional  $\Xi_{\dot{p},\dot{m}v}$  en la ecuación de la tasa de despresurización es más de un orden de magnitud mayor que  $\Xi_{\dot{p},\dot{m}\Delta h_{out}}$  y  $\Xi_{\dot{p},\dot{q}}$ . De acuerdo con el significado físico del grupo dominante, esto implica que el caudal volumétrico a través de la rotura gobierna la despresurización, y la energía del caudal y el calor neto del sistema juegan un papel secundario.

En cuanto a la distorsión de los fenómenos entre ambas instalaciones, todas las ratios son próximas a 1, como se muestra en la Tabla 17. El grupo que indica la contribución del calor neto a la despresurización,  $\Xi_{\dot{p},\dot{q}}$ , presenta la mayor distorsión. Esto es debido a no preservar el escalado de la potencia suministrada por el núcleo y los calentadores presurizadores, ya que ambas potencias no se escalan directamente y se modifican para compensar las pérdidas de calor. Sin embargo, este grupo adimensional tiene la menor importancia y, en consecuencia, su distorsión no afecta significativamente la despresurización.

Tabla 17: Resumen de análisis para fase de purga.

Grupos adimensionales	Grupos ATLAS	Importancia ATLAS	Grupos LSTF	Importancia LSTF	Ratio distorsión
$\Xi_{L,\dot{m}} = \frac{\dot{n}_0 \tau_0}{M_0}$	1	1	1	1	1
$\Xi_{L,p} = \frac{\Delta P_0 \left( \frac{d\rho_g}{dP} \right)_{sat,0}}{\rho_0}$	0,920	0,920	0,925	0,925	0,995
$\Xi_{p,\dot{m}\Delta h_{out}} = \frac{\tau_0 \left( \frac{\partial p}{\partial \mu} \right)_{v,0}}{\Delta P_0} \frac{1}{M_0} \dot{n}_0 (h_{out,0} - \mu_0)$	0,131	0,094	0,129	0,092	1,012
$\Xi_{p,mv} = \frac{\tau_0 \left( \frac{\partial p}{\partial \mu} \right)_{v,0}}{\Delta P_0} \frac{1}{M_0} \dot{n}_0 v_0 \frac{\mu_{lg,0}}{v_{lg,0}}$	1,396	1	1,397	1	0,999
$\Xi_{p,q} = \frac{\tau_0 \left( \frac{\partial p}{\partial \mu} \right)_{v,0}}{\Delta P_0} \frac{1}{M_0} \dot{q}_{prz,0}$	0,015	0,011	0,011	0,008	1,382

### Escalado de la fase de circulación natural

La fase de circulación natural transcurre durante el período en el que el refrigerante impulsado en los lazos es el resultado del balance entre fuerzas motrices (fuerzas de gravedad en el tramo descendente del GV) y fuerzas resistentes (efecto de la fricción con la pared y pérdidas de carga locales). Durante esta fase, el inventario permanece en continua ebullición en el núcleo y la presión ganada en este fenómeno prácticamente compensa la pérdida de presión producida por la descarga de refrigerante y el calor transferido a los generadores de vapor. Como resultado, la presión en el sistema primario permanece casi constante y ligeramente más alta que en el sistema secundario. En un momento dado, el caudal en la región superior de los tubos en U pasa a vapor monofásico y, debido a la debilitación de las fuerzas de gravedad, se interrumpe la circulación natural.

Dada la complejidad que supone el estudio analítico de esta fase, el problema real se reduce asumiendo algunas simplificaciones, como son la definición de un único volumen de control que abarca todo el sistema primario, y la suposición de que todo el refrigerante conforma una mezcla bifásica en condiciones de saturación. De esta manera, los términos complejos de evaporación y condensación se eliminan de las ecuaciones de conservación de masa y energía, y las ecuaciones para la evolución de masa y presión resultan como sigue:

$$\frac{dM}{dt} = \dot{m}_{HPIS} - \dot{m}_{break} \quad (21)$$

$$\frac{dp}{dt} = \frac{\left(\frac{\delta p}{\delta \mu_m}\right) v_m}{M} \{ \dot{m}_{HPIS} (h_l - \mu_m) - \dot{m}_{break} (h_m - \mu_m) + \dot{q}_{core} - \dot{q}_{SG} - \dot{q}_{loss} \} - \frac{\left(\frac{\delta p}{\delta v_m}\right) \mu_m}{M \rho_m} (\dot{m}_{HPIS} - \dot{m}_{break}) \quad (22)$$

Para realizar la normalización, los parámetros de referencia se toman en el tiempo medio de la fase de circulación natural. Sustituyendo las magnitudes adimensionales en las ecuaciones de presión y nivel (ecuaciones (21) y (22)), las ecuaciones adimensionales (23) y (24) proporcionan los grupos adimensionales.

$$\frac{dM^*}{dt^*} = \Xi_{M,\dot{m}} (\dot{m}_{HPIS}^* - \dot{m}_{break}^*) \quad (23)$$

$$\frac{dp^*}{dt^*} = \Xi_{\dot{p},\dot{m}(h_{in}-\mu_m)} \frac{\left(\frac{\delta p}{\delta \mu_m}\right)^* v_m}{M^*} \dot{m}_{HPIS}^* (h_l^* - \mu_m^*) - \Xi_{\dot{p},\dot{m}(h_{out}-\mu_m)} \frac{\left(\frac{\delta p}{\delta \mu_m}\right)^* v_m}{M^*} \dot{m}_{break}^* (h_m^* - \mu_m^*) + \Xi_{\dot{p},\dot{q}_{net}} \frac{\left(\frac{\delta p}{\delta \mu_m}\right)^* v_m}{M^*} \dot{q}_{net}^* - \Xi_{\dot{p},\dot{m}v_m} \frac{\left(\frac{\delta p}{\delta v_m}\right)^* \mu_m}{M^*} \frac{1}{\rho_m^*} (\dot{m}_{HPIS}^* - \dot{m}_{break}^*) \quad (24)$$

La Tabla 18 muestra los grupos adimensionales y su importancia para la fase de circulación natural, como se hizo para la fase anterior.



Tabla 18: Resumen de análisis para fase de circulación natural.

Grupos adimensionales	Grupos ATLAS		Grupos LSTF		Ratio distorsión
	ATLAS	Importancia ATLAS	LSTF	Importancia LSTF	
$\Xi_{M,\dot{m}} = \frac{\dot{m}_0}{M_0} \tau_0$	1	1	1	1	1
$\Xi_{\dot{p},\dot{m}(h_{in}-\mu_m)} = \frac{\tau_0}{\Delta P_0} \frac{\left(\frac{\delta p}{\delta \mu_m}\right) v_{m,0}}{M_0} \dot{m}_0 (h_{in,0} - \mu_{m,0})$	-0,456	0,092	-0,498	0,078	0,915
$\Xi_{\dot{p},\dot{m}(h_{out}-\mu_m)} = \frac{\tau_0}{\Delta p_0} \frac{\left(\frac{\delta p}{\delta \mu_m}\right) v_{m,0}}{M_0} \dot{m}_0 (h_{out,0} - \mu_{m,0})$	-0,636	0,128	-0,692	0,109	0,919
$\Xi_{\dot{p},\dot{q}_{net}} = \frac{\tau_0}{\Delta P_0} \frac{\left(\frac{\delta p}{\delta \mu_m}\right) v_{m,0}}{M_0} \dot{q}_0$	4,962	1	6,340	1	0,783
$\Xi_{\dot{p},\dot{m}v_m} = \frac{\tau_0}{\Delta P_0} \frac{\left(\frac{\delta p}{\delta v_m}\right) \mu_{m,0}}{M_0 \rho_{m,0}} \dot{m}_0$	4,916	0,991	4,907	0,774	1,002

El grupo que relaciona el balance de caudales másicos que acceden y abandonan el sistema y su contribución a la masa total de la instalación,  $\Xi_{M,\dot{m}}$ , es igual a 1 por definición. Respecto a los grupos adimensionales derivados de la evolución de la presión, los relativos a la entalpía neta de dichos caudales,  $\Xi_{\dot{p},\dot{m}(h_{in}-\mu_m)}$  y  $\Xi_{\dot{p},\dot{m}(h_{out}-\mu_m)}$ , no son relevantes para la despresurización si se comparan con los otros grupos. Sus valores son aproximadamente 1/10 de los calculados para los grupos relativos al caudal volumétrico que abandona el sistema  $\Xi_{\dot{p},\dot{m}v_m}$  o al calor neto  $\Xi_{\dot{p},\dot{q}_{net}}$ . Como es predecible, la transferencia neta de calor es el fenómeno más importante durante esta fase por ser impulsor de la circulación natural.

Todas las ratios que cuantifican la distorsión de los procesos de transferencia se hallan en el intervalo establecido por Wulff (Wulff, 1996) para considerar los fenómenos bien escalados [1/2, 2]. Cabe destacar que la mayor distorsión surge de la transferencia neta de calor al sistema, justificada por el escalado de la potencia del núcleo y el efecto particular de las pérdidas de calor en ATLAS y LSTF.

#### Escalado de la fase descarga de alta calidad

Tras una breve fase de circulación natural, el caudal en los lazos se interrumpe repentinamente y el inventario queda distribuido en tres regiones según las condiciones del fluido, es decir, vapor, líquido y mezcla bifásica. Los tubos en U de los generadores de vapor, el *upper head*, la región superior del *upper plenum* y la parte superior de las ramas calientes conforman el campo de vapor. La parte inferior de las ramas calientes y el núcleo contienen una mezcla bifásica. El *lower plenum*, el downcomer de la vasija, los sellos de lazo y las ramas frías, que contienen líquido, constituyen la tercera región. Según esta distribución de agua, la descarga a través de la rotura es de flujo de vapor puro o de muy alta calidad. Debido a esto, la presión en el sistema primario disminuye gradualmente hasta el final de la fase, cuando los acumuladores comienzan a inyectar agua fría.

En el transcurso de esta fase, el análisis de escala se desarrolla considerando el sistema primario como un volumen de control único dividido en tres regiones, en las que solo varían los balances de masa y energía. Las ecuaciones (25) y (26) modelan el inventario y la evolución de la presión en el sistema primario, donde se pueden omitir los términos provenientes de la transferencia de propiedades entre las tres regiones o campos, como prueba (Muñoz-Cobo, 2018) (Banerjee et al., 1997).

$$\frac{dM_{RCS}}{dt} = \frac{d}{dt} \sum_{k=l,m,g} \rho_k V_k = \dot{m}_{HPI} - \dot{m}_{break} \quad (25)$$

$$\frac{dp}{dt} = \frac{1}{\sum_{k=l,m,g} \frac{\rho_k V_k}{\left(\frac{\partial p}{\partial v_k}\right)_{\mu_k}}} \cdot \left[ \sum_{k=l,m,g} \frac{\left(\frac{\partial p}{\partial \mu_k}\right)_{v_k}}{\left(\frac{\partial p}{\partial v_k}\right)_{\mu_k}} \left[ \sum \dot{m}_{in,k} (h_{in,k} - \mu_k) - \sum \dot{m}_{out,k} (h_{out,k} - \mu_k) + \dot{q}_{net,k} \right] - \sum_{k=l,m,g} v_k [\dot{m}_{in,k} - \dot{m}_{out,k}] \right] \quad (26)$$

A continuación, se definen las variables  $C_{1,k}$ ,  $C_2$  y sus respectivas variables adimensionales,  $C_{1,k}^*$  y  $C_2^*$  para simplificar la expresión de la evolución de la presión (Ec.(26)) y su normalización (Muñoz-Cobo, 2018).

$$C_{1,k} = \frac{\left(\frac{\partial p}{\partial \mu_k}\right)_{v_k} / \left(\frac{\partial p}{\partial v_k}\right)_{\mu_k}}{\sum_{k=l,m,g} \frac{\rho_k V_k}{\left(\frac{\partial p}{\partial v_k}\right)_{\mu_k}}} \quad (27)$$

$$C_2 = \frac{1}{\sum_{k=l,m,g} \frac{\rho_k V_k}{\left(\frac{\partial p}{\partial v_k}\right)_{\mu_k}}} \quad (28)$$

$$C_{1,k}^* = \frac{C_{1,k}}{C_{1,k,0}} \quad (29)$$

$$C_2^* = \frac{C_2}{C_{2,0}} \quad (30)$$

Sustituyendo las magnitudes adimensionales definidas en las Ecs. (29) y (30), en las ecuaciones de masa y presión, las expresiones adimensionales Ecs. (31) y (32) definen los grupos adimensionales para la fase.

$$\frac{dM^*}{dt^*} = \Xi_{\dot{M},\dot{m}} \sum_{k=l,m,g} [\sum \dot{m}_{in,k}^* - \sum \dot{m}_{out,k}^*] \quad (31)$$

$$\begin{aligned} \frac{dp^*}{dt^*} = & \sum_{k=l,m,g} \Xi_{\dot{p},\dot{m}(h_{in}-\mu)k} \cdot C_{1,k}^* \sum \dot{m}_{in,k}^* (h_{in,k} - \mu_k)^* - \sum_{k=l,m,g} \Xi_{\dot{p},\dot{m}(h_{out}-\mu)k} \cdot \\ & C_{1,k}^* \sum \dot{m}_{out,k}^* (h_{out,k} - \mu_k)^* + \sum_{k=l,m,g} \Xi_{\dot{p},\dot{q}_{net,k}} \cdot C_{1,k}^* \dot{q}_{net,k}^* - \sum_{k=l,m,g} \Xi_{\dot{p},\dot{m}v_k} \cdot \\ & C_2^* v_k^* [\sum \dot{m}_{in,k}^* - \sum \dot{m}_{out,k}^*] \end{aligned} \quad (32)$$

En la Tabla 19 se presentan los grupos adimensionales relativos a la variación de masa del sistema y la presión durante la fase de descarga de alta calidad, junto con su importancia relativa en la evolución de los procesos. Así pues, se evalúa la contribución de los caudales máxicos que acceden y escapan del sistema, sus flujos de energía, el calor neto y los flujos volumétricos para cuantificar su relevancia para los procesos en estudio. Además, la última columna de la Tabla 19 muestra la distorsión de escala entre ATLAS y LSTF a través de las ratios de los grupos adimensionales de ambas instalaciones.

Tabla 19: Resumen de análisis para fase de descarga de alta calidad.

Grupos adimensionales	Grupos ATLAS	Importancia ATLAS	Grupos LSTF	Importancia LSTF	Ratios distorsión
	$E_{M,m} = \frac{\dot{m}_0}{M_0} \tau_0$	1	1	1	1
$E_{p,m(h_{in}-\mu)l} = \frac{T_0}{\Delta P_0} C_{1,l,0} \dot{m}_0 (h_{in,l,0} - \mu_{l,0})$	0,201	0,004	0,242	0,004	0,813
$E_{p,m(h_{in}-\mu)m} = \frac{T_0}{\Delta P_0} C_{1,m,0} \dot{m}_0 (h_{in,m,0} - \mu_{m,0})$	-4,04	0,081	-4,538	0,081	0,885
$E_{p,m(h_{in}-\mu)v} = \frac{T_0}{\Delta P_0} C_{1,v,0} \dot{m}_0 (h_{in,v,0} - \mu_{v,0})$	49,852	1	56,350	1	0,883
$E_{p,m(h_{out}-\mu)l} = \frac{T_0}{\Delta P_0} C_{1,l,0} \dot{m}_0 (h_{out,l,0} - \mu_{l,0})$	0,232	0,005	0,278	0,005	0,814
$E_{p,m(h_{out}-\mu)m} = \frac{T_0}{\Delta P_0} C_{1,m,0} \dot{m}_0 (h_{out,m,0} - \mu_{m,0})$	0,128	0,003	0,121	0,002	1,058
$E_{p,m(h_{out}-\mu)v} = \frac{T_0}{\Delta P_0} C_{1,v,0} \dot{m}_0 (h_{out,v,0} - \mu_{v,0})$	49,852	1	56,350	1	0,884

Tabla 19: Resumen de análisis para fase de descarga de alta calidad (cont.).

Grupos adimensionales	Grupos ATLAS	Importancia ATLAS	Grupos LSTF	Importancia LSTF	Ratios distorsión
$\Xi_{\dot{p},\dot{q}_{net,l}} = \frac{\tau_0}{\Delta P_0} C_{1,l,0} \dot{q}_{net,l,0}$	0,108	0,002	0,103	0,0012	1,041
$\Xi_{\dot{p},\dot{q}_{net,m}} = \frac{\tau_0}{\Delta P_0} C_{1,m,0} \dot{q}_{net,m,0}$	-1,517	0,030	-1,406	0,025	1,077
$\Xi_{\dot{p},\dot{q}_{net,v}} = \frac{\tau_0}{\Delta P_0} C_{1,g,0} \dot{q}_{net,g,0}$	10,938	0,219	9,778	0,174	1,118
$\Xi_{\dot{p},\dot{m}v_l} = \frac{1}{\sum_k \left( \frac{M_k}{\partial v_k} \right) \mu_k} \frac{\tau_0}{\Delta P_0} \dot{m}_0 v_{l,0}$	-0,164	0,003	-0,200	0,004	0,819
$\Xi_{\dot{p},\dot{m}v_m} = \frac{1}{\sum_k \left( \frac{M_k}{\partial v_k} \right) \mu_k} \frac{\tau_0}{\Delta P_0} \dot{m}_0 v_{m,0}$	-0,939	0,0189	-0,887	0,016	1,059
$\Xi_{\dot{p},\dot{m}v_v} = \frac{1}{\sum_k \left( \frac{M_k}{\partial v_k} \right) \mu_k} \frac{\tau_0}{\Delta P_0} \dot{m}_0 v_{v,0}$	-3,818	0,077	-4,446	0,079	0,859

Como en las fases anteriores, el grupo relacionado con la contribución del balance de caudales másicos al inventario total del sistema,  $\Xi_{M,\dot{m}}$ , es igual a 1. Los grupos involucrados en el proceso de despresurización están constituidos por tres términos, cada uno de ellos asociado a un campo (líquido, mezcla o vapor). Para todos los grupos, los términos de la fase vapor son los de mayor contribución. Concretamente, en términos de importancia, los grupos relativos a la energía de los caudales,  $\Xi_{\dot{p},\dot{m}(h_{in}-\mu)_v}$  y  $\Xi_{\dot{p},\dot{m}(h_{out}-\mu)_v}$ , son los de mayor relevancia, seguidos de  $\Xi_{\dot{p},\dot{q}_{net,v}}$ .

En lo relativo a los ratios entre instalaciones, todos los valores se encuentran entre 0,813 y 1,118, por lo que se concluye que no existe una distorsión significativa en los procesos, según especifica el criterio de Wulff (Wulff, 1996).

#### Escalado de la fase de rellenado

La fase de rellenado se caracteriza por el funcionamiento de los sistemas de refrigeración del núcleo, que inyectan gran cantidad de agua en el sistema hasta que el núcleo se vuelve a cubrir por completo. La fase comienza cuando la presión ha disminuido hasta el valor de consigna para la apertura de las válvulas de aislamiento de los acumuladores. El agua de estos tanques ingresa al sistema a través de las ramas frías. De esta manera, los niveles de líquido en el núcleo y los sellos de lazo se recuperan rápidamente. El rellenado también se ve propiciado por la condensación de vapor, que disminuye la presión y permite el aumento del caudal másico inyectado por el HPIS y la actuación de LPIS. Además, el llenado del sistema reduce significativamente la calidad del vapor en la rotura y la presión se estabiliza.

Para esta fase, la división de los volúmenes de control en tres campos y las ecuaciones para describir la evolución de masa y presión son iguales a los presentados para la fase de descarga de alta calidad. En consecuencia, los grupos adimensionales de la Tabla 20 son los definidos previamente, a pesar de que sus valores y el resultado de su comparación se deben recalcular.

La Tabla 20 muestra la importancia relativa de los grupos adimensionales que gobiernan la evolución de la masa y la presión durante la fase de llenado. El valor y la relevancia del grupo derivado de la ecuación de conservación de masas,  $\Xi_{M,\dot{m}}$ , es nuevamente 1 por definición. En lo referente a los grupos relacionados con la evolución de la presión, los términos de la fase gaseosa son los de mayor contribución, como sucedía en la fase anterior. Sin embargo, en esta fase el término más importante es el relativo a la transferencia neta de calor,  $\Xi_{\dot{p},\dot{q}_{net,g}}$ , seguido de los asociados a la entalpía de los caudales entrantes y saliente.

Si bien el llenado es la fase que presenta mayor distorsión, el análisis muestra una buena escalabilidad ya que todas las relaciones entre ATLAS y LSTF se hallan en el intervalo [0,5, 1].

Tabla 20: Resumen de análisis para fase de relleno.

Grupos adimensionales	Grupos ATLAS	Importancia ATLAS	Grupos LSTF	Importancia LSTF	Ratio distorsión
$E_{M,m}$	1	1	1	1	1
$E_{p,m}(h_{in}-\mu)l$	0,225	0,0001	0,315	0,0001	0,715
$E_{p,m}(h_{in}-\mu)m$	-13,695	0,009	-19,138	0,008	0,716
$E_{p,m}(h_{in}-\mu)v$	936,489	0,590	1241,634	0,547	0,754
$E_{p,m}(h_{out}-\mu)l$	0,282	0,0002	0,394	0,0002	0,717
$E_{p,m}(h_{out}-\mu)m$	0,283	0,0002	0,377	0,0002	0,751
$E_{p,m}(h_{out}-\mu)v$	936,489	0,590	1241,634	0,547	0,754

Tabla 20: Resumen de análisis para fase de rellenado (cont.).

Grupos adimensionales	Grupos ATLAS	Importancia ATLAS	Grupos LSTF	Importancia LSTF	Ratio distorsión
$E_{p,directl}$	-1,570	0,001	-2,338	0,001	0,671
$E_{p,directm}$	62,901	0,040	94,987	0,042	0,662
$E_{p,directv}$	-1586,870	1	-2270,439	1	0,699
$E_{p,mv_l}$	-0,171	0,0001	-0,249	0,0001	0,686
$E_{p,mv_m}$	-2,551	0,002	-3,385	0,002	0,754
$E_{p,mv_v}$	-25,977	0,016	-36,193	0,016	0,718



### 6.3. 1% SBLOCA *Upper head*

El Test B5.1 se ha simulado y analizado en el curso de un ejercicio benchmark en el marco del Proyecto ATLAS-2, en el que el grupo de trabajo en el que se desarrolla la presente tesis participó bajo las siglas UPV-ISIRYM.

Los principales objetivos del benchmark fueron investigar los fenómenos termohidráulicos durante una rotura en la cabeza de la vasija de un PWR (SBLOCA) con acciones de gestión de accidentes y evaluar y comparar las capacidades de los códigos termohidráulicos de sistema para simular los fenómenos relevantes que acontecen. Con estos fines, el planteamiento del benchmark busca:

- Proporcionar continuidad y coherencia al benchmark desarrollado en el marco del Proyecto ATLAS 1.
- Comparar los fenómenos experimentales frente a los simulados y las técnicas de modelado empleadas.
- Identificar qué opciones de modelado y parámetros inciertos de los diferentes códigos tienen un impacto significativo en la predicción de los principales fenómenos.

El benchmark incluyó una fase ciega (*blind phase*), en la que para simular el experimento únicamente se puso a disposición de los participantes las condiciones iniciales y de contorno del test, y una fase abierta (*open phase*) en la que los participantes repitieron sus cálculos una vez fueron revelados los datos experimentales.

Un total de 10 organizaciones de 7 países presentaron sus resultados, concretamente, Bel V, Tractebel, NPIC, GRS, KAERI, KINS, UPV, FANR, USNRC y UPC. Además, Tractebel actuó como coordinador, haciéndose cargo de la distribución de material, recopilación y análisis comparativo de resultados y la redacción del informe final. La Tabla 21 presenta los grupos que participaron en cada una de las fases del benchmark y los códigos que emplearon.

El cronograma del benchmark se desarrolló como sigue:

#### *Blind phase*

Noviembre 2018 – Entrega de especificaciones del test por KAERI.

Marzo 2019 – Entrega de especificaciones para *blind phase* por TRACTEBEL.

Julio 2019 – Envío de resultados de *blind phase* (caso base) por participantes.

Octubre 2019 – Divulgación de datos experimentales del test por KAERI.

*Open phase*

Enero 2020 – Envío de resultados de *open phase* por participantes.

Marzo 2020 – Publicación del borrador del informe del benchmark por TRACTEBEL.

Mayo 2020 – Publicación del informe final del benchmark por TRACTEBEL.

**Tabla 21: Grupos participantes en el benchmark para Test B5.1.**

Participante	País	Código	<i>Blind phase</i>	<i>Open phase</i>
Bel V	Bélgica	CATHARE 2 V2.5	S	S
Tractebel Engineering	Bélgica	TRACE V5.0p5	S	S
Nuclear Power Institute of China - NPIC	China	RELAP/SCADPSIM MOD3.5	S	N
Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit - GRS	Alemania	ATHLET 3.2	S	S
Korea Atomic Energy Research Institute - KAERI	Rep. de Corea	SPACE	S	S
Korea Institute of Nuclear Safety - KINS	Rep. de Corea	MARS-KS V1.5	S	S
Universitat Politècnica de València – UPV IIE	España	TRACE V5.0p5	S	S
Universitat Politècnica de València – UPV ISIRYM	España	TRACE V5.0p5	S	S
Federal Authority for Nuclear Regulation - FANR	Emiratos Árabes	RELAP5 MOD3.3	S	S
US Nuclear Regulatory Commission - USNRC	EEUU	TRACE V5.0p5	S	S
Universitat Politècnica de Catalunya - UPC	España	RELAP5 Mod3.3 patch 4	N	S

### 6.3.1. Blind Phase

El comportamiento termohidráulico en la simulación presentada por el grupo UPV-ISIRYM, correspondiente a la fase ciega del benchmark, puede caracterizarse en tres fases:

- Tras la apertura de la válvula que simula la rotura, la presión del sistema primario disminuye rápidamente debido a la repentina pérdida de refrigerante. Seguidamente, a los 31 s, la presión desciende a 12,97 MPa y se produce la señal de SCRAM que inicia la curva de decaimiento de la potencia, cierra las líneas de vapor y de suministro de agua y detiene los calentadores del presionador. Debido al aislamiento de los generadores de vapor, la presión del secundario aumenta hasta el punto de consigna de sus válvulas de seguridad (MSSV). Después de 200 s, la presión del sistema primario se mantiene prácticamente constante y ligeramente superior a la del secundario, que se regula con las aperturas cíclicas de las MSSV. (0- 1153 s).

- Una vez la descarga de inventario a través de la rotura pasa a fase vapor, y desciende el nivel de líquido en la vasija, se produce el calentamiento del núcleo y la activación del sistema HPIS en los dos lazos, cuando la CET alcanza 623 K, a 1689 s. A 1568 s tiene lugar la excursión de la PCT, la cual alcanza 895 K a 1884 s. El caudal másico inyectado por el sistema HPIS (0,16 kg/s en el lazo 1 y 0,15 kg/s en el lazo 2) reduce drásticamente la PCT y propicia la despresurización del sistema primario. Con el descenso de presión, a 4,51 MPa se permite la descarga de los acumuladores (1153 – 2562 s).

- Cuando la presión del sistema primario es inferior a 4 MPa se despresurizan los generadores de vapor (GV) a través de las válvulas de alivio, donde el nivel de líquido comienza a descender. Simultáneamente se activa la inyección de agua auxiliar en los GV 1 y 2, la cual compensa la pérdida de inventario y estabiliza el nivel de líquido a 2,5 y 3 m, respectivamente. La despresurización del secundario resulta ser una medida efectiva para la completa refrigeración del primario pues, una vez se igualan las presiones de ambos sistemas, la presión del primario acompaña a la del secundario hasta estabilizarse a 1 MPa.

Como parte del ejercicio ciego se realizaron diferentes análisis de sensibilidad a fin de identificar las opciones de modelado y los parámetros con incertidumbre que tienen un impacto significativo en la simulación de los fenómenos termohidráulicos. La Tabla 22 lista los fenómenos estudiados y la descripción de los cambios realizados en el modelo para su estudio. Cada uno de los casos se ha comparado con un caso de referencia (REF), descrito anteriormente.

**Tabla 22: Casos de análisis de sensibilidad en fase ciega.**

<b>Caso</b>	<b>Fenómeno de interés</b>	<b>Modificación de modelo/parámetro</b>	<b>Descripción de cambios</b>
<b>BRK</b>	Flujo crítico en la rotura	Coefficiente <i>Choke flow multiplier</i>	Multiplicador bifásico igual a 1 fijado a 0.95 y 0.9
<b>CET</b>	Predicción de la CET	Señal de temperatura	Posición de medida de la CET del anillo 1 al 2.
<b>LSC</b>	Rotura del sello de lazo	Correlación CCFL	Ajuste de correlación CCFL Wallis en la placa de alineación del combustible

#### Flujo crítico en la rotura

El modelado de la rotura, y en particular aquellos parámetros que determinan la descarga de inventario se han identificado como uno de los factores más influyentes en la evolución del transitorio. Por ello, se ha seleccionado el coeficiente de flujo crítico en el modelo Ransom-Trapp como parámetro objeto de estudio.

En el caso de referencia se consideran los valores 1, 1 y 0,9 (1, 1, 0,9) como coeficientes de choque para flujo monofásico líquido, bifásico y vapor, respectivamente. El análisis de sensibilidad consta de tres casos en los que se modifican dichos valores. En el primer caso los tres coeficientes se fijan a 1 (1, 1, 1), por ser el valor por defecto programado en el código TRACE5. Para el estudio de la descarga bifásica, el coeficiente correspondiente se fija a 0,95 y 0,9 ((1, 0,95, 0,9) y (1, 0,9, 0,9)). Tal como se espera, en el caso (1, 1, 1) el caudal no varía durante la descarga de líquido o mezcla bifásica (0-1145 s). A partir de ese momento, el caudal de vapor aumenta levemente hasta 1660 s. En los casos (1, 0,95, 0,9) y (1, 0,9, 0,9) el caudal disminuye durante la descarga bifásica (Figura 26), retrasando el vaciado de los lazos y el núcleo.

La Figura 27 muestra la presión en el sistema primario. Como puede apreciarse, una pequeña variación del coeficiente de vapor (1, 1, 1) afecta notablemente a la despresurización. En los casos (1, 0,95, 0,9) y (1, 0,9, 0,9), las diferencias en la descarga de inventario retrasan el vaciado del *upper head* y el vertido de vapor, pero transcurridos pocos segundos las presiones se igualan a las del caso de referencia.

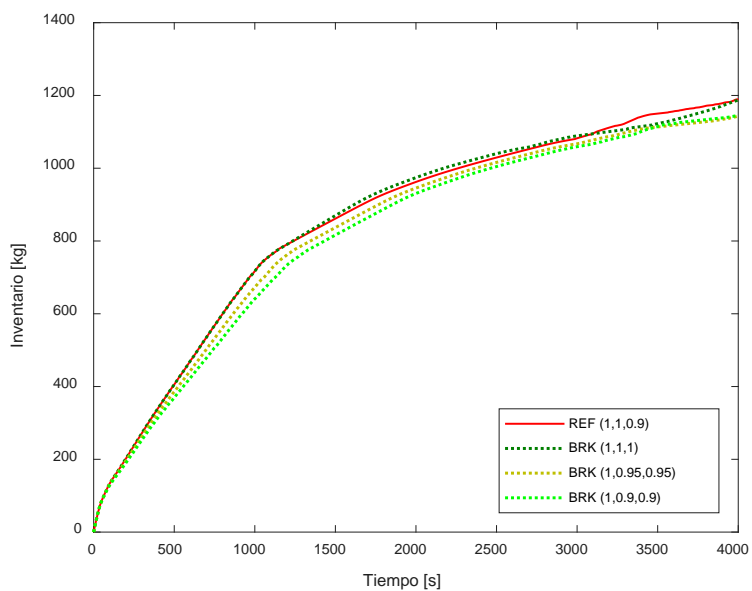


Figura 26: Sensibilidad rotura – Descarga de inventario.

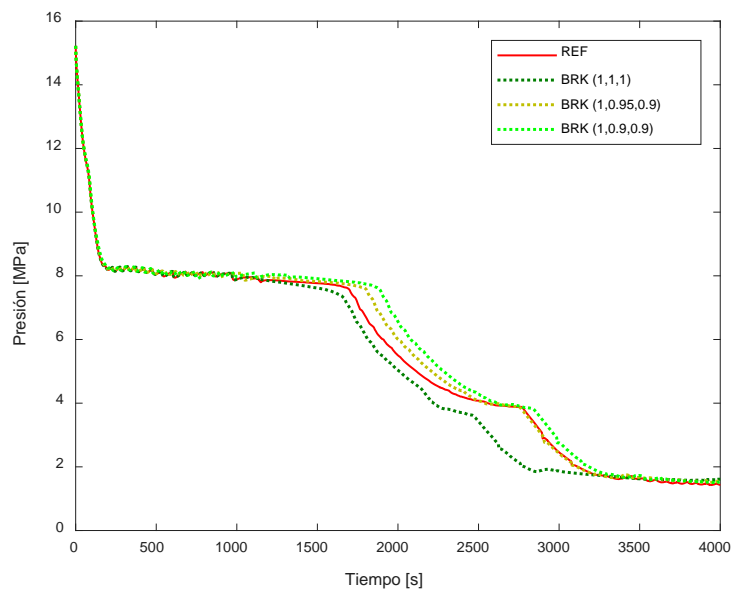


Figura 27: Sensibilidad rotura – Presión en sistema primario.

### Predicción de la CET

La primera medida para la gestión del accidente es la inyección de agua del sistema HPIS, el cual se activa manualmente cuando la temperatura de salida del núcleo (CET) alcanza 623 K. De este modo, la predicción de la CET determina el tiempo de activación del sistema de seguridad.

En el caso de referencia, la CET se mide como la temperatura máxima de una colección de sensores distribuidos entre los tres anillos de la vasija, siendo la temperatura máxima para cada paso de tiempo de la simulación detectada por los sensores localizados en el anillo 1, el interior. Esta posición coincide con el grupo de potencia 1. En el caso CET la temperatura es medida por un único sensor localizado en el anillo 2 de la vasija, que corresponde a una región de potencia inferior. Como consecuencia de este cambio, la señal que representa la CET tarda más en alcanzar el punto de consigna de inyección del sistema HPIS (623 K). La Figura 28 muestra la CET y la PCT, junto con los resultados calculados anteriormente en el caso de referencia. Puede apreciarse cómo las excursiones de la CET y PCT son simultáneas, sin embargo, debido al aumento más paulatino de la CET en el segundo caso, el nivel colapsado de líquido en el núcleo desciende 15 cm más antes de la actuación del HPIS. Durante este retardo, la PCT aumenta hasta 1003 K. Adicionalmente, el retraso en la actuación del sistema HPIS hace que los sellos de lazo permanezcan vacíos por más tiempo cuando tiene lugar el fenómeno de la rotura de sellos. Este caso de estudio muestra cómo los métodos de medida de la CET son fundamentales para garantizar la integridad del núcleo.

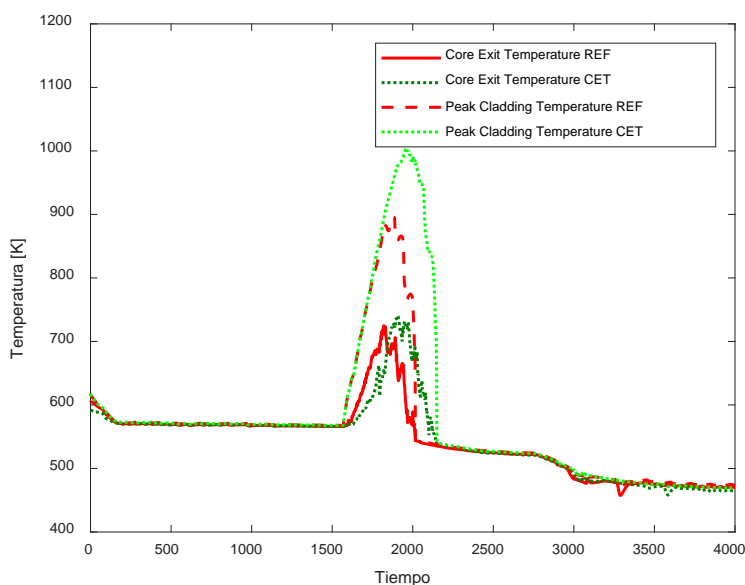


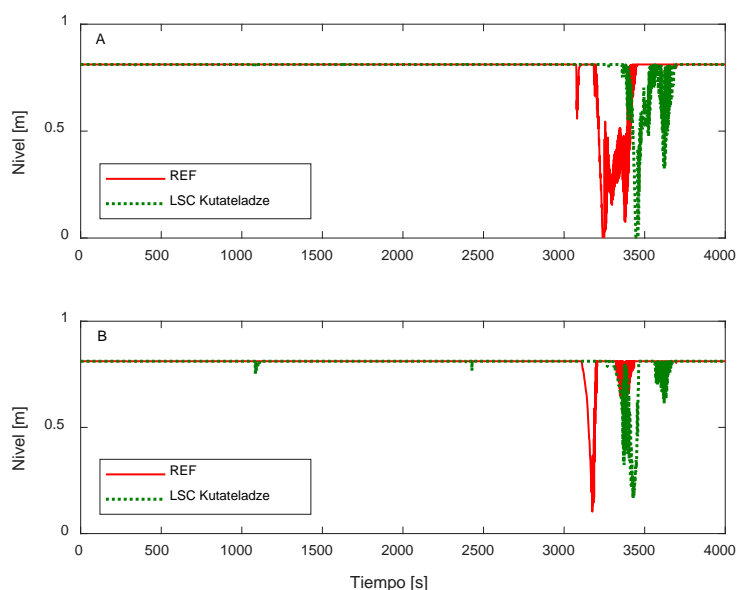
Figura 28: Sensibilidad modelado CET y PCT.

Rotura del sello de lazo

Durante un accidente tipo LOCA es factible que se produzca flujo en contracorriente (CCF) de vapor en diversas secciones del reactor, por lo que su estudio y el del límite de flujo en contracorriente (CCFL) son esenciales para un adecuado análisis de seguridad.

Diversos análisis y trabajos experimentales han demostrado la importancia de este fenómeno durante accidentes LOCA en la instalación ATLAS, y su relación con la rotura del sello de lazo y otros fenómenos en el núcleo. En concreto, las secciones más susceptibles para la aparición del CCF son la placa de alineación de las varillas de combustible (FAP) y los sellos de lazo (Kim y Kang, 2017).

El siguiente análisis compara el efecto de la implementación de las correlaciones de Wallis y Kutateladze (ver Sección 4) en el FAP, en la simulación de la rotura de sellos de lazo. Para ello se emplean los valores de  $m$  y  $C$  que proporciona el código por defecto ( $C=1$  y  $m=1$ ). Las Figuras 29a y 29b muestran el nivel colapsado de líquido en el tramo ascendente de los sellos de las ramas 1A y 2B, al imponer la correlación de Kutateladze. Puede apreciarse cómo el descenso de nivel se retrasa respecto al caso de referencia (REF) pero el nivel mínimo y el tiempo durante el que la tubería permanece vacía son similares.



**Figura 29: Sensibilidad CCFL Kutateladze – Nivel de líquido en sellos.**

Las Figuras 30a y 30b presentan el resultado de los mismos parámetros al emplear la correlación de Wallis. En este caso, el efecto de la correlación únicamente se percibe en el lazo 2, donde tiene lugar el vaciado completo. En el tramo ascendente del sello 2B el nivel de líquido disminuye simultáneamente en el caso de referencia y en el que emplea el modelo de CCFL. Sin embargo, al emplear la correlación de Wallis el sello permanece vacío aproximadamente el doble de tiempo.

Independientemente de la correlación usada, el comportamiento de los sellos 1B y 2A es igual al de los sellos simétricos (1A y 2B, respectivamente).

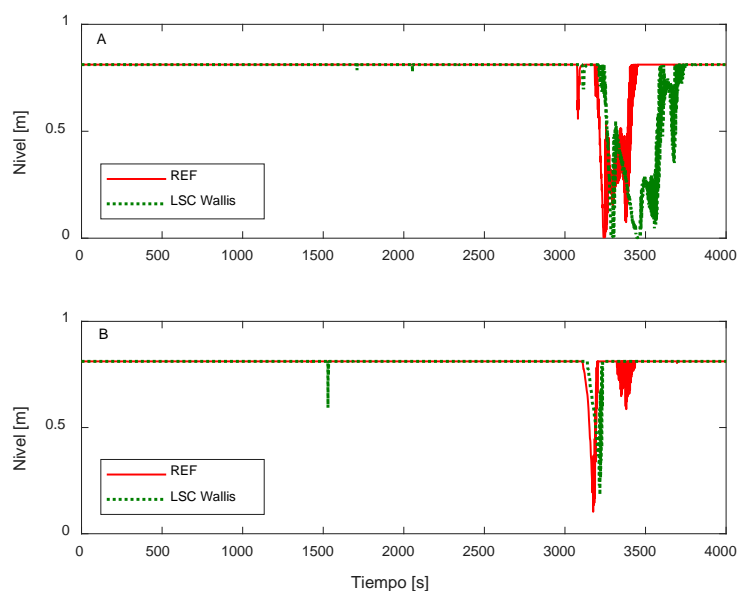


Figura 30: Sensibilidad CCFL Wallis – Nivel de líquido en sellos.

### 6.3.2. Open Phase

El comportamiento general de las simulaciones en la fase ciega del benchmark resultó coherente con el experimento. No obstante, se observaron notables diferencias entre los grupos participantes en términos de cronología y en la predicción de la PCT.

En particular, en los resultados presentados por el grupo UPV-ISIRYM, los principales eventos del transitorio se predijeron notablemente adelantados respecto al experimento, si bien la magnitud de los parámetros termohidráulicos que los desencadenan (temperaturas, presiones y niveles de líquido) se simulan con precisión. Esta discrepancia se atribuye al modelado de la rotura y el consiguiente caudal a través de la



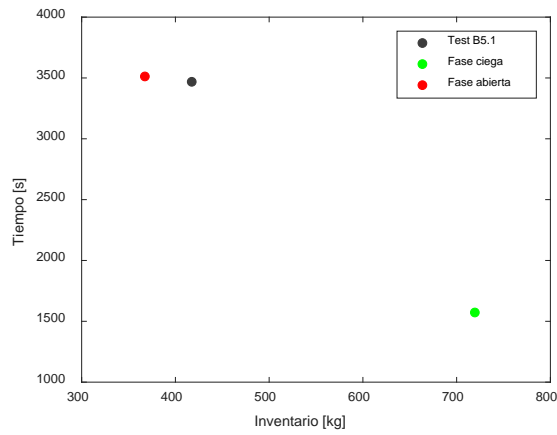
misma. La descarga de inventario en fase líquida y bifásica se mantiene durante 1000 s desde la apertura de la rotura, lo que conlleva una pérdida de inventario muy superior al resultado del test. Por el contrario, el experimento mostró una transición rápida a la descarga de vapor (100 s), reduciéndose la tasa de descarga.

En vista de estos resultados, para la participación en la fase abierta se modificó el modelo con el objetivo de mejorar los cálculos de simulación respecto a los datos experimentales. Para ello se han seguido dos criterios. En primer lugar, reducir las discrepancias en las correlaciones entre diferentes parámetros obtenidos por los coordinadores del ejercicio y, en segundo lugar, reproducir los principales fenómenos termohidráulicos que ocurren durante la prueba en la simulación.

Como resultado de la simulación de un banco de pruebas, las principales modificaciones fueron:

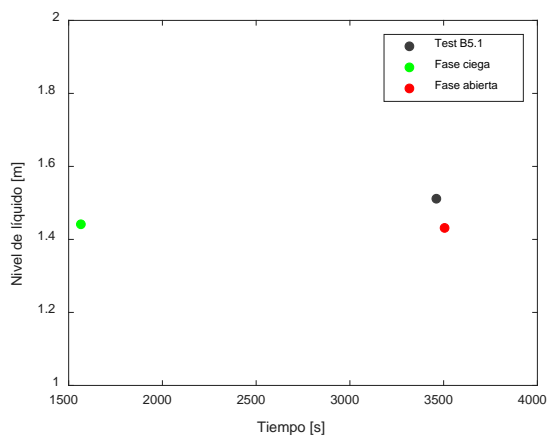
- Reemplazo de la válvula que simula la rotura. La nodalización del componente VALVE se ha simplificado reduciéndolo a unas pocas celdas. Además, el coeficiente de flujo crítico (modelo Ransom & Trapp) se ha establecido en 0,9.
- Cierre del bypass que conecta las ramas calientes y el *downcomer*.
- Eliminación de las pérdidas de carga (coeficiente K-Fact) en las placas de la vasija, la placa de alineación del combustible y la placa de soporte de la estructura de guía superior.

A continuación, se muestra el efecto de los cambios en el modelo sobre la evolución del transitorio a través de correlaciones entre parámetros termohidráulicos y tiempos significativos (Figuras 31-35).



La reducción del coeficiente de flujo crítico en la rotura disminuye el caudal por lo que, después de 1000 s, el inventario perdido disminuye. Por la misma razón se retrasa el calentamiento del núcleo (T1=tiempo inicio de excursión de la PCT).

Figura 31: T1 Vs pérdida de refrigerante en t=1000 s.



Dado que la configuración del núcleo no se modifica, el nivel de líquido al inicio de su calentamiento es el mismo en ambos modelos. Sin embargo, la disponibilidad de una cantidad diferente de refrigerante en el sistema primario retrasa T1.

Figura 32: Nivel de líquido en el núcleo vs. T1.

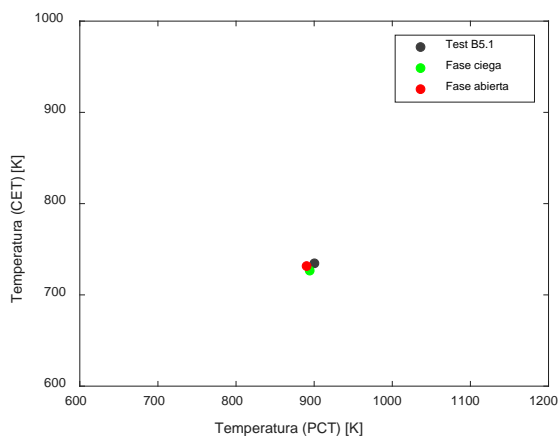


Figura 33: CET máxima vs. PCT.

Las máximas CET y PCT se reproducían correctamente en la blind phase del benchmark. Ambos parámetros no se han visto afectados por los cambios en el modelo.

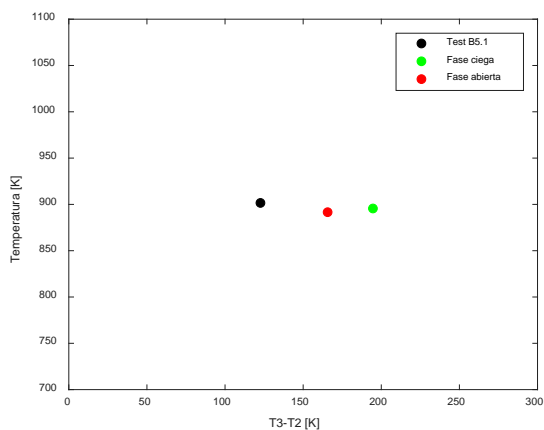
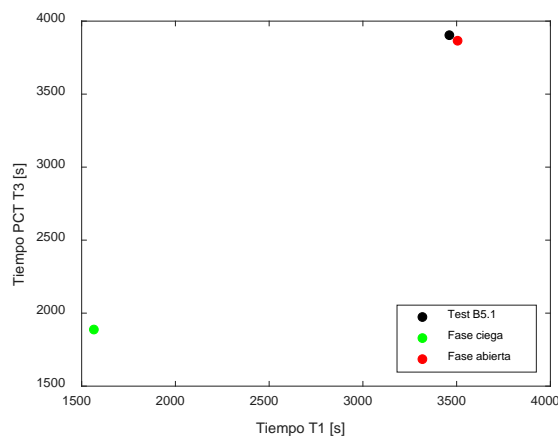


Figura 34: PCT vs. tiempo de remojo (T3-T2).

Los coeficientes K-Fact en las placas establecen diferentes flujos máxicos entre las regiones de la vasija (núcleo - *upper plenum* - *upper head*). Su eliminación reduce el tiempo necesario para el remojo del núcleo.

(T2=Inicio HPIS,

T3= Tiempo máxima PCT)



La cronología de eventos importantes (T1 y T3) se reproduce con precisión debido a las mejoras en la simulación de los fenómenos termohidráulicos.

Figura 35: T3 Vs T1.

En lo que concierne a los objetivos del benchmark, el análisis comparativo entre participantes permitió contrastar las simulaciones del SBLOCA empleando distintos códigos termohidráulicos y técnicas de modelado.

En la fase ciega del ejercicio, el comportamiento cualitativo general de las simulaciones resultó coherente con el escenario planteado, sin embargo, la cronología de ventos, la descarga de inventario y en el cálculo de la PCT mostraron una gran dispersión entre los grupos. Concretamente, la mayoría predijeron una descarga de flujo bifásico más prolongada a la experimental, donde el flujo en la rotura cambia a monofásico valor rápidamente. Puesto que este fenómeno se consideró determinante en la evolución del test, todos los participantes realizaron cambios en sus modelos para mejorar la descarga de inventario, aplicando distintas técnicas: coeficientes de flujo crítico, la geometría de la línea de descarga o la opción “bundle” del código ATHLET en la placa guía superior de la vasija, para controlar el arrastre de agua hacia la rotura. Adicionalmente, algunas organizaciones modificaron el modelado de la CET para adaptar su simulación a las especificaciones de medida de los sensores y reproducir el momento de la inyección del sistema HPIS.

Consistente con la adecuación del caudal a través de la rotura, en la fase abierta del benchmark los grupos corrigieron el inicio del calentamiento del núcleo (T1) y el instante de la PCT máxima (T3) en sus simulaciones. Cabe señalar que todos los cálculos presentados predicen anticipadamente los dos eventos (Figuras 36-38). Otro aspecto mejorado fue la magnitud de la PCT máxima, más próxima a la experimental para la mayoría de los participantes (Figura 39). Esto se relaciona con la sincronización del

tiempo de descubrimiento del núcleo, ya que el calor residual disminuye con la evolución del transitorio. Por el contrario, no se observaron cambios significativos en el comportamiento de la CET respecto a la fase ciega.

Como “lecciones aprendidas” de la organización del benchmark, y para la planificación de futuras actividades, los coordinadores destacaron la necesidad de clarificar de antemano todos los parámetros solicitados puesto que en ocasiones se prestan a interpretaciones diferentes. Este puede ser el motivo de la dispersión de resultados en la elevación del núcleo en la que se detecta la PCT, mostrada en la Figura 36, así como en el nivel de líquido en los lazos o en parámetros que no son directamente medibles, como el inventario inicial del sistema primario.

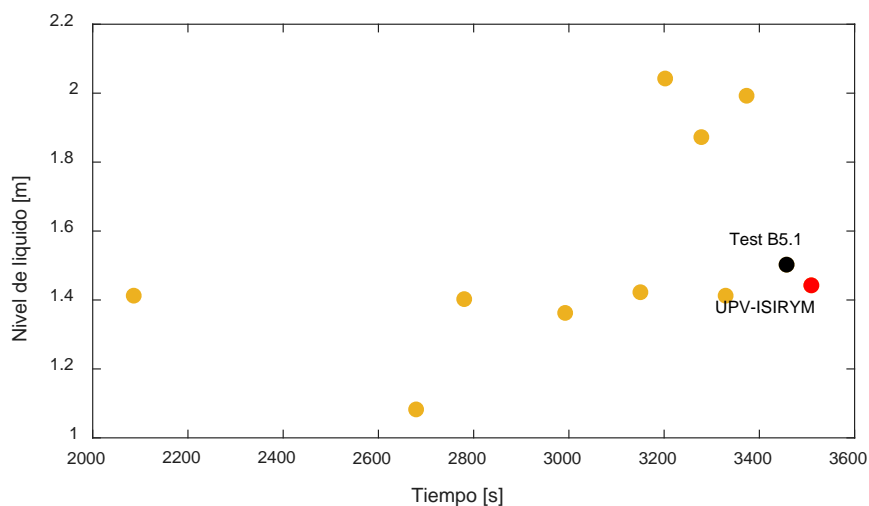
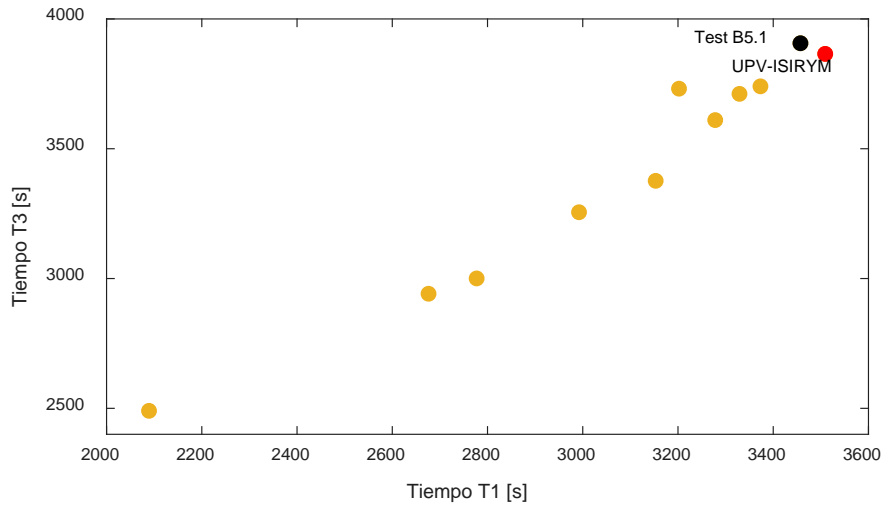
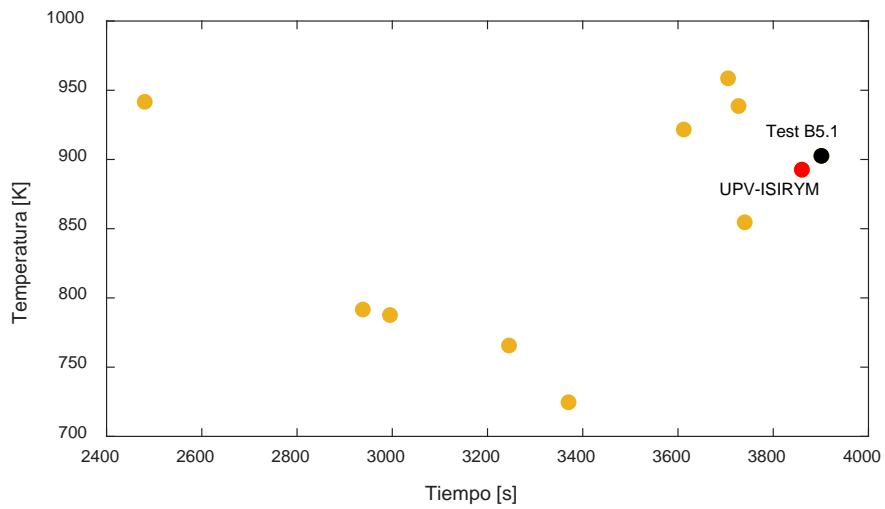


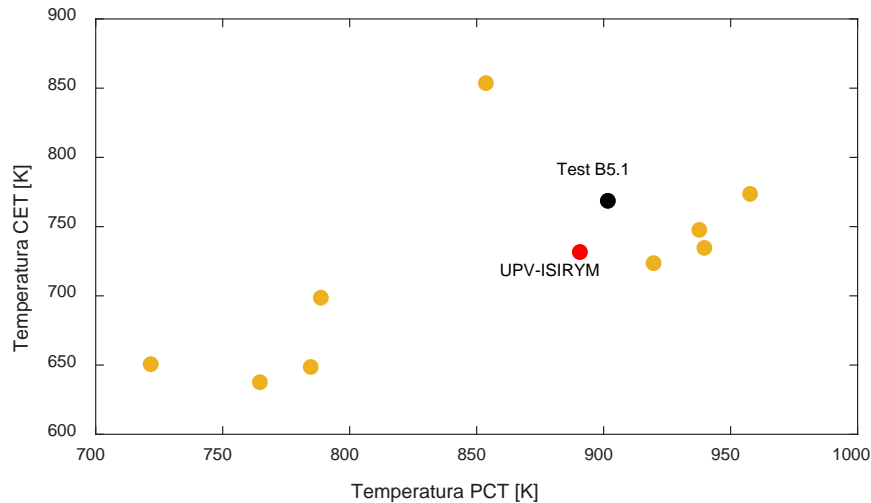
Figura 36: Conclusiones benchmark – Nivel de líquido en núcleo vs. T1.



**Figura 37: Conclusiones benchmark – T1 vs T3.**



**Figura 38: Conclusiones benchmark – T3 vs. T1.**



**Figura 39: Conclusiones benchmark – CET en instante de PCT máx vs. T1**

Seguidamente se describe el experimento B5.1 y se presentan los resultados de su simulación en la fase abierta del benchmark. Simultáneamente se compara con el test equivalente en LSTF (SB-PV-07), cuyos parámetros se muestran escalados conforme a las ratios empleadas para la definición del *counterpart*, y que permiten contrastar la similitud entre escenarios.

El experimento comienza con la apertura de la válvula en  $t=0$  s y la consiguiente pérdida de refrigerante. Esto conduce a una rápida despresurización del sistema primario y el disparo de una señal de SCRAM cuando la presión ha disminuido a 12,97 MPa a 44 s (Figura 40). Seguidamente, la válvula de aislamiento de vapor principal (MSIV) se cierra, las bombas de agua de alimentación se detienen y la potencia del núcleo comienza a disminuir conforme a una curva de decaimiento del núcleo programada.

En ambas instalaciones, la presión en el sistema primario desciende bruscamente hasta casi alcanzar a la del secundario y estabilizarse a 8,2 MPa, y se establece circulación natural en los lazos.

Debido al aislamiento de los generadores de vapor al inicio del test, mientras la presión primaria es más alta que la secundaria y la transferencia de calor a través de los tubos en U es efectiva, la presión secundaria tiende a aumentar (0-1060 s). Durante este período, la presión en los generadores de vapor permanece fluctuante entre 7,8 y 8,1 MPa,

regulada mediante las aberturas cíclicas de las válvulas de seguridad. A medida que la transferencia de calor desde el primario se degrada, la circulación natural se interrumpe y la tasa de despresurización del primario aumenta moderadamente en ATLAS. A diferencia de este tenue cambio de tendencia, en LSTF se aprecia una despresurización significativa, favorecida por la actuación anticipada del sistema HPI. Con la inyección de los acumuladores la presión en el primario disminuye rápidamente y cuando alcanza 4 MPa se abren las válvulas de alivio en ambos generadores de vapor. Simultáneamente a la despresurización, se activa el agua de alimentación auxiliar en ambos SG, que refrigeran deprisa el sistema primario. La Figura 40 y Figura 41 muestran la evolución de las presiones en la instalación.

En este escenario, la configuración interna de las vasijas y, por tanto, el nivel de líquido en el *upper head*, es determinante puesto que afecta al caudal de la rotura. Como muestra la Figura 42, en ATLAS, inicialmente, se produce una rápida pérdida de líquido y a los 150 s se han descargado aproximadamente 200 kg de agua en el experimento y 150 kg en su simulación. En ese instante, el *upper head* se vacía y la descarga cambia de líquido monofásico a vapor, disminuyendo la tasa de refrigerante descargada. Por el contrario, la placa soporte del núcleo en LSTF retiene cierta cantidad de agua y propicia el vertido de mezcla bifásica durante 1000 s y la posterior despresurización del sistema primario.

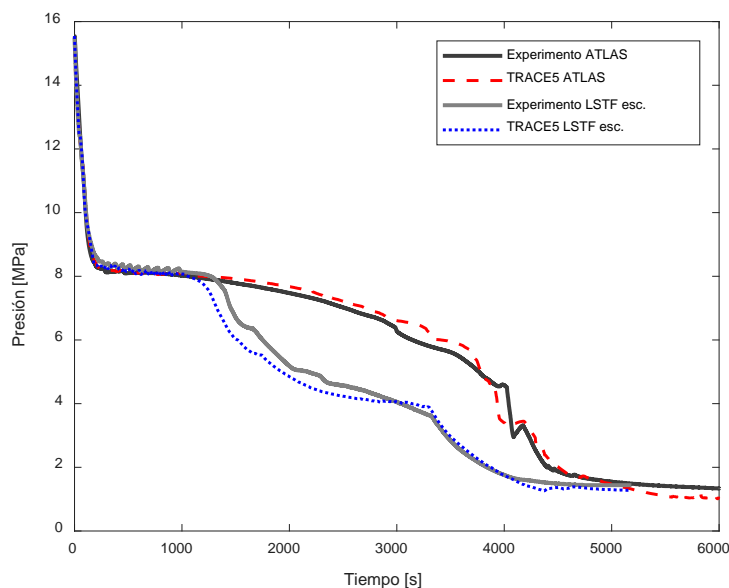


Figura 40: Test 1% SBLOCA *upper head* – Presión sistema primario.



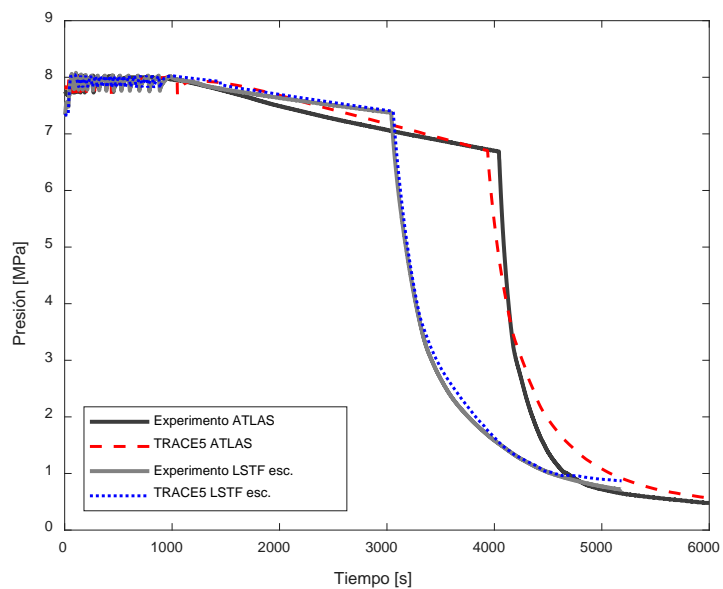


Figura 41: Test 1% SBLOCA upper head – Presión sistema secundario.

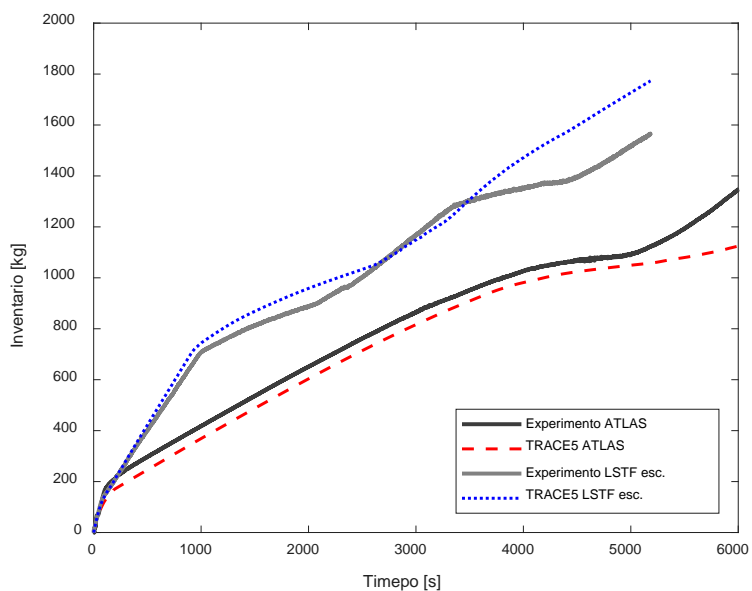


Figura 42: Test 1% SBLOCA upper head – Inventario descargado a través de la rotura.

Desde el inicio del experimento en ATLAS, el nivel colapsado de agua en el *upper head* de la vasija comienza a descender y al vaciarse completamente continúa el drenaje del *upper plenum* y el núcleo. Cuando el nivel de líquido alcanza la región superior de los calentadores, la PCT tiende a aumentar, sin embargo, se produce la rotura de sellos de lazo y el nivel de agua se recupera momentáneamente, retrasando el calentamiento del núcleo. En este punto, los resultados de la simulación difieren del comportamiento experimental de la instalación, reproduciéndose la rotura de sellos únicamente en la rama 2A y no en los dos sellos del lazo. A diferencia de lo ocurrido en ATLAS, este fenómeno no tiene lugar en LSTF y en el primer vaciado del núcleo se produce la excursión de la PCT. La Figura 43 muestra el nivel de líquido en las vasijas de ambas instalaciones, donde puede apreciarse un comportamiento similar del parámetro al margen del desfase cronológico.

El descubrimiento del núcleo provoca el incremento abrupto de la PCT y un aumento más gradual de la CET, que alcanza 623 K a 3771 s en ATLAS y 1390 s (tiempo escalado) en LSTF (Figura 44). A esta temperatura de consigna comienza la inyección manual de refrigerante del sistema HPI en ambos lazos como primera medida de gestión del accidente. Esta decisión favorece la despresurización del sistema primario, pero no es suficiente para rellenar el núcleo y la PCT continúa aumentando hasta 900 K aproximadamente en ambas instalaciones, como se presenta en la Figura 45.

Al activarse el HPIS, los niveles de agua comienzan a recuperarse y la presión primaria continúa disminuyendo hasta alcanzar el punto de tarado para la apertura de las válvulas de retención de los acumuladores (4,51 MPa), cuyo contenido (428 kg en ATLAS y 2830 kg en LSTF) se inyecta a través de las ramas frías.

La presión del sistema primario mantiene su tendencia y en el momento en que es inferior a 4 MPa, se toma la segunda medida para la gestión del accidente (apertura de las válvulas de alivio de los generadores de vapor), el sistema secundario se despresuriza y la instalación se enfría de manera estable. La simulación del experimento se da por finalizada a los 6000 s.

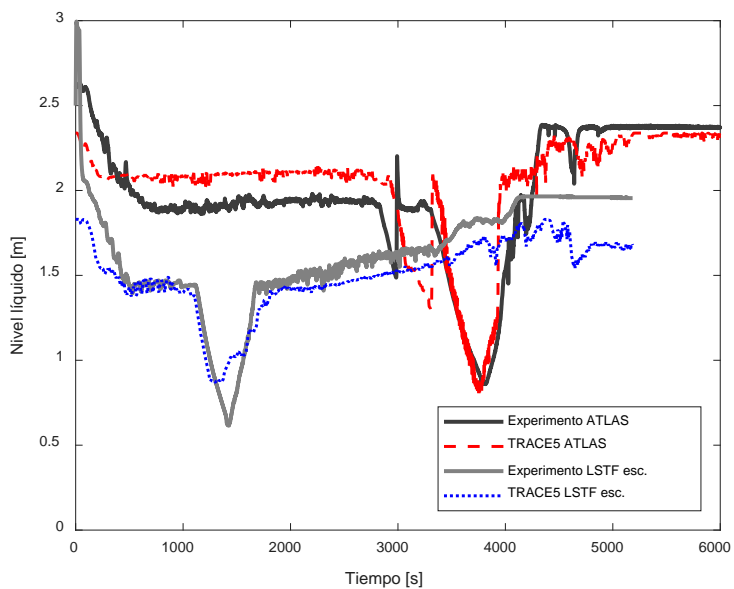


Figura 43: Test 1% SBLOCA upper head – Nivel de líquido en la vasija.

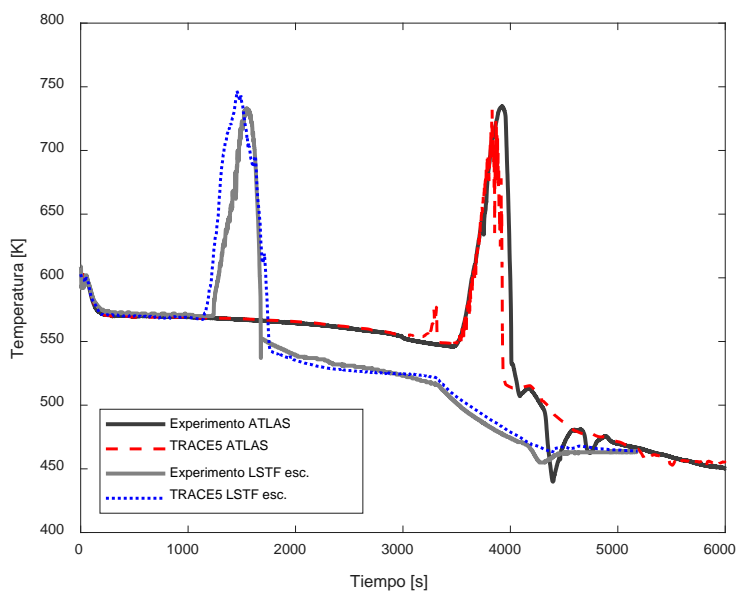
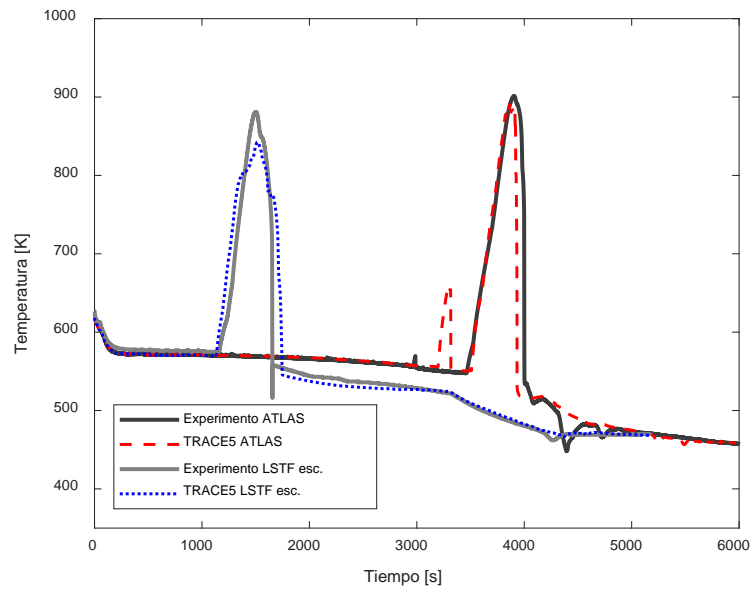


Figura 44: Test 1% SBLOCA upper head – CET.



**Figura 45: Test 1% SBLOCA upper head – PCT.**

# Capítulo 7

## Diseño de experimentos

Los experimentos *counterpart* entre instalaciones con diferentes reactores de referencia, metodología de escalado y configuración han mostrado la capacidad limitada de las ITFs para reproducir el comportamiento típico de un PWR. Pese a ello, partiendo de la premisa de que son los fenómenos, no los escenarios, los que deben escalarse (Reocreux, 1992), estas instalaciones proporcionan bases de datos valiosas para abordar la problemática del escalado.

Con la misma filosofía que los experimentos anteriores, la presente sección aborda el diseño y análisis de un experimento *counterpart* entre las instalaciones ATLAS y LSTF mediante simulaciones y cuantificación de distorsiones. El escenario en cuestión se basa en el Test A1.1 del proyecto OCDE/NEA ATLAS (Kang et al., 2020), que reproduce una secuencia accidental iniciada por un *Station Blackout*. La elección de la prueba se fundamenta en su potencial para estudiar el escalado de la fenomenología propia de la circulación natural, dada su relevancia en este y otros escenarios accidentales. Además, se propone una estrategia de diseño de experimentos novedosa en la que, por primera vez, ATLAS actúa como instalación prototipo y se escalan las condiciones iniciales y de contorno de uno de sus test para obtener las equivalentes en LSTF.

### 7.1. Experimento *Station Blackout* – Test A1.1

El 11 de marzo de 2011, varias olas de tsunami originadas por un terremoto frente a la costa nororiental de Japón inundaron el emplazamiento de la central nuclear de Fukushima Daiichi, explotada por la Compañía de Energía Eléctrica de Tokio (TEPCO).

El resultado de este evento fue la pérdida total de la alimentación eléctrica por un periodo superior al contemplado en la base de diseño, que destruyó la estructura operacional y de seguridad de los reactores y provocó un grave accidente nuclear.

Uno de los principales factores que contribuyó al accidente fue el extendido supuesto de la imposibilidad de una secuencia tan compleja de sucesos, que había dado lugar a deficiencias en el diseño de la central, su marco regulador y la planificación y gestión de accidentes severos.

Así se manifestó la necesidad de una cooperación internacional eficaz que tuviera como objetivo reforzar los tres primeros niveles del concepto de defensa en profundidad, relativos al diseño y operación de equipos en 1) condiciones de operación normales, 2) durante sucesos anormales y 3) ante condiciones accidentales base de diseño, y consolidar un cuarto nivel, 4) la prevención de la progresión de los accidentes severos y la mitigación de sus consecuencias.

En respuesta a esta coyuntura, KAERI ha incluido Condiciones Extensión de Diseño en todos los programas experimentales de ATLAS, con el cometido de verificar la robustez y fiabilidad de los sistemas de evacuación de calor residual del reactor APR1400. Estos experimentos tratan escenarios *Station Blackout* (SBO), SBLOCA y *Total Loss of Feedwater* (TLOFW), simultáneos o secuenciales, coincidentes con fallos múltiples de los sistemas de seguridad (Choi et al., 2017).

El 28 de octubre de 2014 se realizó el Test A1.1 en el marco del Proyecto ATLAS- Fase 1, que reproduce un accidente tipo SBO con suministro de agua de alimentación auxiliar, asimétrico y retardado, a un generador de vapor. El escenario está desencadenado por la pérdida de corriente alterna junto con el fallo de los generadores diésel, que inhabilita los componentes activos de la instalación (bombas de refrigeración y sistemas de seguridad). Esta circunstancia se emplea para estudiar las características del flujo monofásico y bifásico en circulación natural y alta presión, y los efectos del mecanismo de refrigeración estipulado.

El Test A1.1 inicia con una señal de SCRAM para detener las bombas de refrigeración del sistema primario (RCP) y las bombas de agua de alimentación. Simultáneamente, se cierra la válvula principal de aislamiento de vapor (MSIV) y la potencia del núcleo disminuye según una curva de decaimiento. A partir de ese momento se establece un caudal en circulación natural en ambos lazos que permite evacuar el calor del núcleo.

Al quedar los generadores de vapor aislados, la presión del sistema secundario aumenta y alcanza el valor establecido de apertura de las válvulas de seguridad de vapor principal (MSSV), a través de las cuales se descarga vapor a un tanque de condensación. A medida que se vacían, la transferencia de calor a través de los haces de tubos en U se degrada y la presión y temperatura del sistema primario aumentan. Análogamente, una válvula de alivio y seguridad (POSRV, *Pilot Operated Safety Relief Valve*) ubicada en la parte superior del presionador descarga inventario del sistema primario por medio de aperturas cíclicas para evitar sobrepresiones.

Dado el impacto de las pérdidas de calor del presionador en la evolución de transitorios prolongados, estas se compensan mediante un calentador proporcional que suministra 16,36 kW a potencia constante desde el inicio del test hasta la primera apertura de la POSRV.

La siguiente fase del test comienza con la activación del sistema de agua de alimentación auxiliar cuando, al drenarse la instalación y descubrirse el núcleo, la PCT alcanza 723 K. Restablecido el suministro de agua en el generador de vapor acoplado al lazo con presionador, se bombea de forma intermitente un caudal de 0,198 kg/s para mantener el nivel de agua a una cota entre el 25% y el 40% de la nominal.

La Tabla 23 lista la secuencia de los principales eventos que tienen lugar durante el experimento.

**Tabla 23: Eventos y señales en el Test A1.1.**

<b>Evento</b>	<b>Señal</b>
Señal de SCRAM	Tiempo = 0 s
Parada de bombas	Señal de SCRAM
Inicio de curva de caída de potencia	Señal de SCRAM
Cierre de las MSIVs	Señal de SCRAM
Fin de la MFW	Señal de SCRAM
Aperturas POSRV	P = 17,03 MPa
Sist. Alimentación auxiliar	PCT = 723 K
Final del test	Tiempo = 15000 s

## 7.2. Condiciones para el test *counterpart* en LSTF

La estrategia para determinar las condiciones iniciales y de contorno del experimento *counterpart* en LSTF a partir de las de ATLAS se basa en la aplicación de los criterios de similitud de Ishii para flujo monofásico y bifásico (Ishii y Kataoka, 1983). Se han comparado los aspectos geométricos (longitudes, áreas y volúmenes) que caracterizan tanto a los componentes como al conjunto de las instalaciones y, entre ellos, se han seleccionado dos independientes para calcular los ratios de escalado del resto de los parámetros. Con el fin de preservar las características de circulación natural en los lazos, los parámetros más adecuados son la diferencia de altura entre el núcleo y la cota superior de los haces de tubos en U, y el inventario del sistema primario. De esta manera, la

relación de longitud ( $l_R$ ) es igual a  $9,13 \text{ m}/19,54 \text{ m} = 0,47$  y la relación de volumen ( $l_R d_R^2$ ) es  $1,64 \text{ m}^3/8,14 \text{ m}^3 = 0,2$ . El resto de las ratios para diámetros, potencia, tiempo o caudal son dependientes de los dos anteriores. Para preservar presiones y temperaturas y reproducir las mismas condiciones de fluido en ambos sistemas se impone a estas variables relaciones de escala iguales a 1. La Tabla 24 resume los parámetros evaluados.

**Tabla 24: Parámetros de escalado test counterpart SBO.**

Parámetro	Relación de escala	Ratios ATLAS/LSTF
<b>Longitud</b>	$l_R$	<b>0,47</b>
Diámetro	$d_R$	0,65
Área	$d_R^2$	0,43
<b>Volumen</b>	$l_R d_R^2$	<b>0,2</b>
$\Delta T$ núcleo	$T_R$	1
Presión	$P_R$	1
Flujo de calor	$l_R^{-1/2}$	1,46
Potencia del núcleo	$l_R^{1/2} d_R^2$	0,29
Potencia/Volumen	$l_R^{-1/2}$	1,46
Caudal másico	$l_R^{1/2} d_R^2$	0,29
Velocidad	$l_R^{1/2}$	0,68
Tiempo	$l_R^{1/2}$	0,68

Como experimento *counterpart*, las condiciones iniciales y de contorno para LSTF se establecen a partir de las del Test A1.1, el escenario modelo.

En el acondicionamiento del experimento, el núcleo de ATLAS suministra una potencia de 1,6 MW, incrementada aproximadamente en 80 kW para compensar pérdidas de calor, con una distribución radial uniforme entre sus elementos y un perfil de potencia axial con forma de coseno truncado. Tras iniciarse el test, la potencia se programa para disminuir siguiendo 1,2 veces la curva de decaimiento ANS-73 (Kang et al., 2020). Según la relación de escala para la potencia,  $l_R^{1/2} d_R^2$ , la potencia inicial en LSTF sería de 5,5 MW, también distribuida uniformemente en el plano transversal del núcleo. Sin embargo, la potencia se incrementa al valor nominal de LSTF, 10 MW, distribuida en tres grupos (1786 kW, 3571 kW y 4646 kW) para lograr condiciones termohidráulicas



iguales a las de ATLAS en el estado estacionario previo al test. Una vez que se produce el SCRAM, la potencia en LSTF resulta de escalar directamente la curva programada en ATLAS con un factor de 1/0,29. Si bien la potencia definida en LSTF para realizar el estado estacionario es aproximadamente el doble de la postulada por la metodología de escalado, esta corrección permite alcanzar las condiciones de presión y temperatura objetivo sin afectar la evolución del experimento.

La cantidad de inventario disponible en la instalación es decisiva en la reproducción del comportamiento de la circulación natural. Teniendo esto en cuenta, el nivel de líquido en el presionador de LSTF se ajusta a 7,25 m para escalar la cantidad total de refrigerante en el sistema primario, como condición inicial. El nivel de llenado de los generadores de vapor de ATLAS equivale a 1578 kg de agua. La cantidad correspondiente al escalado  $l_{R^2}$  no es asumible en los GV de LSTF, por lo que se llenan hasta su capacidad máxima.

Iniciado el experimento, el aumento de presión en los sistemas primario y secundario provoca la apertura de las válvulas de seguridad. El caudal másico a través de éstas se regula escalando su área de paso con una ratio  $d_R^2 = 0,43$ . El área para las MSSV se ajusta a 0,0008 m<sup>2</sup> y la de la POSRV a 0,00048 m<sup>2</sup>. Para la apertura y cierre de las válvulas se mantienen las mismas condiciones que en el test de ATLAS, siendo estas presiones respectivamente 8,1 MPa y 7,7 MPa en las MSSV y 17,03 MPa y 14,82 MPa en la POSRV.

En el Test A1.1, el agua de alimentación auxiliar se activa cuando, al descubrirse el núcleo, la PCT alcanza 723 K. La prueba *counterpart* en LSTF utiliza la misma temperatura de consigna para activar la medida de mitigación del accidente y, según las relaciones de escala establecidas, se suministra un caudal de 0,68 kg/s a un generador de vapor.

### **7.3. Simulación del test *counterpart* – Escenario SBO**

El presente apartado incluye los resultados de los parámetros termohidráulicos más relevantes del experimento A1.1 en ATLAS, su simulación con el código TRACE5 y la simulación del experimento *counterpart* propuesto para LSTF. Para que ambas simulaciones sean comparables, los resultados de LSTF se muestran escalados según las ratios definidas entre las dos instalaciones. Primero, se simula un estado estacionario con ambos modelos para validar las condiciones iniciales y de contorno. La Tabla 25 presenta los errores relativos (%) en los parámetros de ATLAS y LSTF respecto a sus respectivas condiciones objetivo. Como se aprecia, los errores de las condiciones iniciales en ambas simulaciones son inferiores al 6% en todos los parámetros.

**Tabla 25: Condiciones iniciales en test *counterpart* SBO.**

Parámetro	Error rel. simulación	Error rel. simulación
	ATLAS	LSTF
Potencia (MW)	0	0
Presión primaria (MPa)	0,3	0,2
Temperatura entrada núcleo (K)	0,6	0
Temperatura salida núcleo (K)	0	0
Caudal másico – ramas calientes (kg/s)	1	0,7
Caudal másico vapor (kg/s) (SG1)	4	6
Presión secundario (MPa)	0	0
Nivel líquido GV (m)	3,4	2

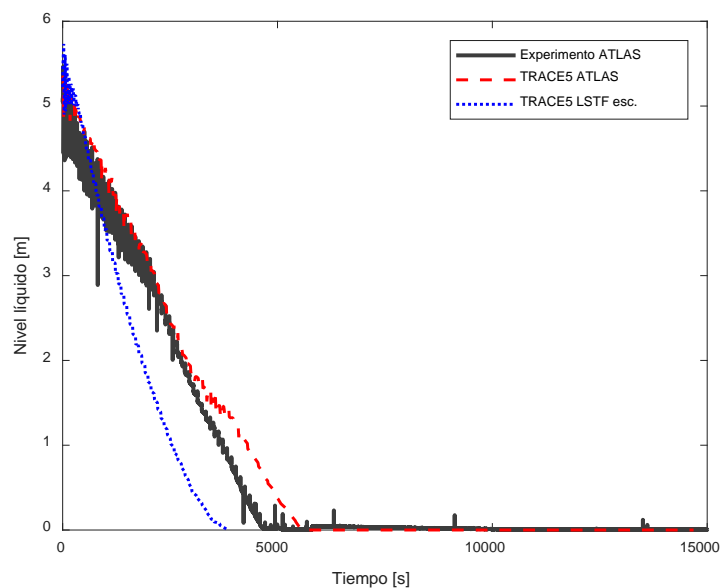
La Tabla 26 resume la secuencia de los principales eventos observados en los tres casos, donde se evidencia una discrepancia significativa en la cronología. El diseño de altura reducida de la instalación ATLAS implica el escalado de tiempos por un factor de 0,72, es decir, que los eventos en ATLAS deberían ocurrir 1/0,72 veces más rápido que en LSTF. Así, al escalar los tiempos, la secuencia adoptaría una cronología semejante. Los principales eventos de la Tabla 26, lejos de ser simultáneos en ambas instalaciones, ocurren con mucha antelación en LSTF. Esta diferencia se atribuye a las características de la circulación natural, concretamente, a la potencia neta, inventario y el trazado y vías de paso de refrigerante en cada instalación, determinantes del caudal másico en los lazos.

**Tabla 26: Cronología eventos test *counterpart* SBO.**

Evento	Experimento [s]	Simulación ATLAS [s]	Simulación LSTF escalada [s]
Inicio del test	0	0	0
1ª apertura MSSV	12	12	11
Secado GV	5590	5556	3955
1ª apertura POSRV	6448	5715	3112
Fin CN	8188	8620	7000
Presionador lleno	8302	7761	4071
Suministro aux.	11095	11046	6395
Fin del test	15000	15000	15000

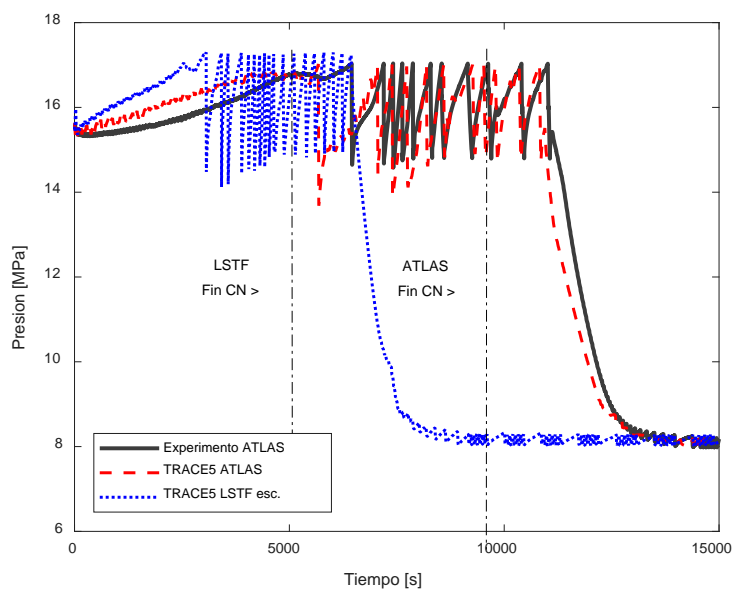
El experimento comienza con la señal de parada de todos los componentes activos de la instalación y el disparo del reactor. Debido al aislamiento de los generadores de vapor, la presión secundaria aumenta rápidamente hasta 8 MPa y produce las aperturas y cierres periódicas de las válvulas principales de seguridad de vapor (MSSV) para controlar la presión. Dado que la temperatura del sistema primario es más alta que la del secundario, el calor residual se transfiere al inventario de los generadores de vapor (SG) mientras

prosigue la ebullición, y se descarga vapor. Esto provoca la disminución gradual del nivel del líquido hasta el secado de los generadores de vapor. Como muestra la Figura 46, los generadores de vapor en LSTF se vacían anticipadamente. Esto está motivado, entre otras razones, por una tasa de vaporización más elevada. Una vez los SG se vacían, la presión secundaria experimental disminuye linealmente a pesar de que las MSSV permanecen cerradas, lo que se atribuye a fugas en las válvulas (Kang et al., 2020). Este efecto no se aprecia en las simulaciones puesto que las fugas, no cuantificadas en la instalación, no se han modelado en el código.



**Figura 46: Test counterpart A1.1 – Nivel de líquido en GV.**

Desde el comienzo del transitorio, el caudal de circulación natural resulta eficaz en la evacuación del calor del núcleo, sin embargo, la presión del sistema primario aumenta lentamente hasta alcanzar el valor de apertura de la POSRV. Seguidamente, el refrigerante se descarga mediante aperturas cíclicas mientras la presión primaria fluctúa entre 17,03 MPa y 14,82 MPa, lo que provoca una pérdida notable de refrigerante. Aunque el código predice razonablemente bien la tendencia general de la presión, la Figura 47 presenta diferencias entre las tres series de datos. La primera apertura de la POSRV en la simulación de ATLAS se anticipa en torno a 1000 s al experimento, pero en LSTF ocurre mucho más avanzada. También cabe señalar que como efecto de una mayor tasa de presurización en LSTF, las aperturas de la POSRV son más frecuentes que en ATLAS.

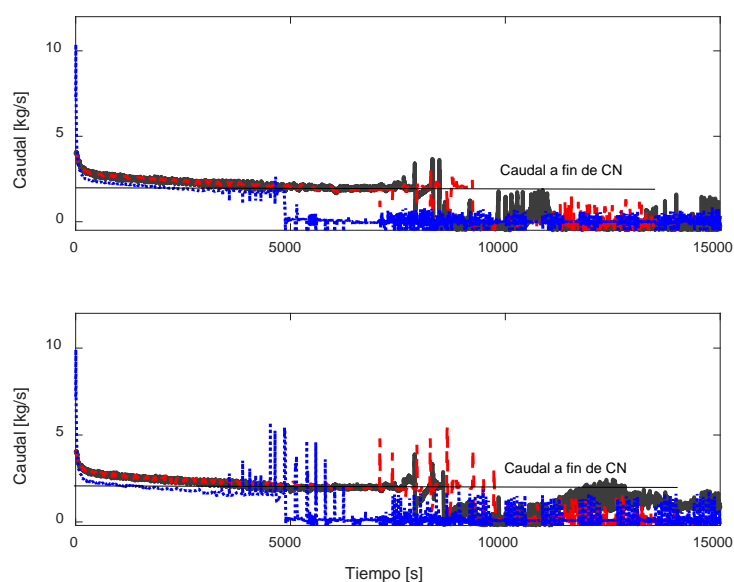


**Figura 47: Test counterpart A1.1 – Presión en sistema primario.**

Al momento del SCRAM, el caudal másico en los lazos disminuye rápidamente y, en pocos minutos, se establece la circulación natural (CN) monofásica, que se prolonga hasta que se forma vapor en las ramas calientes. TRACE5 simula correctamente la evolución del flujo másico en CN en ATLAS, como se muestra en la Figura 48a y la Figura 48b. El caudal se reproduce con exactitud hasta la interrupción de la CN, que ocurre simultáneamente en el experimento y la simulación. El caudal másico en CN difiere de ATLAS a LSTF. Durante el vaciado de los generadores de vapor y hasta la primera apertura de la POSRV, el caudal másico en ATLAS es ligeramente superior. A su vez, una discrepancia de 8 K a la salida del núcleo justifica el aumento de la transferencia de calor a través de los haces de tubos en U, que anticipa el secado de los generadores de vapor y distorsiona la cronología de eventos en LSTF. Tanto la metodología de escalado aplicada al diseño de las instalaciones, como sus singularidades geométricas sujetas a la tecnología de sus centrales de referencia, pueden inducir esta distorsión.

Descargas consecutivas de inventario a través de la POSRV drenan el sistema primario y al alcanzarse condiciones de saturación en las ramas calientes y en los haces de tubos en U, el caudal de circulación natural se interrumpe. Justo antes, el caudal másico escalado en LSTF se iguala al de ATLAS. Seguidamente, se produce el aclarado de sellos en una rama intermedia en el experimento de ATLAS y la respectiva simulación, pero

esto solo restaura brevemente el nivel de líquido del núcleo. Este fenómeno no se predice con el modelo de LSTF. Tras la inyección de agua en un generador de vapor, el caudal experimental en los lazos muestra un comportamiento asimétrico. En el lazo sin presionador, una pequeña cantidad de vapor condensa en el tramo ascendente de tubos en U y retorna al núcleo, proporcionando una cierta refrigeración. Por el contrario, el caudal de circulación natural se reestablece en el lazo refrigerado a medida que el sistema de alimentación auxiliar llena el generador de vapor y se recupera la capacidad de evacuación de calor. El código TRACE5 no reproduce el comportamiento asimétrico con ninguno de los modelos y solo se identifica un flujo estratificado muy bajo (Figura 48b).



**Figura 48: Test counterpart A1.1 – caudal en ramas calientes a) sin PRZ b) con PRZ.**

Al comienzo del experimento, el nivel de líquido en el presionador disminuye, pero cuando los generadores de vapor se secan, la transferencia de calor a través de los haces de tubos en U se degrada, y el nivel del líquido cambia su tendencia y aumenta bruscamente por la expansión volumétrica del refrigerante (Figura 49). Posteriormente, el *upper plenum* de la vasija alcanza condiciones de saturación y asume momentáneamente la función de presionador, es decir, el presionador actúa únicamente como tanque de compensación y la vasija se comporta como un presionador. Como se puede apreciar en la Figura 49, el nivel colapsado de líquido inicial en el presionador difiere entre las instalaciones. Como se ha mencionado en el diseño del experimento para LSTF, se ha considerado prioritario el escalado del inventario en el sistema primario al

nivel de líquido en el presionador. El nivel máximo alcanzado en LSTF es menor al de ATLAS debido a la menor altura de su presionador.

El diferente diseño de las vasijas de ATLAS y LSTF repercute directamente a la distribución del inventario y la evolución del transitorio. Particularmente, la placa del *upper plenum* de ATLAS (separación del *upper head*) tiene perforaciones, mientras que en LSTF esta placa no permite el paso del flujo entre ambas regiones. Por lo tanto, en ATLAS, el *upper plenum* y *upper head* alcanzan condiciones de saturación simultáneamente y actúan como un único volumen. La elevada descarga de inventario a través de la POSRV disminuye drásticamente el nivel de líquido en la vasija y conduce al descubrimiento del núcleo. En la simulación de LSTF, una cierta cantidad de agua que retrasaría el calentamiento del núcleo en otra configuración de vasija, se retiene en el *upper head*. Cuando se activa la inyección de agua de alimentación auxiliar, el nivel de líquido de ambas instalaciones aumenta y los núcleos se reinundan. La Figura 50 muestra el nivel colapsado de líquido en la vasija (RPV).

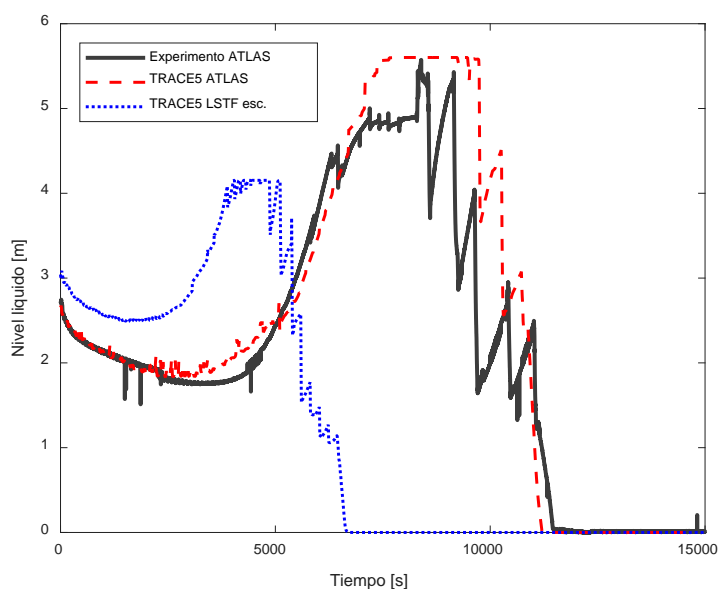
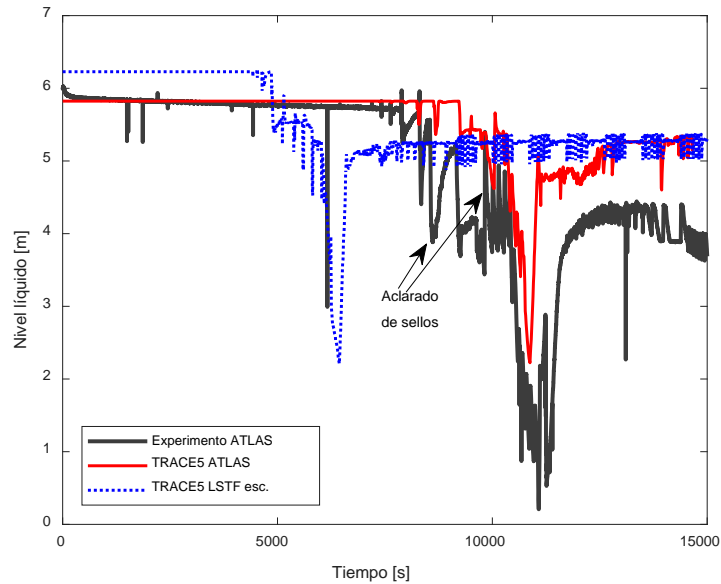
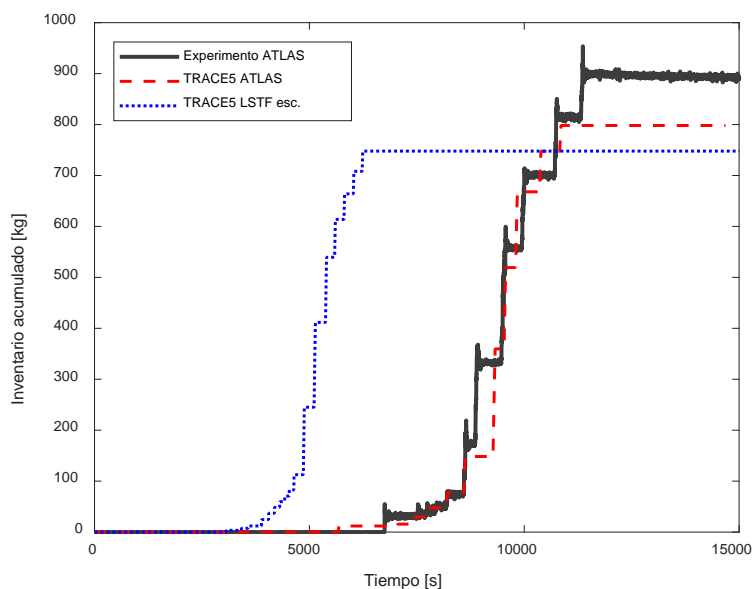


Figura 49: Test counterpart A1.1 – nivel de líquido en presionador.



**Figura 50: Test counterpart A1.1 – Nivel de líquido en vasija.**

La Figura 51 muestra el caudal másico acumulado a través de la POSRV, en la que los escalones corresponden a la pérdida de líquido en cada apertura. Aunque la primera apertura en la simulación de ATLAS se adelanta al experimento (Figura 47), la descarga de inventario en fase líquida es prácticamente simultánea en ambos casos. Al momento del cierre definitivo de la POSRV, el código subestima la cantidad de inventario evacuado y, por lo tanto, el nivel de líquido colapsado en la vasija al final del transitorio es ligeramente mayor, como puede verse en la Figura 50 a 12500 s. Coherente con otros parámetros estudiados, la curva escalonada en LSTF se encuentra adelantada.



**Figura 51: Test counterpart A1.1 – Inventario descargado a través de POSRV.**

La *Peak Cladding Temperature* (PCT) es la figura de mérito o criterio primario de seguridad para la toma de medidas de gestión del accidente en el Test A1.1 El descubrimiento del núcleo provoca una excursión rápida de la PCT y cuando la temperatura alcanza 723 K se activa el sistema de agua de alimentación auxiliar. Luego, la PCT continúa aumentando abruptamente durante unos minutos y disminuye con la misma celeridad debido al efecto de la inyección de refrigerante en el generador de vapor. De este modo, el suministro asimétrico de agua de alimentación demuestra ser una medida muy eficaz para refrigerar rápidamente el núcleo. En la Figura 52 se representan la PCT experimental y simulada en ATLAS junto con la correspondiente a LSTF. Es destacable la simulación precisa de la PCT en ATLAS, la excursión es simultánea al test y alcanza el mismo valor máximo. La PCT en LSTF se comporta de manera similar a en ATLAS, pero la excursión no es tan pronunciada, pues el núcleo se enfría antes debido a la recuperación más rápida del nivel de líquido.



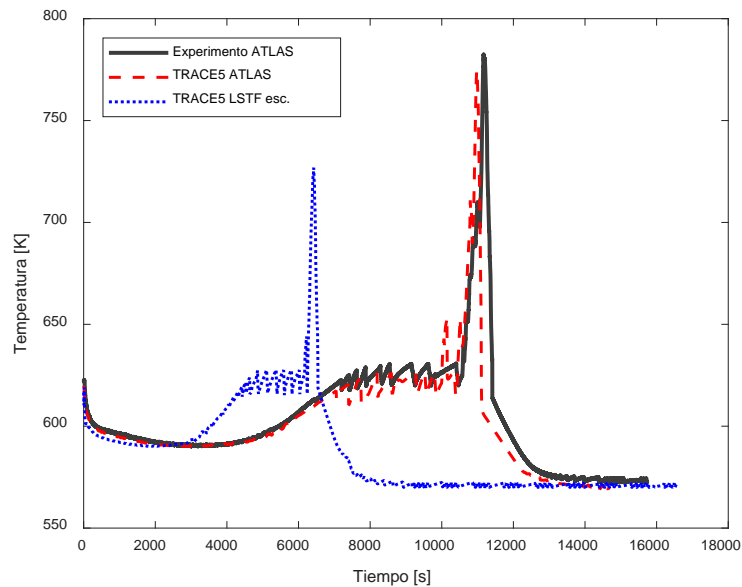


Figura 52: Test counterpart A1.1 – Peak cladding temperature (PCT).

#### 7.4. Análisis de similitud

Durante un accidente tipo *Station Blackout*, todos los sistemas de seguridad activos de la instalación se deshabilitan, pero a pesar de esta circunstancia, varios estudios han demostrado que fenómenos termohidráulicos como la circulación natural son capaces de evacuar la energía de decaimiento del núcleo. Por ello, el conocimiento exhaustivo de este fenómeno y su correcta predicción es relevante en el campo de la seguridad nuclear.

La fase de circulación natural en el Test A1.1 abarca el período en el que se mantiene el caudal de refrigerante en los lazos debido a la convección natural, es decir, el transporte de calor desde una fuente (el núcleo) a un sumidero de calor (los generadores de vapor). Según el comportamiento de la presión del sistema primario, la fase de circulación natural se puede dividir en dos etapas, como se representa en la Figura 53. La primera etapa cubre el periodo desde la parada de las bombas hasta la primera apertura de la POSRV. Durante esa etapa, la presión aumenta lentamente hasta alcanzar el valor de apertura de la válvula. En ese momento comienza la segunda etapa, que dura hasta la interrupción del caudal en los lazos. En esta etapa, la POSRV se abre y se cierra repetidamente y la presión primaria fluctúa entre los puntos de tarado de la válvula.

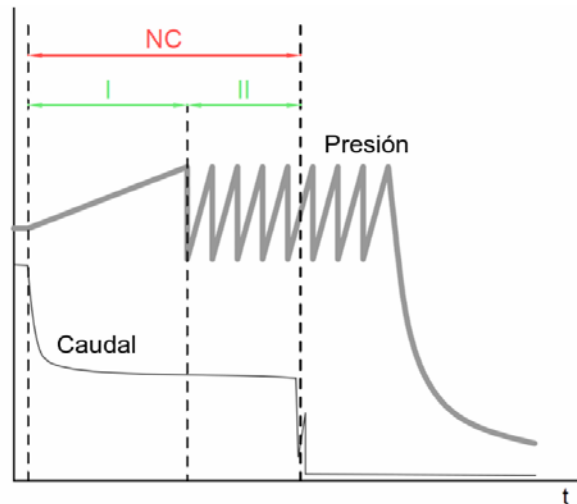


Figura 53: Etapas de circulación natural en el test *counterpart*.

El análisis de escalado del sistema global se basa en la evaluación de las ecuaciones de conservación. Para modelar los comportamientos termohidráulicos mediante las ecuaciones de masa y energía, todo el sistema primario se simplifica a un gran volumen de líquido subenfriado conectado a otro volumen, el presionador, donde coexisten las fases líquida y gaseosa. En este sistema reducido se considera el equilibrio termohidráulico entre fases. El balance de calor se obtiene restando la transferencia de calor al sistema secundario y las pérdidas de calor a través de las paredes de todos los componentes a la energía proporcionada por el núcleo y otros calentadores. En estas condiciones, las ecuaciones de conservación de masa y energía para las dos etapas de circulación natural se pueden escribir como sigue, independientemente de su duración en cada instalación:

Circulación natural - Primera etapa

$$\frac{dM}{dt} = 0 \quad (33)$$

$$\frac{dp}{dt} = \frac{\left(\frac{\delta p}{\delta \mu m}\right) v_m}{M} \{ \dot{q}_{core} - \dot{q}_{SG} - \dot{q}_{loss} \} \quad (34)$$

Circulación natural - Segunda etapa

$$\frac{dM}{dt} = -\dot{m}_{POSRV} \quad (35)$$

$$\frac{dp}{dt} = \frac{\left(\frac{\delta p}{\delta \mu m}\right) v_m}{M} \{-\dot{m}_{POS RV}(h_v - \mu_v) + \dot{q}_{core} - \dot{q}_{SG} - \dot{q}_{loss}\} - \frac{\left(\frac{\delta p}{\delta v v'}\right) \mu_v}{M \rho_v} (-\dot{m}_{POS RV}) \quad (36)$$

El balance entre las fuerzas motrices y resistentes determina el caudal en la circulación natural. Por ello, también se evalúa la ecuación de conservación del momento en el circuito cerrado formado por una rama caliente, los tramos ascendente y descendente de un generador de vapor, una rama intermedia y fría, y el *downcomer*, *lower plenum*, núcleo y *upper plenum* de la vasija (IAEA, 2005). Cada segmento se discretiza en nodos  $i$  caracterizados por un área constante  $A_i$ . Además, conforme a los resultados de las simulaciones, se asume que todo el circuito permanece en estado líquido monofásico. Atendiendo a estas simplificaciones, la integración de la ecuación resulta como sigue:

$$\sum_i \left(\frac{L_i}{A_i}\right) \frac{d\dot{m}}{dt} = \rho_l g \Delta H_{NC} - \sum_i \frac{f_i}{D_{h,i}} \frac{\dot{m}_i^2}{2A_i^2 \rho_{L,i}} - \sum_j k_j \frac{\dot{m}_j^2}{2A_j^2 \rho_{L,j}} \quad (37)$$

Siguiendo la metodología de análisis de escalado presentada en la Sección 5.3, se normalizan las ecuaciones de conservación para obtener los grupos adimensionales, que caracterizan la similitud entre instalaciones. Al sustituir las magnitudes adimensionales características de cada etapa en las ecuaciones de masa, presión y momento, las ecuaciones se normalizan (ecuaciones (38), (39), (40), (41) y (42)) y llevan a los grupos adimensionales que permiten clasificar la importancia relativa de los procesos de transferencia y cuantificar la distorsión entre ATLAS y LSTF.

Circulación natural - Primera etapa

$$\frac{dM^*}{dt^*} = 0 \quad (38)$$

$$\frac{dp^*}{dt^*} = \Xi_{\dot{p}, \dot{q}_{net}} \frac{\left(\frac{\delta p}{\delta \mu m}\right)^* v_m}{M^*} \dot{q}_{net}^* \quad (39)$$

Circulación natural - Segunda etapa

$$\frac{dM^*}{dt^*} = \Xi_{\dot{M}, \dot{m}} (-\dot{m}_{POS RV}^*) \quad (40)$$

$$\begin{aligned} \frac{dp^*}{dt^*} = & -\Xi_{\dot{p}, \dot{m}(h_{out} - \mu_m)} \frac{\left(\frac{\delta p}{\delta \mu m}\right)^* v_m}{M^*} \dot{m}_{POS RV}^* (h_v^* - \mu_v^*) + \Xi_{\dot{p}, \dot{q}_{net}} \frac{\left(\frac{\delta p}{\delta \mu m}\right)^* v_m}{M^*} \dot{q}_{net}^* - \\ & \Xi_{\dot{p}, \dot{m} v_m} \frac{\left(\frac{\delta p}{\delta v m}\right)^* \mu_m}{M^*} \frac{1}{\rho_m^*} (-\dot{m}_{POS RV}^*) \end{aligned} \quad (41)$$

$$\sum_i \Xi_{L/A} \frac{d\dot{m}}{dt} = \Xi_{Ri} \rho_l - \Xi_F \sum_i \left( \frac{f_i L_i}{2D_{h,i}} + \frac{k_i}{2} \right) \frac{\dot{m}_i^2}{\rho_{l,i}} \quad (42)$$

La Tabla 27 y Tabla 28 resumen los resultados del análisis de escala durante las etapas de la fase de circulación natural. La primera columna lista los grupos adimensionales, la segunda y cuarta columna muestran los valores relativos a ATLAS y LSTF, y la tercera y quinta la importancia o contribución de los grupos a la evolución del sistema. La sexta columna muestra los ratios de distorsión entre instalaciones.

La primera etapa está regida por cuatro procesos de transferencia. Dado que las instalaciones permanecen cerradas, el balance de los caudales másicos entrantes y salientes del sistema es cero, y el aumento de presión se debe a la potencia neta transferida al sistema. Así, de la ecuación que define la evolución de la presión sólo se evalúa el grupo adimensional relacionado con este proceso,  $\Xi_{p,\dot{q}_{net}}$ , y su importancia relativa es uno. Por su parte, la ecuación de conservación de la cantidad de movimiento proporciona tres grupos adimensionales,  $\Xi_{L/A}$ ,  $\Xi_{Ri}$  y  $\Xi_F$ . Como se puede apreciar en el resumen de resultados en la Tabla 4, el término de la fuerza motora de la circulación natural ( $\Xi_{Ri}$ ) es el grupo adimensional dominante y la importancia relativa de los otros grupos es insignificante en comparación con este. El elevado valor de este grupo (número de Richardson), 3490 en ATLAS y 5875 en LSTF, indica la insuficiencia de energía cinética para homogeneizar el fluido y confirma la importancia de las fuerzas gravitacionales en la circulación natural. Adicionalmente, al grupo que relaciona el balance de los caudales másicos que entran y salen del sistema,  $\Xi_{M,\dot{m}}$ , se le asigna un valor igual a uno, por definición.

Para considerar un fenómeno bien escalado, el criterio de Wulff (Wulff, 1996) limita la ratio de distorsión al intervalo [0,5, 2]. Por consiguiente, todos los procesos de transferencia presentan una baja distorsión entre instalaciones. Cabe señalar que las mayores distorsiones provienen del calor neto transferido al sistema y de las fuerzas gravitacionales que impulsan la circulación natural, pero sus valores se encuentran en el intervalo para evitar la distorsión de la fenomenología relevante.

Tabla 27: Resumen de resultados de escalado. CN – etapa I.

Grupos adimensionales	Grupos ATLAS	Importancia ATLAS	Grupos LSTF	Importancia LSTF	Ratio distorsión
$\Xi_{p,\dot{q}_{net}} = \frac{\tau_0}{\Delta P_0} \frac{\left(\frac{\delta p}{\delta \mu_m}\right) v_{m,0}}{M_0} \dot{q}_0$	-6,47	1	-4,39	1,00	1,47
$\Xi_{L/A} = \frac{\sum(L/A)_i}{(L/A)_0}$	28,09	0,01	23,05	0,004	1,22
$\Xi_{Ri} = \frac{g \bar{\rho}_0 \Delta H}{\rho_0 v_0^2}$	3488,41	1	5875,80	1,00	0,59
$\Xi_F = \sum \left\{ \left( \frac{f_i L_i}{2 D_{h,i}} + \frac{k_i}{2} \right) \left( \frac{A_0}{A_i} \right)^2 \right\}_0$	24,12	0,01	16,33	0,003	1,48

En la segunda etapa de CN, la presión en el sistema primario alcanza el punto de tarado para la apertura de la POSRV y se descarga la cantidad de refrigerante requerida para evitar la sobrepresión. Así, la ecuación que describe la evolución de la presión comprende dos grupos adicionales, relacionados con el flujo másico que escapa de la instalación,  $\Xi_{\dot{p},\dot{m}v}$ , y su entalpía,  $\Xi_{\dot{p},\dot{m}(h_{out}-\mu_m)}$ . Sin embargo, dados los resultados resumidos en la Tabla 28, el grupo referido a la importancia relativa del calor neto del sistema,  $\Xi_{\dot{p},\dot{q}_{net}}$ , indica que este proceso de transferencia sigue siendo el más influyente en la presurización de ambas instalaciones. La ecuación normalizada de conservación de masa proporciona la importancia relativa de la contribución de los caudales a la masa total del sistema, cuyo valor es uno. En cuanto a los grupos obtenidos del balance de momentos,  $\Xi_{L/A}$  y  $\Xi_F$  tienen los mismos valores que en la primera etapa analizada, por ser únicamente dependientes de la geometría de las instalaciones. Análogamente, la contribución a los fenómenos de circulación natural de las proporciones geométricas y las pérdidas de carga son sustancialmente menores que la de las fuerzas impulsoras de la circulación natural, ya que la importancia de los grupos correspondientes es inferior a 1/10 la de  $\Xi_{Ri}$ .

Las ratios de distorsión en la Tabla 28 son similares a las calculadas para la primera etapa. Destaca el leve aumento de los grupos más importantes ( $\Xi_{\dot{p},\dot{q}_{net}}$  y  $\Xi_{Ri}$ ). La distorsión de la transferencia neta de calor (relación igual a 1,18) se atribuye a considerar pérdidas de calor constantes al escalar la curva de potencia del núcleo, por lo que esta distorsión crece a medida que avanza el transitorio. El aumento en la distorsión referida al término impulsor de la circulación natural,  $\Xi_{Ri}$ , justifica parcialmente las diferencias de flujo másico entre las instalaciones y la distorsión de la cronología de eventos. A pesar de ello, la distorsión no es significativa (0,67) y los fenómenos que se producen durante la etapa se consideran bien escalados. Esto sugiere la necesidad de otro tipo de análisis para justificar las diferencias en la circulación natural, específicamente la influencia de las características tecnológicas de ATLAS y LSTF y sus diseños de escalado.

Tabla 28: Resumen de resultados d escalado. CN – etapa II.

Grupos adimensionales	Grupos ATLAS		Grupos LSTF		Ratios distorsión
	Importancia ATLAS	Grupos ATLAS	Importancia LSTF	Grupos LSTF	
$\Xi_{M,\dot{m}} = \frac{\dot{m}_0}{M_0} \tau_0$	1	1	1	1	1
$\Xi_{p,\dot{m}(h_{out}-\mu_m)} = \frac{\tau_0}{\Delta p_0} \frac{v_{m,0}}{M_0} \dot{m}_0 (h_{out,0} - \mu_{m,0})$	-0,30	0,05	-0,40	0,09	0,74
$\Xi_{p,q_{net}} = \frac{\tau_0}{\Delta P_0} \frac{v_{m,0}}{M_0} \dot{q}_0$	-5,50	1,00	-4,54	1,00	1,21
$\Xi_{p,\dot{m}v_m} = \frac{\tau_0}{\Delta P_0} \frac{\mu_{m,0}}{M_0 \rho_{m,0}} \dot{m}_0$	2,70	0,49	2,99	0,66	0,90
$\Xi_{L/A} = \frac{\sum(L/A)_i}{(L/A)_0}$	28,09	0,007	23,05	0,004	1,22
$\Xi_{Ri} = \frac{g \bar{\rho}_0 \Delta H}{\rho_0 u_0^2}$	3999,22	1,00	5966,61	1,00	0,67
$\Xi_F = \sum \left\{ \left( \frac{f_i L_i}{2D_{h,i}} + \frac{k_i}{2} \right) \left( \frac{A_0}{A_i} \right)^2 \right\}_0$	24,12	0,006	16,32	0,003	1,48

## 7.5. Análisis PIRT

Si bien el cálculo de grupos adimensionales es una metodología potente para el análisis de similitud, en el caso objeto de estudio únicamente resulta efectiva para la clasificación, según su relevancia, de los fenómenos termohidráulicos y procesos de transferencia. Así pues, se aplica la técnica PIRT (sección 5.4) como método complementario, a fin de identificar las posibles fuentes de distorsión en el accidente tipo *station blackout* entre ATLAS y LSTF. Dado que el escenario se ha definido como counterpart a partir de un conjunto de leyes y criterios de escalado, las tablas PIRT, así como los parámetros de valoración definidos, son comunes a ambas instalaciones y compilan la fenomenología común. Acorde con el objetivo establecido, para justificar las diferencias cronológicas del transitorio se define como figura de mérito la circulación natural.

El fraccionamiento del transitorio en fases atiene a la evolución de la presión en el sistema primario, dividiéndose en las mismas dos etapas definidas en el análisis de similitud:

Etapas I: Tras la parada de bombas se establece el caudal en circulación natural en el sistema primario, el cual se presuriza lentamente mientras se mantiene cerrado.

Etapas II: Alcanzada la presión de consigna para la apertura de la POSRV, se descarga inventario para evitar sobrepresiones, hasta la interrupción del caudal en las ramas.

Para seleccionar los fenómenos termohidráulicos a valorar, los sistemas que conforman las instalaciones se desglosan en componentes, considerando su implicación en la evolución del transitorio. El listado de fenómenos termohidráulicos presentados en el PIRT (Tabla 29) se constituye a partir de los resultados observados en las simulaciones de ambos test. A continuación, la metodología clasifica los fenómenos según su importancia relativa o impacto en la circulación natural y el nivel de conocimiento que se tiene de los mismos. El criterio de clasificación empleado es el siguiente:

### Importancia

A - Alta

M - Media

B - Baja

### Conocimiento

C - Conocido

P - Parcialmente conocido

D - Desconocido

A partir de la evaluación realizada, se asigna un nivel de prioridad 1-5 a los fenómenos, con el objetivo de determinar la necesidad de profundizar en su análisis.



Prioridad

		Importancia		
		A	M	B
Conocimiento	C	5	5	5
	P	2	3	4
	D	1	2	4

De acuerdo con los resultados del PIRT resumidos en la Tabla 29, no se dan fenómenos calificados con nivel de prioridad 1, considerados de importancia alta y desconocidos, ya sea desde el punto de vista fenomenológico o por la imprecisión de su modelado. La calificación 2 aparece de forma recurrente para las pérdidas de calor en la mayoría de los componentes de los sistemas. La importancia del fenómeno se evalúa como alta por su contribución a la potencia neta en las instalaciones experimentales de escala reducida. Asimismo, la potencia suministrada por los calentadores del presionador para compensar estas pérdidas se considera determinante. Además, la circulación natural en el sistema primario está condicionada por la capacidad de los generadores de vapor para actuar como sumideros de calor. Puesto que las características tecnológicas de las instalaciones determinan el inventario disponible para esta función, la tasa de vaporización y el vaciado también se evalúan como prioritarios (2).

**Tabla 29: PIRT de escenario SBO para el análisis de la circulación natural**

Sistema	Componente	Fenómenos	Importancia		Conocimiento	Prioridad
			I	II		
Vasija	Downcomer	Pérdidas de calor	A	A	P	2
	Núcleo	Potencia decaimiento	A	A	C	5
		Pérdidas de carga	M	M	P	3
	Upper plenum	Saturación	B	A	P	4
	Estructuras internas	Almacenamiento de calor	M	M	P	3
Lazos	Rama caliente	Pérdidas de calor	A	A	P	2
	Rama intermedia	Pérdidas de calor	A	A	P	2
		Pérdidas de carga	M	M	P	3
	Rama fría	Pérdidas de calor	A	A	P	2
Presionador	Tanque	Pérdidas de calor	A	A	P	2
	Calentadores	Potencia	A	A	P	2
	Surge line	CCFL	B	B	C	5
	POSRV	Descarga inventario	B	M	P	3
		Flujo crítico	B	B	P	4
Generador de vapor	Tubos en U	Transferencia de calor	A	A	P	2
		Pérdidas de carga	M	M	P	3
	Evaporador	Transferencia de calor	A	A	P	2
		Vaciado	A	B	P	2
		Secado	A	B	C	5
	MSSV	Flujo crítico	B	B	P	4
Fugas		M	M	P	3	
Bombas	Rodete	Pérdidas de carga	M	M	P	3
	Carcasa	Fugas	M	M	C	5

## 7.6. Adecuación del test *counterpart*

A la vista de los resultados de la simulación del experimento planteado, existe una gran distorsión en la cronología de los eventos que no está justificada por los grupos adimensionales. Esto es debido a que las tasas de transferencia de las propiedades evaluadas en cada etapa de CN se ciñen aproximadamente a las relaciones de escala estipuladas. Puesto que la aplicación de la técnica PIRT señala la potencia neta aportada al sistema como fenómeno prioritario en el estudio del escalado, un análisis más completo del grupo correspondiente a la tasa de transferencia de calor,  $\Xi_{p,\dot{q}_{net}}$ , puede ser concluyente. Considerando cada parámetro evaluado en el grupo individualmente, se verifica la existencia de una distorsión significativa de la potencia neta y el tiempo de referencia, a pesar de que sus valores están compensados y el grupo adimensional resulta similar en ATLAS y LSTF. Asimismo, las diferencias tecnológicas de los generadores de vapor también influyen en la evolución del transitorio. La capacidad de refrigerante de los generadores de vapor de ATLAS es de 0,65 m<sup>3</sup> y la de LSTF es de 2,7 m<sup>3</sup>. Por tanto, los generadores de vapor de LSTF no admiten la cantidad de refrigerante requerida para escalar el experimento de ATLAS de acuerdo con la ratio volumétrica 0,2, avanzando el secado y eventos posteriores. Esta distorsión temporal ocurrirá en los experimentos *counterpart* entre estas instalaciones que impliquen el vaciado completo de los generadores de vapor (Lorduy-Alós, et al., 2021).

Los efectos distorsionantes de estos dos aspectos se han estudiado utilizando modelos híbridos que pueden reproducir comportamientos termohidráulicos hipotéticos. Se han construido tres modelos de la instalación LSTF que caracterizan el inventario escalado del sistema secundario y las pérdidas de calor de ATLAS para reproducir el mismo escenario SBO. Seguidamente, los transitorios se comparan con el experimento en ATLAS para verificar la escalabilidad y distorsión del test en las nuevas condiciones.

Para el primer análisis, el modelo denotado como LSTF\_Power modifica la potencia neta durante la prueba. La curva de decaimiento del núcleo se ha definido a partir de la curva experimental en lugar de la teórica prevista, de modo que la potencia suministrada aumenta levemente durante todo el test. Además, los coeficientes de transferencia de calor (HTC) implementados en las superficies de la instalación se han incrementado para producir pérdidas de calor equivalentes a las escaladas en ATLAS. Estos cambios conducen al aumento del caudal en los lazos y, al mismo tiempo, a la extensión de las dos etapas de CN hasta 5500 y 8770 segundos, respectivamente.

Los generadores de vapor del segundo modelo, identificado como LSTF\_SG, son más altos en comparación a los reales. Por tanto, es posible establecer el inventario de 3,25 m<sup>3</sup>, correspondiente a la relación de escala volumétrica, como condición inicial del experimento. Con este modelo, se prolonga notablemente el tiempo de vaciado de los generadores de vapor. Una vez vaciados y cuando se abre la POSRV, el flujo másico en el sistema primario se mantiene por más tiempo puesto la energía del núcleo ha disminuido respecto al caso de referencia.

El tercer análisis combina ambas modificaciones en el modelo denominado LSTF\_Power+SG. Como resultado, las mayores discrepancias observadas entre el test en ATLAS y el propuesto para LSTF se reducen. La Tabla 30 compara las ratios de potencia neta media durante cada etapa ( $q_{R,I}$ ,  $q_{R,II}$ ) y las ratios de su duración ( $\tau_{R,I}$ ,  $\tau_{R,II}$ ) en cinco escenarios: aplicando un escalado ideal, a partir de la simulación con el modelo preliminar denominado LSTF\_Base, y en los tres escenarios reproducidos con los modelos híbridos. Como puede apreciarse, ambas modificaciones reducen las relaciones temporales, aumentando la duración de la fase de circulación natural en LSTF, y la combinación de mejoras en LSTF\_Power+SG proporciona ratios cercanas a 0,68, previsible en un escalado ideal.

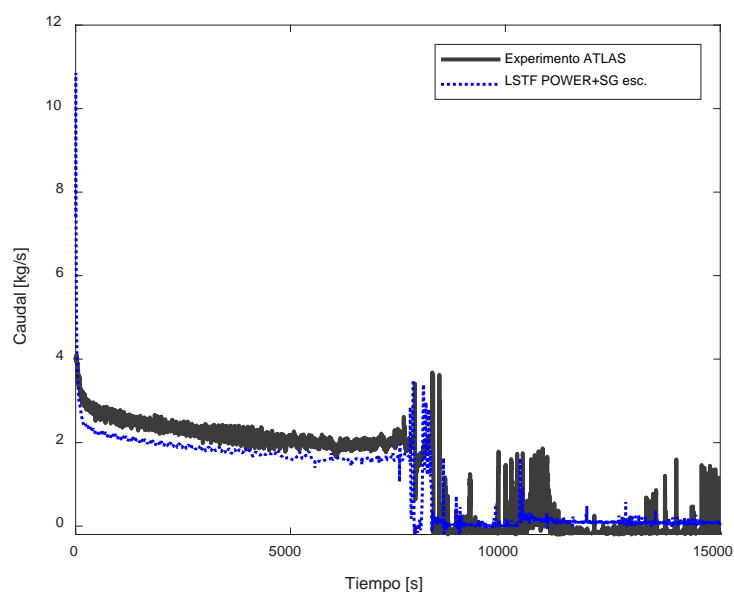
Por su parte, las ratios de potencia empleando el modelo LSTF\_Base y los modificados no son muy inferiores a 0,29 en ningún caso, pero se ha comprobado la necesidad de reproducir con precisión la potencia suministrada al sistema por ser este parámetro determinante en la evolución del escenario. Este estudio indica que los experimentos *counterpart* que simulan transitorios prolongados estarán considerablemente distorsionados en cuanto a su cronología en instalaciones experimentales de diferentes escalas. En este escenario SBO, la distorsión es causada por el efecto decisivo de las elevadas pérdidas de calor en ATLAS. Así pues, se deben implementar diferentes estrategias para reducir esta distorsión en el diseño de experimentos *counterpart*. En el caso de las pérdidas de calor a escalas reducidas, se pueden compensar con un aislamiento o el calentamiento de las superficies. Además, se deben realizar análisis exhaustivos para determinar las curvas de potencia del núcleo a programar.

**Tabla 30: Comparación de ratios de potencia y tiempo empleando modelos híbridos.**

Modelo TRACE5	$q_{R,I}$	$q_{R,II}$	$\tau_{R,I}$	$\tau_{R,II}$
Escalado ideal	0,29	0,29	0,68	0,68
LSTF_Base	0,23	0,25	1,35	1,38
LSTF_Power	0,22	0,28	1,06	1,09
LSTF_SG	0,29	0,26	0,93	1,01
LSTF_Power+SG	0,29	0,30	0,72	0,73

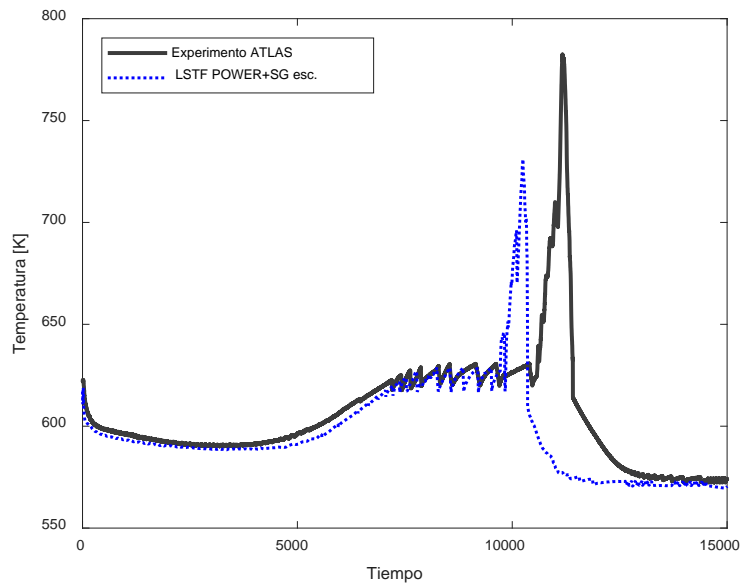
La Figura 54 y Figura 55 muestran el caudal en el lazo en el que se localiza el presionador y la PCT, en la instalación ATLAS y empleando el modelo LSTF\_Power+SG. Puede apreciarse como LSTF, a pesar de presentar un caudal inferior al de ATLAS, se mantiene aproximadamente por el mismo tiempo. Una vez se interrumpe la circulación natural, la

excursión de la PCT se produce apenas anticipada, lo que puede deberse a las diferencias tecnológicas de la vasija y la distribución del refrigerante.



**Figura 54:** Post-test *counterpart* A1.1 – caudal en rama caliente.

Finalmente, se han recalculado los grupos adimensionales que caracterizan la fenomenología termohidráulica. El modelo LSTF\_Power+SG reduce la distorsión referida a la potencia neta del sistema, siendo las ratios de distorsión para el grupo  $\Xi_{p, \dot{q}_{net}}$  iguales a 0,96 y 1,14 en cada etapa. Las relaciones entre los grupos adimensionales relativos a la impulsión del caudal en circulación natural ( $\Xi_{Ri}$ ) son 0,73 y 0,75, atenuándose también esta distorsión, pues aumenta la similitud entre los caudales de ATLAS y LSTF.



**Figura 55: Post-test counterpart A1.1 – Peak cladding temperature (PCT).**

# Capítulo 8

## Conclusiones

### 8.1. Conclusiones generales

La hipótesis de partida de la presente tesis es utilizar el código termohidráulico TRACE5 para diseñar, simular y analizar test counterpart como alternativa a su ejecución experimental. Aseverar la validez de esta hipótesis para el posible espectro de escenarios termohidráulicos que tradicionalmente se han estudiado en las instalaciones experimentales (o *facilities*) no es realista. Por ello, se ha limitado el ámbito y alcance de esta tesis a dos escenarios accidentales profusamente estudiados en la literatura, como son las pérdidas de refrigerante debidas a roturas de diferentes tamaños (LOCA) y accidentes con pérdida de suministro exterior de energía (SBO).

En este contexto, se han estudiado experimentos counterpart ya existentes de las instalaciones LSTF y ATLAS y se han desarrollado modelos de TRACE5 para su simulación. A continuación, se estudia la fenomenología termohidráulica más relevante según el caso, su escalabilidad y distorsión. El siguiente paso es estudiar el uso de TRACE5 para el diseño de un test counterpart en una *facility* a partir del experimento previo en otra instalación. Se ha partido de un test SBO en ATLAS y utilizando el know-how de los análisis previos, se han establecido las condiciones iniciales y de contorno del counterpart en LSTF. La simulación del test permite analizar la similaridad de la fenomenología extrapolable y cuantificar las distorsiones, así como identificar limitaciones de la metodología.

La tesis ha cubierto los objetivos planteados tal y como se detalla a continuación.

En primer lugar, se han desarrollado modelos de TRACE5 para ATLAS y LSTF, eficaces en la reproducción de la fenomenología termohidráulica relevante en dichas instalaciones. Concretamente, se ha probado la capacidad de los modelos para simular la circulación natural, por su importancia en la evolución de transitorios accidentales prolongados. Esto se ha llevado a cabo atendiendo a la nodalización y geometría, y empleando los modelos especiales disponibles en el código. Por otra parte, se ha demostrado que las pérdidas de calor en las instalaciones de escala reducida tienen un efecto significativo en la potencia neta y, por tanto, en la circulación natural, por lo que se ha dedicado especial atención a su modelado. Además, para caracterizar la circulación natural en el modelo de ATLAS, se ha determinado una correlación potencia neta-caudal de tipo potencial, empleando simulaciones de estado estacionario y las condiciones termohidráulicas iniciales de los experimentos. Dicha correlación queda:

$$G=0,3815(Q-q_{\text{loss}})^{0,3518}.$$

Seguidamente se han analizado tres escenarios counterpart en ATLAS y LSTF con el fin de identificar los fenómenos termohidráulicos extrapolables entre ambas instalaciones y justificar las diferencias. Se ha estudiado un escenario SBLOCA en rama fría, un IBLOCA en rama fría y un SBLOCA en *upper head*, tratando de determinar la influencia que tiene la tecnología o la escala de las instalaciones en dichos fenómenos. De modo paralelo, los experimentos se han comparado con su correspondiente simulación con TRACE5, lográndose reproducir correctamente todos los parámetros termohidráulicos (presiones, temperaturas, caudales, niveles) al emplear modelos acondicionados a cada experimento. Asimismo, la cronología de los principales eventos también se ha simulado con precisión.

En el análisis de escalado del test IBLOCA, con el fin de cuantificar la semejanza y distorsión de los fenómenos termohidráulicos significativos entre ATLAS y LSTF, se han calculado y comparado, para cada fase del experimento, los grupos adimensionales derivados de las ecuaciones de continuidad. Los resultados de la aplicación de esta metodología evalúan todos los procesos de transferencia como “correctamente” escalados, detectándose la mayor distorsión en los procesos menos relevantes.

El escenario SBLOCA en el *upper head* se ha analizado en el marco del ejercicio benchmark para la simulación del test B5.1. En la fase ciega se realizaron diferentes análisis de sensibilidad a fin de identificar las opciones de modelado que influyen en el flujo crítico en la rotura, la predicción de la CET y la rotura de sellos de lazo. El comportamiento general de las simulaciones presentadas por el grupo UPV-ISIRYM resultó coherente con el experimento y, pese a la predicción anticipada de los eventos, todos los parámetros, así como las correlaciones establecidas para el estudio de la fenomenología, se reprodujeron adecuadamente. En vista de los resultados obtenidos, en la fase abierta se modificó el modelo, reemplazando la válvula de rotura y eliminando las pérdidas de carga en las placas de la vasija, la placa de alineación del combustible y la placa superior de soporte. Como consecuencia de estos cambios, el transitorio completo se reprodujo con precisión.



Finalmente, la tesis ha abordado el diseño y simulación de un experimento counterpart basado en un escenario tipo SBO. Para ello, se ha propuesto un enfoque original en el que, por primera vez, las condiciones iniciales y de contorno de un test en ATLAS se han tomado como referencia para definir las equivalentes en LSTF. A partir de los resultados de la simulación del test, el cálculo y comparación de los grupos adimensionales relativos a los procesos de transferencia verifican su similitud. Sin embargo, se ha evidenciado una discrepancia significativa de la cronología de los principales eventos, atribuida a aspectos tecnológicos y de escala, tales como la capacidad de los generadores de vapor y las pérdidas de calor a través de las paredes de todos los componentes. La distorsión que introducen estos factores es inevitable y, por tanto, también se pondrá de manifiesto en otros test counterpart en los que la circulación natural sea un fenómeno relevante. A este respecto, los modelos híbridos con el código TRACE5 permiten caracterizar instalaciones experimentales hipotéticas para simular comportamientos termohidráulicos y justificar la distorsión de escalado.

Como conclusión, se ha verificado la idoneidad de las instalaciones ATLAS y LSTF para realizar experimentos counterpart, así como la utilidad del código TRACE5 para diseñar escenarios accidentales y predecir la escalabilidad.

*The starting hypothesis of this thesis is to use the TRACE5 thermal-hydraulic code to design, simulate and analyze counterpart tests as an alternative to its experimental execution. Asserting the validity of this hypothesis for the possible spectrum of thermal-hydraulic scenarios that have traditionally been studied in test facilities is not realistic. Therefore, the framework and scope of this Thesis have been limited to two accidental scenarios widely studied in the literature, such as the loss of coolant accident (LOCA) due to breaks of different sizes and accidents caused by the loss of external power supply (SBO).*

*In this context, existing counterpart experiments of the LSTF and ATLAS facilities have been studied and TRACE5 models have been developed for their simulation. Next, the most relevant thermal-hydraulic phenomenology, their scalability and distortion are studied according to the case. The next step is to study the use of TRACE5 to design a counterpart test in a facility based on a previous experiment in another facility. On the basis of an SBO test in ATLAS, and using the know-how of the previous analyzes, the initial and boundary conditions of the counterpart in LSTF have been established. The simulation of the test allows analyzing the similarity of the extrapolated phenomenology and quantifying the distortions, as well as identifying limitations of the methodology.*

*The thesis has covered the objectives set out, as detailed below.*

First, TRACE5 models have been developed for ATLAS and LSTF, which are effective in reproducing the relevant thermohydraulic phenomenology in these facilities. Specifically, the capability of the models to simulate natural circulation has been tested, due to its importance in the evolution of prolonged accidental transients. This has been carried out taking into account the nodalization and geometry, and using the special models available in the code. On the other hand, it has been shown that heat losses in small-scale facilities have a significant effect on net power and, therefore, on natural circulation, so special attention has been devoted to their modeling. In addition, to characterize the natural circulation in the ATLAS model, a potential-type net power-flow rate correlation has been determined, using steady-state simulations and the initial thermohydraulic conditions of the experiments. This correlation is:  $G=0.3815(Q-q_{loss})^{0.3518}$ .

Next, three counterpart scenarios in ATLAS and LSTF have been analyzed to identify the thermal-hydraulic phenomena that can be extrapolated between both facilities and to justify the differences. A cold leg SBLOCA scenario, a cold leg IBLOCA and an upper head SBLOCA scenario have been studied, trying to determine the influence of technology or the scale of the facilities on these phenomena. In parallel, the experiments have been compared with their corresponding simulation with TRACE5, and all the thermal-hydraulic parameters (pressures, temperatures, flows, levels) are successfully reproduced when using conditioned models to each experiment. Likewise, the chronology of the main events has also been accurately simulated.

In the scaling analysis of the IBLOCA test, the dimensionless groups derived from the continuity equations have been calculated and compared for each phase of the experiment, to quantify the similarity and distortion of the significant thermohydraulic phenomena between ATLAS and LSTF. The results of the appliance of this methodology evaluate all the transfer processes as "correctly" scaled, detecting the greatest distortion in the less relevant processes.

The SBLOCA scenario in the upper head has been analyzed in the framework of the benchmark exercise for the simulation of the Test B5.1. In the blind phase, different sensitivity analyzes were carried out to identify the modeling options that influence the critical flow in the break, the prediction of CET and the loop seal clearing. The general behavior of the simulations presented by the UPV-ISIRYM group was consistent with the experiment and, despite the anticipated prediction of the events, all the parameters, as well as the correlations established for the study of phenomenology, were adequately reproduced. Given these results, in the open phase, the model was modified, replacing the break valve and removing pressure losses from the plates of the vessel, the fuel alignment plate and the upper support plate. As a consequence of these changes, the entire transient was accurately reproduced.

Finally, the thesis has addressed the design and simulation of a counterpart experiment based on an SBO-type scenario. To do this, an original approach has been proposed in which, for the first time, the initial and boundary conditions of a test in ATLAS have been

*taken as a reference to define those equivalents in LSTF. From the results of the test simulation, the calculation and comparison of the dimensionless groups related to the transfer processes verify their similarity. However, a significant discrepancy has been evidenced in the chronology of the main events, which is attributed to technological and scale aspects, such as the capacity of the steam generators and the heat losses through the walls of all components. The distortion introduced by these factors is unavoidable and, therefore, will also be evident in other counterpart tests in which natural circulation is a relevant phenomenon. In this respect, hybrid models with the TRACE5 code allow characterizing hypothetical facilities to simulate thermohydraulic behaviors and justify scaling distortion.*

*In conclusion, the suitability of the ATLAS and LSTF facilities to perform counterpart experiments has been verified, as well as the usefulness of the TRACE5 code to design accidental scenarios and predict scalability.*

## **8.2. Líneas de trabajo futuras**

Como líneas de trabajo futuras se propone:

- La participación en otros Benchmark para la simulación de experimentos en la instalación ATLAS. El Proyecto ATLAS-3 contempla la organización del Benchmark para la simulación del Test C2.3, una rotura de línea de vapor con actuación del sistema de alimentación auxiliar pasivo (PAFS).
- El diseño de nuevos escenarios counterpart entre ATLAS y LSTF. Manteniendo el ámbito y alcance de los test analizados, se proponen experimentos SBLOCA u otros transitorios prolongados en los que los fenómenos de circulación natural tengan un rol determinante.
- El desarrollo de modelos híbridos de instalaciones empleando el código TRACE5. El uso de esta metodología pretende justificar las distorsiones de escalado debidas a las diferencias tecnológicas entre instalaciones.

### **8.3. Publicaciones**

El desarrollo de la presente tesis ha generado las siguientes publicaciones en revistas científicas y congresos:

#### Artículos en revistas científicas internacionales

1. **Título:** Appliance of scaling methodologies for designing counterpart experiments dominated by natural circulation phenomena.  
**Autores:** Lorduy-Alós, M., Gallardo, S., Verdú, G.  
**Revista:** Nuclear Engineering and Design, vol. 384, 111489, 2021.
2. **Título:** Break location influence in pressure vessel SBLOCA scenarios.  
**Autores:** Lorduy-Alós, M., Querol, A., Gallardo, S., Verdú, G.  
**Revista:** Brazilian Journal of Radiation Sciences 8(3B). 2021.
3. **Título:** Scaling analysis of an IBLOCA counterpart test between the ATLAS and LSTF facilities.  
**Autores:** Lorduy-Alós, M., Gallardo, S., Verdú, G.  
**Revista:** Progress in Nuclear Energy, vol. 127, 103460, 2020.
4. **Título:** Simulation studies on natural circulation phenomena during an SBO accident.  
**Autores:** Lorduy-Alós, M., Gallardo, S., Verdú, G.  
**Revista:** Applied Thermal Engineering 139, 2018.

#### Contribuciones en congresos internacionales

5. **Título:** Simulation of a SBLOCA scenario in different technology facilities.  
**Autores:** Lorduy-Alós, M., Gallardo, S., Verdú, G.  
**Congreso:** ICAPP 16-20 October 2021 – Abu Dhabi (UAE).
6. **Título:** Simulation and analysis of the counterpart test A5.2 of ATLAS with TRACE5.  
**Autores:** Lorduy-Alós, M., Gallardo, S., Verdú, G.  
**Congreso:** Spring CAMP Meeting, Valencia, Spain, 29-31 May 2019

7. **Título:** Analysis of natural circulation phenomena in the ATLAS facility.  
**Autores:** Lorduy-Alós, M., Gallardo, S., Verdú, G.  
**Congreso:** Joint PKL4-ATLAS2 Workshop, Barcelona, Spain, 7-9 November 2018
  
8. **Título:** Analysis and simulation of an IBLOCA counterpart test in ATLAS and LSTF.  
**Autores:** Lorduy-Alós, M., Gallardo, S., Verdú, G.  
**Congreso:** PHYTRA4 – The Fourth International Conference on Physics and Technology of Reactors and Applications., September 17-19, 2018, Marrakech, Morocco.
  
9. **Título:** Simulation of station blackout accidental scenarios with TRACE.  
**Autores:** Turégano, J., Querol, A., Lorduy, M., Gallardo, S., Verdú, G.  
**Congreso:** The 17th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-17), Xi'an, China, September 3 - 8, 2017
  
10. **Título:** Main considerations for modelling a station blackout scenario with TRACE.  
**Autores:** Turégano, J., Lorduy, M., Querol, A., Gallardo, S., Verdú, G.  
**Congreso:** International Nuclear Atlantic Conference – INAC, Belo Horizonte, MG, Brazil, October 22-27, 2017
  
11. **Título:** Simulation of a passive auxiliary feedwater system with TRACE5.  
**Autores:** Lorduy, M., Turégano, J., Gallardo, S., Verdú, G.  
**Congreso:** International Nuclear Atlantic Conference – INAC, Belo Horizonte, MG, Brazil, October 22-27, 2017

Contribuciones en congresos nacionales

12. **Título:** Análisis y simulación de una rotura intermedia en las instalaciones ATLAS y LSTF  
**Autores:** M. Lorduy, S. Gallardo, G. Verdú.  
**Congreso:** 44ª Reunión Anual de la Sociedad Nuclear Española, Ávila, 26-28 septiembre, 2018.

13. Título: Análisis y modelización de las pérdidas de calor en la instalación PKL con el código TRACE5.  
Autores: M. Lorduy, A. Soria, S. Gallardo, G. Verdú.  
Congreso: 44ª Reunión Anual de la Sociedad Nuclear Española, Ávila, 26-28 septiembre, 2018.
14. Título: Nodalización de la vasija de la instalación experimental PKL con el código termohidráulico TRACE.  
Autores: J. Turégano, M. Lorduy, A. Querol, S. Gallardo, G. Verdú.  
Congreso: 43ª Reunión Anual de la Sociedad Nuclear Española, Málaga, 4-6 octubre, 2017.
15. Título: Estudio del modelo de un sistema pasivo de alimentación con TRACE5.  
Autores: M. Lorduy, S. Gallardo, G. Verdú.  
Congreso: 43ª Reunión Anual de la Sociedad Nuclear Española, Málaga, 4-6 octubre, 2017.
16. Título: Influencia de la localización de la rotura en escenarios SBLOCA en la vasija de LSTF.  
Autores: A. Querol, M. Lorduy, S. Gallardo, G. Verdú.  
Congreso: 43ª Reunión Anual de la Sociedad Nuclear Española, Málaga, 4-6 octubre, 2017.
17. Título: Simulación de un transitorio tipo station blackout en la instalación ATLAS con el código TRACE5.  
Autores: M. Lorduy, J. Turégano, S. Gallardo, G. Verdú.  
Congreso: 42ª Reunión Anual de la Sociedad Nuclear Española, Santander, 28-30 septiembre, 2016.
18. Título: Simulación de un escenario accidental tipo 'Station Blackout' con el código termohidráulico TRACE5  
Autores: J. Turégano, M. Lorduy, S. Gallardo, G. Verdú.  
Congreso: 42ª Reunión Anual de la Sociedad Nuclear Española, Santander, 28-30 septiembre, 2016
19. Título: Estudio y análisis de un modelo para TRACE5 de la instalación ATLAS.  
Autores: M. Lorduy, J. Turégano, S. Gallardo, G. Verdú.  
Congreso: 42ª Reunión Anual de la Sociedad Nuclear Española, Santander, 28-30 septiembre, 2016.

# Capítulo 9

## Referencias

**Al Issa, S., Macian, R.,** 2011. A review of CCFL phenomenon. *Annals of Nuclear Energy*, 38, 9, 1795-1819.

**Annunziato A., Addabbo C., Briday G., Deruaz R., Juhel D., Kumamaru H., Kukita Y., Medich C., Rigamonti M.,** 1993, Small Break LOCA counter test in the LSTF, BETHSY, LOBI and SPES test facilities, Proceedings of the International Top. Meet. On Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-5), Salt Lake City (Ut, US).

**Bae, B.U.,** 2017a. Test Report on the OECD-ATLAS A5.2 Test: Counterpart Test of Cold Leg Intermediate Break (13%) Loss-of-Coolant-Accident (IBLOCA) in ATLAS. Korea Atomic Energy Research Institute, OECD-ATLAS-TR-08.

**Bae, B.U.,** 2017b. Test Report on the OECD-ATLAS A4.1 Test: Counterpart Test of Cold Leg Intermediate Break (17%) Loss-of-Coolant-Accident (IBLOCA) in ATLAS. Korea Atomic Energy Research Institute, OECD-ATLAS-TR-06.

**Baek, W.P., Song, C.H., Yun, B.J., Kwon, T.S., Moon, S.K., Lee, S.J.,** 2005. KAERI Integral Effect Test Program and the ATLAS Design. *Nuclear Technology*., 152, 183.

**Baek, W.P., Kim, Y.S.,** 2008. Accident Simulation ATLAS for APWRs. *Nuclear Engineering International*, 53, 21.

**Bajorek, S.M., Petkov, N.,** 2001. Realistic Small- and Intermediate-Break Loss-of-coolant Accident Analysis Using WCOBRA/TRAC. *Nuclear Technology*, 136, 50-62.

- Banerjee, S., Ortiz, M.G., Larson, T.K., Reeder, D.L.,** 1997. Top-Down Scaling Analyses. Methodology for AP600 Integral Tests. INEL-96/0040, May 1997.
- Bankoff, S.G., Lee, S.C.,** 1985. Brief review of countercurrent flooding models applicable to PWR geometries. Nuclear Safety, 26(5), 139-152.
- Belaid, S., Freixa, J., Zerkak, O.,** 2010. Analysis of the Test OECD-PKL2 G7.1 with the Thermal-Hydraulic System Code TRACE. U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, NUREG/IA-0432.
- Bestion, D., Lucas, D., Anglart, H., Niceno, B., Vyskocil, L.,** 2012. Multi-scale Thermal hydraulic analyses performed in NURESIM and NURISP projects. Anaheim, California, U.S., 20th International Conference on Nuclear Engineering and the ASME 2012 Power Conference.
- Bestion, D., D’Auria, F., Lien, P., Nakamura, H.,** 2017. A state-of-the-art report on scaling in system thermal-hydraulics applications to nuclear reactor safety and design. OECD, Nuclear Safety NEA/CSNI/R(2016)14.
- Bestion, D., D’Auria, F., Nakamura, H., et al.,** 2017. Scaling in System ThermalHydraulics Applications to Nuclear Reactor Safety and Design: a State-of-the Art Report. OECD Nuclear Energy Agency.
- Bousbia-Salah, A. y D’Auria, F.,** 2007. Use of coupled code technique for Best Estimate safety analysis of nuclear power plants. Progress in Nuclear Energy, 49(1), 1-13.
- Bovalini, R., D’Auria, F., Galassi, G.M.,** 1993. Scaling of complex phenomena in system thermal-hydraulics. Nuclear Science and Engineering 115, 89–111.
- Boyak, B.E., Duffy, R., Griffith, P., Lellouche, G., Levy, S., Rohati, U., Wilson, G., Wulf, W., Zuber, N.,** 1989. Quantifying Reactor Safety Margins: Application of Code Scaling, Applicability, and Uncertainty Evaluation Methodology to a Large-Break, Loss-of-Coolant Accident. U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, NUREG/CR-5249.
- Burnell, J.,** 1947. Flow of Boiling Water through Nozzles, Orifices, and Pipes. Engineering, 572-576.
- Carbiener, A., Chudnik, R.A.,** 1969. Similitude considerations for modeling nuclear reactor blow-down. Transactions of the American Nuclear Society 2, 361.
- Catton, I., Wulff, W., Zuber, N., Rohatgi, U.S.,** 2005. Application of fractional scaling analysis (FSA) to loss of coolant accidents (LOCA). Part 3. Component level scaling for peak clad temperature. In: Proceedings of the International Top. Meet. on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-11), Avignon, France.
- Chataing, T., Clement, P., Allen, E.,** 1991. Total Loss of Feedwater on the BETHSY Integral Test Facility. Proc. Int. Topl. Mtg. Safety of Thermal Reactors, p. 188.



**Cherubini, M., Giannotti, W., Dino, A., D'Auria, F.,** 2008. Use of the Natural Circulation Flow Map for Natural Circulation Systems Evaluation. Science and Technology of Nuclear Installations, 2008 (2).

**Choi K.Y., Kang K.H., Kwon T.S., Kim Y.S., Kim J.-R., Moon S.K., Park Y.-S., Park H.S., Bae B.U., Song C.H., Yi S.J., Cho S., Yun B.J.,** 2014, Scaling analysis report of the ATLAS facility, KAERI Report, KAERI/TR-5465/2014.

**Choi, K.Y., Park, H.S., Euh, D.J., Kwon, T.S., Baek, W.P.,** 2017. Simulation capabilities of the ATLAS facility for major design-basis accidents. Nuclear Technology, 156:3, 256-269.

**Condie, K G, Larson, T K, Davis, C B, and McCreery, G E.,** 1987. Evaluation of integral continuing experimental capability (CEC) concepts for light water reactor research: PWR scaling concepts. U.S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG/CR-4824.

**D'Auria, F., Debrecin, N., Galassi, G.M.,** 1995. Outline of the uncertainty methodology based on accuracy extrapolation (UMAE). Nuclear Technology 109 (1), 21–38.

**D'Auria, F., Bousbia, A., Galassi, G., et al.,** 2004. Neutronics/thermal-hydraulics coupling in LWR technology, state-of-the-art report, Paris: Nuclear Energy Agency, Organisation for Economic Co-Operation and Development, ISBN: 92-64-02084-5, NEA No. 5436, CRISSE-S - WP2.

**D'Auria F., Cherubini M., Galassi G.M., Muellner N.,** 2005, Analysis of measured and calculated counterpart test data in PWR and VVER1000 simulators, J. Nuclear Technology and Radiation Protection, 1.

**D'Auria, F., Galassi, G.M.,** 2010. Scaling in nuclear reactor system thermal-hydraulics, Nuclear Engineering and Design, 240, 10, 3267-3293.

**D'auria, F., Lanfredini, M., Muellner, N.,** 2012. Scaling analysis in bepu licensing of LWR. Nuclear Engineering and Technology, 44(6), 611-622.

**Division of Risk Assessment and Special Projects. Office of Nuclear Regulatory Research, USNRC,** 2007a. TRACE V5.0. Theory manual. Field Equations, Solution Methods and Physical Models. U. S. Nuclear Regulatory Commission.

**Division of Risk Assessment and Special Projects. Office of Nuclear Regulatory Research, USNRC,** 2007b. TRACE V5.0. User's manual. Volume 1: Input Specification. U. S. Nuclear Regulatory Commission.

**Freixa, J., Manera, A.,** 2012. Remarks on Consistent Development of Plant Nodalizations: An Example of Application to the ROSA Integral Test Facility. Science and Technology of Nuclear Installations, 2012, ID 158617.

**Freixa, J., Martínez-Quiroga, V., Reventós, F.,** 2017. Modelling guidelines for CCFL representation during IBLOCA scenarios of PWR reactors. 17th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-17), Xi'an, China, September 3-8, 2017.

**Frepoli C., Yurko J., Reyes J.N.,** 2015. Experimental Test Facility Data Synthesis with the Dynamical System Scaling Methodology, International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-16), Chicago, US.

**Guelfi, A., Bestion, D., Boucker, M., et al.,** 2007. NEPTUNE: a new software platform for advanced nuclear thermal hydraulics. Nuclear Science and Engineering, 156(3), 281-324.

**Hirt, C.W.,** 1967. Heuristic stability theory for finite-difference. Journal of Computational Physics, 2, 4, 339-355.

**Hursin, M., Bogetic, S., Dohkane, A., Canepa, S., Zerkak, O., Ferroukhi, H., Pautz, A.,** 2017. Development and validation of a TRACE/PARCS core model of Leibstadt Kernkraftwerk cycle 19. Annals of Nuclear Energy, 101, 559-575.

**IAEA,** 2005. Natural Circulation in Water Cooled Nuclear Power Plants - Phenomena, Model, and Methodology for System Reliability Assessments. IAEA, Vienna (IAEA-TECDOC-1474).

**IAEA,** 2008. Best estimate safety analysis for nuclear power plants: uncertainty evaluation. - Vienna: International Atomic Energy Agency, 2008, 24.

**IAEA, International Atomic Energy Agency,** 2009. Deterministic Safety Analysis for Nuclear Power Plants. Safety Standards Series SSG-2.

**Ishii, M., Zuber, N.,** 1970. Thermally Induced Flow Instabilities in Two-phase Mixtures. 4th Int. Heat Trans. Conf., Paris, paper B5.11.

**Ishii, M., Jones, O.C. Jr.,** 1976. Derivation and Application of Scaling Criteria for Two-phase Flows, Two-phase Flows and Heat Transfer. Proc.NATO Advanced Study Institute, Istanbul, Turkey, 1, 163.

**Ishii, M., Kataoka, I.,** 1983. Similarity analysis and scaling criteria for LWR's under single-phase and two-phase natural circulation. Argonne National Laboratory, NUREG/CR-3267, ANL-83-32.

**Ishii, M., Kataoka, I.,** 1984. Scaling laws for thermal-hydraulic system under single phase and two-phase natural circulation. Nuclear Engineering and Design, 81 (3), 411-425.

**Ishii, M., Revankar, S.T., Leonardi, T., Dowlati, R., Bertodano, M.L., Babelli, I., Wang, W., Pokharna, H., Ransom, V.H., Viskanta, R., Han, J.T.,** 1998. The three-

level scaling approach with application to the Purdue University Multi-Dimensional Integral Test Assembly (PUMA). *Nuclear Engineering and Design*, 186 (1-2), 177–211.

**Ivanov, K.N., Macian-Juan, R., Irani, A., Baratta, A.J.**, 1999. Features and performance of a coupled three-dimensional thermal-hydraulic/kinetics TRAC-PF1/NEM pressurized water reactor (PWR) analysis code. *Annals of Nuclear Energy*, 26(15), 1407–1417.

**J. NED**, Special Issue, 1998, devoted to Scaling.

**Jang Byeong-Il, Kim MooHwan, Jeun Gyoodong**, 2011. Experimental and computational investigation of a natural circulation system in Regional Energy Reactor-10MWth, *Nuclear Engineering and Design*, 241, 2214-2223.

**Japan Atomic Energy Agency (JAEA)**, 2011. Final Data Report of ROSA-2/LSTF Test 2 (Cold Leg Intermediate Break LOCA IB-CL-03 in JAEA).

**Japan Atomic Energy Agency (JAEA)**, 2013. Final Data Report of ROSA-2/LSTF Test 7 (Cold Leg Intermediate Break LOCA IB-CL-05 in JAEA).

**KAERI**, 2018. Description report of ATLAS facility and instrumentation (second revision), KAERI/TR-7218/2018.

**Kakaç, S., Yener, Y.**, 1995. Convective heat transfer, CRC Press 18.

**Kang, K.H., Bae, B.U., Kim, J.R., Park, Y.S., Lee, J.B., Cho, S., Choi, N.H., Choi, K.Y.**, 2020. Integral effect test results on the effect of asymmetric supply of feedwater during a station blackout transient of pressurized water reactor. *Annals of Nuclear Energy*, 149, 107837.

**Kim, H. T., No, H. C.**, 2001. Assessment of RELAP5\_MOD3.2.2y Against Flooding Database in Horizontal-to-Inclined Pipes. U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, NUREG\_IA-0203.

**Kim Y.S., Choi K.Y., Park H.S., Cho S., Kim B.D., Choi N.H., Baek W.P.**, 2008, Commissioning of the ATLAS thermal-hydraulic integral test facility, *J. Annals of Nuclear Energy* 35, 10, 1791-1799.

**Kim, Y.S., Choi, K.Y.**, 2015. An analytical investigation of direct vessel injection line break accidents of the ATLAS facility, *Annals of Nuclear Energy*, 83, 398-407.

**Kim, Y.S., Park, H.S., Cho, S., Choi, K.Y.**, 2015a. The characteristics of break flows of SBLOCA tests in ATLAS facility, *Annals of Nuclear Energy*, 85, 1200-1209.

**Kim, Y.S., Cho, S., Choi, K.Y.**, 2015b. An analytical investigation of cold leg small break accidents of the ATLAS facility. *Nuclear Engineering and Design*, 291, 145-153.

**Kim Y.S., Kang K.H.**, 2017. Overview of an investigation into SBLOCA tests of ATLAS facility. *Annals of the Nuclear Energy*, 102, 386-401.

**Kozmenkov, Y., Kliem, S., Grundmann, U., Rohde, U., Weiss, F.P.,** 2007. Calculation of the VVER-1000 coolant transient benchmark using the coupled code systems DYN3D/RELAP5 and DYN3D/ATHLET, Nuclear Engineering and Design, 237, 15-17, 1938-1951.

**Kukita Y., Tasaka K., Asaka H., Yonomoto T., Kumamaru H.,** 1990. The effects of break location on PWR small break LOCA: experimental study at the ROSA-IV LSTF. Nuclear Engineering and Design, 122, 255.

**Lei, W., Yang, L., Hai-Jun, J., Jun, W.,** 2017. Innovative flow-resistance performance in the single-phase natural circulation loop and relevant experiment verification. Int. J. Heat Mass Transfer 107, 66-73.

**Liao, J.,** 2016. System scaling analysis for modeling small break LOCA using the FULL SPECTRUM LOCA evaluation model. Annals of Nuclear Energy, 87, 443-453.

**Liu T.J., Lee C.H., Way Y.S.,** 1997. IIST and LSTF counterpart test on PWR station blackout Transient. Nuclear Engineering and Design, 167, 357-373.

**Liu, T.J.,** 2002. IIST and BETHSY counterpart tests on PWR total loss-of-feedwater transient with two different bleed-and-feed scenarios. Nuclear Technology, 137, 10-27.

**Lorduy-Alós, M., Gallardo, S., Verdú, G.,** 2018. Simulation studies on natural circulation phenomena during an SBO accident. Applied Thermal Engineering, 139, 514-523.

**Lorduy-Alós, M., Gallardo, S., Verdú, G.,** 2020. Scaling analysis of an IBLOCA counterpart test between the ATLAS and LSTF facilities. Progress in Nuclear Energy, 127, 103460.

**Lorduy-Alós, M., Gallardo, S., Verdú, G.,** 2021. Appliance of scaling methodologies for designing counterpart experiments dominated by natural circulation phenomena. Nuclear Engineering and Design, 384, 111489.

**Martínez-Quiroga V., Reventos F.,** 2014. The Use of System Codes in Scaling Studies: Relevant Techniques for Qualifying NPP Nodalizations for Particular Scenarios, J. Science and Technology of Nuclear Installations, 2014, 1-13.

**Martínez-Quiroga V., Reventos F., Freixa J.,** 2014. Applying UPC Scaling-Up Methodology to the LSTFPKL Counterpart Test, J. Science and Technology of Nuclear Installations, 2014, 1-18.

**Mascari F., Nakamura H., Umminger K., D'Auria F.,** 2015. Scaling issues for the experimental characterization of reactor coolant system in integral test facilities and role of system code as extrapolation tool. Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-16), Aug. 30-Sept. 4, Chicago (Ill, US)

- Muñoz-Cobo, J.L., Berna, C., Escrivá, A.,** 2018. Top-down scaling methodology from the LSTF facility to a three loop PWR plant applied to a SBLOCA event – The ROSA 1.2 test. *Nuclear Engineering and Design*, 327, 248–273.
- Nahavandi, A.N., Castellana, F.S., Moradkhanian, E.N.,** 1979. Scaling laws for modeling nuclear reactor systems. *Nuclear Science and Engineering*, 72 (1), 75–83.
- NEA/CSNI,** 1996. CSNI Integral Test Facility Validation Matrix For The Assessment Of Thermal-Hydraulic Codes For LWR LOCA and Transients, NEA/CSNI/R(96)17, Paris (F).
- Oussoren, A., Riznic, J., Revankar, S.T.,** 2017. Assessment of Critical Subcooled Flow Through Cracks in Large and Small Pipes Using TRACE and RELAP5. U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, NUREG/IA-0457.
- Park, H.S., Choi, K.Y., Cho, S., Kang, K.H., Kim, Y.S.,** 2011. Counterpart tests of SBLOCA on the effect of break location with the ATLAS: DVI nozzle versus cold-leg breaks. *Journal of Nuclear Science and Technology* 48(10), 1319-1326.
- Park, Y.,** 2017. OECD-ATLAS A5.1. Counterpart Test for LSTF 1% Cold-leg LOCA (SB-CL-32). KAERI OECD-ATLAS-07.
- Park, Y.,** 2020. Test Report on the OECD-ATLAS2 B5.1 Test: Counterpart Test for 1% SBLOCA at Reactor Pressure Vessel Top of LSTF with Accident Management Action and Gas Inflow. OECD ATLAS2 TR 20 03.
- Peterson P.F., Schrock V.E., Greif R.,** 1998, Scaling for integral simulation of mixing in large, stratified volumes. *Nuclear Engineering and Design*, 186.
- Petrangeli, G.,** 2006. Nuclear Safety. Butterworth Heinemann. ISBN: 978-0-7506-6723-4
- Querol, A.,** 2015. Análisis termohidráulico de la instalación LSTF/ROSA utilizando el código TRACE5. Aportaciones a la metodología de escalado. Tesis doctoral. Universitat Politècnica de València.
- Reocreux, M.,** 1992. Proceedings of the CSNI Specialist Meeting on Transient Two-Phase Flow - Current Issues in System Thermal Hydraulics (NEA-CSNI-R--1992-12). Rubinstein, M.C. (Ed.). Nuclear Energy Agency of the OECD (NEA).
- Reyes J. N. Jr., Frepoli C., Yurko J.,** 2015. The Dynamical System Scaling Methodology: Comparing Dimensionless Governing Equations with the H2TS and FSA Methodologies, International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-16), Chicago, (Ill, US).
- Rosa-V Group,** 2003. ROSA-V Large Scale Test Facility (LSTF) System Description for the Third and Fourth Simulated Fuel Assemblies. Japan Atomic Energy Agency (JAEA). Technical Report JAERI-Tech 2003-037.

**Smoglie, C., Reimann, J.,** 1986. Two-phase flow through small branches in a horizontal pipe with stratified flow. *International Journal of Multiphase Flow*, 12, 4, 609-625.

**Song, C. H., Park, C.K., Lee, S.J., et al.,** 2001. Scaling Analysis of the Integral Test Loop to Simulate Korean PWR Plants. KAERI/TR-1783.

**Song, C.H.,** 2006. Scaling of the multi-dimensional thermal-hydraulic phenomena in advanced nuclear reactors. Proc. Fifth Korea-Japan Symposium on Nuclear Thermal-hydraulics and Safety (NTHAS-5), Nov. 26-29 2006, Jeju, Korea.

**Swapnaleey, B.T., Vijayan, P.K.,** 2011. A generalized flow equation for single phase natural circulation loops obeying multiple friction laws. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 54, 2618-2629.

**Taitel, Y., Dukler, A. E.,** 1976. Model of Predicting Flow Regime Transitions in Horizontal and Near Horizontal Gas-Liquid Flow. *Aiche Journal*, 22, 47-55.

**Takeda, T., Maruyama, Y., Watanabe, T., Nakamura, H.,** 2012. RELAP5 Analyses of OECD/NEA ROSA-2 Project Experiments on Intermediate-Break LOCAs at Hot or Cold Leg. *Journal of Power and Energy Systems*, 6, 87-98.

**Takeda, T.,** 2014. Data Report of ROSA/LSTF Experiment SB-CL-32 – 1% Cold Leg Break LOCA with SG Depressurization and No Gas Inflow. JAEA-Data/Code 2014-021.

**Takeda, T.,** 2018. Data Report of ROSA/LSTF Experiment SB-PV-07 - 1% Pressure Vessel Top Break LOCA with Accident Management Actions and Gas Inflow. JAEA-Data/Code 2018-003.

**Tóth, I., Prior, R., Sandervag, O., Umminger, K., Nakamura, H., Muellner, N., Cherubini, M., Del Nevo, A., D'Auria, F., Dreier, J., Alonso, J.R., Amri, A.,** 2010. Core exit temperature (CET) effectiveness in accident management of nuclear power reactors. NEA/CSNI/R (2010)9. Committee on the Safety of Nuclear Installations, OECD, Nuclear Energy Agency.

**Trapp, J.A., Ransom, V.H.,** 1982, Choked flow calculation criterion for nonhomogeneous, nonequilibrium two-phase flows. *International Journal of Multiphase Flow*, 8, 669–681.

**USNRC,** 2005. Risk-Informed Changes to Loss-of-Coolant Accident Technical Requirements. The United States Nuclear Regulatory Commission, 70 FR 67597.

**USNRC,** 2008. Davis-Besse Reactor Pressure Vessel Head Degradation. Overview, Lessons Learned, and NRC Actions on Lessons Learned. NUREG/BR-0353, Rev. 1.

**USNRC Division of Risk Assessment and Special Projects,** 2012, TRACE Pressurized Water Reactor Modeling Guidance. U. S. Nuclear Regulatory Commission.

**USNRC**, 2017. Code of Federal Regulations 10 CFR 50.46: Acceptance criteria for emergency core cooling systems for light-water nuclear power reactors. <https://www.nrc.gov/reading-rm/doc-collections/cfr/part050/part050-0046.html>

**Vijayan, P.K.**, 2002. Experimental observations on the general trends of the steady state and stability behaviour of single-phase natural circulation loops. *Nuclear Engineering and Design*, 215, 1-2, 139-152.

**Vijayan, P.K., Sharma, M., Saha, D.**, 2007. Steady state and stability characteristics of single-phase natural circulation in a rectangular loop with different heater and cooler orientations. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 31, 8, 925-945.

**Wang, L.S., Yan, B.H.**, 2021. The scaling technology in nuclear reactor thermal hydraulic. *Annals of Nuclear Energy*, 161, 108440.

**Wulff, W.**, 1996. Scaling of thermo-hydraulic systems. *Nuclear Engineering and Design* 163, 359-395.

**Wilson, G.E., Boyack, B.E., Leonard, M.T., Williams, K.A., Wolf, T.W.**, 1997. BWR drywell debris transport phenomena identification and ranking tables (PIRTs). INEEL:EXT-97-00894, Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, September.

**Wilson, G.E., Boyack, B.E.**, 1998. The role of the PIRT process in experiments, code development and code applications associated with reactor safety analysis. *Nuclear Engineering and Design*, 186, 1-2, 23-37.

**Wulff, W., Zuber, N., Rohatgi, U.S., Catton, I.**, 2005. Application of Fractional Scaling Analysis (FSA) to Loss of Coolant Accidents (LOCA) - Part 2: System Level Scaling for System Depressurization. In: *Proceedings of the International Top. Meet. On Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-11)*, Avignon, France.

**Wulff, W., Rohatgi, U.**, 1998. System Scaling for the Westinghouse AP600 Pressurized Water Reactor and Related Test Facilities. USNRC Report, Brookhaven National Laboratory, NUREG/CR-5541.

**Yang, Z.M., Chen, B., Wang, F., Huang, Y., Yang, R.**, 1999. The solution type and experimental verification of steady-state flow rate of one-dimension single-phase natural circulation loop. *Chin. J. Nuclear Science and Engineering*, 19 (3), 248-252.

**Yun, B.J., Cho, H.K., Euh, D.J., Song, C.H., Park, G.C.**, 2004. Scaling for the ECC bypass phenomena during the LBLOCA reflood phase. *Nuclear Engineering and Design*, 231 (3), 315-325.

**Yurko, J., Frepoli, C., Reyes, J.N.**, 2015. Demonstration of Test Facility Design Optimization with the Dynamical System Scaling Methodology, *International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-16)*, Chicago, Ill, US.

**Zvirin, Y.**, 1982. A review of natural circulation loops in pressurized water reactors and other systems. *Nuclear Engineering and Design*, 67, 2, 203-225.

**Zuber, N.**, 1991. A Hierarchical, Two-Tiered Scaling Analysis. USNRC Report, NUREG/CR-5809, Washington, DC, USA.

**Zuber, N., Wilson, G.E., Ishii, M., Wulff, W., Boyack, B.E., Dukler, A.E., Griffith, P., Healzer, J.M., Henry, R.E., Lehner, J.R., Levy, S., Moody, F.J., Pilch, M., Sehgal, B.R., Spencer, B.W., Theofanous, T.G., Valente, J.**, 1998. An integrated structure and scaling methodology for severe accident technical issue resolution: development of methodology. *Nuclear Engineering and Design* 186, 1-21.

**Zuber, N., Wulff, W., Rohatgi, U.S., Catton, I.**, 2007. Application of fractional scaling analysis (FSA) to loss of coolant accidents (LOCA): Methodology development. *Nuclear Engineering and Design*, 237, 15-17, 1593-1607.



